

INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL

ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA

SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN

UNIDAD PROFESIONAL "ADOLFO LÓPEZ MATEOS"

***“PANDEO LOCAL EN DUCTOS COMPUESTOS
SUJETOS A ALTAS PRESIONES Y ALTAS
TEMPERATURAS”***

T E S I S

**QUE PARA OBTENER EL GRADO DE DOCTOR EN
CIENCIAS EN INGENIERÍA MECÁNICA**

P R E S E N T A:

M. en C. DAYVIS FERNÁNDEZ VALDÉS

DIRECTORES:

DR. JOSÉ ÁNGEL LODEGARIO ORTEGA HERRERA

DR. ALBERTO OMAR VÁZQUEZ HERNÁNDEZ

CIUDAD DE MÉXICO

AÑO 2019.





INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

SIP-14
 REP 2017

ACTA DE REVISIÓN DE TESIS

En la Ciudad de México siendo las 17:00 horas del día 05 del mes de Noviembre del 2019 se reunieron los miembros de la Comisión Revisora de la Tesis, designada por el Colegio de Profesores de Posgrado de: E.S.I.M.E ZACATENCO

para examinar la tesis titulada: "PANDEO LOCAL EN DUCTOS COMPUESTOS SUJETOS A ALTAS PRESIONES Y ALTAS TEMPERATURAS"
 por el (la) alumno (a):

| | | | | | |
|-------------------|-----------|-------------------|--------|-------------|--------|
| Apellido Paterno: | FERNÁNDEZ | Apellido Materno: | VALDÉS | Nombre (s): | DAYVIS |
|-------------------|-----------|-------------------|--------|-------------|--------|


Número de registro: A 1 6 1 0 8 1

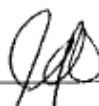
Aspirante del Programa Académico de Posgrado: DOCTORADO EN CIENCIAS EN INGENIERÍA MECÁNICA

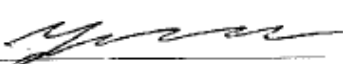
Después de la lectura y revisión individual, así como el análisis e intercambio de opiniones, los miembros de la Comisión manifestaron **APROBAR** **NO APROBAR** la tesis, en virtud de los motivos siguientes:

EL TEMA DE TESIS ES UN PROBLEMA REAL EN LA FABRICACIÓN DE LOS DUCTOS COMPUESTOS PARA EL GAS O PETRÓLEO CRUDO. CUYA INVESTIGACIÓN ESTA APERTANDO NUEVAS CONSIDERACIONES PARA EFECTUAR LA VIDA ÚTIL DE LOS MISMOS EVITANDO ASÍ EL COLAPSO DE LOS MISMOS. APORTACIONES PATENTABLES DE NUEVA TECNOLOGÍA.

Comisión Revisora de Tesis


 DR. JOSÉ ÁNGEL LODEGARIO ORTEGA HERRERA
 13760-EG-18/6 Y COLEGIADO


 DR. JESÚS ALBERTO MEDA CAMPAÑA
 12386-ED-17 Y COLEGIADO


 DR. EZEQUIEL ALBERTO GALLARDO HERNÁNDEZ
 14641-ED-19 Y COLEGIADO


 DR. ALBERTO OMAR VÁZQUEZ HERNÁNDEZ
 EXTERNO


 DR. SAMUEL ALCÁNTARA MONTES
 10810-EG-15/6 Y ASIGNATURA

Presidente del Colegio de Profesores


 DR. JOSÉ MARTINEZ TRINIDAD
 SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN





INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL

SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

CARTA CESIÓN DE DERECHOS

En la **Ciudad de México**, el día **20** del mes de **Noviembre** del año **2019**, la que suscribe **M. en C. Dayvis Fernández Valdés** alumna del Programa de **Doctorado en Ciencias en Ingeniería Mecánica** con número de registro **A161081**, adscrita a la **Sección de Estudios de Posgrado e Investigación de la ESIME unidad Zacatenco**, manifiesta que es autor intelectual del presente trabajo de Tesis bajo la dirección del **Dr. José Ángel Lodegario Ortega Herrera** y el **Dr. Alberto Omar Vázquez Hernández** y cede los derechos del trabajo intitulado **“Pandeo Local en Ductos Compuestos Sujetos a Altas Presiones y Altas Temperaturas”**, al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, gráficas o datos del trabajo sin el permiso expreso del autor y/o director del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección **dayvis86@hotmail.com**. Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.

M. en C. Dayvis Fernández Valdés

Nombre y firma

RESUMEN

El estudio de nueva tecnología de ductos para la extracción, explotación y transporte de hidrocarburos es una necesidad que debe ser desarrollada e implementada en aguas profundas. Uno de los principales problemas que actualmente existen es que los ductos están expuestos a altas presiones y altas temperaturas, por lo que se producen taponamientos, debido a la formación de parafinas y una mayor probabilidad de pandeo local, lo cual puede llegar a inhabilitar los ductos. Una alternativa que se viene explorando es la de cambiar el ducto simple por ductos compuestos. El reto principal está en la validación de la confiabilidad de estos nuevos ductos. Por lo tanto, el objetivo de este trabajo es el de proponer y evaluar una serie de análisis analíticos y numéricos que permitan comprender a profundidad el comportamiento estructural de estos nuevos ductos compuestos con el propósito de garantizar su confiabilidad. Para este propósito se establece una metodología que consiste en analizar el comportamiento de ductos compuestos mediante el Método del Elemento Finito ante pandeo local, producto de la presión externa y el efecto térmico. Esta metodología es comparada y validada por un modelo matemático y pruebas experimentales de la literatura. Se analizaron 12 modelos de ductos compuestos con base en la teoría de la deformación plana teniendo en cuenta; imperfecciones geométricas (0.5; 1; 2; 3%), variaciones de sus dimensiones, diferentes materiales anulares (cemento y polipropileno), así como diferentes coeficientes de fricción. Se realizó un análisis de pandeo lineal con el fin de conocer la presión crítica y la forma del modo de pandeo, así como un análisis de pandeo no lineal. Finalmente, se realizó un análisis acoplado térmico estructural no lineal en donde se consideró el efecto térmico en las variaciones de las propiedades de los materiales con el propósito de evaluar el comportamiento real de las presiones de colapso.

Entre los principales resultados se obtuvieron las presiones críticas tanto numéricas (139.31MPa) como matemáticamente (140MPa) de los ductos compuestos. La comparación de los resultados numéricos y experimentales de los ductos compuestos en condiciones de 2D y 3D no muestran diferencias significativas. A través del análisis numérico se obtuvo que existe una estrecha relación entre el aumento de la imperfección y la disminución de la presión de colapso. Las mayores presiones de colapso se encontraron en los modelos I, II y IV, del ducto compuesto con cemento para el 3% de imperfección, con valores de 92.9MPa, 68.6MPa y 52.8MPa respectivamente. Se obtuvieron resultados favorables en la presión de colapso con el aumento de la fricción, mostrando los ductos compuestos con cemento mayor capacidad para soportar el pandeo. El gradiente térmico provocó una disminución de la presión de colapso, haciéndose más notable en los ductos con polipropileno, el cual es menos resistente al efecto de la temperatura. Los modelos I, II y IV tanto para material anular de cemento como polipropileno, muestran presiones de colapso mayores 30 MPa para cada modelo de fricción e imperfección del 3%, superando las condiciones de operación existente en aguas ultraprofundas. Finalmente, los resultados obtenidos en este trabajo demuestran que es posible obtener un ducto que sea capaz de soportar las altas presiones existentes e inhibir

la formación de parafinas aun considerando las condiciones más desfavorables que pueden llegar a presentarse en aguas profundas del Golfo de México.

ABSTRACT

The study of new pipeline technology for the extraction, exploitation and transport of hydrocarbons is a necessity that must be developed and implemented in deep waters. One of the main problems that currently exist is that the pipelines are exposed to high pressures and high temperatures, so clogging occurs, due to the formation of paraffins and a greater probability of local buckling, which can lead to disabling the pipelines. One alternative that has been explored is to change the simple pipeline to sandwich pipes. The main challenge is in the validation of the reliability of these new pipes. Therefore, the objective of this work is to propose and evaluate a series of analytical and numerical analyzes that allow an in-depth understanding of the structural behavior of these new sandwich pipes in order to guarantee their reliability. For this purpose, a methodology is established that consists in analyzing the behavior of sandwich pipes using the Finite Element Method against local buckling, due to external pressure and thermal effect. This methodology is compared and validated by a mathematical model and experimental test of the literature. Twelve models of sandwich pipes were analyzed based on the theory of flat deformation taking into account; geometric imperfections (0.5; 1; 2; 3%), variations in their dimensions, different annular materials (cement and polypropylene), as well as different coefficients of friction. A linear buckling analysis was performed in order to know the critical pressure and the shape of the buckling mode, as well as a non-linear buckling analysis. Finally, a nonlinear structural thermal coupled analysis was performed in which the thermal effect on the variations of the properties of the materials was considered in order to evaluate the actual behavior of the collapse pressures.

Among the main results were obtained the critical pressures both numerical (139.31MPa) and mathematically (140MPa) of the sandwich pipes. The comparison of the numerical and experimental results of the sandwich pipes under 2D and 3D conditions do not show significant differences. Through the numerical analysis it was obtained that there is a close relationship between the increase in imperfection and the decrease in collapse pressure. The highest collapse pressures were found in models I, II and IV of the sandwich pipelines with cement for 3% imperfection, with values of 92.9MPa, 68.6MPa and 52.8MPa respectively. Favorable results in collapse pressure were obtained with increased friction, showing sandwich pipes with cement greater capacity to withstand buckling. The thermal gradient caused a decrease in collapse pressure, becoming more noticeable in polypropylene pipes, which is less resistant to the effect of temperature. Models I, II and IV for both cement and polypropylene annular material show collapse pressures greater than 30 MPa for each friction and imperfection model of 3%, exceeding the operating conditions existing in ultra-deep water. Finally, the results obtained in this work demonstrate that it is possible to obtain a pipeline that is capable of withstanding the existing high pressures and inhibit the formation of paraffins even considering the most unfavorable conditions that can occur in deep waters of the Gulf of Mexico.

AGRADECIMIENTOS

- Agradezco al **CONACYT**, al **IPN** y al **IMP**, por todo el apoyo y atenciones brindadas durante la confección de este trabajo de investigación.
- Agradezco a los doctores que integran la comisión revisora y a los sinodales de mi examen doctoral, al **Dr. Jesús Alberto Meda Campaña**, **Dr. Ezequiel Alberto Gallardo Hernández**, **Dr. José Ángel Lodegario Ortega Herrera**, **Dr. Alberto Omar Vázquez Hernández**, **Dr. Samuel Alcántara Montes** y al **Dr. Manuel Vite Torres**.
- Este trabajo de tesis no hubiera sido posible sin el apoyo incondicional de muchas personas que a lo largo de estos años han contribuido significativamente para la realización y conclusión de este trabajo.
- Agradezco a la personita más maravillosa del mundo, mi luz, mi mayor tesoro, **mi hija**, por darme cada día la energía necesaria para seguir adelante y conseguir mis metas.
- Agradezco a **mi esposo Arturo**, que ha sido siempre el motor impulsor de este trabajo, que me ha apoyado incondicionalmente cada segundo, en cada letra y en cada detalle que está presente en esta investigación. Gracias por confiar en mí por siempre darme la fuerza necesaria cuando más lo he necesitado.
- Agradezco infinitamente a **mis padres** por el apoyo, el amor y la dedicación brindada, por ser la razón de ser de cada uno de mis días y lo que más quiero en la vida, por compartir mis victorias y a la vez darme fuerzas para salir adelante en cada uno de mis fracasos.
- A **mi hermana** por ser fiel seguidora de mis pasos y apoyarme siempre en mis decisiones.
- A **mis familiares**, por tratarme siempre con tanto cariño y hacer suyo el sueño que hoy convierto en realidad.
- Agradezco al **Dr. José Ángel Lodegario Ortega Herrera** y **Dr. Alberto Omar Vázquez Hernández**, por toda la confianza y ayuda incondicional brindada durante la confección de este trabajo, por toda su dedicación, paciencia y comprensión.
- A **Dios** que me ha dado todo lo que soy y todo lo que tengo y por no desampararme nunca.

DEDICATORIA

A mis padres queridos, porque todo cuanto soy y he logrado en mi vida se lo debo a ellos, a mi esposo por su dedicación y confianza incondicional y a mi bebita hermosa por ser mi razón de ser.

ÍNDICE GENERAL

| | |
|--|------|
| RESUMEN | I |
| ABSTRACT | III |
| AGRADECIMIENTOS..... | IV |
| DEDICATORIA | V |
| ÍNDICE GENERAL | VI |
| ÍNDICE DE FIGURAS | X |
| ÍNDICE DE TABLAS | XIV |
| OBJETIVOS | XVI |
| JUSTIFICACIÓN..... | XVII |
| Referencias | XX |
| CAPÍTULO I..... | 1 |
| I.- Antecedentes Generales..... | 2 |
| I.1.- Introducción..... | 2 |
| I.2.- Aguas Profundas..... | 3 |
| I.2.1- A nivel mundial..... | 4 |
| I.2.2- En México..... | 4 |
| I.3.- Sistemas de producción | 6 |
| I.4.- Ductos | 7 |
| I.5.- Ductos compuestos..... | 8 |
| I.5.1- Material anular | 9 |
| I.6.- Pandeo | 10 |
| I.6.1.- Pandeo global | 10 |
| I.6.2.- Pandeo local..... | 11 |
| I.6.3.- Pandeo local por ovalación | 11 |
| I.7.- Altas temperaturas en ductos | 12 |
| I.8.- Colapso en ductos | 15 |
| I.9.- Planteamiento del problema | 16 |
| I.10.- Metodología..... | 17 |
| I.11.- Referencias | 18 |

| | |
|---|-----------|
| CAPÍTULO II | 24 |
| II.- Fundamentos Teóricos | 25 |
| II.1.- Modelo matemático | 25 |
| <i>II.1.1.- Presión hidrostática</i> | 25 |
| <i>II.1.2.- Efecto de la temperatura</i> | 25 |
| <i>II.1.3.- Pandeo</i> | 27 |
| <i>II.1.4.- Pandeo y colapso bajo presión externa</i> | 28 |
| <i>II.1.5.- Pandeo elástico de ductos simples (presión crítica de pandeo)</i> | 28 |
| <i>II.1.6.- Pandeo local</i> | 31 |
| <i>II.1.7.- Presión externa (colapso del sistema)</i> | 31 |
| <i>II.1.8.- Propagación de pandeo</i> | 32 |
| <i>II.1.9.- Imperfección de ductos y colapso</i> | 33 |
| <i>II.1.10.- Factores que influyen en el colapso del ducto</i> | 34 |
| <i>II.1.11.- Pandeo de ductos compuestos (presión crítica de pandeo)</i> | 36 |
| II.2.- Modelo numérico | 47 |
| <i>II.2.1.- Método del Elemento Finito (MEF)</i> | 47 |
| <i>II.2.2.- Ventajas y desventajas del Método del Elemento Finito</i> | 48 |
| <i>II.2.3.- Análisis de pandeo</i> | 48 |
| <i>II.2.4.- Pandeo lineal</i> | 49 |
| <i>II.2.5.- Pandeo no lineal</i> | 50 |
| <i>II.2.6.- Análisis térmico</i> | 52 |
| II.3.- Deformación plana | 53 |
| II.4.- Modelos hiperelásticos | 55 |
| <i>II.4.1.- Material hiperelástico</i> | 55 |
| <i>II.4.2.- Modelo Arruda-Boyce</i> | 57 |
| <i>II.4.3.- Modelo de Ogden</i> | 58 |
| II.5.- Referencias | 59 |
| CAPÍTULO III | 65 |
| III.- Metodología para la evaluación numérica del colapso en ductos compuestos | 66 |
| III.1.- Normatividad | 66 |
| <i>III.1.1.- Criterios de diseño según la norma DNV OS-F101</i> | 66 |
| III.2.- Metodología para el cálculo de la presión crítica en ductos compuestos | 67 |

| | |
|---|------------|
| III.3.- Metodología para la simulación numérica del ducto compuesto en E.F | 67 |
| <i>III.3.1.- Propiedades mecánicas</i> | 69 |
| <i>III.3.2.- Condiciones de Frontera y aplicación de la carga</i> | 73 |
| <i>III.3.3.- Convergencia</i> | 75 |
| <i>III.3.4.- Modelo en 3 dimensiones</i> | 76 |
| <i>III.3.5.- Análisis de Pandeo lineal</i> | 76 |
| <i>III.3.6.- Generación de la imperfección</i> | 77 |
| <i>III.3.7.- Evaluación de Colapso</i> | 78 |
| <i>III.3.8.- Variación del espesor y modelación con fricción</i> | 78 |
| <i>III.3.9.- Modelación del gradiente térmico</i> | 80 |
| III.4.- Establecimiento de la metodología general | 82 |
| III.5.- Referencias | 84 |
| CAPÍTULO IV | 88 |
| IV.- Resultados y Discusión | 89 |
| IV.1.- Resultados del modelo presentado por (Estefen <i>et al.</i>, 2005) | 89 |
| IV.2.- Resultados del modelo de ducto simple | 89 |
| IV.3.- Resultados de la simulación de pandeo lineal para cada modelo de ducto compuesto | 89 |
| IV.4.- Resultados del cálculo de la presión crítica de ductos compuestos | 91 |
| IV.5.- Resultados del análisis numérico de colapso en ductos compuestos | 91 |
| IV.6.- Resultados obtenidos de la presión de colapso para cada modelo de ducto compuesto | 95 |
| IV.7.- Comparación de los resultados numéricos del ducto compuesto propuesto en 2D y 3D. | 97 |
| IV.8.- Resultados de la variación de los espesores y diámetros en función de los modelos de fricción | 99 |
| IV.9.- Resultados del perfil de temperatura | 111 |
| IV.10.- Comparación de la presión de colapso con y sin influencia de la temperatura | 113 |
| IV.11.- Referencias | 117 |
| CONCLUSIONES | 118 |
| TRABAJOS FUTUROS | 119 |
| ANEXOS | 120 |



ÍNDICE DE FIGURAS

| | Capítulo I |
|---|--------------------|
| Figura I.1.- Fuentes de energía primaria en el mundo (Sandrea, 2010) | 2 |
| Figura I.2.- Producción en aguas profundas (Ramírez, 2010) | 4 |
| Figura I.3.- Localización de los recursos en México (ENE, 2015)..... | 5 |
| Figura I.4.- Sistemas de producción (Ramírez, 2010)..... | 6 |
| Figura I.5.- Sistema de producción en aguas profundas (Ramírez, 2010) | 7 |
| Figura I.6.- Proceso de una forma de inmersión del ducto (Ribeiro, 2008)..... | 7 |
| Figura I.7.- Ducto compuesto a) material anular cemento, b) material anular polipropileno (Kyriakides y Vogler, 2002)..... | 8 |
| Figura I.8.- Pandeo global de una tubería. (DeGeer <i>et al.</i> , 2007) | 11 |
| Figura I.9.- Pandeo local por ovalación (Kyriakides y Corona, 2007) | 11 |
| Figura I.10.- Propagación de pandeo (Dyau y Kyriakides, 1993)..... | 12 |
| Figura I.11.- Propagación de pandeo en elementos finitos (Karamanos, 2014) | 12 |
| Figura I.12.- Formación de hidratos, parafinas y ceras en ductos..... | 13 |
| Figura I.13.- Carga térmica utilizada en el análisis calentamiento (arriba) y enfriamiento (abajo)..... | 14 |
| Figura I.14.- Malla para el modelo de ducto compuesto (Castello y Estefen, 2008) | 15 |
| Figura I.15.- Falla por colapso (Muñiz, 2013) | 15 |
| Figura I.16.- Pruebas experimentales de colapso en ducto compuesto a) con polipropileno (Castello and Estefen, 2007), b) compuestos de cemento reforzados con fibra de PVA (Chen et al., 2013) | 16 |
| | Capítulo II |
| Figura II. 1.- Esquema de una pieza sometida a fuerza de compresión | 27 |
| Figura II. 2.- Formas pandeadas de un elemento estructural ideal: (a) columna inicialmente recta; (b) pandeo (primera forma modal); (c) pandeo (segunda forma modal) (Kyriakides y Corona, 2007) | 28 |
| Figura II. 3.- (a) Sección transversal del tubo deformado y no deformado y (b) definición de los desplazamientos de superficies medias (Kyriakides y Corona, 2007). | 29 |
| Figura II. 4.- Idealización de imperfección de la sección transversal del ducto (ovalidad inicial)..... | 35 |
| Figura II. 5.- Idealización de imperfección de la sección transversal del ducto (excentricidad del espesor de pared) | 35 |
| Figura II. 6.- Imagen de un ducto colapsado bajo presión externa, (Kyriakides y Corona, 2007)..... | 36 |
| Figura II. 7.- Esquema del modelo de Elementos Finitos (Fagan, 1992). | 47 |
| Figura II. 8.- Gráfica de los tipos de pandeo..... | 49 |
| Figura II. 9.- Pandeo de un cilindro (Stepien, 2015)..... | 50 |

| | |
|---|----|
| Figura II. 10.- Comportamiento del pandeo no lineal..... | 50 |
| Figura II. 11.- Comportamiento post-pandeo..... | 51 |
| Figura II. 12.- a) Inestabilidad numérica, b) Inestabilidad física (pandeo)..... | 52 |
| Figura II. 13.- Componentes de esfuerzos en 3 Dimensiones (Fung, 1965)..... | 53 |
| Figura II. 14.- Esquema del estado de deformación plana (Barber, 2010) | 54 |
| Figura II. 15.- Comportamiento del material hiperelástico..... | 55 |

Capítulo III

| | |
|---|----|
| Figura III.1.- Esquema del ducto compuesto..... | 68 |
| Figura III.2.- Esquema de deformación plana | 68 |
| Figura III.3.- Comportamiento del acero API X-60 | 70 |
| Figura III.4.- Comportamiento del material anular polipropileno (Estefen <i>et al.</i> , 2005) ... | 71 |
| Figura III.5.- Evaluación del modelo hiperelástico empleado para el polipropileno | 72 |
| Figura III.6.- Comportamiento del material anular cemento, (Estefen <i>et al.</i> , 2005) | 73 |
| Figura III.7.- Modelo del ducto compuesto | 73 |
| Figura III.8.- Aplicación de los contactos para la simulación | 74 |
| Figura III.9.- Aplicación de las condiciones de frontera y la carga en el modelo | 74 |
| Figura III.10.- Prueba de convergencia | 75 |
| Figura III.11.- Malla del ducto compuesto | 75 |
| Figura III.12.- Representación del elemento <i>Plane 183</i> | 76 |
| Figura III.13.- Aplicación de las condiciones de frontera y la carga en el modelo 3D | 76 |
| Figura III.14.- Imagen del ducto compuesto para una imperfección del 6%..... | 78 |
| Figura III.15.- Modelo de fricción de Coulomb en Ansys..... | 80 |
| Figura III.16.- Curva esfuerzo-deformación del polipropileno en función de la temperatura | 81 |
| Figura III.17.- Curva esfuerzo-deformación del cemento en función de la temperatura.... | 81 |
| Figura III.18.- Diagrama de flujo de la metodología general | 82 |

Capítulo IV

| | |
|--|----|
| Figura IV.1.- Pandeo lineal para un ducto compuesto con material anular de polipropileno | 90 |
| Figura IV.2.- Pandeo lineal para un ducto compuesto con material anular de cemento | 90 |
| Figura IV.3.- Esfuerzo al que se obtiene la presión de colapso para imperfección del 3% del ducto con polipropileno | 91 |
| Figura IV.4.- Curva esfuerzo-presión de colapso para imperfección del 3% del ducto con polipropileno..... | 92 |
| Figura IV.5.- Esfuerzos de von Mises para el ducto compuesto con material anular de polipropileno..... | 93 |
| Figura IV.6.- Esfuerzo al que se obtiene la presión de colapso para imperfección del 3% del ducto con cemento | 93 |

| | |
|---|-----|
| Figura IV.7.- Curva esfuerzo-presión de colapso para imperfección del 3% del ducto con cemento..... | 93 |
| Figura IV.8.- Esfuerzos de von Mises para el ducto compuesto con material anular de cemento..... | 94 |
| Figura IV.9.- Comparación del esfuerzo de von Mises para cada ducto compuesto | 95 |
| Figura IV.10.- Comparación de la curva esfuerzo-presión para cada ducto compuesto..... | 95 |
| Figura IV.11.- Presión de colapso para cada imperfección del ducto con material anular de PP..... | 96 |
| Figura IV.12.- Presión de colapso para cada imperfección del ducto compuesto con material anular de cemento..... | 96 |
| Figura IV.13.- Comparación de la curva esfuerzo-presión para el ducto con polipropileno en 2D y 3D..... | 98 |
| Figura IV.14.- Comparación de la curva esfuerzo-presión para el ducto con cemento en 2D y 3D | 98 |
| Figura IV.15.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo I, polipropileno) | 99 |
| Figura IV.16.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo I, cemento) | 99 |
| Figura IV.17.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo II, polipropileno) .. | 100 |
| Figura IV.18.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo II, cemento) | 100 |
| Figura IV.19.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo III, polipropileno) | 101 |
| Figura IV.20.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo III, cemento)..... | 101 |
| Figura IV.21.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo IV, polipropileno) | 102 |
| Figura IV.22.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo IV, cemento) | 102 |
| Figura IV.23.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo V, polipropileno) .. | 103 |
| Figura IV.24.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo V, cemento)..... | 103 |
| Figura IV.25.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo VI, polipropileno) | 104 |
| Figura IV.26.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo VI, cemento) | 104 |
| Figura IV.27.- Modelos en función de la fricción (polipropileno)..... | 105 |
| Figura IV.28.- Modelos en función de la fricción (cemento)..... | 106 |
| Figura IV.29.- Modelos en función de la fricción (polipropileno)..... | 106 |
| Figura IV.30.- Modelos en función de la fricción (cemento)..... | 107 |
| Figura IV.31.- Perfil de temperatura (Ductos compuestos con PP)..... | 112 |
| Figura IV.32.- Perfil de temperatura (Ductos compuestos con cemento)..... | 112 |
| Figura IV.33.- Presión de colapso con y sin efecto de la temperatura, modelo I (PP y Cemento) | 113 |
| Figura IV.34.- Presión de colapso con y sin efecto de la temperatura, modelo II (PP y Cemento) | 113 |
| Figura IV.35.- Presión de colapso con y sin efecto de la temperatura, modelo III (PP y Cemento) | 114 |
| Figura IV.36.- Presión de colapso con y sin efecto de la temperatura, modelo IV (PP y Cemento) | 114 |

| | |
|---|-----|
| Figura IV.37.- Presión de colapso con y sin efecto de la temperatura, modelo V (PP y Cemento) | 115 |
| Figura IV.38.- Presión de colapso con y sin efecto de la temperatura, modelo VI (PP y Cemento) | 115 |

ÍNDICE DE TABLAS

| | | |
|--|---------------------|-----|
| | Capítulo I | |
| Tabla I.1.- Clasificación de aguas profundas (Rodríguez <i>et al.</i> , 2007) | | 3 |
| | Capítulo II | |
| Tabla II.1.- Factor de resistencia del material (γ_m)..... | | 31 |
| Tabla II.2.- Factor de resistencia de clase de seguridad (γ_{sc}) | | 32 |
| Tabla II.3.- Factor de fabricación (α_{fab}) | | 32 |
| Tabla II.4.- Coeficientes para calcular la presión crítica de la primera categoría | | 38 |
| Tabla II.5.- Coeficientes para calcular la presión crítica de la segunda categoría | | 38 |
| | Capítulo III | |
| Tabla III.1.- Expresión de la presión crítica de pandeo para cada norma..... | | 66 |
| Tabla III.2.- Dimensiones del ducto compuesto | | 68 |
| Tabla III.3.- Dimensiones y propiedades del modelo presentado por (Estefen <i>et al.</i> , 2005) | | 69 |
| Tabla III.4.- Propiedades mecánicas del acero X-60 para el análisis numérico | | 70 |
| Tabla III.5.- Propiedades mecánicas del polipropileno para el análisis numérico..... | | 71 |
| Tabla III.6.- Propiedades mecánicas del cemento para el análisis numérico..... | | 72 |
| Tabla III.7.- Imperfecciones para el ducto compuesto..... | | 77 |
| Tabla III.8.- Variación de los espesores y diámetros del ducto compuesto..... | | 79 |
| Tabla III.9.- Propiedades térmicas consideradas en el análisis..... | | 81 |
| | Capítulo IV | |
| Tabla IV. 1.- Datos del modelo presentado por (Estefen <i>et al.</i> , 2005)..... | | 89 |
| Tabla IV. 2.- Dimensiones y propiedades del ducto simple | | 89 |
| Tabla IV. 3.- Comparación de resultados numéricos y analíticos | | 89 |
| Tabla IV. 4.- Comparación de resultados de la presión crítica..... | | 91 |
| Tabla IV. 5.- Comparación de la presión de colapso para cada ducto | | 97 |
| Tabla IV. 6.- Pérdida de resistencia del ducto compuesto..... | | 105 |
| Tabla IV. 7.- Presión de colapso para el modelo I | | 107 |
| Tabla IV. 8.- Presión de colapso para el modelo II | | 108 |
| Tabla IV. 9.- Presión de colapso para el modelo III..... | | 108 |
| Tabla IV. 10.- Presión de colapso para el modelo IV | | 108 |
| Tabla IV. 11.- Presión de colapso para el modelo V..... | | 109 |
| Tabla IV. 12.- Presión de colapso para el modelo VI..... | | 109 |
| Tabla IV. 13.- Presión de colapso para el modelo I | | 109 |
| Tabla IV. 14.- Presión de colapso para el modelo II | | 110 |
| Tabla IV. 15.- Presión de colapso para el modelo III..... | | 110 |

| | |
|--|-----|
| Tabla IV. 16.- Presión de colapso para el modelo IV..... | 110 |
| Tabla IV. 17.- Presión de colapso para el modelo V..... | 111 |
| Tabla IV. 18.- Presión de colapso para el modelo VI..... | 111 |
| Tabla IV. 19.- Comparación de la presión de colapso del ducto compuesto con polipropileno..... | 116 |
| Tabla IV. 20.- Comparación de la presión de colapso del ducto compuesto con cemento | 116 |

OBJETIVOS

Principal

Evaluar el comportamiento de ductos compuestos ante condiciones de pandeo local (altas presiones y altas temperaturas), para diferentes escenarios de imperfecciones geométricas y coeficientes de fricción mediante el Método del Elemento Finito.

Particulares

- 1) Generar los modelos numéricos mediante el Método del Elemento Finito (MEF) apoyado en estimaciones experimentales.
- 2) Analizar el comportamiento de los ductos compuestos ante pandeo local mediante el MEF, teniendo en cuenta la presión externa y el efecto de la temperatura.
- 3) Obtener las presiones de colapso de los ductos compuestos mediante el MEF considerando imperfecciones geométricas, diferentes materiales anulares y coeficientes de fricción.

JUSTIFICACIÓN

La explotación de un yacimiento profundo conlleva al empleo de mecanismos complejos y factibles. A diferencia de la producción en aguas someras (en México menos de 500 metros entre la superficie y el fondo marino), la que se realiza en aguas profundas (2000 metros), enfrenta condiciones adversas como la presión del agua, la salinidad, corrientes marítimas, etc. Por ello los ductos que operan en este ámbito deben reunir cualidades excepcionales de durabilidad y resistencia tanto mecánica como a la corrosión, entre otros factores.

Los ductos compuestos son una alternativa de diseño eficaz, proporcionando una aceptada resistencia mecánica en el ducto interior y exterior y aislamiento térmico en el núcleo del sistema (Arjomandi y Taheri, 2012). Tienen como función principal el transporte de hidrocarburos desde el equipo submarino hasta los sistemas flotantes en instalaciones costa afuera.

El fiable desarrollo de este tipo de ductos, requiere de un conocimiento profundo de su comportamiento bajo diferentes condiciones de carga a las que puede ser sometido durante su funcionamiento en aguas profundas. Por lo tanto, se deben diseñar para resistir presiones hidrostáticas, presiones de fluido interno, gradientes de temperatura, etc, que generan el colapso local en el sistema, provocando una falla inminente y con efectos catastróficos. Por esta razón es necesario asegurar su integridad estructural, analizar sus mecanismos y modos de falla para su correcto empaquetamiento, manejo, instalación, operación, etc (Castillo, 2013).

De acuerdo a lo anteriormente planteado, en el presente trabajo de investigación se pretende analizar mediante el método del elemento finito el comportamiento ante colapso local de ductos compuestos, producto de la acción de la presión externa y el efecto de la temperatura, considerando imperfecciones geométricas, diferentes materiales anulares y coeficientes de fricción.

Con este estudio se pretende aportar el conocimiento teórico y numérico básico para una posible implementación experimental posterior. Los resultados podrían ser de gran utilidad para el desarrollo de infraestructura en aguas profundas en México, el cual se encuentra actualmente en la etapa de exploración en este campo con resultados satisfactorios.

INTRODUCCIÓN

La explotación de hidrocarburos en aguas someras a nivel mundial ha ido en decremento. La mayoría de los países y las grandes compañías han enfocado entonces todos sus esfuerzos a la explotación de petróleo en aguas profundas.

A este nivel se presenta gran demanda ingenieril para resolver los nuevos retos. En este ámbito se enfrentan problemas de alta presión y alta temperatura, suelos de consistencia blanda, considerable corrosión externa, así como corrientes oceanográficas severas, entre otras. Por lo tanto, constituye una necesidad la generación y seguimiento de una tecnología eficiente para aguas profundas.

Los fluidos del yacimiento en aguas profundas son a menudo más calientes en comparación con las temperaturas del agua de mar, por lo que resulta de gran importancia el aseguramiento del flujo desde el pozo hasta las plataformas y sistemas de producción. Los ductos compuestos pueden considerarse como una solución con gran potencial para la superación de las deficiencias de las tuberías de una sola pared, producto de su combinación y de su alta resistencia estructural con capacidad de aislamiento térmico (An *et al.*, 2012). Esta potencial alternativa de diseño ha ganado considerable atención en los últimos años (Arjomandi y Taheri, 2011; Arjomandi y Taheri 2010b).

Los ductos compuestos están conformados por dos ductos rígidos (acero), intercalados por una capa de núcleo más ligero de peso (generalmente un polímero). Con esta configuración, los ductos compuestos se encuentran dotados de los beneficios de aislamiento térmico. La contención secundaria proporcionada por el ducto externo mejora la fiabilidad del sistema en caso de fuga del producto. La capa núcleo ofrece funcionalidad estructural, así como aislamiento térmico. El empleo de las tres capas en estos sistemas permite diseñar cada parte del sistema para un propósito específico, y también teniendo en cuenta todo el sistema como una estructura integrada (Arjomandi y Taheri, 2011).

Independientemente del potencial que representan los ductos compuestos, su estabilidad puede estar comprometida, dependiendo de las propiedades estructurales del sistema y el medio ambiente en el que se encuentran trabajando (Kardomateas y Simitzes, 2005; Kyriakides y Netto, 2004). Éstos están expuestos a presentar pandeo local durante su funcionamiento, como resultado de la presión hidrostática que soportan, aunado a la alta

presión interna y alta temperatura del hidrocarburo (Arjomandi y Taheri, 2010). En la mayoría de los casos el pandeo local conlleva al colapso, generando la falla del ducto (An *et al.*, 2013; An *et al.*, 2014). Teniendo en cuenta los daños que estas fallas pueden ocasionar al sector petrolero y al medio ambiente, resulta de vital importancia el estudio del comportamiento de estos ductos, así como el poder evaluar su integridad estructural.

Debido al gran auge que ha tenido el Método del Elemento Finito en las últimas décadas en los estudios ingenieriles, se considera factible el análisis del comportamiento del ducto compuesto a través del mismo. El objetivo de este trabajo reside en evaluar mediante el MEF el comportamiento de ductos compuestos ante pandeo local, producto la acción de la presión externa y el efecto de la temperatura, así como la obtención de la presión de colapso. El análisis considera la máxima imperfección establecida por la norma, con el fin de tener en cuenta un estricto control de calidad, lo cual no ha sido reportado en la literatura hasta el momento. Además, se tienen en cuenta diferentes coeficientes de fricción y dos opciones de materiales anulares (cemento y polipropileno) a modo de conocer cuál es capaz de ofrecer mayor estabilidad al ducto compuesto. Este estudio es considerado de vital importancia a la hora de llevar a cabo el diseño y construcción de dichos ductos para su correcta instalación y operación en aguas profundas.

Referencias

- An, C., Castello, X., Duan, M., Toledo, R. y Estefen, S. (2012). Ultimate strength behavior of sandwich pipes filled with steel fiber reinforced concrete. *Ocean Engineering*, volume 55, pp. 125-135.
- An, C., Duan, M y Estefen, S. (2013). Collapse and buckle propagation of sandwich pipes: a review, In: *Proceedings of the 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. Nantes, France, OMAE2013-10139.
- An, C., Duan, M., Toledo, R y Estefen, S. (2014). Collapse of sandwich pipes with PVA fiber reinforced cementitious composites core under external pressure. *Ocean Engineering*, volume 82, pp. 1-13.
- Arjomandi, K y Taheri, F. (2010). Buckling capacity of bonded and unbounded sandwich pipes under external hydrostatic pressure. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, volume 5(3), pp. 391-408.
- Arjomandi, K y Taheri, F. (2010b). Elastic buckling capacity of bonded and unbounded sandwich pipes under external hydrostatic pressure. *J. Mech. Mater. Struct*, volume 5(3), pp. 391–408.
- Arjomandi, K y Taheri, F. (2011). Stability and post-buckling response of sandwich pipes under hydrostatic external pressure. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, volume 88, pp. 138-148.
- Arjomandi, K y Taheri, F. (2012). Bending capacity of sandwich pipes. *Ocean Engineering*, volume 48, pp. 17-31.
- Castillo, O. (2013). *Análisis de colapso y reventamiento de risers flexibles* (Tesis de maestría). IMP, México.
- Kardomateas, G y Simitzes, G. (2005). Buckling of long sandwich cylindrical shells under external pressure. *Journal of Applied Mechanics*, volume 72(4), pp. 493- 499.
- Kyriakides, S y Netto, T. (2004). On the dynamic propagation and arrest of buckles in pipe-in-pipe systems. *International Journal of Solids and Structures*, volume 41(20), pp. 5463-5482.

CAPÍTULO I

ANTECEDENTES GENERALES

I.- Antecedentes Generales

I.1.- Introducción

La transformación y aprovechamiento de los recursos naturales contribuye en gran medida al progreso y desarrollo de un país. El procesamiento del petróleo crudo y del gas asociado se ha incrementado a nivel mundial en los últimos años como un resultado del crecimiento de la población que demanda mayor cantidad de combustibles y lubricantes, y del desarrollo de tecnologías que permiten el procesamiento de los hidrocarburos para la generación de productos de alto valor agregado de origen petroquímico.

El incremento en la demanda de energía y el lento desarrollo de fuentes alternativas han mantenido a los combustibles fósiles como la principal fuente de energía en el mundo como se puede observar en la figura I.1.

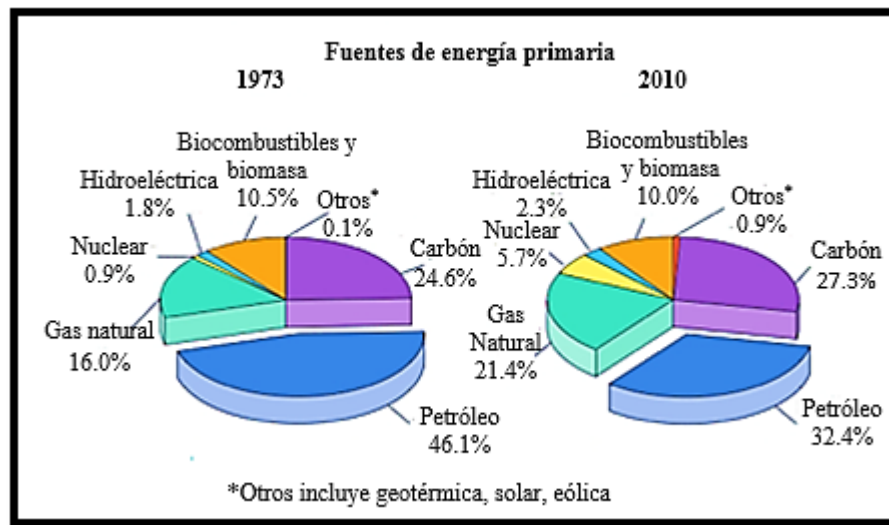


Figura I.1.- Fuentes de energía primaria en el mundo (Sandrea, 2010)

En la actualidad, la producción de petróleo asciende a los 82 millones de barriles por día (MMbd) aproximadamente. La producción de yacimientos en tierra aporta 50 MMbd y el resto proviene del mar. De los 32 MMbd de petróleo obtenidos de campos marinos, alrededor de 8 MMbd corresponden a yacimientos localizados en aguas profundas.

La producción global de aceite y gas dentro de los continentes, incluyendo a México, ha tenido una caída de hasta 10 MMbd con respecto a su máximo valor histórico de 54 MMbd logrado en 1979 (Sandrea, 2010). Esta situación ha motivado a la industria del petróleo a incursionar en el mar y cada vez en aguas más profundas, en la búsqueda de nuevos yacimientos, logrando récords de perforación de pozos en tirantes de agua mayores a 3,000 m y de producción en 2,934 m con el pozo Tobago en el Golfo de México, (Wilhoit y Chad, 2011).

De acuerdo a la situación actual del petróleo se hace necesario para México incursionar en el campo de aguas profundas, teniendo en cuenta que las exploraciones realizadas han resultado satisfactorias.

I.2.- Aguas Profundas

No hay una regla general para la clasificación de aguas profundas, depende de cada país como se muestra en la tabla I.1, (Ochoa, 2007).

Tabla I.1.- Clasificación de aguas profundas (Rodríguez *et al.*, 2007)

| Definición | Estados Unidos | Mar del norte/Reino Unido/Noruega | Brasil | México |
|--------------------|----------------|-----------------------------------|----------|---------------|
| Somera | < 400 | < 300 | < 300 | < 500 |
| Agua profunda | 400-1300 | 300-2000 | 300-1500 | > 500 y <1500 |
| Agua ultraprofunda | > 1300 | > 2000 | > 1500 | > 1500 |

Ante el decaimiento de la producción de hidrocarburos proveniente de yacimientos localizados en tierra, durante las décadas pasadas fue necesario incursionar en el mar para la búsqueda de nuevos campos petroleros.

Datos recientes indican que más de la mitad de los descubrimientos efectuados corresponden a yacimientos costa afuera, aportando los campos en aguas profundas y ultra-profundas el 41% de las nuevas reservas (Chakhmakhchev y Rushworth, 2010).

Sin embargo, en aguas profundas se enfrentan problemas asociados a condiciones de alta presión y alta temperatura, suelos de consistencia blanda, geo riesgos de mayor complejidad, corrientes oceanográficas severas y alta sensibilidad a factores ambientales. Los retos relacionados a dichos problemas que se enfrentan son el aseguramiento de flujo desde el pozo hasta las plataformas y sistemas de producción, la caracterización del comportamiento de los sistemas de producción en las condiciones particulares de los ámbitos de explotación y la generación de normas basadas en riesgo y confiabilidad para el diseño y evaluación de estos sistemas.

Para llegar a las instalaciones de procesamiento, la producción proveniente de yacimientos remotos en aguas profundas, debe fluir a través de líneas de flujo y tubos ascendentes, diseñados para tolerar las presiones, temperaturas y corrientes que existen en aguas profundas. Las distancias que recorren los hidrocarburos no están libres de problemas, los hidrocarburos en los que predominan las fracciones pesadas, a menudo poseen alta viscosidad, lo que dificulta el transporte de este tipo de fluidos.

Las bajas temperaturas en el lecho marino, típicamente de 1 a 4 °C en rangos de 1500 a 3000 m de profundidad empeoran los problemas de formación de hidratos y parafinas. Las grandes elevaciones entre el lecho marino y las plataformas hacen realmente difícil la explotación de los hidrocarburos en aguas profundas. Por lo anterior surge la necesidad de asegurar el flujo, ya que los costos por fallas en el diseño de sistemas para el aseguramiento de flujo son excesivamente altos. Es por ello que se requiere mejorar el diseño y las tecnologías existentes para operar con bajos costos y trabajar fuera de la región de formación de hidratos, parafinas y otros problemas inherentes.

1.2.1- A nivel mundial

En los últimos años se han efectuado hallazgos de campos gigantes o de tamaño significativo con reservas de aproximadamente 41 mil MMbd en aguas profundas del mar del Norte, India, Indonesia y el llamado Triángulo de Oro, conformado por el Golfo de México, Brasil y Oeste de África, que comprende a los países de Brasil, Estados Unidos de América, Guinea Ecuatorial, Noruega, entre otros (figura I.2). Existen adicionalmente zonas con muy alto potencial de producción de hidrocarburos en aguas profundas, entre las que destacan, la parte Mexicana del Golfo de México, además de Indonesia y mar mediterráneo entre otros (Ramírez, 2010).

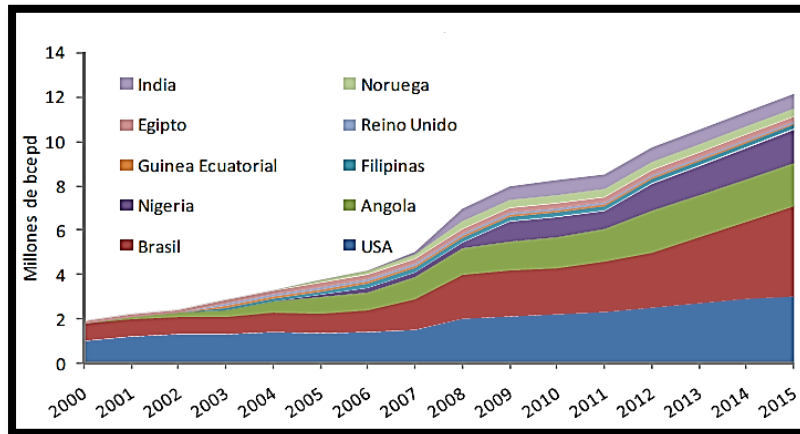


Figura I.2.- Producción en aguas profundas (Ramírez, 2010)

A pesar de los desafíos impuestos por las crisis económicas, las oscilaciones en los precios de los hidrocarburos, el incremento en los costos de productos y servicios requeridos por la industria del petróleo, la explotación de hidrocarburos costa afuera representa un tercio de la producción mundial. Se estima además que esta tendencia se incrementará al continuar en la búsqueda de yacimientos de petróleo y gas localizados en aguas profundas y ultra-profundas.

1.2.2- En México

México, a través de su empresa Petróleos Mexicanos (PEMEX), se encuentra en la fase exploratoria de sus recursos petroleros en aguas profundas del Golfo de México, así como en la planeación del desarrollo de varios proyectos. Su cuenca de Aguas Profundas contiene el 56% de 54,000 millones de barriles petróleo crudo equivalente calculados, como recurso prospectivo nacional.

La exploración en la cuenca del Golfo de México en 2015 permitió identificar dos áreas prioritarias de proyectos: Área Perdido y Holok (ENE, 2015).

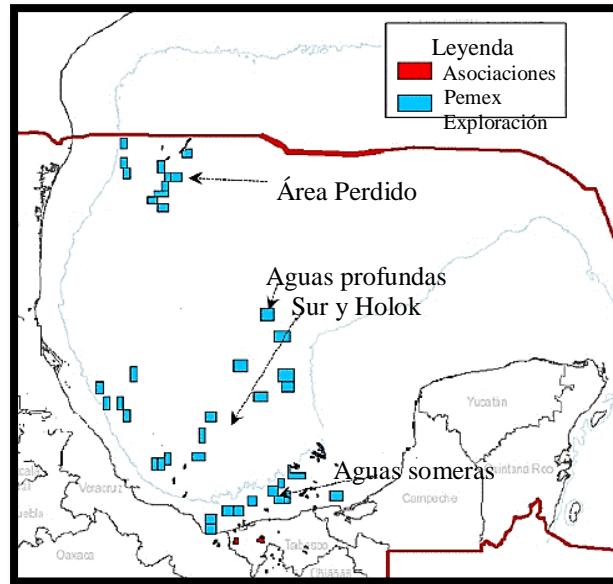


Figura I.3.- Localización de los recursos en México (ENE, 2015)

➤ *Proyecto Área Perdido*

Se han tenido importantes logros en esta área y mucha actividad. A finales de 2015 inició la perforación del pozo Exploratus-1DL (plataforma La Muralla IV), en un tirante de agua de 2,252 metros (m) con una profundidad programada total de 5,730 m. Al cierre se perforó a una profundidad de 5,865 m.

En la Provincia Cinturón Plegado Perdido, inició la perforación del pozo Melanocetus-1, con la plataforma semisumergible Centenario, en un tirante de agua de 2,830 m con una profundidad programada total de 5,030 m.

Continuando con la evaluación de la Provincia Cinturón Plegado Perdido, el pozo Tiaras-1 fue intervenido con la plataforma semisumergible West Pegasus, en un tirante de agua de 2,493 m con una profundidad programada de 4,830 m. Al cierre de 2015 se encontraba en etapa de perforación a una profundidad de 4,830 m desarrollados.

➤ *Proyecto Holok*

Con este proyecto ubicado en la porción sur del Golfo de México se descubrió una mega provincia de gas húmedo, enfocándose las actividades exploratorias a cuantificar su potencial.

En 2015 se terminó el pozo exploratorio Nat-1DL con la plataforma semisumergible Centenario, en un tirante de agua de 2,675 m alcanzando una profundidad total de 4,569 m, que resultó productor de gas húmedo.

Recientemente en 2016 se perforó el pozo Nobilis-1, también en el Cinturón Plegado Perdido, el cual se ubica a 220 kilómetros de la costa de Tamaulipas con un tirante de agua de 3 mil metros y una profundidad total de más de 6 kilómetros. Se descubrieron dos yacimientos de crudo con densidad mayor a 40 grados API.

El principal yacimiento de Nobilis presenta el mayor espesor impregnado de petróleo que hasta el momento se ha identificado en dicha área. Su capacidad productiva podría alcanzar 15 mil barriles diarios.

I.3.- Sistemas de producción

Para apoyar las actividades de explotación en mar en un inicio se usaron plataformas marinas fijas; sin embargo, ante el incremento en la demanda de los hidrocarburos se tuvo que avanzar cada vez más a mayores profundidades. Debido a que la factibilidad técnico-económica de aplicación de los conceptos de plataformas marinas existentes las hacía inviables en tirantes de agua mayores a 350 m, se tuvo la necesidad de generar nuevas tecnologías para el desarrollo de los campos petroleros en aguas profundas (Ramírez, 2010). Entre estas tecnologías se tienen los Sistemas Flotantes de Producción (SFP).

Dentro de los sistemas flotantes se encuentran los buques de producción, almacenamiento y descarga (FPSO, del inglés Floating Production, Storage and Offloading), las plataformas semisumergibles (PSS), las plataformas de piernas atirantadas (TLP, del inglés Tension Leg Platform) y las plataformas Spars. Los sistemas flotantes han permitido la explotación de yacimientos en tirantes de agua ultra profundas, siendo el récord actual el FPSO Pioneer, instalado en un tirante de 2,600m en la parte estadounidense del Golfo de México.

Para efectuar las actividades de producción exitosamente, la industria petrolera internacional ha utilizado plataformas fijas, torres flexibles, sistemas submarinos y sistemas flotantes (figura I.4).

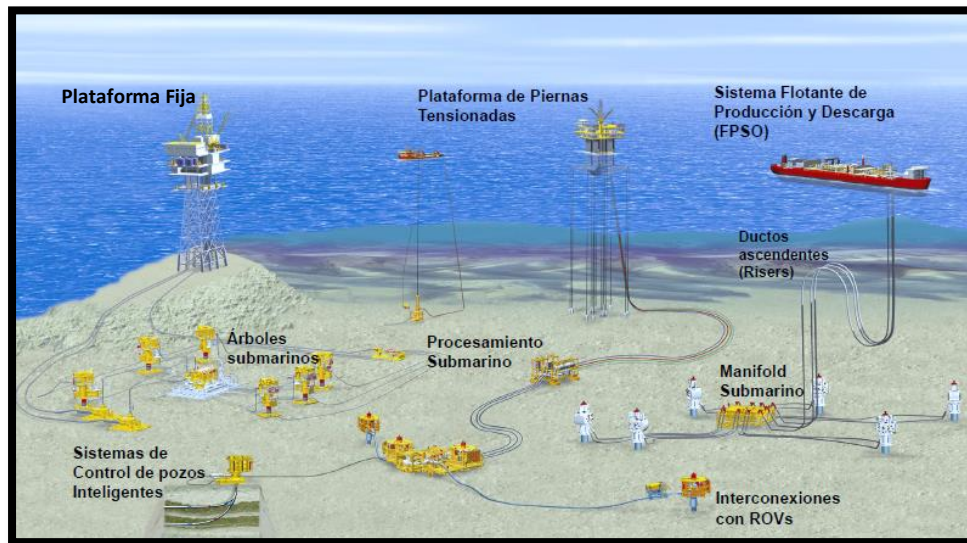


Figura I.4.- Sistemas de producción (Ramírez, 2010)

La explotación de hidrocarburos en aguas profundas y ultra-profundas (tirantes mayores a 1,500 m) requiere de sistemas flotantes anclados al fondo marino y/o de sistemas submarinos de producción. Éstos reciben a los hidrocarburos provenientes de los pozos y los envían a través de ductos y/o riser a instalaciones marinas cercanas o en tierra para su procesamiento, almacenamiento o venta, como se puede observar en la figura I.5 (Ramírez, 2010).

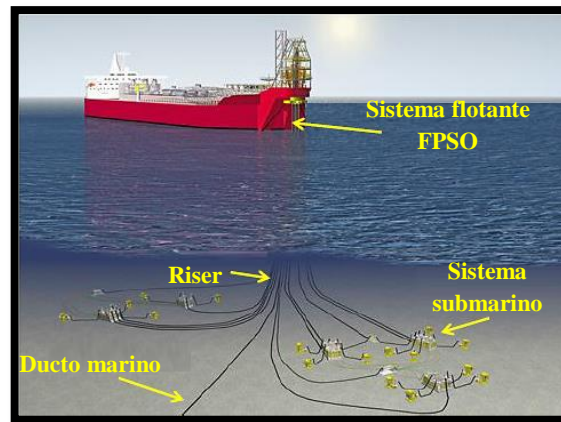


Figura I.5.- Sistema de producción en aguas profundas (Ramírez, 2010)

I.4.- Ductos

La explotación de hidrocarburos en aguas profundas se ha incrementado desde mediados de los años 90 y esa tendencia continuará en el futuro próximo. Es común que los ductos sean instalados en profundidades de 1000 metros, habiendo pocos proyectos que han sobrepasado los 2000 metros y se está trabajando en desarrollar la tecnología para ductos, en profundidades cercanas a los 3000 metros.

Los ductos presentan grandes longitudes, hasta 200 km, con diámetros hasta 24". Pueden ser de tubería rígida o flexible. La tubería rígida tiene un costo menor, pero su instalación es lenta y costosa, mientras que la tubería flexible, presenta limitaciones técnicas en cuanto a diámetro y profundidad, pero su instalación es relativamente simple, rápida y menos costosa (Sotberg *et al.*, 1996).

Los peligros a los que se enfrentan los ductos en aguas profundas son de diversos tipos: suelos irregulares y bajas temperaturas ambientales, efectos de la carga hidrostática por la profundidad, condiciones severas de operación por hidrocarburo con temperatura y presión alta (HP/HT, por sus siglas en inglés) y alta corrosividad. La presión hidrostática no solo ejerce una fuerza de colapso en el ducto, sino que también tiende a comprimir los propios materiales. Este efecto puede ser de gran importancia a grandes profundidades.

Uno de los grandes retos que enfrentan los ductos es su instalación en las profundidades. Para ello se emplean barcos para transportar los tramos de ductos fabricados hasta llegar a otro barco, donde se unen los tramos a través del equipo de soldar y se deposita el ducto en el fondo marino como se observa en la figura I.6, (Souza, 2008).



Figura I.6.- Proceso de una forma de inmersión del ducto (Ribeiro, 2008).

También es importante resaltar que las condiciones de operación severas como las de HP/HT transmiten grandes cargas de expansión al ducto, lo que provoca fenómenos indeseables como son el desplazamiento axial o el pandeo de la tubería, dependiendo de las propiedades del suelo. La tecnología de ductos para aguas profundas (conceptos, criterios de análisis y diseño, técnicas de instalación, mantenimiento, inspección y reparación, etc.) se encuentra en un estado de permanente evolución. Por lo tanto, se deben tomar las medidas apropiadas para asegurar un conveniente control de calidad y operar con un nivel de riesgo aceptable (Sotberg *et al.*, 1996).

La perspectiva de explotar nuevos yacimientos de hidrocarburos en aguas profundas representa un gran reto para la industria petrolera, debido a que, a estas profundidades, se presentan condiciones más severas que las que prevalecen en aguas someras. Imponiendo nuevos retos a la ingeniería puesto que se requiere de la aplicación de nuevas tecnologías de materiales.

I.5.- Ductos compuestos

El ducto compuesto está formado por dos tubos metálicos concéntricos que contienen una capa de polímero anular estructural sólida o de material cerámico (figura I.7). La capa anular lleva a cabo una doble función ya que contribuye a la resistencia estructural del ducto y como aislamiento térmico desde el punto de vista del aseguramiento del flujo. Varios estudios están en desarrollo para verificar la viabilidad técnica de su aplicación, (Kyriakides y Vogler, 2002; Castello, 2011).

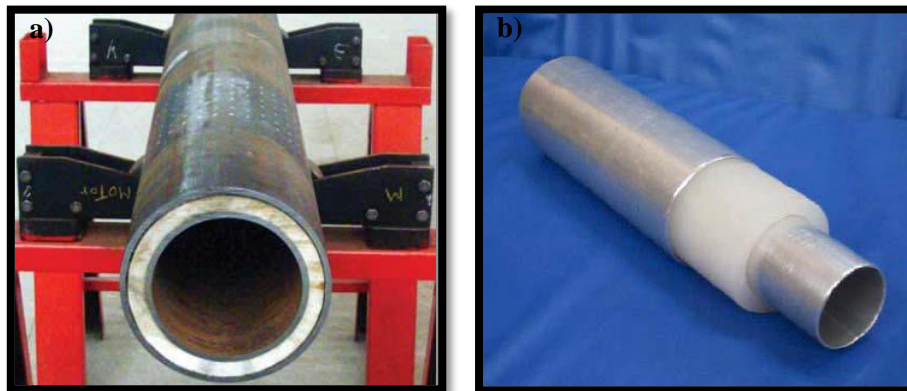


Figura I.7.- Ducto compuesto a) material anular cemento, b) material anular polipropileno (Kyriakides y Vogler, 2002)

Estudios recientes (Netto *et al.*, 2002) han demostrado que los ductos compuestos representan una solución alternativa para soportar altas presiones internas y externas evitando la formación de parafinas con la ayuda de su aislamiento térmico mejorado. Las tres capas son capaces de trabajar juntas para resistir las cargas combinadas de alta presión externa (Netto *et al.*, 2002) y de flexión (Pasqualino *et al.*, 2002).

La ventaja en comparación con los ductos de pared simple se ha verificado a través de estudios paramétricos (Estefen *et al.*, 2005), obteniéndose mayor resistencia a la carga combinada de presión externa y flexión.

Durante el funcionamiento, los ductos compuestos pueden ser sometidos a daños mecánicos debido al impacto de anclas, rocas o cualquier tipo de objetos pesados que son comunes en los campos petrolíferos marinos, (Kyriakides *et al.*, 1984). Estos daños mecánicos inducen distorsiones

geométricas o defectos, como abolladuras, ovalizaciones, pandeo de hebilla localizados y arrugas (Pinheiro et al., 2006). La presencia de estos defectos puede reducir la presión de colapso y conducir eventualmente a un colapso local de la línea.

La presión de colapso resulta muy sensible a las variaciones de las imperfecciones geométricas como es el caso de la ovalidad inicial y la falta de adhesión entre las capas interiores del ducto logrando disminuir hasta en un 64% la capacidad de resistir el colapso (Netto *et al.*, 2002). Por lo tanto, una vez que se ha producido un daño mecánico, es importante evaluar si el defecto inducido representa una amenaza para la estructura global (si puede causar un colapso local del segmento de ducto) que, dependiendo de la presión externa, se puede propagar y colapsar toda la tubería.

La resistencia estructural del ducto también se puede ver afectada considerablemente por el grado de adhesión entre capas (Castello, 2011), de modo que el uso de resinas y adhesivos resulta de gran importancia para asegurar su alto rendimiento. La elección del material depende en gran parte de tres factores que influirán en el rendimiento del ducto: costo, resistencia mecánica y aislamiento térmico. Los materiales comúnmente considerados son: polipropileno (PP) y compuestos cementosos por sus propiedades térmicas y mecánicas.

1.5.1- Material anular

Se ha demostrado el alto potencial del ducto compuesto en aguas ultra-profundas (Netto *et al.*, 2002). El material anular presenta gran importancia en el rendimiento del ducto compuesto en diferentes niveles, no sólo como una rigidez adicional en la constitución del material compuesto (resistencia estructural), sino como también una excelente resistencia térmica significativa de aseguramiento del flujo. La selección de material ligero y flexible es extremadamente valiosa para los procesos de instalación costosas. Estudios previos han utilizado cemento y polipropileno como material de vacío debido a su amplia disponibilidad y bajo costo.

Los resultados numéricos con materiales de cemento presentan mayor momento de flexión por colapso, presión de colapso y de propagación, sin embargo, el obtener un buen agarre con este material resulta una dificultad práctica. Por otra parte, su baja capacidad de estiramiento lo caracteriza como una instalación alternativa poco fiable principalmente para el método de instalación por carrete (Netto *et al.*, 2002). Por estas razones y debido a la gran variedad en el mercado, los materiales poliméricos muestran una alternativa interesante para aplicaciones muy específicas. Presentan relativamente bajo costo, buenas propiedades mecánicas y baja conductividad térmica.

También en otro estudio sobre ductos compuestos (Netto *et al.*, 2002), se investigó el efecto del espesor del núcleo y las propiedades mecánicas de los ductos sobre la capacidad de presión externa a través de experimentos a pequeña escala y análisis de elementos finitos no lineales. Castello y Estefen (2006), estudiaron el efecto de la adhesión del núcleo sobre la resistencia final del ducto bajo presión externa y flexión. De acuerdo a los estudios realizados la resistencia a la flexión del ducto depende en gran medida del material anular, por lo que se debe tener en cuenta este factor a la hora de analizar su comportamiento mecánico tanto numérico como experimentalmente.

I.6.- Pandeo

El pandeo es un fenómeno no lineal y se presenta bruscamente, (Kyriakides y Corona, 2007). Se considera el proceso donde la estructura cambia de la configuración recta y rígida a la curva, con una rigidez muy pequeña. La carga en la que se producen estos cambios es conocida como la carga crítica de pandeo, que es la causante de que se alcance el equilibrio indiferente (donde la estructura ya no regresa a su forma inicial).

Un ducto puede perder la estabilidad de su forma y ovalarse por la acción de una presión externa y si la rigidez a la flexión es insuficiente se produce el colapso. Por lo tanto, la presión para la que el ducto resulta inestable y se produce la ovalación se denomina presión crítica. Para la estructura idealmente recta la carga de pandeo se establece a través de un análisis lineal de bifurcación. La bifurcación describe la existencia instantánea de dos soluciones en el punto crítico. Una vez alcanzada la presión de pandeo, existe una bifurcación del equilibrio, es decir, la columna puede permanecer recta o puede adoptar una configuración deformada de amplitud indeterminada. Por lo tanto, la presión de pandeo se puede definir como la carga mínima ante la que puede ocurrir una bifurcación del equilibrio.

En base a la importancia que representa monitorear este fenómeno para el buen funcionamiento de los ductos compuestos se han realizado considerables estudios sobre el comportamiento de los mismos bajo presión externa. Tal es el caso de Sato y Patel (2007), que investigaron la presión de pandeo elástica de ductos compuestos, con el inconveniente de que su solución no toma en cuenta los componentes no lineales de las relaciones de esfuerzo-desplazamiento para el núcleo. Un enfoque analítico fue presentado (Arjomandi y Taheri, 2010) para estimar la capacidad de pandeo elástico de ductos compuestos con diferentes configuraciones de unión entre capas.

El pandeo elástico también fue caracterizado estableciéndose que el método de análisis de pandeo lineal arrojaría un amplio margen de error al predecir la capacidad de presión de los ductos (Arjomandi y Taheri, 2010b). Por lo tanto, se estudió la influencia de ciertos parámetros estructurales sobre la capacidad de presión de pandeo plástico de los ductos compuestos en base al método de elementos finitos obteniéndose un procedimiento de optimización del material y minimización del costo de la geometría (Arjomandi y Taheri, 2011).

Los ductos están sometidos a diferentes cargas y se pueden deformar de manera global dentro de los límites elásticos del material. Si se sobrepasan los límites elásticos comienza a presentarse pandeos locales, principalmente en las regiones donde existe mayor curvatura o están dañadas por la corrosión. En el mar la presión es constante en una zona afectada por pandeo y el colapso es inevitable. La presión local máxima es considerada como la presión de colapso de la tubería.

I.6.1.- Pandeo global

El pandeo global es el modo de pandeo que implica una longitud sustancial del ducto y sin deformaciones grandes de la sección transversal. El pandeo global de un ducto puede deberse a la compresión, apareciendo en el plano vertical hacia abajo, (en un tramo libre), horizontal (lateral sobre el fondo del mar) o verticalmente hacia arriba (como trastorno de pandeo de líneas de tubería enterrada o en una cresta de las tuberías expuestas). Cuando el pandeo es lateral se debe a la baja resistencia del material del ducto.

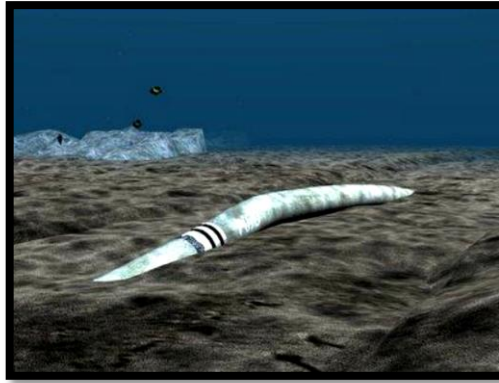


Figura I.8.- Pandeo global de una tubería. (DeGeer *et al.*, 2007)

Las altas presiones y altas temperaturas pueden provocar pandeo global, debido a que se generan fuerzas de compresión producto del calentamiento térmico y la presión interna.

I.6.2.- Pandeo local

Modo de pandeo que se limita a una longitud corta del ducto, causando cambios en la sección transversal, como colapso, arrugas, etc. Implica grandes deformaciones de la sección transversal, así como abarca un efecto no lineal del material. Puede presentarse en una zona específica que ha presentado pandeo global. El análisis de pandeo se utiliza para predecir las formas de los modos de pandeo y la resistencia al colapso en una geometría perfectamente redonda sometida a presión externa. La inestabilidad puede crearse por imperfecciones en el material distribuidos al azar en la cáscara del acero (Carrasco, 2014).

I.6.3.- Pandeo local por ovalación

El pandeo por ovalación se presenta de forma local (figura I.9) por una carga de presión externa y la más mínima imperfección encontrada en el material con el cual está hecha una tubería. La ovalidad (Δo), la podemos definir como la medida de la sección transversal del tubo fuera de redondez (Carrasco, 2014).

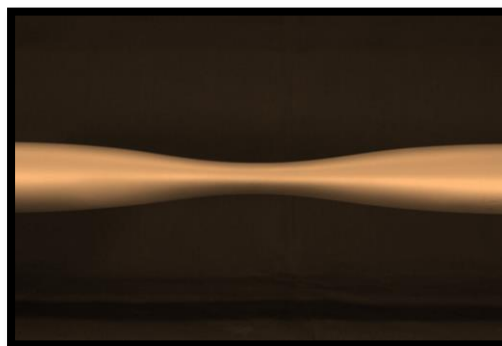


Figura I.9.- Pandeo local por ovalación (Kyriakides y Corona, 2007)

En un material elástico, la ovalación crece con poca presión adicional. En el rango inelástico, el efecto combinado de flexión y tensiones en la membrana del tubo ocasiona que el material sea plastificado en cuatro lugares que resultan ser los más deformables tomando en cuenta un corte transversal (Calladine, 1969).

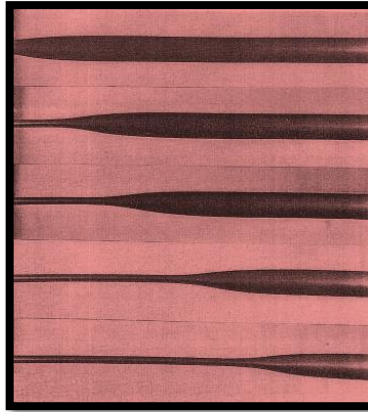


Figura I.10.- Propagación de pandeo (Dyau y Kyriakides, 1993)

Esto reduce aún más la rigidez de la estructura causando una reducción gradual de la presión con relación a la deformación. La estructura con una rigidez negativa colapsa en el logro de la máxima presión.

Cuando ocurre una falla local, dependiendo de la presión externa, la hebilla puede propagarse a grandes distancias a alta velocidad, colapsando todo el ducto (Dyau y Kyriakides, 1993, Kyriakides y Netto, 2000).

En Karamanos (2014), analizaron el comportamiento estructural y la integridad de ductos sometidos a presión externa teniendo en cuenta las imperfecciones iniciales, así como el estudio de propagación de pandeo local a través de simulaciones no lineales en elementos finitos.

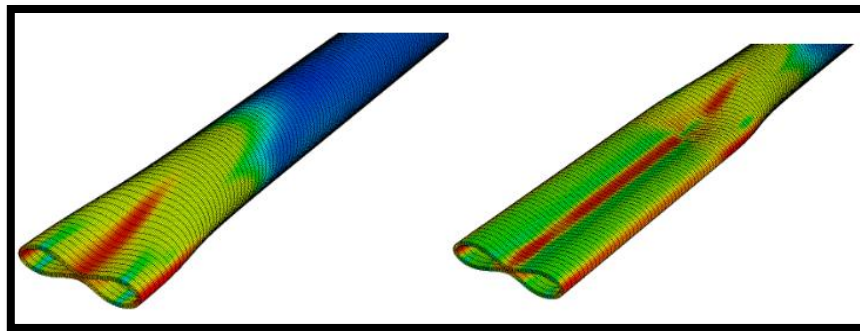


Figura I.11.- Propagación de pandeo en elementos finitos (Karamanos, 2014)

Obteniéndose como resultado que los ductos pueden fallar por colapso debido al fenómeno de propagación de pandeo.

I.7.- Altas temperaturas en ductos

Generalmente la probabilidad de tener alta presión y alta temperatura en los yacimientos de aguas profundas es muy alta, por lo que se requieren ductos capaces de resistir estas condiciones.

Uno de los problemas de mayor impacto, es la diferencia de temperaturas extremas, en el fondo marino (bajas temperaturas) y los fluidos del yacimiento (altas temperaturas), ya que transmiten grandes cargas de expansión y contracción al ducto, producto de la variación térmica principalmente en situaciones de paro y arranque de flujo, comprometiendo su funcionamiento provocando

desplazamiento axial o pandeo. Por lo que para la instalación de ductos en el suelo marino debe considerarse siempre las expansiones o contracciones que pueden experimentar los materiales que lo componen.

Las bajas temperaturas en aguas profundas resultan de gran importancia en la respuesta de los fluidos del ducto ya que el enfriamiento de éstos puede provocar el aumento de la viscosidad del fluido, lo que contribuye a su vez a la acumulación de ceras parafínicas, la presencia de ceras y la formación de hidratos que taponean el ducto.



Formación de hidratos



Depositación de parafinas



Presencia de ceras

Figura I.12.- Formación de hidratos, parafinas y ceras en ductos.

Formación de hidratos: son sólidos cristalinos parecidos al hielo (agua + hidrocarburos ligeros), se forman a presión y temperaturas específicas, es decir a altas presiones y bajas temperaturas, se presenta en las líneas de flujo de gas húmedo, condensado y crudo, en presencia de agua. Se tienen avances significativos en el conocimiento de hidratos, se puede predecir la disociación de hidratos mediante simuladores con excepción de salmueras que contienen altos porcentajes de sal, (Ramírez, 2010).

Depositación de parafinas: Son hidrocarburos pesados de C18 a C36, que se forman a una temperatura mayor a 60° C, se solidifican en las líneas de flujo de aceite negro y condensados. Actualmente se usan inhibidores de parafinas para prevenir su depositación, un método preventivo y correctivo es la corrida de equipos de limpieza en los ductos, sin embargo, la frecuencia de las corridas puede ser

reducido mediante la inyección de inhibidores químicos, mismos que deben ser inyectados en un punto donde la temperatura se encuentre arriba de la temperatura de aparición de ceras, (Ramírez, 2010).

Presencia de ceras: Las ceras se precipitan a lo largo de un rango de presiones bastante amplio, pero se trata de un fenómeno dependiente de la temperatura, la temperatura de aparición de las ceras es la temperatura a la cual se forma una fase de cera sólida dentro del hidrocarburo a una presión dada por debajo de la temperatura de aparición de ceras, es posible que se produzcan significativos fenómenos de incremento de viscosidad y acumulación, (Ramírez, 2010).

Los ductos transportan hidrocarburos a temperaturas superiores a los 80° C, generándose un gradiente térmico que provoca una transferencia de calor desde el ducto interno (caliente) hasta el ducto externo (frío). El efecto de la temperatura produce esfuerzos térmicos en la cáscara (superficie exterior del ducto) y disminuye la resistencia del material a temperaturas aproximadas a los 300° C, (Kaldal *et al.*, 2013).

Kadal *et al.*, 2013, analizaron el efecto de la temperatura en elementos finitos, incluyendo las cargas térmicas en el análisis estructural. Primero calcularon el cambio de temperatura en la parte térmica del modelo y los resultados de la distribución de temperatura fueron usados como carga para la parte estructural.

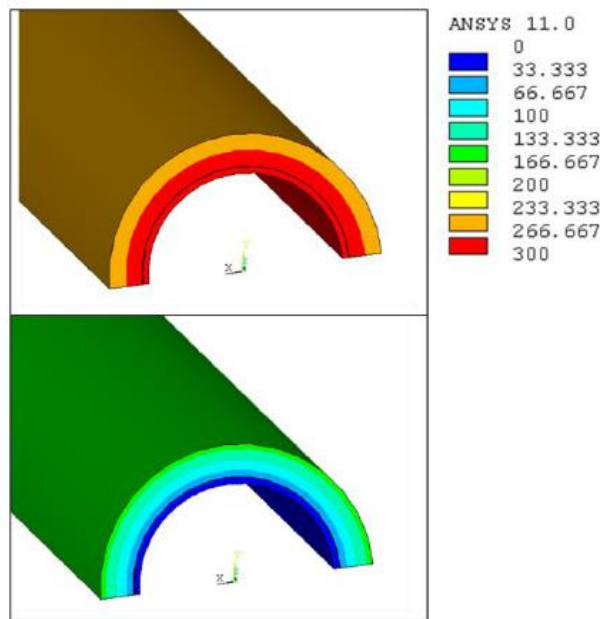


Figura I.13.- Carga térmica utilizada en el análisis calentamiento (arriba) y enfriamiento (abajo)

Castello y Estefen, 2008, estudiaron un ducto compuesto donde el perfil térmico de la capa anular se asumió con distribución lineal (figura 1.14) y el programa de elementos finitos interpola linealmente las propiedades mecánicas dependientes de la temperatura. Esta es una suposición conservadora, ya que el perfil real de los sistemas radiales es logarítmico, por lo que la temperatura debería disminuir más rápidamente a medida que el espesor aumenta.

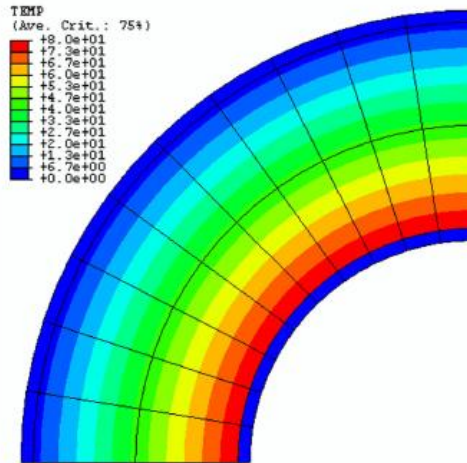


Figura I.14.- Malla para el modelo de ducto compuesto (Castello y Estefen, 2008)

I.8.- Colapso en ductos

El colapso puede ocurrir producto de abolladuras en la tubería por impacto de un objeto, por desgaste causado por la corrosión o la erosión, así como también por la acción de una presión externa en una tubería con imperfección. Por lo tanto, la geometría del ducto juega un papel fundamental en el diseño para prever resultados irreversibles.

El colapso local puede generar una inestabilidad global y producto de la acción de la presión externa se propaga a lo largo del ducto con gran velocidad (Muñiz, 2013), estableciendo el aplastamiento de la estructura (figura I.15).

El colapso sólo pudiera detenerse si encuentra un obstáculo físico que impida el aplastamiento, o cuando se llega a una profundidad del mar con una presión suficientemente baja donde la propagación no se puede desarrollar. Esto se conoce como la propagación de pandeo, donde la presión más baja que puede sostener una tubería se conoce como presión de propagación. Para ductos en aguas profundas, la presión de propagación es sólo una pequeña fracción de la presión de colapso. El riesgo potencial de una falla catastrófica en un tiempo bastante corto, el daño irreparable al medio ambiente y a la economía han causado que se tenga un especial interés por el diseño de ductos compuestos en aguas profundas para disminuir este fenómeno.



Figura I.15.- Falla por colapso (Muñiz, 2013)

La capacidad de colapso de ductos de titanio sometidos a presión externa ha sido investigada mediante análisis de elementos finitos no lineales (Bjorset et al., 2003). Así como los modos de colapso de los ductos bajo la misma carga, encontrándose que la ovalidad inicial desempeña un papel fundamental en el modo de pandeo final (Corona y Kyriakides, 2000, Arjomandi y Taheri, 2011).



Figura I.16.- Pruebas experimentales de colapso en ducto compuesto a) con polipropileno (Castello and Estefen, 2007), b) compuestos de cemento reforzados con fibra de PVA (Chen et al., 2013)

Mediante pruebas de laboratorio en cámara hiperbárica y modelado en elementos finitos, se ha podido estudiar el comportamiento de colapso bajo presión externa de un ducto compuesto de pequeña escala relleno de polipropileno, (Estefen et al., 2005, Castello y Estefen, 2007) y relleno de compuestos de cemento reforzados con fibra de PVA (Chen et al., 2013) obteniéndose una presión de colapso de 30.5 MPa para éste último caso (figura I.16).

El comportamiento de colapso de ductos en aguas profundas bajo presión externa es una preocupación primordial para los criterios finales de diseño de la integridad estructural (Kyriakides y Corona, 2007; Bai and Bai, 2005). Los estudios comparativos (numéricos y experimentales) basados en los modos de fallo de ductos rígidos (colapso, propagación de colapso y carga combinada) indican un gran potencial del diseño para ductos compuestos en aguas ultra profundas.

I.9.- Planteamiento del problema

Producto de las condiciones a las que se encuentran sometidos los ductos en aguas profundas, tales como altas presiones y altas temperaturas del fluido que transportan, así como el efecto de la presión externa, entre otras, se presenta con gran frecuencia el pandeo local y el taponamiento de los mismos. Lo cual provoca un mal funcionamiento y en muchas ocasiones la falla de los ductos, generando daños irreparables, tanto para el medio ambiente como para la economía del país, producto de los altos costos de estas tecnologías. La creciente importancia económica de la integridad estructural del tipo de ductos compuestos para la industria petrolera, impone la necesidad de analizar a fondo el problema. Con la aplicación de la tecnología de ductos compuestos en aguas profundas se podría minimizar en gran medida los daños existentes hasta el momento, evitando a su vez la formación de hidratos y parafinas, que también representa un problema a la hora de garantizar el transporte del fluido y debilita el buen

funcionamiento del ducto. Una alternativa fiable para el estudio del pandeo local, resulta a través de los análisis numéricos mediante los cuales es posible analizar las condiciones a las que está expuesto el ducto compuesto y así conocer el comportamiento del mismo hasta el punto más crítico donde puede producirse la falla. Con este propósito en esta investigación se estudiará el pandeo local en ductos compuestos para aguas profundas. Su comportamiento será analizado con el método del elemento finito, mediante el cual se llevará a cabo el análisis de su integridad estructural, con el objetivo de conocer además las diferentes formas en que puede generarse la falla producto del pandeo local.

I.10.- Metodología

Los modelos numéricos de los ductos compuestos con diferente material anular (cemento y polipropileno) fueron considerados en condiciones de deformación plana, ya que una simplificación del modelo es muy importante, evitándose así análisis con tiempos demasiado largos, divergencia de resultados y optimización de la malla. El establecimiento de esta consideración fue validado matemáticamente y experimentalmente, obteniéndose resultados bastante similares con respecto al modelo del tensor de esfuerzos completo. En este trabajo se llevó a cabo un estudio numérico para evaluar el comportamiento de los ductos ante condiciones de colapso local para diferentes escenarios de imperfecciones geométricas, diferentes coeficientes de fricción, así como, variaciones de los espesores y diámetros. A modo de comparación se analizó además el modelo en 3D para una imperfección del 3%.

Se planteó desarrollar el análisis numérico con base en lo siguiente:

- 1) Análisis estático (restricciones y carga)
- 2) Análisis de pandeo lineal (modos de pandeo y presión crítica)
- 3) Generación de la imperfección (0.5%-3%)
- 4) Análisis no lineal (propiedades no lineales)
- 5) Análisis de pandeo no lineal
- 6) Análisis Acoplado Térmico-Estructural

Los resultados encontrados para cada modelo fueron analizados e incorporados para la optimización de una metodología propuesta en este trabajo de investigación.

La metodología propuesta fue validada matemáticamente y experimentalmente.

I.11.- Referencias

- Arjomandi, K y Taheri, F. (2010). Elastic buckling capacity of bonded and unbonded sandwich pipes under external hydrostatic pressure. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, volume 5(3), pp. 391–408.
- Arjomandi, K y Taheri, F. (2010b). Elastic buckling capacity of bonded and unbonded sandwich pipes under external hydrostatic pressure. *J. Mech. Mater. Struct.*, volume 5(3), pp. 391–408.
- Arjomandi, K y Taheri, F. (2011). A new look at the external pressure capacity of sandwich pipes. *Marine Structures*.
- Arjomandi, K y Taheri, F. (2011b). A new look at the external pressure capacity of sandwich pipes. *Mar. Struct.*, volume 24(1), pp. 23–42.
- Arjomandi, K y Taheri, F. (2011). Stability and post-buckling response of sandwich pipes under hydrostatic external pressure. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, volume 88, pp. 138-148.
- Bai, Y y Bai, Q. (2005). *Subsea Pipeline and Risers*. Elsevier, Oxford.
- Bjorset, A., Remseth, S., Leira, B y Larsen, C. (2003). Titanium pipes subjected to bending moment and external pressure. *Comput. Struct.*, volume 81, pp. 2691–2704.
- Carrasco, J. (2014). Estudio paramétrico de la capacidad ante pandeo local de tuberías submarinas localizadas en aguas profundas. (*Tesis de Maestría*).
- Castello, X. (2011). Influência da Adesão entre Camadas na Resistência ao Colapso de Dutos Sanduiche. *COPPE/UF RJ*, Rio de Janeiro, Brasil.
- Castello, X y Estefen, S. (2007). Adhesion effect on the ultimate strength of sandwich pipes. *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE2006-92481*, Hamburg, Germany.
- Castello, X. y Estefen, S. (2008). Sandwich Pipes for Ultra Deepwater Applications. *Offshore Technology Conference*, USA.
- Calladine, C. (1969). *Engineering Plasticity. 1ª*. Oxford, Pergamon Press.
- Chakhmakhchev, A y Rushworth, P. (2010) Global Overview of Recent Exploration Investment in Deepwater - New Discoveries, Plays and Exploration Potential. *AAPG Convention*, Calgary, Alberta, Canada.
- Chen, A., Menglan, D y Estefen, F. (2013). Collapse and Buckle Propagation of Sandwich Pipes. *OMAE, 2013-10139*.
- Corona, E y Kyriakides, S. (2000). Asymmetric collapse modes of pipes under combined bending and external pressure. *J.Eng.Mech.*, volume 126, pp. 1232–1239.
- DeGeer, D., Timms, C., Wolodko, J., Yarmuch, M., Preston, R y MacKinnon, D. (2007). Local buckling assessments for the MEDGAZ pipeline. *26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering OMAE2007*, San Diego, California, USA.
- Dyau, J y Kyriakides, S. (1993). On the Propagation Pressure of Long Cylindrical Shells Under External Pressure. *International Journal of Mechanical Sciences*, volume 35.
- ENE, (2005). Estrategia Nacional de Energía.

- Estefen, S., Netto, T y Pasqualino, I. (2005). Strength analyses of sandwich pipes for ultra deepwaters. *Journal of Applied Mechanics-Transactions of the ASME*, volume 72(4), pp. 599–608.
- Estefen, S y Castello, X. (2007). Influência da Adesão Entre Camadas na Resistência Estrutural de Dutos Sanduíche Danificados. *4º PDPETRO*, Campinas.
- Kaldal, G., Jónsson, M., Pálsson, H y Karlsdóttir, S. (2013). Collapse analysis of the casing in high temperature geothermal wells. *Thirty-Eighth Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University, California, USA*.
- Karamanos, S. (2014). Structural Integrity of Steel Hydrocarbon Pipelines with Local Wall Distortions. *International Pipeline Conference, IPC2014-33210*, Canada.
- Kyriakides, S., Babcock, C y Elyada, D. (1984). Initiation of Propagating Buckles From Local Pipeline Damages. *Journal of Energy Resources Technology*, volume 106, pp. 79-87.
- Kyriakides, S. y Corona, E. (2007). *Mechanics of offshore pipelines. Volume 1: Buckling and collapse*. U.S.A: Ed. Elsevier.
- Kyriakides, S y Netto, T. (2000). On the Dynamics of Propagating Buckles in Pipelines. *International Journal of Solids and Structures*, volume 37(46), pp. 6843-6897.
- Kiryakides, S y Vogler, T.J. (2002). Buckle propagation in Pipe-in-Pipe Systems Part I Experimentes. *International Journal of Solid Structures*, volume 39, pp. 367-392.
- Muñiz, L. (2013). Análise global de duto sanduíche na configuração de riser híbrido. (*Tesis de ingeniero*), Brasil.
- Netto, T., Santos, J y Estefen, S. (2002). Sandwich Pipes For Ultra-Deep Waters. *Proceedings on 4th International Pipeline Conference*, Calgary, Canada.
- Netto, T y Kyriakides, S. (2000). Dynamic Performance of Integral Buckle Arrestors for Offshore Pipelines. *International Journal of Mechanical Sciences*, volume 42(7), pp. 1405-1423.
- Ochoa, J. (2007). Algunas reflexiones sobre Desarrollo de Infraestructura Submarina en México. *Congreso de Veracruz*.
- Pasqualino, I., Pinheiro, B y Estefen, S. (2002). Comparative Structural Analyses between Sandwich and Steel Pipelines for Ultra-Deep Water. *21st International Conference On Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Oslo, Norway.
- Pinheiro, B., Pasqualino, I y Cunha, S. (2006). Stress Concentration Factors of Dented Pipelines. *IPC2006-10598, Proceedings of the 6th International Pipeline Conference*, Calgary, Canada.
- Ramírez, O. (2010). Propuesta de un sistema de producción con instalaciones submarinas, 2010.
- Ribeiro, A. (2008). Resistência estrutural de dutos sanduíche sob pressão externa, flexão longitudinal e carregamento térmico. (*Dissertação de Mestrado*), Brasil.
- Rodríguez, F., Miura, K y Daher, J. (2007). Formation Damage History in the Mature Fields of Campos Basin Offshore Brazil. *SPE 106389-MS*.

- Sandra, R. (2010). Future Offshore/Onshore Crude Oil Production Capacities, *paper issued at <http://www.pennenergy.com>*.
- Sato, M y Patel, M. (2007). Exact and simplified estimations for elastic buckling pressures of structural pipe-in-pipe cross sections under external hydrostatic pressure. *Journal of Marine Science and Technology*, volume 12(4), pp. 251-262.
- Sotberg, T., Bruschi, R y Mork, K. (1996). A new safety philosophy for submarine pipeline design. *Proceedings on the 15th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. pp 533-548.
- Souza, A.R., Netto, T.A. and Pasqualino, I.P. (2007), Materials selection for Sandwich Pipes under the combined effect of pressure, bending and temperature. 26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Proceedings of OMAE'07. San Diego, California, USA.
- Wilhoit, L. and Supan, C. (2011). Deepwater Solutions & Records for Concepts Selection. Mustang Engineering for the Offshore Magazine.

CAPÍTULO II

FUNDAMENTOS TEÓRICOS

II.- Fundamentos Teóricos

II.1.- Modelo matemático

La principal carga de diseño de ductos instalados en aguas profundas es la presión externa, que implica a su vez a la presión de colapso como un importante parámetro de diseño también. Entre los principales factores que conllevan al colapso en los ductos encontramos abolladuras por impacto de un objeto, por desgaste causado por la corrosión o la erosión, así como la acción de una presión externa en el ducto con pequeñas imperfecciones geométricas (siendo el más importante la ovalidad inicial (Δo)).

II.1.1.- Presión hidrostática

La presión hidrostática, es la presión o fuerza externa que el peso de un fluido en reposo puede llegar a provocar. Se trata de la presión que experimenta un elemento por el sólo hecho de estar sumergido en un líquido. Por lo tanto, la presión externa es un parámetro de carga importante en el diseño de ductos, (Spencer, 1980). Ésta actúa sobre una estructura y todos sus elementos siguen la ley hidráulica simple, en la que la presión es proporcional a la profundidad:

$$P = \rho gh \quad (1)$$

donde:

- h = profundidad,
- ρ = densidad del agua de mar,
- g = gravedad.

La densidad del agua de mar es de 1026 kg/m^3 , lo cual expresado en el Sistema Internacional (SI) es de $10 \text{ kN/m}^2/\text{m}$ de profundidad, aproximadamente. La densidad también varía con la temperatura, la salinidad y la presencia de sólidos en suspensión, tales como sedimentos.

La presión hidrostática actúa de manera uniforme en un plano horizontal, y es influenciada por la acción de las olas. Se vincula con el concepto de la flotabilidad. El principio de Arquímedes establece que un objeto flotante desplaza un peso de agua igual a su propio peso. Esta presión no sólo ejerce una fuerza de colapso en las estructuras con imperfección geométrica, sino que también tiende a comprimir los propios materiales. Este último efecto puede ser importante en las grandes profundidades, e incluso a profundidades menores dependiendo del material (Spencer, 1980).

II.1.2.- Efecto de la temperatura

Las altas temperaturas del hidrocarburo al interactuar con las bajas temperaturas en aguas profundas o ultraprofundas conllevan a que se genere un choque térmico, variando de esta forma las propiedades del ducto, afectado también por las diferentes velocidades de enfriamiento presente en la capa exterior.

Cuando se trata de un material no lineal en los análisis, la curva esfuerzo-deformación se fundamenta en valores mínimos especificados que representan la reducción de temperatura, considerados como valores de esfuerzos, excepto cuando los valores medios o superiores sean explícitamente requeridos por el procedimiento (por ejemplo, para aplicaciones de mecánica de fractura). El uso de la verdadera curva de esfuerzo vs deformación frente a la de ingeniería debe ser consistente (DNV-OS-F101, 2013).

El cálculo del efecto de carga se debe realizar aplicando valores de sección transversal nominal. La integración de la presión externa variable sobre el ducto es complicada. Sin embargo, al cerrar la superficie de integración, se puede demostrar fácilmente que la fuerza axial efectiva en el fondo debe ser:

$$S = N + p_e A_e = F_{lt} \quad (2)$$

Teniendo en cuenta los componentes de fuerza horizontal de los rodillos y cualquier otro relajamiento debido al deslizamiento axial, esto conduce a la llamada tensión residual, H. Esta fuerza se debe considerar como una fuerza axial efectiva (DNV-OS-F101, 2013). Usando H como la fuerza axial efectiva después de la instalación S-Lay, la verdadera fuerza axial se convierte en:

$$N = H - p_e A_e \quad (3)$$

A medida que se opera el ducto, la verdadera fuerza axial se comprime debido a la expansión térmica ($-A_s \alpha \Delta T E$) y a la tensión debida a la tensión circunferencial y al efecto de la posición ($v \sigma H A_s$) si no se permite deslizar axialmente (totalmente restringido). La verdadera fuerza se convierte en:

$$N = H - p_e A_e + v A_s \frac{p_i D_i}{2t} - A_s \alpha \Delta T E \quad (4)$$

A partir de la definición de la fuerza axial efectiva, se deduce lo siguiente:

$$S = H - p_i A_i + v A_s \frac{p_i D_i}{2t} - A_s \alpha \Delta T E \quad (5)$$

quedando, $S = H - \Delta p_i A_i (1 - 2v) - A_s \alpha \Delta T E$

Donde:

- H: fuerza axial residual efectiva
- Δp_i : cambio en la presión interna de la instalación
- ΔT : diferencia de temperatura en relación con la temperatura durante la instalación
- A_i : área de la sección transversal del ducto interno
- A_e : área de la sección transversal del ducto externo
- D_i : diámetro nominal interno
- S: máxima fuerza de expansión.

De acuerdo a la norma DNV-OS-F101, p_i se reemplaza por Δp_i . Esto no significa la presión diferencial entre la presión externa y la interna, sino el cambio en la presión interna de la instalación, lo que representa una posible instalación llena de agua con una presión hidrostática dentro de la tubería.

Según Castello y Estefen, 2008, el coeficiente de transferencia de calor global es el método teórico generalmente adoptado para determinar la capacidad de aislamiento de la tubería de una manera útil y simplificada, en la cual se asumen varias consideraciones simplificadoras: régimen de flujo estacionario y transferencia de calor; transferencia de calor unidimensional radial; fluido homogéneo y monofásico; no hay dependencia térmica de las propiedades del material y la pared interior y exterior de las tuberías es perfectamente lisa y circular. Para realizar un análisis comparativo, algunos parámetros son corregidos, se considera un escenario de aguas ultraprofundas. La capacidad de

aislamiento del material anular se evalúa atendiendo a un coeficiente de transferencia de calor total máximo (U), que se calcula teóricamente por la formulación presentada a continuación.

La transferencia de calor se calcula mediante el coeficiente global de transferencia de calor, que es útil para sistemas compuestos. U está relacionado con las capas de resistencia térmica como se muestra en la expresión a continuación.

$$U = \frac{1}{\frac{1}{h_i} + \frac{R_i}{k_s} \ln \left(1 + \frac{t_i}{R_i+t_i} \right) + \frac{R_i}{k_a} \ln \left(1 + \frac{t_a}{R_i+t_i+t_a} \right) + \frac{R_i}{k_s} \ln \left(1 + \frac{t_e}{R_i+t_i+t_a} \right) \frac{R_i}{R_i+t_i+t_a+t_e} \frac{1}{h_e}} \quad (6)$$

Donde:

- R_i : radio interno
- t_i, t_e, t_a : espesor interno, externo y anular respectivamente
- k_s, k_a : conductividades térmicas del acero y los materiales anulares.

Para obtener los coeficientes de convección térmica del fluido producido a la tubería interna y desde la tubería externa al medio circundante, h_i y h_e , es necesario calcular los coeficientes Prandtl, Reynolds y Nusselt, que son funciones de todos los parámetros indicados a continuación:

$$h_i, e = f(\text{Nu}, k, R_i)$$

$$\text{Nu} = f(\text{C}, m, \text{Re}, \text{Pr})$$

$$\text{Re} = f(\rho, R_i, V, \mu)$$

$$\text{Pr} = f(\text{Cp}, \mu, k)$$

Para la convección interna o externa, los parámetros C y m de Nusselt deben obtenerse para el rango de Reynolds adecuado y deben considerar un flujo de tubería interno o un flujo externo transversal a la tubería.

II.1.3.- Pandeo

El pandeo es un fenómeno no lineal, de inestabilidad elástica, que puede darse en elementos comprimidos esbeltos y que se desata bruscamente. La columna pasa de no tener desplazamiento lateral a, con un incremento relativamente pequeño de la fuerza, tener un desplazamiento importante. De continuarse incrementando la fuerza, se llega al colapso sin grandes incrementos de la carga de compresión aplicada. El pandeo se plantea como un estudio de equilibrio, donde el sólido está sometido a una fuerza de compresión y se definen las tres formas básicas de equilibrio: estable, donde luego de separarlo de la posición inicial regresa a la misma, inestable, donde luego de separarlo de la posición inicial se queda alejado de la misma, o indiferente, donde luego de separarlo de la posición inicial se queda en una nueva posición (figura II.1).

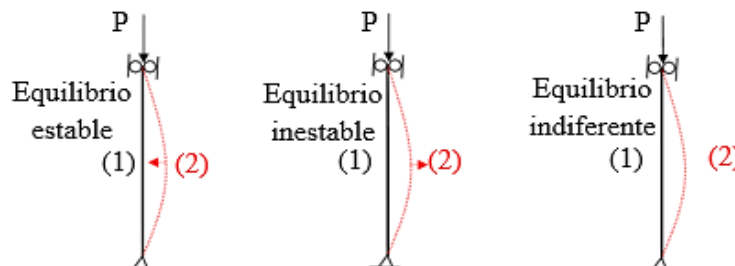


Figura II. 1.- Esquema de una pieza sometida a fuerza de compresión

Existe un cierto valor de la carga de compresión denominado carga crítica, para el que puede producirse una gran flecha o deformación (Gerwick, 2007), aunque la carga transversal sea muy pequeña. Para un elemento estructural con extremos articulados como se muestra en la figura II.2, la carga crítica para la primera forma modal se calcula con la siguiente ecuación $P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L^2}$

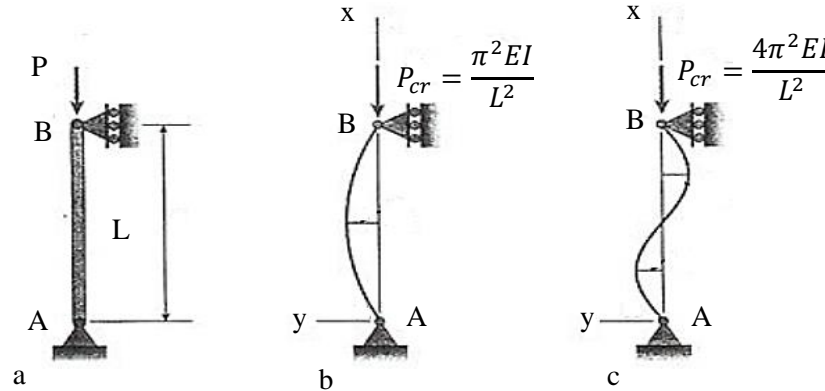


Figura II. 2.- Formas pandeadas de un elemento estructural ideal: (a) columna inicialmente recta; (b) pandeo (primera forma modal); (c) pandeo (segunda forma modal) (Kyriakides y Corona, 2007)

Donde:

- P_{cr} : carga crítica
- E: módulo de elasticidad del material
- I: momento de inercia de la sección transversal de la barra
- L: longitud de la barra
- λ : esbeltez mecánica de la pieza.

De esta forma podemos ver que cuando la fuerza de compresión de una pieza comienza a crecer, la pieza se curvará hasta llegar a la carga crítica que concluirá en el colapso de la estructura.

II.1.4.- Pandeo y colapso bajo presión externa

Un anillo circular o un ducto puede perder la estabilidad de su forma y abollarse por la acción única de una presión exterior, y si la rigidez a la flexión del anillo es insuficiente, el colapso se puede presentar para niveles de fatiga muy por debajo del límite de elasticidad del material. Este fenómeno debe tenerse en cuenta en problemas tales como el proyecto de ductos sometidos a presión externa (Kyriakides y Corona, 2007).

II.1.5.- Pandeo elástico de ductos simples (presión crítica de pandeo)

La presión de pandeo elástico clásica se obtiene siguiendo la derivación de la fórmula diseñada por Timoshenko para el inicio del colapso de una tubería inicialmente ovalizada. Ductos más gruesos utilizados en aguas más profundas se pandean y colapsan en el rango plástico (Boresi, 1955).

Para analizar el pandeo elástico de un ducto se considera el largo, un cilindro circular de radio medio R y un espesor de pared t, bajo la presión externa. Así como la estructura del pandeo en modos axialmente uniformes. Por lo tanto, las variables dependen únicamente de las coordenadas polares θ definidas en la figura II.3. La cinemática de rotación no lineal, de deformación pequeña y de rotación

moderada apropiada para establecer la presión de pandeo son las siguientes (Smith y Smitises, 1969; Brush y Almroth, 1975):

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \varepsilon_{\theta\theta}^0 + zk_{\theta\theta} \quad (7a)$$

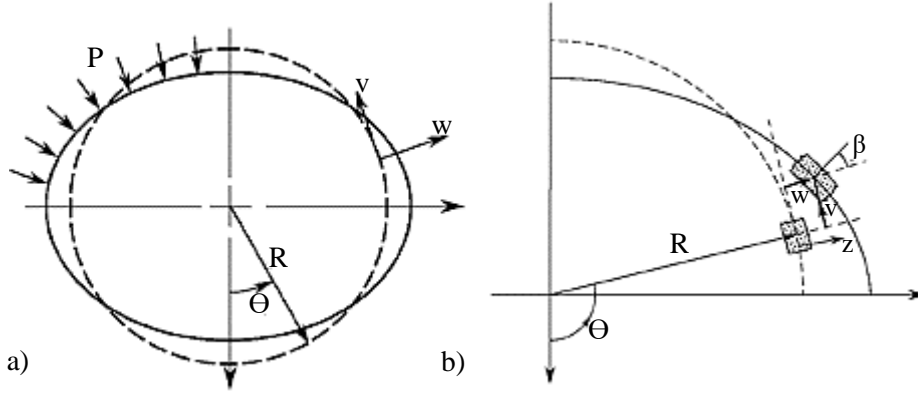


Figura II. 3.- (a) Sección transversal del tubo deformado y no deformado y (b) definición de los desplazamientos de superficies medias (Kyriakides y Corona, 2007).

donde:

$$\varepsilon_{\theta\theta}^0 = \frac{v'+w}{R} + \frac{1}{2} \left(\frac{v-w'}{R} \right)^2 \quad \text{y} \quad k_{\theta\theta} = \frac{v'-w''}{R^2} \quad (7b)$$

Las variables v y w son respectivamente los desplazamientos circunferenciales y radiales de la superficie media, como se muestra en la figura II.3 (b). Las ecuaciones de equilibrio correspondientes se pueden derivar de la ecuación de la energía potencial dada por:

$$V = \int_0^{2\pi} \frac{1}{2} [N_{\theta\theta} \varepsilon_{\theta\theta}^0 + M_{\theta\theta} k_{\theta\theta}] R d\theta + PR \int_0^{2\pi} \left[\omega + \frac{1}{2R} (v^2 + w^2 - vw' + v'w) \right] d\theta \quad (8)$$

donde la presión externa P es positiva (Pearson, 1956). Las intensidades de fuerza y de momento en (8), se definen de la siguiente manera:

$$N_{\theta\theta} = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \sigma_{\theta\theta} dz = \frac{Et}{(1-\nu^2)} \varepsilon_{\theta\theta}^0 \equiv C \varepsilon_{\theta\theta}^0 \quad (8a)$$

$$M_{\theta\theta} = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \sigma_{\theta\theta} z dz = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} k_{\theta\theta} \equiv D k_{\theta\theta}$$

Utilizando el cálculo variacional, las ecuaciones de equilibrio siguientes se derivan a partir de la ecuación (8)

$$RN'_{\theta\theta} + M'_{\theta\theta} - RN_{\theta\theta}\beta - PR^2\beta = 0 \quad (9)$$

$$M''_{\theta\theta} - RN_{\theta\theta} - R(N_{\theta\theta}\beta)' - PR(v' + w) = PR^2$$

donde, $\beta = (v - w')/R$ es la rotación de la normal a la mitad de superficie (figura II.3b).

El pre pandeo se soluciona mediante las membranas uniformes $N_{\theta\theta} = -PR$ y $\varepsilon_{\theta\theta}^0 = w_0/R$, relacionadas a través de la ecuación (8a).

Las ecuaciones de bifurcación en el pandeo son establecidas por el estado de perturbación del pre pandeo con el modo de pandeo (\tilde{v}, \tilde{w}) , (9), resultando en lo siguiente:

$$RN'_{\theta\theta} + M'_{\theta\theta} = 0$$

$$M''_{\theta\theta} - RN_{\theta\theta} + PR^2 \left(\frac{\tilde{v}' - \tilde{w}''}{R} \right) - PR(\tilde{v}' + \tilde{w}) = 0 \quad (9a)$$

junto con las siguientes relaciones cinemáticas linealizadas:

$$\varepsilon_{\theta\theta}^0 = \frac{\tilde{v}' + \tilde{w}}{R} \quad y \quad k_{\theta\theta} = \frac{\tilde{v}' - \tilde{w}''}{R^2} \quad (9b)$$

El siguiente modo de pandeo cumple con la ecuación (10)

$$\tilde{w} = a \cos n\theta \quad y \quad \tilde{v} = b \sin n\theta \quad (10a)$$

Sustituyendo (9) en (8) da como resultado:

$$\begin{bmatrix} n(1 + \rho n^2) & n^2(1 + \rho) \\ (1 + \rho n^4) - \gamma(n^2 - 1) & n(1 + \rho n^2) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a \\ b \end{Bmatrix} = 0 \quad (10b)$$

donde,

$$\rho = \frac{D}{CR^2} = \frac{1}{12} \left(\frac{t}{R} \right)^2 \quad y \quad \gamma = \frac{PR(1 - \nu^2)}{Et}$$

Para soluciones no triviales el determinante de la matriz (10b) debe ser cero, resultando en la siguiente secuencia de valores:

$$P_n = \frac{(n^2 - 1)}{12(1 + \rho)} \frac{E}{(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{R} \right)^3, n = 2, 3, \dots \quad (10c)$$

Dado que para los ductos con una relación R/t relativamente altos, el pandeo elástico es aplicable para $\rho \ll 1$, se desprecia en comparación a 1. El valor más bajo corresponde a $n = 2$, que es un modo de tipo de ovalización. La presión para la que la forma circular resulta inestable y para la que se produce la abolladura, se denomina presión crítica de pandeo y se da por el siguiente resultado clásico (versión actualizada de la presión de pandeo del anillo de Levi), (Levy, 1884; Timoshenko y Gene, 1961).

$$P_c = \frac{E}{4(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{R} \right)^3 = \frac{2E}{(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{D_0} \right)^3 \quad (11)$$

$$(D_0 = 2R)$$

donde:

- E = Módulo de elasticidad

- ν = Relación de Poisson
- t = Espesor
- D_0 = Diámetro medio del cilindro hueco
- P_c = Presión crítica.

II.1.6.- Pandeo local

El pandeo local (pandeo de la pared del ducto) implica una deformación total de la sección transversal (DNV-OS-F101, 2013). Teniendo en cuenta lo siguiente:

- Colapso del sistema (sólo por presión externa)
- Propagación de pandeo (sólo por presión externa)
- Criterios de carga combinados, como lo es, interacción entre presión externa o interna, fuerza axial y momento de flexión.

Las grandes deformaciones plásticas acumuladas tienden a agravar el pandeo local y deben ser consideradas.

II.1.7.- Presión externa (colapso del sistema)

La presión externa en cualquier punto a lo largo del ducto deberá cumplir el siguiente criterio (DNV-OS-F101, 2013), (control de colapso del sistema):

$$p_e - p_{min} \leq \frac{p_c(t_1)}{\gamma_m * \gamma_{sc}} \tag{12}$$

donde:

- p_e = Presión externa
- p_{min} = Mínima presión interna sostenida
- t_1 = espesor mínimo de pared
- γ_m = Factor de resistencia del material (tabla II.1)
- γ_{sc} = Factor de resistencia de clase de seguridad (tabla II.2)

Tabla II.1.- Factor de resistencia del material (γ_m)

| Categoría de estado límite | SLS/ULS/ALS | FLS |
|----------------------------|-------------|------|
| γ_m | 1.15 | 1.00 |

ALS: Estado límite accidental

FLS: Estado límite de fatiga

SLS: Estado límite de servicio

ULS: Estado límite último

Tabla II.2.- Factor de resistencia de clase de seguridad (γ_{sc})

| γ_{sc} | | | |
|-----------------------|-------|-------|-------|
| Clase de seguridad | Bajo | Medio | Alto |
| Presión de contención | 1.046 | 1.138 | 1.308 |
| Otros | 1.04 | 1.14 | 1.26 |

Según DNV-OS-F101, 2013, se considera la clase de seguridad alta para tener un criterio más conservador. La clase de seguridad baja será gobernada por la prueba de presión del sistema que se requiere para ser un 3% por encima de la presión incidental.

El colapso del sistema suele producirse en el punto más débil del ducto. Sin embargo, aunque el espesor mínimo es un factor importante no se puede garantizar que sea el causante de la sección más débil del ducto, así como del colapso.

II.1.8.- Propagación de pandeo

La propagación inicia una vez que se ha producido el pandeo local (DNV-OS-F101, 2013). En caso de que la presión externa sobrepase el criterio que se indica a continuación, se deben instalar dispositivos de contención del pandeo y determinar el espaciamiento en función del costo y la filosofía del tubo de repuesto. El criterio de propagación de pandeo dice:

$$p_e - p_{min} \leq \frac{p_{pr}}{\gamma_m * \gamma_{sc}} \tag{13}$$

donde:

- p_{pr} = Presión de propagación

A través de la ecuación (12) podemos obtener la presión de propagación:

$$p_{pr} = 35 * f_y * \alpha_{fab} \left(\frac{t_2}{D}\right)^{2.5}, \quad 15 < D/t_2 < 45 \tag{14}$$

donde:

- α_{fab} = Factor de fabricación
- f_y = esfuerzo de cedencia para ser empleado en el diseño.

En la tabla II.3 se encuentran los valores para el factor de fabricación.

Tabla II.3.- Factor de fabricación (α_{fab})

| Ducto | Sin costuras | UO & TRB & ERW | UOE |
|----------------|--------------|----------------|------|
| α_{fab} | 1.00 | 0.93 | 0.85 |

ERW: Soldadura por resistencia eléctrica

TRB: Flexión de tres rodillos

UO: Proceso de fabricación de tuberías para tubos soldados

UOE: Proceso de fabricación de tubos para tubos soldados, ampliado.

La presión de iniciación, p_{init} , es la presión requerida para iniciar la propagación de la hebilla de una hebilla dada. Esta presión dependerá del tamaño de pandeo inicial.

Las relaciones entre las diferentes presiones son: $p_c > p_{init} > p_{pr}$

La capacidad de retención de pandeo depende:

- Resistencia de propagación de pandeo de la tubería adyacente
- Resistencia a la propagación pandeo de una contención de pandeo
- Longitud de la contención.

II.1.9.- Imperfección de ductos y colapso

Considerando la tubería con una imperfección geométrica axial uniforme definido por (\bar{v}, \bar{w}) , (Kyriakides y Corona, 2007). El pandeo (ecuación 8), se convierte en:

$$RN'_{\theta\theta} + M'_{\theta\theta} = 0,$$

$$M''_{\theta\theta} - RN_{\theta\theta} + PR^2 \left(\frac{v' - w''}{R} - \frac{\bar{v}' - \bar{w}''}{R} \right) - PR(v' + w - \bar{v}' - \bar{w}) = 0 \quad (15a)$$

con

$$\varepsilon_{\theta\theta}^0 = \frac{v'+w}{R} \quad \text{y} \quad k_{\theta\theta} = \frac{v'-w''}{R^2} \quad (15b)$$

donde v y w se miden a partir de la geometría circular de referencia. La imperfección con el primer modo de pandeo (ovalidad uniforme) está dada por:

$$\bar{w} = -a \cos 2\theta \quad \text{y} \quad \bar{v} = \frac{a}{2} \sin 2\theta \quad (16)$$

La solución es:

$$w = A \cos 2\theta \quad \text{y} \quad v = B \sin 2\theta \quad (16a)$$

Dando lugar a las ecuaciones siguientes para A y B :

$$\begin{bmatrix} 2(1+4\rho) & 4(1+\rho) \\ (1+16\rho) - 3\gamma & 2(1+4\rho) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} A \\ B \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ -3a\gamma \end{Bmatrix} \quad (16b)$$

La solución para (15b) es la siguiente:

$$w = \frac{-aP}{P_c - P} \cos 2\theta \quad \text{y} \quad v = \frac{aP}{2(P_c - P)} \sin 2\theta \quad (17a)$$

A su vez $\rho \ll 1$, se desprecia en comparación a 1. Timoshenko, 1933 sugirió que, en el diseño, la aparición de la cedencia debería ser considerada como un límite superior conservador para la presión de colapso. El ducto cede cuando la membrana y los esfuerzos de flexión se suman a la tensión de fluencia (σ_0). La intensidad del momento y la fuerza son:

$$M_{\theta\theta} = \frac{D}{R^2} (v' - w'') = \frac{-E}{4(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{R}\right)^3 \frac{PRa}{(P_C-P)} \cos 2\theta \quad \text{y} \quad N_{\theta\theta} \cong -PR \quad (17b)$$

Por lo tanto la condición para el esfuerzo de cedencia es:

$$\sigma_o = \left| \frac{N_{\theta\theta}}{t} \right| + \left| \frac{6M_{\theta\theta\text{máx}}}{t^2} \right| = \frac{PR}{t} + \frac{6aRPPc}{(P_C - P)t^2} \quad (17c)$$

Si se asocia el colapso con el comienzo de cedencia, entonces (17c) es equivalente a

$$P_{co}^2 - (P_o + \psi P_C)P_{co} + P_o P_C = 0 \quad (17d)$$

Donde P_o se define como

$$P_o = \frac{\sigma_o t}{R} = \frac{2\sigma_o t}{D_o}, \quad \text{y} \quad \psi = \left(1 + 3\Delta_o \frac{D_o}{t}\right) \quad (18a)$$

La ovalidad (Δ_o), se puede definir como la medida de la sección transversal del tubo fuera de redondez, lo que descrito de una forma matemática se entiende como:

$$\Delta_o = \frac{D_{\text{máx}} - D_{\text{mín}}}{D_{\text{máx}} + D_{\text{mín}}} \quad (18b)$$

Donde $D_{\text{máx}}$ y $D_{\text{mín}}$ son los diámetros máximo y mínimo.

La solución de (17d) es

$$P_{co} = \frac{1}{2} \left\{ (P_o + \psi P_C) - [(P_o + \psi P_C)^2 - 4P_o P_C]^{1/2} \right\} \quad (19)$$

De donde:

- P_c = Presión crítica
- σ_o = Limite elástico (esfuerzo de cedencia)
- P_{co} = Presión de colapso

Obteniéndose la presión de colapso que puede sufrir el ducto simple durante su operación en aguas profundas bajo presión externa.

La relativa simplicidad de las ecuaciones de pandeo plástico hace que sean herramientas útiles en el diseño de ductos para aguas profundas. Considerando los factores que provocan el colapso, como las imperfecciones iniciales (variaciones de espesor de pared y ovalidad). Otros factores incluyen las tensiones residuales, entre otros, los cuales son mejor tratados numéricamente.

II.1.10.- Factores que influyen en el colapso del ducto

Ovalidad inicial y excentricidad inicial (Kyriakides y Corona, 2007)

El máximo valor de Δ_o a lo largo del ducto se adopta como ovalidad inicial (Yeh y Kyriakides, 1986). La ovalidad del tubo crece con la presión. Junto con la ovalidad, los esfuerzos de flexión crecen, y el material eventualmente cede.

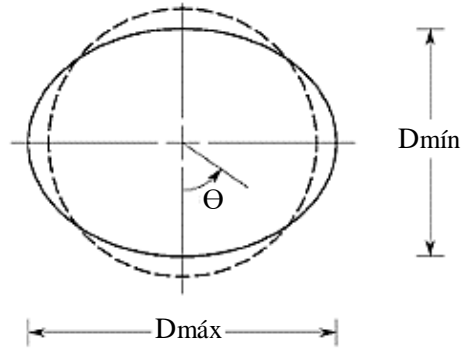


Figura II. 4.- Idealización de imperfección de la sección transversal del ducto (ovalidad inicial)

El grosor de la pared se mide en aproximadamente 12 posiciones circunferenciales en cada extremo del ducto. El valor medio de todas las mediciones se designa como el "espesor de pared" (t). Para ductos sin soldadura, una imperfección de grosor común es la excentricidad del espesor de pared (Figura II.5).

El parámetro de excentricidad se calcula para cada extremo de la siguiente manera (Murphey y Langner, 1985):

$$E_0 = \frac{t_{máx} - t_{mín}}{t_{máx} + t_{mín}} \quad (20)$$

E_0 se evalúa para los dos extremos, y la media de los dos valores se designa como la excentricidad de la pared del tubo.

Ambos parámetros se calculan a través de los máximos y mínimos del diámetro y el espesor respectivamente. La ovalización inicial fue idealizada a partir de:

$$\frac{w_o(\theta)}{\bar{R}} = \Delta_o \cos 2\theta \quad (21)$$

De igual forma el perfil de excentricidad es definido como:

$$\frac{\Delta t(\theta)}{t} = -E_o \sin \theta \quad (22)$$

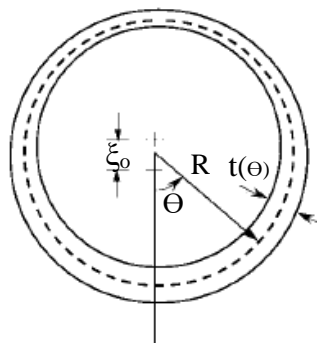


Figura II. 5.- Idealización de imperfección de la sección transversal del ducto (excentricidad del espesor de pared)

Estas definiciones son importantes en el estudio de ductos compuestos.

El colapso es repentino y localizado (figura II.6). Se acompaña de una caída de la presión. La magnitud del colapso local depende de la rigidez del sistema de presurización, de modo que en un sistema más compatible el colapso local comenzará a propagarse. La presión máxima registrada es la presión de colapso (P_{co}).



Figura II. 6.- Imagen de un ducto colapsado bajo presión externa, (Kyriakides y Corona, 2007).

Efecto de la Ovalidad Inicial (Kyriakides y Corona, 2007)

La presión de colapso es fuertemente sensible a la ovalidad inicial. Para una ovalidad del 1% se puede generar una reducción del P_{co} del 30-40%. La ovalidad del 5%, puede provocar una reducción de más del 50%.

La relación D/t a la que la presión de cedencia en la ecuación (18a) es igual a la presión elástica de pandeo (6) es:

$$\left. \frac{D_o}{t} \right|_{tr} = \sqrt{\frac{E}{(1 - \nu^2)\sigma_o}} \quad (23)$$

El valor de transición de la relación de E/σ_o está asociada a los materiales con respuestas de esfuerzo-deformación monotónicas, donde se usa el esfuerzo en el límite elástico en lugar de σ_o). Cabe resaltar que es de gran importancia considerar siempre en el diseño de ductos la ovalidad inicial debido a su fuerte influencia en la P_{co} . Resultando así, más fácil el establecimiento de las presiones de pandeo de bifurcación, incluido el pandeo plástico. Por lo tanto, es de gran utilidad comparar cómo P_{co} difiere de la P_c en el rango de valores D / t . En los cálculos para el diseño de ductos siempre se debe incluir una imperfección.

II.1.11.- Pandeo de ductos compuestos (presión crítica de pandeo)

Dado que la tecnología de ductos compuestos en la actualidad se encuentra en estudio para su posible aplicación, no se cuenta aún con la formulación en normas para analizarlos analíticamente. Algunos estudios (Brush y Almroth, 1975), (Sato y Patel, 2007), (Arjomandi y Taheri, 2011), se han enfocado en proponer una solución aproximada de la presión crítica para estos ductos. Tal es el caso de los siguientes autores:

- Brush y Almroth, 1975

Formularon una solución aproximada de presión crítica de pandeo para ductos compuestos basada en el fundamento elástico. La solución no tiene en cuenta la contribución del tubo interior y el grosor del material del núcleo. Considera el efecto de la energía potencial total del sistema al expresar la energía de deformación interna. Después de resolver las ecuaciones se obtuvo la presión crítica P_{cr} como:

$$P_{cr} = \frac{1}{12} \frac{n^2-1}{1+\frac{1}{12}\left(\frac{t}{R}\right)^2} \frac{E_s}{1-\nu_s} \left(\frac{t}{R}\right)^3 + \frac{1}{n^2-1} k_f \quad n = 2,3,4 \dots \quad (24)$$

donde k_f es un módulo de base elástico que depende solamente de las propiedades del material del núcleo del ducto compuesto. De acuerdo con Sato y Patel (2007), k_f está dada por:

$$k_f = E_c \frac{2n(v_c - 1) - 2v_c + 1}{4v_c^2 + v_c - 3} \quad (25)$$

- Sato y Patel, 2007

El estudio adoptó la expresión de energía de tensión interna de Brush y Almroth (1975) para las tuberías externas e internas. Las ecuaciones de gobierno fueron formuladas usando las ecuaciones de Euler-Lagrange, para el pandeo elástico del sistema. Como simplificación, los componentes no lineales de las relaciones tensión-desplazamiento no se tuvieron en cuenta en el núcleo. Esta aproximación conllevó al uso de la solución clásica de la función de esfuerzo de Airy para caracterizar el comportamiento del núcleo.

La presión crítica predicha en Sato y Patel (2007) corresponde a modos de pandeo altos (que no corresponden a la ovalización) en algunos casos, dependiendo de la relación entre el módulo elástico del núcleo y el de las tuberías internas y externas (Hashemian, 2014).

- Arjomandi y Taheri, 2011

Investigaron la estabilidad elástica y las respuestas post-pandeo de los ductos compuestos bajo presión externa hidrostática, basado en un modelo de elementos finitos tridimensional dentro del paquete de software ABAQUS, para cuatro condiciones:

- (a) El material anular está completamente unido al tubo interno y externo (Totalmente unido)
- (b) El material anular solo está unido al tubo interior (superficie exterior no unida)
- (c) El material anular solo está unido al tubo exterior (superficie interna no unida)
- (d) El material anular no está unido ni a la tubería exterior ni a la tubería interior (ambas superficies no están unidas)

La solución incorporó el efecto de la imperfección inicial. Se investigaron los efectos del espesor del núcleo y las propiedades mecánicas. Se propuso una ecuación simplificada para estimar la presión crítica de un ducto compuesto, la cual es aplicable para núcleos blandos y sin límites de espesor:

$$P_{cr} = kP_{crs} + E_p(1 + \alpha_1 v_c^2) \left(\frac{t_{ext}}{R_{ext}}\right)^{\alpha_2} (\psi_1 + \psi_2) \quad (26)$$

donde:

$$P_{crs} = \frac{E_p}{4(1 - \nu_p^2)} \left(\frac{t_{ext}}{R_{ext}}\right)^3 \quad (27)$$

$$\psi_1 = \gamma_1 \left(\frac{E_c}{E_p} \right)^{\gamma_2} \left(1 - \frac{R_{int}}{R_{ext}} \right)^{\gamma_3} \quad (28)$$

$$\psi_2 = \xi_1 \left(\frac{E_c}{E_p} \right)^{\xi_2} \left(1 - \frac{R_{int}}{R_{ext}} \right)^{\xi_3} \left(\frac{t_{int}}{R_{int}} \right)^{\xi_4} \quad (29)$$

Según Arjomandi y Taheri (2011), el comportamiento de los ductos compuestos se divide en dos categorías según la relación de presión externa - ovalización. La primera categoría implica sistemas en los que la presión externa aumenta monótonamente a medida que aumenta la ovalización. La segunda categoría consiste en sistemas donde la presión externa alcanza su punto máximo en una cierta ovalización, después de lo cual una ovalización adicional induce una reducción en la magnitud de la presión externa.

Las tablas II.4 y II.5 proporcionan las magnitudes de las diversas constantes que aparecen en las ecuaciones (26), (28) y (29), que fueron calculadas mediante un modelo numérico a través de Matlab y un algoritmo de regresión no lineal restringido recomendado por Gill et al., (1986), con un método de programación cuadrática secuencial.

Tabla II.4.- Coeficientes para calcular la presión crítica de la primera categoría.

| | k | α_1 | α_2 | γ_1 | γ_2 | γ_3 | ξ_1 | ξ_2 | ξ_3 | ξ_4 |
|------------------|--------|------------|------------|------------|------------|------------|---------|---------|---------|---------|
| Totalmente unido | 0.9844 | -0.5444 | 0.1 | 0.474 | 0.98 | 1.062 | 0.43 | 0.079 | -0.1031 | 2.8 |
| Externo no unido | 1.019 | 0.2461 | -0.0904 | 0.816 | 0.982 | 3.146 | 0.1792 | 0.0329 | -0.1062 | 2.929 |
| Interno no unido | 0.9814 | 1.3922 | 0.083 | 0.712 | 0.962 | 2.827 | 0.202 | 0.041 | -0.188 | 2.913 |
| Núcleo no unido | 0.9833 | 1.106 | -0.0945 | 0.336 | 0.966 | 3.631 | 0.1589 | 0.0184 | -0.0837 | 3.01 |

Tabla II.5.- Coeficientes para calcular la presión crítica de la segunda categoría

| | k | α_1 | α_2 | γ_1 | γ_2 | γ_3 | ξ_1 | ξ_2 | ξ_3 | ξ_4 |
|------------------|--------|------------|------------|------------|------------|------------|---------|---------|---------|---------|
| Totalmente unido | 1.0447 | 0.3259 | 0.1867 | 1.3043 | 1.153 | 2.289 | 0.1279 | 0.47 | 0.7295 | 0.5027 |
| Externo no unido | 0.836 | 0.2461 | -0.0904 | 0.816 | 0.982 | 3.146 | 0.0788 | 0.984 | -1.1379 | 1.1799 |
| Interno no unido | - | - | - | - | - | - | - | - | - | - |
| Núcleo no unido | - | - | - | - | - | - | - | - | - | - |

- Hashemian, 2014

Propuso en su estudio una solución para la presión crítica a través de un programa en Matlab. A través del programa se resolvieron las ecuaciones del elemento finito en que se basa la simulación. La presión externa de pandeo se determina mediante la discretización de las condiciones de estabilidad neutra, utilizando la técnica de elementos finitos. Mediante el elemento finito se desarrolla una solución al expresar la segunda variación de la expresión de energía potencial total en términos de desplazamientos nodales. Primero se proporciona un análisis de elementos finitos de pre-pandeo. Los desplazamientos previos al pandeo obtenidos se usan para realizar el análisis de pandeo.

La variación de la energía potencial total necesita ser generalizada para un sistema de ductos compuestos para cada capa. Suponiendo un sistema de ducto compuesto con 1,2, ... l capas, se puede escribir:

$$\bar{\Pi} = \sum_{i=1}^l \left\{ \int_{r_i(0)}^{r_i(d_i)} \int_0^{2\pi} \frac{L}{2\nu} \left[(1-\nu)(2ru'_p \bar{u}'_p + 2\frac{1}{r}u_p \bar{u}_p) + 2\nu u_p \bar{u}'_p + 2\nu u'_p \bar{u}_p \right] d\theta dr \right\} + P_{ext} \int_0^{2\pi} (r\bar{u}_p)_{r_i(d_i)} d\theta - P_{int} \int_0^{2\pi} (r\bar{u}_p)_{r_i(0)} d\theta = 0 \quad (30)$$

Donde:

d_i : espesor de la capa i

$r_i(0)$: radio interno de la capa i

$r_i(d_i)$: radio externo de la capa i

Al integrar por partes la ecuación (30) se obtiene las siguientes ecuaciones de equilibrio,

$$\frac{1}{r}u_p - u'_p - ru''_p = 0 \quad r_i(0) \leq r \leq r_i(d_i), \quad i = 1, 2, \dots, l \quad (31)$$

El desplazamiento radial pre-pandeo u_p en el radio exterior de la capa i es igual al desplazamiento radial en el radio interior $r_{i+1}(0)$

$$(u_p)_{r_i(d_i)} - (u_p)_{r_{i+1}(0)} = 0 \quad i = 1, 2, \dots, l \quad (32)$$

Posteriormente se toman las variaciones de las ecuaciones anteriores y se expresa las condiciones de contorno y las condiciones de continuidad de la interfaz como:

$$\begin{aligned} & \left\{ -rP_{int} - \left[\frac{L(1-\nu)}{\nu} ru'_p + Lu_p \right]_{r_i(0)} \right\} (\bar{u}_p)_{r_i(0)} = 0 \\ & \left\{ \left[\frac{(1-\nu)}{\nu} Lru'_p + Lu_p \right]_{r_i(d_i)} - \left[\frac{(1-\nu)}{\nu} Lru'_p + Lu_p \right]_{r_{i+1}(0)} \right\} (\bar{u}_p)_{r_i(d_i)} = 0 \\ & \vdots \\ & \left\{ \left[\frac{(1-\nu)}{\nu} Lru'_p + Lu_p \right]_{r_i(d_i)} - \left[\frac{(1-\nu)}{\nu} Lru'_p + Lu_p \right]_{r_{i+1}(0)} \right\} (\bar{u}_p)_{r_i(d_i)} = 0 \\ & \vdots \\ & \left\{ \left[\frac{(1-\nu)}{\nu} Lru'_p + Lu_p \right]_{r_{i-1}(d_{i-1})} - \left[\frac{(1-\nu)}{\nu} Lru'_p + Lu_p \right]_{r_i(0)} \right\} (\bar{u}_p)_{r_{i-1}(d_{i-1})} = 0 \end{aligned} \quad (33)$$

Donde:

$$i=1,2\dots l$$

Las ecuaciones (31) y (32) se resuelven asumiendo que el desplazamiento pre-pandeo para una capa i , toma la forma

$$u_{p,i}(r) = \sum_j \bar{F}_{i,j} r^{m_{i,j}}$$

Sustituyendo en (2) se obtienen las ecuaciones características,

$$1 - m_{i,j}^2 = 0 \quad (34)$$

Donde $m_{i,j} = \pm 1$, y el desplazamiento radial de pre-pandeo toma la siguiente forma,

$$u_{p,i} = \bar{F}_{i,1} r + \bar{F}_{i,2} r^{-1} \quad (35)$$

$\bar{F}_{i,1}$ y $\bar{F}_{i,2}$ son constantes de integración que se determinan a partir de las condiciones de contorno y condiciones de continuidad entre capas. Sustituyendo las ecuaciones se obtiene las ecuaciones de continuidad de desplazamiento,

$$\begin{aligned} r_1(d_1)\bar{F}_{1,1} + r_1(d_1)^{-1}\bar{F}_{1,2} - r_2(0)\bar{F}_{2,1} - r_2(0)^{-1}\bar{F}_{2,2} &= 0 \\ \vdots & \\ r_i(d_i)\bar{F}_{i,1} + r_i(d_i)^{-1}\bar{F}_{i,2} - r_{i+1}(0)\bar{F}_{i+1,1} - r_{i+1}(0)^{-1}\bar{F}_{i+1,2} &= 0 \\ \vdots & \\ r_{i-1}(d_{i-1})\bar{F}_{i-1,1} + r_{i-1}(d_{i-1})^{-1}\bar{F}_{i-1,2} - r_i(0)\bar{F}_{i,1} - r_i(0)^{-1}\bar{F}_{i,2} &= 0 \end{aligned} \quad (36)$$

las condiciones de contorno y las ecuaciones de continuidad natural entre capas,

$$\begin{aligned} \left[-rP_{int} - \frac{L}{\nu} r\bar{F}_{1,1} + \frac{L}{\nu} (1-2\nu)r^{-1}\bar{F}_{1,2} \right]_{r_1(0)} &= 0 \\ \left[\frac{L}{\nu} r\bar{F}_{1,1} - \frac{L}{\nu} (1-2\nu)r^{-1}\bar{F}_{1,2} \right]_{r_1(d_1)} + \left[-\frac{L}{\nu} r\bar{F}_{2,1} + \frac{L}{\nu} (1-2\nu)r^{-1}\bar{F}_{2,2} \right]_{r_2(0)} &= 0 \\ \vdots & \\ \left[\frac{L}{\nu} r\bar{F}_{i,1} - \frac{L}{\nu} (1-2\nu)r^{-1}\bar{F}_{i,2} \right]_{r_i(d_i)} + \left[-\frac{L}{\nu} r\bar{F}_{i+1,1} + \frac{L}{\nu} (1-2\nu)r^{-1}\bar{F}_{i+1,2} \right]_{r_{i+1}(0)} &= 0 \\ \vdots & \\ \left[\frac{L}{\nu} r\bar{F}_{l-1,1} - \frac{L}{\nu} (1-2\nu)r^{-1}\bar{F}_{l-1,2} \right]_{r_{l-1}(d_{l-1})} + \left[-\frac{L}{\nu} r\bar{F}_{l,1} + \frac{L}{\nu} (1-2\nu)r^{-1}\bar{F}_{l,2} \right]_{r_l(0)} &= 0 \\ \left[\frac{L}{\nu} r\bar{F}_{l,1} - \frac{L}{\nu} (1-2\nu)r^{-1}\bar{F}_{l,2} + rP_{ext} \right]_{r_l(d_l)} &= 0 \end{aligned} \quad (37)$$

Las ecuaciones se determinan para cada capa.

La segunda variación de la expresión de energía potencial total se expresa en función de los desplazamientos nodales, expresando así la condición de estabilidad neutra en una forma discretizada.

$$\bar{\bar{\Pi}} = \bar{\bar{U}}_L + \bar{\bar{U}}_{NL} + \bar{\bar{W}}_I + \bar{\bar{W}}_E \quad (38)$$

Donde \bar{U}_L está dada por

$$\begin{aligned} \frac{1}{2} \bar{\bar{U}}_L = & \int_{r_1}^{r_2} \int_0^{2\pi} \left\{ \frac{L(1-\nu)}{2\nu} \left[(\bar{u}'_b)^2 + \frac{1}{r^2} (\bar{u}_b + \bar{v}_b)^2 \right] \right. \\ & \left. + L \bar{u}'_b \frac{1}{r} (\bar{u}_b + \bar{v}_b) + \frac{L(1-2\nu)}{4\nu} \left(\frac{1}{r} \bar{u}_b - \frac{1}{r} \bar{v}_b + \bar{v}'_b \right)^2 \right\} r d\theta dr \end{aligned} \quad (39)$$

Donde \bar{U}_{NL} es la segunda variación de la energía inducida por los componentes no lineales del campo de deformación y está dada por,

$$\begin{aligned} \frac{1}{2} \bar{\bar{U}}_{NL} = & \int_{r_1}^{r_2} \int_0^{2\pi} \left\{ \frac{L(1-\nu)}{2\nu} \left[\frac{1}{r} (u_{p,I} + \lambda u_{p,E}) \frac{1}{2} (2\bar{u}'_b{}^2 + 2\bar{v}'_b{}^2) + \frac{1}{2} (u'_{p,I} + \lambda u'_{p,I}) (2\bar{u}'_b{}^2 + 2\bar{v}'_b{}^2) \right] \right. \\ & + \frac{1}{2} L \left[\frac{1}{2r} (u_{p,I} + \lambda u_{p,E}) (2\bar{u}'_b{}^2 + 2\bar{v}'_b{}^2) \right. \\ & \left. \left. + \frac{1}{2r^2} (u'_{p,I} + \lambda u'_{p,I}) (2\bar{u}_b{}^2 + 2\bar{v}_b{}^2 - 4\bar{u}_b \bar{v}_b + 2\bar{u}_b{}^2 + 2\bar{v}_b{}^2 + 4\bar{u}_b \bar{v}_b) \right] \right\} r d\theta dr \end{aligned} \quad (40)$$

y \bar{W}_I y \bar{W}_E son la segunda variación del término potencial de carga causado por la presión interna y la presión externa respectivamente

$$\begin{aligned} \frac{1}{2} \bar{\bar{W}}_I = & -\frac{1}{2} P_{int} \int_0^{2\pi} \left[(\bar{v}_b)^2 + (\bar{u}_b)^2 - \bar{v}_b \bar{u}_b + \bar{v}_b \bar{u}_b \right]_{r=r_1} d\theta \\ \frac{1}{2} \bar{\bar{W}}_E = & \frac{1}{2} \lambda P_{ext} \int_0^{2\pi} \left[(\bar{v}_b)^2 + (\bar{u}_b)^2 - \bar{v}_b \bar{u}_b + \bar{v}_b \bar{u}_b \right]_{r=r_2} d\theta \end{aligned} \quad (41)$$

La variación de los desplazamientos nodales $\bar{u}_b(r, \theta)$, $\bar{v}_b(r, \theta)$ se expresa como la suma de un número infinito de funciones $\bar{u}_{bn}(r)$, $\bar{v}_{bn}(r)$ multiplicado por las funciones armónicas $\cos n\theta$ y $\sin n\theta$.

$$\begin{aligned} \bar{u}_b(r, \theta) &= \sum_{n=2}^{\infty} \bar{u}_{bn}(r) \cos n\theta \\ \bar{v}_b(r, \theta) &= \sum_{n=2}^{\infty} \bar{v}_{bn}(r) \sin n\theta \end{aligned} \quad (42)$$

Los campos de desplazamiento de pandeo $\bar{u}_{bn}(r)$, $\bar{v}_{bn}(r)$, están escritos en términos de desplazamientos nodales $\{U_n\}$ y $\{V_n\}$.

$$\begin{aligned} \bar{u}_{bn} &= \langle N \rangle^T \{U_n\} = \langle N_1(r) \quad N_2(r) \rangle \begin{Bmatrix} u_n(r_1) \\ u_n(r_2) \end{Bmatrix} \\ \bar{v}_{bn} &= \langle N \rangle^T \{V_n\} = \langle N_1(r) \quad N_2(r) \rangle \begin{Bmatrix} v_n(r_1) \\ v_n(r_2) \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (43)$$

Donde N_1 y N_2 son funciones de forma,

$$\begin{aligned} N_1(r) &= \frac{r_2 - r}{d}, & N_2(r) &= \frac{r - r_1}{d}, \\ N_1'(r) &= -\frac{1}{d}, & N_2'(r) &= \frac{1}{d}, \end{aligned} \quad (44)$$

Al sustituir (15) en (14) se escriben los desplazamientos de pandeo en términos de desplazamientos nodales como,

$$\begin{aligned} \bar{u}_b(r, \theta) &= \sum_{n=2}^{\infty} \langle N(r) \rangle^T \{U_n\} \cos n\theta \\ \bar{v}_b(r, \theta) &= \sum_{n=2}^{\infty} \langle N(r) \rangle^T \{V_n\} \sin n\theta \end{aligned} \quad (45)$$

Se sustituye (45) en (39), (40) y (41) se obtiene la energía de deformación interna debida a los componentes lineales, la energía de deformación interna debida a los componentes no lineales y la carga en términos de los desplazamientos nodales como,

$$\begin{aligned} \frac{1}{2} \bar{U}_L &= \sum_{n=2}^{\infty} \left\{ \frac{L(1-\nu)}{2\nu} \left(r \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\bar{B}] dr \{U_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta + \frac{1}{r} \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\bar{A}] dr \{U_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + \frac{1}{r} n^2 \langle V_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\bar{A}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta + 2 \frac{1}{r} n \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\bar{A}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta \right) \right. \\ &\quad \left. + L \left(\langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\bar{C}] dr \{U_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta + n \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\bar{D}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta \right) \right. \\ &\quad \left. + \frac{L(1-2\nu)}{4\nu} \left(\frac{1}{r} n^2 \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\bar{A}] dr \{U_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta + \frac{1}{r} \langle V_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\bar{A}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + r \langle V_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\bar{B}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta + 2 \frac{1}{r} n \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\bar{A}] dr \{U_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - 2 \langle V_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\bar{C}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta - 2n \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\bar{C}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta \right) \right\} r dr \end{aligned} \quad (46)$$

Además:

$$\begin{aligned}
 \frac{1}{2} \overline{\overline{U}}_{NL} = & \sum_{n=2}^{\infty} \left[r(u'_{p,I} + \lambda u'_{p,E}) \frac{L(1-\nu)}{2\nu} \left(\langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{B}] dr \{U_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta + \langle V_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{B}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta \right) \right. \\
 & + \frac{1}{r^2} (u_{p,I} + \lambda u_{p,E}) \frac{L(1-\nu)}{2\nu} \left(n^2 \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{A}] dr \{U_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta + \langle V_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{A}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta \right. \\
 & \quad + 2n \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{A}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta + \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{A}] dr \{U_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta \\
 & \quad \left. \left. + n^2 \langle V_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{A}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta + 2n \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{A}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta \right) \right. \\
 & + \frac{1}{r} (u'_{p,I} + \lambda u'_{p,E}) \frac{1}{2} L \left(n^2 \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{A}] dr \{U_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta + \langle V_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{A}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta \right. \\
 & \quad + 2n \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{A}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta + \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{A}] dr \{U_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta \\
 & \quad \left. \left. + n^2 \langle V_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{A}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta + 2n \langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{A}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta \right) \right. \\
 & \left. + (u_{p,I} + \lambda u_{p,E}) \frac{1}{2} L \left(\langle U_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{B}] dr \{U_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta + \langle V_n \rangle^T \int_{r_1}^{r_2} [\overline{B}] dr \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta \right) \right] dr
 \end{aligned} \tag{47}$$

y los términos de potencial de carga toman la forma,

$$\begin{aligned}
 \overline{\overline{W}}_I = & - \sum_{n=2}^{\infty} \frac{1}{2} P_{int} \left(\langle V_n \rangle^T [\overline{A}] \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta + \langle U_n \rangle^T [\overline{A}] \{V_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta \right. \\
 & \left. + n \langle U_n \rangle^T [\overline{A}] \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta + n \langle U_n \rangle^T [\overline{A}] \{V_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta \right)_{r=r_1} \\
 \overline{\overline{W}}_E = & \sum_{n=2}^{\infty} \int_0^{2\pi} \frac{1}{2} \lambda P_{ext} \left(\langle V_n \rangle^T [\overline{A}] \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta + \langle U_n \rangle^T [\overline{A}] \{U_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta \right. \\
 & \left. + n \langle U_n \rangle^T [\overline{A}] \{V_n\} \int_0^{2\pi} \sin^2 n\theta d\theta + n \langle U_n \rangle^T [\overline{A}] \{V_n\} \int_0^{2\pi} \cos^2 n\theta d\theta \right)_{r=r_2}
 \end{aligned} \tag{48}$$

Donde la matriz $[\overline{A}]$ está definida por,

$$[\overline{A}] = \{N\} \langle N \rangle^T \tag{49}$$

Se usan funciones de interpolación lineal, obteniéndose una forma discretizada de las condiciones de estabilidad neutra. Determinándose a su vez, a través de las ecuaciones anteriores la matriz de rigidez. El procedimiento anterior se implementó bajo MATLAB y el problema se resolvió utilizando el solucionador de Eigen generalizado dentro de la biblioteca MATLAB.

El programa lee todos los datos de un archivo de Excel, que incluyen dimensiones, así como propiedades mecánicas; la presión de pandeo y sus desplazamientos normalizados asociados, se

escribieron en otro archivo de Excel. La solución se aplica para predecir la capacidad de pandeo de los ductos.

- Analiza el pandeo de ductos compuestos (sandwich)
- Tiene en cuenta la presión externa (1MPa) y presión interna (0)
- Las propiedades del material del núcleo y los ductos internos y externos
- El núcleo es considerado como un material elástico
- Calcula la rigidez local del ducto
- Calcula la presión crítica de pandeo y para ello tiene en cuenta varias funciones
 - ✓ Función que almacena los elementos pertinentes del ducto global
 - ✓ matriz de rigidez [Kt] en la matriz de rigidez de la estructura [K]
 - ✓ Función que forma el vector de número de coordenadas de la estructura
 - ✓ Función que calcula la matriz de rigidez local del ducto para un plano
 - ✓ Función que ayuda a leer los datos de entrada correctos del archivo de Excel
 - ✓ Función de los desplazamientos en el pre-pandeo.
- Resuelve un problema no lineal
- Tiene en cuenta las condiciones de contorno de los materiales y condiciones de frontera

Ecuaciones de equilibrio:

$$\int_0^{2\pi} \left[\left(A_{1,1} \bar{u}_b + A_{1,2} \bar{u}'_b + A_{1,3} \bar{u}''_b + A_{1,4} \bar{u}\bar{u}_b + A_{1,5} \bar{v}_b + A_{1,6} \bar{v}'_b \right) + \lambda \left(B_{1,1} \bar{u}_b + B_{1,2} \bar{u}'_b + B_{1,3} \bar{u}''_b + B_{1,4} \bar{u}\bar{u}_b + B_{1,5} \bar{v}_b \right) \right] d\theta = 0 \quad (50)$$

$$\int_0^{2\pi} \left[\left(A_{2,1} \bar{u}_b + A_{2,2} \bar{u}'_b + A_{2,3} \bar{v}_b + A_{2,4} \bar{v}'_b + A_{2,5} \bar{v}''_b + A_{2,6} \bar{v}\bar{v}_b \right) + \lambda \left(B_{2,1} \bar{u}_b + B_{2,2} \bar{v}_b + B_{2,3} \bar{v}'_b + B_{2,4} \bar{v}''_b + B_{2,5} \bar{v}\bar{v}_b \right) \right] d\theta = 0 \quad (51)$$

Donde:

$$A_{1,1} = \frac{1}{r}(1-\nu) \qquad A_{2,1} = -\frac{1}{2r}(3-4\nu)$$

$$A_{1,2} = -(1-\nu) \qquad A_{2,2} = -\frac{1}{2}$$

$$A_{1,3} = -r(1-\nu) \qquad A_{2,3} = \frac{1}{2r}(1-2\nu)$$

$$A_{1,4} = -\frac{1}{2r}(1-2\nu) \qquad A_{2,4} = -\frac{1}{2}(1-2\nu)$$

$$A_{1,5} = \frac{1}{2r}(3-4\nu) \qquad A_{2,5} = -\frac{r}{2}(1-2\nu)$$

$$A_{1,6} = -\frac{1}{2} \qquad A_{2,6} = -\frac{1}{r}(1-\nu)$$

$$B_{1,1} = \frac{1}{r^2}(1-\nu)u_p + \frac{1}{r}\nu u'_p \qquad B_{2,1} = -\frac{2}{r^2}(1-\nu)u_p - \frac{2}{r}\nu u'_p$$

$$B_{1,2} = -u'_p - (1-\nu)ru''_p \qquad B_{2,2} = \frac{1}{r^2}(1-\nu)u_p + \frac{1}{r}\nu u'_p$$

$$B_{1,3} = -\nu u_p - (1-\nu)ru'_p \qquad B_{2,3} = -u'_p - r(1-\nu)u''_p$$

$$B_{1,4} = -\frac{1}{r^2}(1-\nu)u_p - \frac{1}{r}\nu u'_p \qquad B_{2,4} = -\nu u_p - r(1-\nu)u'_p$$

$$B_{1,5} = \frac{2}{r^2}(1-\nu)u_p + \frac{2}{r}\nu u'_p \qquad B_{2,5} = -\frac{1}{r^2}(1-\nu)u_p - \frac{1}{r}\nu u'_p$$

Condiciones de contorno:

$$\left\{ \int_0^{2\pi} \left[(C_{1,1}\bar{u}_b + C_{1,2}\bar{u}'_b + C_{1,3}\bar{v}_b) + \lambda(D_{1,1}\bar{u}'_b) \right] d\theta \right\}_{r=r_1} = 0 \quad (52)$$

$$\left\{ \int_0^{2\pi} \left[(C_{2,1}\bar{u}_b + C_{2,2}\bar{v}_b + C_{2,3}\bar{v}'_b) + \lambda(D_{2,1}\bar{v}'_b) \right] d\theta \right\}_{r=r_1} = 0 \quad (53)$$

$$\left\{ \int_0^{2\pi} \left[(C_{3,1}\bar{u}_b + C_{3,2}\bar{u}'_b + C_{3,3}\bar{v}_b) + \lambda(D_{3,1}\bar{u}_b + D_{3,2}\bar{u}'_b + D_{3,3}\bar{v}_b) \right] d\theta \right\}_{r=r_2} = 0 \quad (54)$$

$$\left\{ \int_0^{2\pi} \left[(C_{4,1}\bar{u}_b + C_{4,2}\bar{v}_b + C_{4,3}\bar{v}'_b) + \lambda (D_{4,1}\bar{u}_b + D_{4,2}\bar{v}_b + D_{4,3}\bar{v}'_b) \right] d\theta \right\}_{r=r_2} = 0 \quad (55)$$

$$\left[\left(C_{5,1}\bar{u}_b + C_{5,2}\frac{1}{r}\bar{v}_b + C_{5,3}\bar{v}'_b \right) + \lambda (D_{5,1}\bar{u}_b + D_{5,2}\bar{v}_b) \right]_{\theta=0}^{\theta=2\pi} = 0 \quad (56)$$

$$\left[\left(C_{6,1}\bar{u}_b + C_{6,2}\bar{u}'_b + C_{6,3}\bar{v}_b \right) + \lambda (D_{6,1}\bar{u}_b + D_{6,2}\bar{v}_b) \right]_{\theta=0}^{\theta=2\pi} = 0 \quad (57)$$

Donde:

$$\begin{aligned} C_{1,1} &= v + \frac{v}{L}P_{int} & C_{2,1} &= \frac{1}{2}(1-2v) - \frac{v}{L}P_{int} \\ C_{1,2} &= (1-v)r_1 & C_{2,2} &= -\frac{1}{2}(1-2v) + \frac{v}{L}P_{int} \\ C_{1,3} &= v + \frac{v}{L}P_{int} & C_{2,3} &= \frac{1}{2}(1-2v)r_1 \\ D_{1,1} &= vu_p + (1-v)r_1u'_p & D_{2,1} &= vu_p + (1-v)r_1u'_p \\ C_{3,1} &= v & C_{4,1} &= \frac{1}{2}(1-2v) \\ C_{3,2} &= (1-v)r_2 & C_{4,2} &= -\frac{1}{2}(1-2v) \\ C_{3,3} &= v & C_{4,3} &= \frac{1}{2}(1-2v)r_2 \\ D_{3,1} &= \frac{v}{L}P_{ext} & D_{4,1} &= -\frac{v}{L}P_{ext} \\ D_{3,2} &= vu_p + (1-v)r_2u'_p & D_{4,2} &= \frac{v}{L}P_{ext} \\ D_{3,3} &= \frac{v}{L}P_{ext} & D_{4,3} &= vu_p + (1-v)r_2u'_p \\ C_{5,1} &= \frac{1}{2r}(1-2v) & C_{6,1} &= \frac{1}{r}(1-v) \\ C_{5,2} &= -\frac{1}{2r}(1-2v) & C_{6,2} &= v \\ C_{5,3} &= \frac{1}{2}(1-2v) & C_{6,3} &= \frac{1}{r}(1-v) \end{aligned}$$

$$D_{5,1} = \frac{1}{r^2}(1 - \nu)u_p + \frac{1}{r}\nu u'_p$$

$$D_{5,2} = -\frac{1}{r^2}(1 - \nu)u_p - \frac{1}{r}\nu u'_p$$

$$D_{6,1} = \frac{1}{r^2}(1 - \nu)u_p + \frac{1}{r}\nu u'_p$$

$$D_{6,2} = \frac{1}{r^2}(1 - \nu)u_p + \frac{1}{r}\nu u'_p$$

II.2.- Modelo numérico

II.2.1.- Método del Elemento Finito (MEF)

En la actualidad, el avance en el campo de la computación ha sido sustancial, involucrando en ello los adelantos en el desarrollo de programas que resultan ser hoy poderosas herramientas de análisis. Así se puede mencionar que en el área de diseño y cálculo se tienen paquetes de gran capacidad. Estos paquetes de diseño y cálculo su procedimiento de análisis se fundamenta en el Método del Elemento Finito (MEF). El MEF se fundamenta principalmente en un planeamiento energético. Su uso ha alcanzado las áreas de Transferencia de Calor, Mecánica de Fluidos, Hidráulica, Electromagnetismo, Estructuras, etc. Problemas que no hace mucho eran intratables por su complejidad y que ahora con este método son resueltos rutinariamente (Fagan, 1992).

La idea básica del MEF, es la representación de un cuerpo o estructura por medio del ensamble de subdivisiones llamados elementos finitos, como se muestra en la figura II.7. Estos elementos se conectan por uniones llamados puntos nodales. Con esto, se discretiza el dominio reduciendo el problema a un número finito de incógnitas. Consecuentemente, el comportamiento de la variable de interés, temperatura, desplazamientos, velocidades, etc., respecto a los elementos, viene dado por los valores nodales en cada uno de los elementos.

Al establecer el modelo de elementos finitos se determinan las ecuaciones matriciales de cada uno de los elementos y con las propiedades de cada uno de estos para obtener las ecuaciones del sistema. Éstas se ensamblan, considerándose las condiciones de frontera. Con esto último se obtiene un sistema de ecuaciones lineales simultáneas, cuyo determinante no es cero. Esto hace que tenga una solución distinta a la trivial. Al no introducir dichas condiciones de frontera, se genera una singularidad numérica y la solución es la trivial. Dicho sistema calcula los desplazamientos nodales que sufre el modelo estudiado debido a las cargas aplicadas. En el caso de problemas de análisis de esfuerzos, la interpolación aproxima la variación de los desplazamientos reales en cada elemento finito. Así, la solución final permitirá obtener los desplazamientos dentro de los elementos, a partir de los desplazamientos calculados en los puntos nodales.

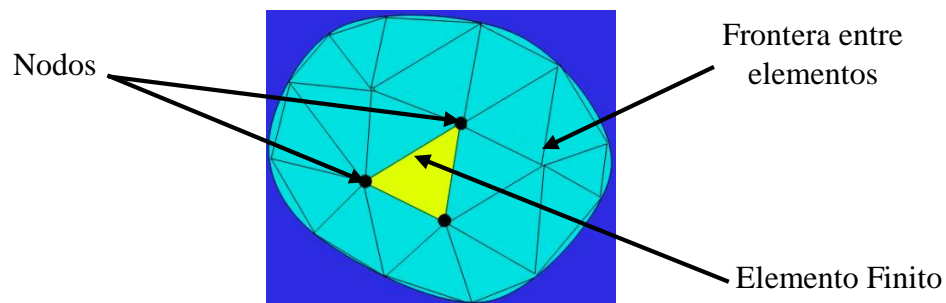


Figura II. 7.- Esquema del modelo de Elementos Finitos (Fagan, 1992).

Utilizando los desplazamientos nodales, se calculan las deformaciones unitarias. Con las relaciones constitutivas del material, se determinan los esfuerzos. A partir de estos se evalúan los esfuerzos principales y, finalmente, dependiendo de las características del material (frágil o dúctil) se aplica la teoría de falla más adecuada. Los resultados por este método son raramente exactos, sin embargo, los errores disminuyen procesando más grados de libertad, y los resultados son demasiado precisos para propósitos de ingeniería y son obtenidos a un costo razonable.

II.2.2.- Ventajas y desventajas del Método del Elemento Finito

Algunas de las principales ventajas que presenta el Método del Elemento Finito (Gómez, 2002), son:

- Sus aplicaciones se extienden a todo el dominio de la mecánica del medio continuo y problemas físicos en general, que son gobernados por ecuaciones diferenciales.
- Es posible analizar cuerpos formados por distintos materiales, cuyas propiedades puedan diferir, tales como: módulo de elasticidad, conductividad térmica, resistencia eléctrica, capacidad calorífica, calor específico y anisotropía, entre otros.
- La red o malla puede estar constituida de elementos de diferente tamaño o forma, pudiéndose modelar exactamente la frontera del dominio de estudio.

Entre las desventajas se puede mencionar que:

- Debido a la gran cantidad de cálculos involucrados en la solución, aún en problemas simples, es necesario contar con algún programa de cómputo y una computadora.
- Los valores obtenidos deben evaluarse cuidadosamente con resultados, ya sea experimentales o analíticos.

II.2.3.- Análisis de pandeo

El análisis de pandeo es una técnica utilizada para determinar las cargas críticas de pandeo con las que una estructura se vuelve inestable, las formas de modo de pandeo y la forma característica asociada con la respuesta de pandeo de una estructura. Muchas estructuras requieren una evaluación de su estabilidad estructural. Los elementos de compresión, los tanques de vacío y los ductos son ejemplos de estructuras donde las consideraciones de estabilidad son importantes (Ariza y Sáez, 1999).

Al inicio de la inestabilidad (pandeo), una estructura presenta un cambio muy grande en el desplazamiento $\{\Delta u\}$, básicamente sin cambios en la carga (más allá de una pequeña perturbación de la carga). En estructuras reales, la carga crítica rara vez se puede lograr.

Un ducto se vuelve generalmente inestable a una carga menor que la carga crítica debido a imperfecciones y comportamiento no lineal. Las técnicas de análisis para el análisis previo de pandeo y colapso incluyen:

- Pandeo lineal.
- Análisis de pandeo no lineal.

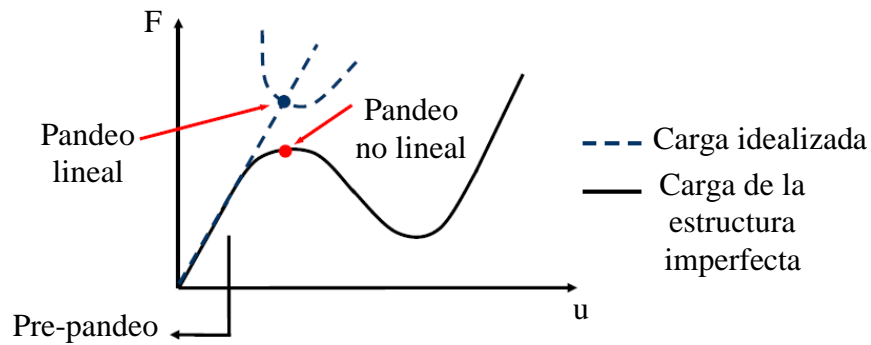


Figura II. 8.- Gráfica de los tipos de pandeo

Puesto que estos dos métodos con frecuencia producen resultados muy diferentes, examinemos las diferencias entre ellos.

II.2.4.- Pandeo lineal

El análisis lineal del pandeo predice la fuerza teórica de pandeo (el punto de bifurcación) de una estructura elástica lineal ideal. La solución de pandeo lineal de una columna de Euler coincidirá con la solución clásica de Euler.

Sin embargo, las imperfecciones y el comportamiento no lineal evitan que la mayoría de las estructuras alcancen su resistencia de pandeo elástica teórica.

El pandeo lineal generalmente produce resultados no conservadores y debe utilizarse con precaución. Sin embargo, hay dos ventajas en realizar un análisis de pandeo lineal:

- Análisis relativamente rápido (rápido).
- Las formas de modo de pandeo se pueden utilizar como una imperfección geométrica inicial para un análisis de pandeo no lineal con el fin de proporcionar resultados más realistas.

Para desarrollar el problema del pandeo lineal, primero se debe resolver la relación carga-desplazamiento para un estado de carga lineal elástica de pre-pandeo $\{P_0\}$

$$\{P_0\} = [K_e]\{u_0\} \quad (58)$$

donde:

$\{u_0\}$: Desplazamientos resultantes de la carga aplicada $\{P_0\}$

$\{\sigma\}$: Esfuerzos resultantes de $\{u_0\}$

Suponiendo que los desplazamientos previos al pandeo son pequeños, las ecuaciones de equilibrio incremental en un estado arbitrario ($\{P\}$, $\{u\}$, $\{\sigma\}$) están dadas por:

$$\{\Delta P\} = [[K_e] + [K_\sigma(\sigma)]]\{\Delta u\} \quad (59)$$

donde:

$[K_e]$: Matriz de rigidez elástica

$[K_\sigma(\sigma)]$: Matriz de esfuerzo inicial evaluada en el estado de esfuerzo $\{\sigma\}$

Suponiendo que el comportamiento previo al pandeo es una función lineal de la carga aplicada $\{P_0\}$,

$$\{P\} = \lambda\{P_0\} \quad \{u\} = \lambda\{u_0\} \quad \{\sigma\} = \lambda\{\sigma_0\}$$

Por lo tanto:

$$[K_\sigma(\sigma)] = \lambda[K_\sigma(\sigma_0)] \quad (60)$$

Así, el incremento de las ecuaciones de equilibrio expresadas para todo el rango de pre-pandeo se convierte en

$$\{\Delta P\} = [[K_e] + \lambda[K_\sigma(\sigma_0)]]\{\Delta u\} \quad (61)$$

Con el inicio de la inestabilidad (la carga de pandeo $\{P_c\}$), la estructura puede presentar un cambio en la deformación $\{\Delta u\}$ en el caso de que no haya carga adicional:

$$\{\Delta P\} \approx \{0\} \quad (62)$$

Con la sustitución de la expresión anterior en el incremento previo de las ecuaciones de equilibrio para el rango de pre-pandeo tenemos:

$$[[K_e] + \lambda[K_\sigma(\sigma_0)]]\{\Delta u\} = \{0\} \quad (63)$$

Con el fin de satisfacer la relación anterior, debemos tener:

$$\det[[K_e] + \lambda[K_\sigma(\sigma_0)]] = \{0\} \quad (64)$$

En un modelo de elementos finitos con n grados de libertad, la ecuación anterior produce un polinomio de orden n en λ .

Los vectores $\{\Delta u\}_n$ representan en este caso la deformación superpuesta en el sistema durante el pandeo. La carga crítica elástica $\{P_c\}$ viene dada por el valor más bajo de λ calculado. En la figura II.9 se muestra un ejemplo del problema de pandeo lineal.

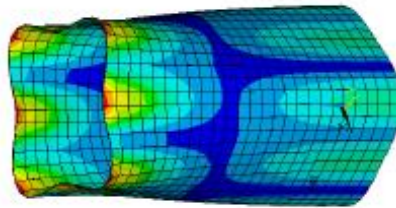


Figura II. 9.- Pandeo de un cilindro (Stepien, 2015)

II.2.5.- Pandeo no lineal

Un análisis de pandeo no lineal emplea un análisis estático no lineal con incrementos de cargas para buscar el nivel de carga en que la estructura se vuelve inestable (Madenci y Guven, 2007).

Recurriendo a un análisis de pandeo no lineal (figura II.10), se pueden incluir características como imperfecciones iniciales, comportamiento plástico, contacto, gran deformación y otros comportamientos no lineales.

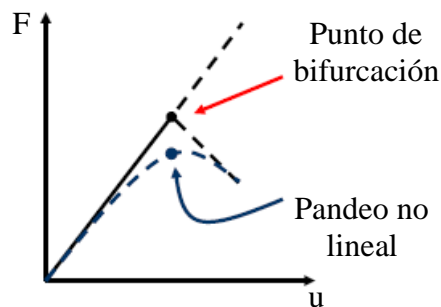


Figura II. 10.- Comportamiento del pandeo no lineal

En el análisis de pandeo no lineal, lo importante es encontrar la carga máxima antes de que la solución se vuelva inestable. Este análisis es más preciso que el pandeo de valores propios y se recomienda para el diseño o evaluación de estructuras. El post-pandeo también puede ser modelado mediante el pandeo no lineal (figura II.11).

Un análisis de pandeo no lineal es similar a la mayoría de los otros análisis no lineales:

- Se requiere una pequeña perturbación o imperfección geométrica para iniciar el pandeo.
- La carga aplicada debe ajustarse a un valor ligeramente superior (10 a 20%) que la carga crítica predicha por el análisis de pandeo lineal.
- El análisis debe realizarse con las no linealidades geométricas activadas.
- El modelado de un sector simétrico solo predecirá formas simétricas de la forma de pandeo de hebilla.

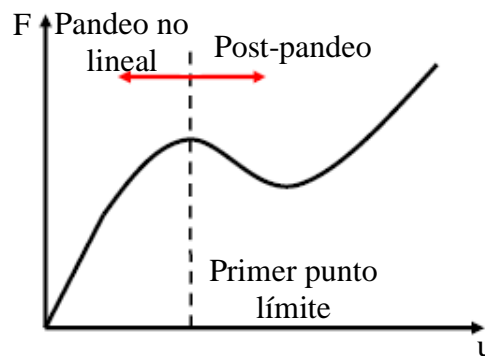


Figura II. 11.- Comportamiento post-pandeo

Consideraciones acerca de la aplicación de una perturbación / imperfección inicial:

- La magnitud de la perturbación / imperfección inicial influirá en los resultados del análisis de pandeo no lineal.
- La perturbación / imperfección inicial eliminará la discontinuidad aguda en la respuesta de carga-deflexión.
- El valor de la imperfección (o imperfección generada por la perturbación) debe ser pequeño en relación con las dimensiones totales de la estructura. Este valor debe coincidir con el tamaño de la imperfección (real o postulada) en la estructura real.
- Las tolerancias de fabricación se pueden utilizar para estimar la magnitud de la perturbación / imperfección.

La carga de pandeo se puede encontrar revisando la curva de deflexión de carga. Una curva plana (o casi plana) indica un pandeo. La rigidez tangencial se acercará a cero cuando la estructura se acerca a su carga de pandeo.

Una solución no convergente no significa necesariamente que la estructura ha alcanzado su carga máxima.

El elemento finito pudiera predecir el comportamiento después del pandeo. Es posible que se pueda predecir el pandeo aun cuando continúa convergiendo, si la estructura todavía puede soportar la carga. Por lo tanto, es imprescindible revisar toda la historia de los resultados para determinar cuándo ha ocurrido el pandeo. No puede asumir ciegamente que se ha producido el pandeo en la no convergencia.

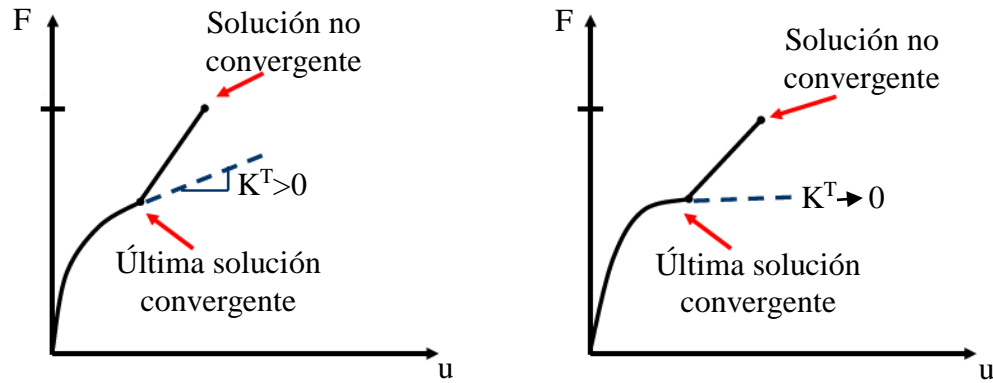


Figura II. 12.- a) Inestabilidad numérica, b) Inestabilidad física (pandeo)

II.2.6.- Análisis térmico

El análisis de transferencia de calor por el Método del Elemento Finito al igual que los análisis estructurales, emplea metodologías de análisis estáticos y dinámicos, tales como la representación matemática de los elementos por funciones de forma. Sin embargo, los modelos numéricos utilizados en las simulaciones térmicas tienen una complejidad estructural menor en relación a los estructurales debido a las características físicas de los fenómenos estudiados. Por ejemplo, las mallas numéricas tienen solo un grado de libertad por nodo (temperatura), en consecuencia, la cantidad de ecuaciones a resolver es más pequeña en comparación con una malla estructural con el mismo número de elementos. Por lo tanto, las simulaciones de transferencia de calor tienen típicamente solución rápida. Esta disciplina se enfoca en el comportamiento de la energía térmica en un sistema, especialmente en los métodos de Transferencia de Calor, cada uno descrito por una ecuación:

- Conducción, que caracteriza flujos térmicos a través de la materia (Ley de Fourier, ecuación (65)). Es el intercambio de energía interna entre un cuerpo en perfecto contacto con otro o de una parte de un cuerpo a otra. debido a un gradiente de temperatura.

$$q = -K_{nn} \frac{\partial T}{\partial n} \quad (65)$$

Donde:

q: flujo de calor por unidad de área.

K: conductividad térmica

T: temperaturas

- Convección, asociada con el movimiento de fluidos debido a los efectos gravitacionales o flujo (Ley de Enfriamiento de Newton).

$$q = h(T_s - T_f) \quad (66)$$

Donde:

h: Coeficiente de convección

T_s: Temperatura de la superficie del sólido

T_f: Temperatura del fluido

Cuando el flujo de calor no varía con el tiempo, la transferencia de calor se denomina estado estable.

El flujo de calor no varía con el tiempo, por lo tanto, la solución de temperatura y las cargas térmicas no varían con el tiempo. Para la transferencia de calor en estado estable, la ecuación diferencial que expresa el equilibrio térmico es:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_{xx} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_{yy} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_{zz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = 0 \quad (67)$$

La ecuación de elementos finitos correspondiente que expresa el equilibrio es:

$$[K]\{T\} = \{Q\} \quad (68)$$

Las regiones de contacto se utilizan para relacionar la transferencia de calor de un cuerpo a otro. La suposición para el contacto térmico es más simple que para un problema estructural. La cantidad de flujo de calor a través de una interfaz de contacto está definida por el flujo de calor de contacto:

$$q = TCC(T_{target} - T_{contact}) \quad (69)$$

Donde:

T_{target} : temperatura de la superficie de contacto

$T_{contact}$: Temperatura de la superficie objetivo

TCC: Conductividad térmica calculada por el programa con base en las propiedades de las interfaces y el equilibrio de las ecuaciones.

II.3.- Deformación plana

El esfuerzo o tensión se define como una fuerza por unidad de área. En una pieza sujeta a fuerzas, cada elemento infinitesimal en el material puede experimentar esfuerzos distintos al mismo tiempo, por lo que se deben considerar los esfuerzos como actuando sobre elementos infinitesimalmente pequeños dentro de la pieza (figura II.13). Las componentes de los esfuerzos actúan en las caras de estos cubos de dos maneras distintas. Los **esfuerzos normales** actúan de manera perpendicular (es decir, normal) a la cara del cubo y tienen tendencia ya sea a tirar de él (esfuerzo a tensión), o a empujarlo (esfuerzo a compresión). Los **esfuerzos cortantes** actúan paralelos a las caras de los cubos, en pares sobre caras opuestas, lo que tiende a distorsionar el cubo a forma romboidal (Fung, 1965).

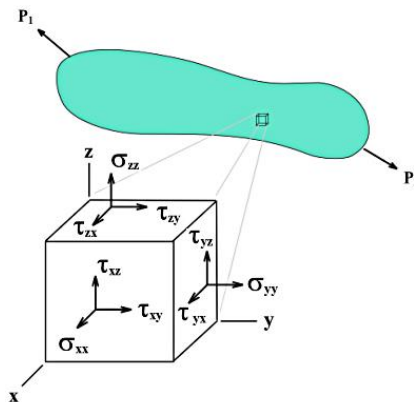


Figura II. 13.- Componentes de esfuerzos en 3 Dimensiones (Fung, 1965)

Estas componentes normales y cortantes del esfuerzo que actúan sobre un elemento infinitesimal conforman los términos de un **tensor**. El esfuerzo es un tensor de segundo orden y por lo tanto requiere nueve valores componentes para describirlo en tres dimensiones. El tensor de esfuerzos en tres dimensiones se puede expresar como la matriz:

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix}$$

Donde σ se refiere a los esfuerzos normales y τ a los esfuerzos cortantes y la notación para cada componente de esfuerzos contiene tres elementos.

En la región elástica de la mayor parte de los materiales de ingeniería el esfuerzo y la deformación están relacionados de manera lineal mediante la ley de Hooke. La deformación es también un tensor de segundo orden y se puede expresar para el caso tridimensional de la forma:

$$\varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_{yy} & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_{zz} \end{bmatrix}$$

donde ε representa tanto una deformación normal como una deformación producida por el esfuerzo cortante, quedando ambas diferenciadas por sus subíndices.

El estado general del esfuerzo y la deformación es tridimensional, pero hay configuraciones geométricas particulares que pueden ser tratadas de manera distinta. Existen muchos problemas en ingeniería que pueden ser simplificados y estudiados como si fuesen planos. La representación bidimensional es casi siempre una aproximación que se emplea para resolver un problema que realmente es tridimensional de manera más sencilla

En general existen dos tipos de problemas tridimensionales que pueden ser resueltos como si fuesen planos: Problemas de Deformación Plana y Problemas de Esfuerzo Plano, y cada uno de ellos tiene sus implicaciones en cuanto a geometría y carga se refiere (Barber, 2010).

➤ Deformación plana

Es aplicable cuando se trata de un ducto de gran longitud en dirección del eje z y de tal forma que la carga actuante es perpendicular a dicho eje y constante a lo largo de él (figura II.14).

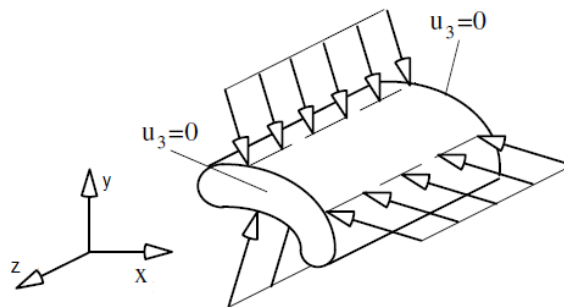


Figura II. 14.- Esquema del estado de deformación plana (Barber, 2010)

Por lo tanto, para analizar el ducto compuesto, en la investigación en cuestión se escoge el estado de deformación plana, ya que se ajusta en cuanto a su geometría y aplicación de la carga.

Las condiciones que definen desde el punto de vista matemático el estado de deformación plana son las siguientes:

- No tienen desplazamiento en dirección z.
- Los desplazamientos según los ejes x e y no dependen de la posición del plano de simetría, sino de las coordenadas del punto en el plano.

$$u_3 = 0$$

$$u_1 = u_1(x, y)$$

$$u_2 = u_2(x, y)$$

Entonces, si en todos los puntos del sólido el movimiento en dirección 3 es nulo, y además los movimientos u_1 y u_2 no dependen de la coordenada z , es razonable adoptar la hipótesis de deformación plana. Por lo tanto, para este tipo de cuerpos el tensor de esfuerzos y deformaciones queda de la siguiente forma:

- Tensor de esfuerzos

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & 0 \\ \tau_{xy} & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_z \end{bmatrix}$$

- Tensor de deformaciones

$$\varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon_x & \gamma_{xy}/2 & 0 \\ \gamma_{xy}/2 & \varepsilon_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

II.4.- Modelos hiperelásticos

II.4.1.- Material hiperelástico

El material hiperelástico es un tipo de modelo constitutivo para material idealmente elástico (Ogden, 1984), para el cual la relación tensión-deformación deriva de una función de densidad de energía de deformación. La tensión está determinada por el estado actual de la deformación, y no por la trayectoria o el historial de deformación.

Hiperelasticidad es la capacidad de un material para experimentar deformaciones grandes (aproximadamente 500% en tensión y 90% a compresión), (Liang y Chandrashekhara, 2008), elásticas debido a cargas pequeñas, sin perder sus propiedades originales. Un material hiperelástico tiene un comportamiento no-lineal, el cual significa que su respuesta a la carga no es directamente proporcional a la deformación.

La diferencia con el material elástico lineal es que, en el material hiperelástico, la relación tensión-deformación deriva de una función de densidad de energía de deformación, y no un factor constante (figura II.15).

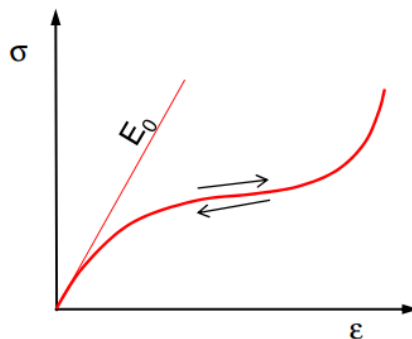


Figura II. 15.- Comportamiento del material hiperelástico

Leyes materiales de los materiales hiperelásticos.

La deformación se define por el cambio de longitud dividido por la longitud original:

$$\varepsilon = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (70)$$

La relación de alargamientos λ , es otra cantidad fundamental para describir la deformación del material. Se define como la longitud actual dividida por la longitud original:

$$\lambda = \frac{l_1}{l_0} = \frac{l_1 - l_0 + l_0}{l_0} = \varepsilon + 1 \quad (71)$$

Análogo a las tres deformaciones principales, obtenemos de la transformación del eje principal las tres relaciones de alargamientos principales $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$.

Las tres invariantes de la ecuación característica son similares (porque son independientes del sistema de coordenadas utilizado):

$$I_1 = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 \quad (72)$$

$$I_2 = \lambda_1^2 \lambda_2^2 + \lambda_2^2 \lambda_3^2 + \lambda_1^2 \lambda_3^2 \quad (73)$$

$$I_3 = \lambda_1^2 \lambda_2^2 \lambda_3^2 = 1 + \left(\frac{\Delta V}{V}\right)^2 = J^2 \quad (74)$$

Donde:

J: relación volumétrica total

La función de densidad de energía de deformación (W) se puede expresar como un polinomio de:

Los alargamientos principales

$$W = f(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)$$

Los invariantes de deformación

$$W = f(I_1, I_2, I_3)$$

Debido a la incompresibilidad del material, el término (subíndice d) y volumétrico (subíndice V) de la función de energía de tensión se dividen. Como resultado, el término volumétrico es una función de la relación de volumen J solo (recuerde $J^2 = I_3$):

$$W = W_d(\bar{I}_1, \bar{I}_2) + W_V(J)$$

o,

$$W = W_d(\bar{\lambda}_1, \bar{\lambda}_2, \bar{\lambda}_3) + W_V(J)$$

Por lo tanto W_d es la energía de deformación necesaria para cambiar la forma y W_V es la energía de deformación necesaria para cambiar el volumen.

Para modelos típicos de materiales hiperelásticos, a menudo se usan modelos donde la función de energía de deformación tiene la forma:

$$W = \sum_{i+j=1}^N C_{ij} (I_1 - 3)^i (I_2 - 3)^j + \sum_{k=1}^N \frac{1}{D_k} (J - 1)^{2k} \quad (75)$$

Donde:

C_{ij} y D_k son constantes materiales que deben determinarse mediante pruebas experimentales.

La función de energía de deformación es una función polinómica. Dependiendo de su orden, pueden aparecer uno o más puntos de inflexión en la curva esfuerzo-deformación. Para las funciones de orden superior, se deben suministrar suficientes datos de prueba.

Los primeros modelos hiperelásticos desarrollados fueron los sólidos de Neo-Hookean y Mooney-Rivlin. Muchos otros modelos han sido desarrollados hasta la actualidad. Otros modelos de materiales hiperelásticos ampliamente utilizados en polímeros incluyen el modelo de Ogden y el modelo de Arruda-Boyce, los cuales han sido seleccionados para emplear en esta investigación, puesto que son los que mejor se ajustan a la problemática en estudio.

II.4.2.- Modelo Arruda-Boyce

El modelo Arruda-Boyce (Arruda y Boyce, 1993) es un modelo constitutivo hiperelástico utilizado para describir el comportamiento mecánico del caucho y otras sustancias poliméricas. Este modelo se basa en la mecánica estadística (cadenas de Langevin) de un material con un elemento de volumen representativo cúbico que contiene ocho cadenas a lo largo de las direcciones diagonales. Los segmentos de cadenas del material presentes entre los puntos de reticulación, se pueden simplificar como enlaces rígidos de longitud fija. Se supone que el material es incompresible. (Liu y Kerdok, 2004).

$$W = \mu \left\{ \frac{1}{2}(\bar{I}_1 - 3) + \frac{1}{20\lambda_M^2}(\bar{I}_1^2 - 9) + \frac{11}{1050\lambda_M^4}(\bar{I}_1^3 - 27) + \frac{19}{7000\lambda_M^6}(\bar{I}_1^4 - 81) + \frac{519}{673750\lambda_M^8}(\bar{I}_1^5 - 243) \right\} + \frac{1}{D} \left(\frac{J_e^2 - 1}{2} - \ln J_e \right) \quad (76)$$

Después de una simplificación:

$$W = \mu \sum_{i=1}^5 \frac{C_i}{\lambda_M^{2i-2}} (\bar{I}_1^i - 3^i) + \frac{1}{D} \left(\frac{J_e^2 - 1}{2} - \ln J_e \right) \quad (76-a)$$

Donde

$$C_1 = \frac{1}{2}, \quad C_2 = \frac{1}{20}, \quad C_3 = \frac{1}{1050}, \quad C_4 = \frac{1}{7000}, \quad C_5 = \frac{1}{673750}$$

En la ecuación (76) y (76-a), μ representa el módulo de cortante, el cual se define en la ecuación (77).

$$\mu = nk\Theta \quad (77)$$

Donde:

n : Densidad de cadenas

k : Constante de Boltzmann's (1.38065×10^{-23} J/K)

Θ : Temperatura [K]

El término λ_M , es el límite de extensión de red. Cuando se sobrepasa este límite, el esfuerzo comienza a incrementarse sin límite.

$$\lambda_M = \sqrt{N} \quad (78)$$

Donde N es el número de enlaces rígidos por cada cadena.

Para todos los modelos de materiales J_e es solo la relación de volumen elástico dada por:

$$J_e = \frac{J}{J_{th}} = \frac{J}{(1 + \varepsilon_{th})^3} \quad (79)$$

Donde:

J : relación volumétrica total

J_{th} : relación de volumen térmico

II.4.3.- Modelo de Ogden

Propuesto en 1972 por Ogden (Ogden, 1972), este modelo está basado en las deformaciones principales en lugar de las invariantes de deformación. Se utiliza para describir el comportamiento de tensión no lineal de materiales complejos como cauchos, polímeros, entre otros y asume que el comportamiento del material puede describirse mediante una función de densidad de energía de deformación. El modelo es capaz de capturar la aceleración (rigidez) de la curva esfuerzo-deformación y modela el caucho con precisión para grandes gamas de deformación. Se debe prestar atención para no utilizar este modelo con una prueba limitada (por ejemplo, solo tensión uniaxial).

$$W = \sum_{i=1}^N \frac{2\mu_i}{\alpha_i^2} (\bar{\lambda}_1^{\alpha_i} + \bar{\lambda}_2^{\alpha_i} + \bar{\lambda}_3^{\alpha_i} - 3) + \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} (J - 1)^{2i} \quad (80)$$

Donde el módulo de elasticidad inicial es:

$$\mu_0 = \frac{\sum_{i=1}^N \mu_i \alpha_i}{2} \quad (81)$$

Con:

α_i : constante del material, la cual se determina a partir del ajuste de las curvas experimentales esfuerzo deformación.

En cuanto a la ecuación (80) es importante mencionar, que un número de mínimo de tres términos debe ser usado para obtener resultados precisos. Esto se debe a que el primer término, representa valores pequeños de deformación ($1 < \alpha_1 < 2$ y $\mu_1 > 0$). El segundo término, representa el aumento de la rigidez del material a grandes deformaciones ($\alpha_2 > 2$ y $\mu_2 > 0$ con $\mu_2 \ll \mu_1$). El tercer término representa el comportamiento del material a compresión ($\alpha_3 < -0.5$ y $\mu_3 < 0$, con $\mu_3 \ll \mu_1$).

II.5.- Referencias

- Ariza, P. y Sáez, A. (1999). *Método de los Elementos Finitos, Introducción a ANSYS*. Publicaciones de la Universidad de Sevilla, Manuales Universitarios.
- Arjomandi, K., and Taheri, F. (2011). "Stability and post-buckling response of sandwich pipes under hydrostatic external pressure." *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 88(4), 138-148.
- Arruda EM and Boyce MC. A three-dimensional constitutive model for the large stretch behaviour of rubber elastic materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1993; 41(2):389- 412. [http://dx.doi.org/10.1016/0022-5096\(93\)90013-6](http://dx.doi.org/10.1016/0022-5096(93)90013-6).
- Barber, J. (2010). *Elasticity*, Kluwer Academic Publishers, Springer.
- Boreasi, A. (1955). A refinement of the theory of buckling of rings under uniform pressure. *ASME J. Appl. Mech*, volume 22, pp. 95–102.
- Brush, D. y Almroth, B. (1975). *Buckling of Bars, Plates and Shells*. McGraw-Hill.
- Fagan, M. (1992). *Finite Element Analysis Theory and Practice*, Longman Scientific and Technical, Firth published.
- Fung, Y. (1965). *Foundations of solid mechanics*, Prentice-Hall.
- Gerwick, C. (2007). *Construction of marine and offshore structures*. U.S.A: Ed. CRC Press, ed. 3.
- Gill PE, Murray WM, Saunders MA, Wright MH. User's guide for NPSOL (version 4.0): a FORTRAN package for nonlinear programming. Technical Report SOL 86-2. Stanford University: Department of Operations Research; 1986.
- Gómez, I. (2002). Análisis Estructural del carro guiado de un autobús comercial. (*Tesis de maestría*), Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica, IPN, México.
- Hashemian, R (2014). Buckling analysis of sandwich pipes under external pressure. (*Tesis de Doctorado*), University of Ottawa, Canadá.
- Kyriakides, S. y Corona, E. (2007). *Mechanics of offshore pipelines*. Volume 1: Buckling and collapse. U.S.A: Ed. Elsevier.
- Levy, M. (1884). Memoire sur un nouveau cas integrable du probleme de l'elastique et l'une de ses applications. *J. Math. Pures Appl*, volume 10, pp. 5–42.
- G. Liang, K. Chandrasshekhara, Neural network based constitutive model for elastomeric foams, Elsevier, *Engineering Structures* 30, 2002-2011, 2008.
- LIU, Yi y KERDOK, Amy E. A Nonlinear Finite Element Model of Soft Tissue Indentation. En: *Lecture Notes in Computer Science*. Junio, 2004. Vol. 3078. p. 67-76.
- Madenci, E. y Guven, I. (2007). *The Finite Element Method Applications in Engineering using ANSYS*. Springer.
- Murphey, C. y Langner, C. (1985). Ultimate pipe strength under bending, collapse and fatigue. Proc. of the 4th Int. *Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, volume 1, pp. 467–477.
- Offshore standard, (2013). DNV-OS-F101, *Submarine Pipeline Systems*.
- Ogden, RW, *Deformaciones elásticas no lineales*, 1984, ISBN 0-486-69648-0

- Ogden RW. Large deformation isotropic elasticity— on the correlation of theory and experiment for the incompressible rubberlike solids. Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences. 1972; 326(1567):565- 584. <http://dx.doi.org/10.1098/rspa.1972.0026>
- Ogden RW. Large deformation isotropic elasticity—on the correlation of theory and experiment for the compressible rubberlike solids. Proceedings of the Royal Society of London A. 1972; 328(1575):567-583. <http://dx.doi.org/10.1098/rspa.1972.0096>.
- Pearson, C. (1956). General theory of elastic stability. *Quart. Appl. Math*, volume 14, pp. 133–144.
- Sato, M., and Patel, M. H. (2007). "Exact and simplified estimations for elastic buckling pressures of structural pipe-in-pipe cross sections under external hydrostatic pressure." *J Mar Sci Technol*, 12(4), 251-262.
- Smith, C. y Simitises, G. (1969). *Effect of shear and load behavior on ring stability*. Proc. ASCE. EM3, pp. 559–569.
- Spencer, A. J. (1980) *Continuum Mechanics*. Logman.
- Stepien, P. (2015). *Buckling analysis of composite cylinders*.
- Timoshenko, S. (1933). Working stresses for columns and thin-walled structures. *ASME J. Appl. Mech*, volume 1, pp. 173–183.
- Timoshenko, S. y Gere, J. (1961). *Theory of Elastic Stability*. 2nd Edn. McGraw-Hill.
- Yeh, M. y Kyriakides, S. (1986). On the collapse of inelastic thick-walled tubes under external pressure. *ASME J. Energy Resour. Technol*, volume 108, pp. 35–47.

CAPÍTULO III

METODOLOGÍA PARA LA EVALUACIÓN NUMÉRICA DEL COLAPSO EN DUCTOS COMPUESTOS

III.- Metodología para la evaluación numérica del colapso en ductos compuestos

III.1.- Normatividad

No existe una normatividad para el diseño de ductos compuestos (tipo sandwich) de dos materiales diferentes, por lo que, los trabajos de investigación realizados hasta la actualidad consideran las normas existentes para diseño de ductos simples construidos generalmente de acero en aguas profundas como son las normas API RP 1111, ISO y DNV OS-F101. Estas normas incluyen propuestas conservadoras al momento de considerar presiones de colapso, según lo reportado en el artículo “Determination of the collapse and propagation pressure of ultra-deepwater pipelines”, publicado en el 2003 (Carrasco, 2014).

Por otra parte, en México se cuenta con la norma de PEMEX, con el inconveniente de que también es para el diseño de ductos simples de acero y no aplica para aguas profundas. Por lo tanto, en esta investigación nos hemos apoyado en la norma DNV OS-F101 para seguir el criterio de diseño de un ducto simple. En la tabla III.1 se muestra para cada norma la ecuación correspondiente para el cálculo de la presión crítica de pandeo para ductos simples.

Tabla III.1.- Expresión de la presión crítica de pandeo para cada norma

| | |
|-----------------------------|---|
| NRF-013-PEMEX (2009) | $P_c = \frac{2E}{(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{D_0} \right)^3$ |
| DNV OS-101 (2000) | |
| API RP 1111 (1999) | |

donde:

- E = Módulo de elasticidad
- ν = Relación de Poisson
- t = Espesor
- D_0 = Diámetro medio del cilindro hueco
- P_c = Presión crítica.

III.1.1.- Criterios de diseño según la norma DNV OS-F101

Los ductos para aguas profundas sometidos a esfuerzos de compresión deben cumplir las siguientes condiciones en todos los puntos de su longitud, (DNV-OS-F101, 2013), (ecuación 77):

$$\frac{P_c}{1.1 * \gamma_m * \gamma_{sc}} \geq P_e \quad (77)$$

donde:

- γ_m : Factor de resistencia del material
- γ_{sc} : Factor de resistencia clase de seguridad
- P_c : Presión de pandeo
- P_e : Presión externa

$$P_e = \rho g h \gamma_p \quad (78)$$

Los coeficientes (γ) representan parámetros de seguridad y la norma declara los valores correspondientes para cada caso. Los valores de estos se encuentran en las (tabla II.1), (tabla II.2) que fueron enunciadas en el Capítulo II de este trabajo.

III.2.- Metodología para el cálculo de la presión crítica en ductos compuestos

Para el cálculo de la presión crítica de ductos compuestos no se cuenta con una norma como ya se planteó en el capítulo anterior. Por lo tanto, teniendo en cuenta una revisión de la literatura, existen algunos autores que han desarrollado una solución analítica para ductos compuestos. Tal es el caso de la ecuación (26), propuesta por Arjomandi y Taheri, (2011), en la cual se ha apoyado esta investigación para determinar la presión crítica del ducto compuesto propuesto, con material anular de polipropileno. Esta ecuación solo es aplicable para núcleos blandos y considera la imperfección existente en el ducto, así como el espesor anular:

$$P_{cr} = k P_{crs} + E_p (1 + \alpha_1 \nu_c^2) \left(\frac{t_{ext}}{R_{ext}} \right)^{\alpha_2} (\psi_1 + \psi_2)$$

Donde:

P_{cr} : Presión crítica del ducto compuesto

E_p : Módulo de Elasticidad del acero API X-60

ν_p : Relación de Poisson del acero API X-60

t_{ext} , t_{int} : Espesor externo e interno respectivamente del acero API X-60

R_{ext} , R_{int} : Radio externo e interno respectivamente del acero API X-60

E_c : Módulo de Elasticidad del material anular

ν_c : Relación de Poisson del material anular

k , α , ψ , γ , ξ : Constantes tabuladas (tablas II.4 y II.5)

Los parámetros ψ_1 y ψ_2 representan el efecto del núcleo y el ducto interno respectivamente.

También para determinar la presión crítica de ductos compuestos en este trabajo, se lleva a cabo la modelación matemática en MATLAB (Hashemian, 2014), como otra alternativa para complementar los resultados analíticos del ducto propuesto.

III.3.- Metodología para la simulación numérica del ducto compuesto en E.F

Para determinar las presiones de colapso en ductos compuestos para aguas profundas con diferentes estados de imperfecciones geométricas 0.5%, 1%, 2% y 3%, como lo indica la norma DNV-OS-F101, (2013), se lleva a cabo la modelación a través del Método de Elementos Finitos. Para este propósito primeramente se analizaron dos ductos compuestos de acero X-60, variándose su material anular de la siguiente forma:

1. Ducto con material anular de polipropileno.
2. Ducto con material anular de cemento.

Se consideraron estos materiales anulares para este estudio debido a su amplia disponibilidad y costo relativamente bajo (Estefen *et al.*, 2005). Las dimensiones del ducto compuesto propuesto para esta investigación se muestran en la tabla III.2 y figura II.1.

Tabla III.2.- Dimensiones del ducto compuesto

| <i>Diámetro interno (D_i)</i> | <i>Espesor interno (t_i)</i> | <i>Espesor externo (t_e)</i> | <i>Espesor anular (t_a)</i> | <i>Diámetro externo (D)</i> |
|--|---|---|--|--|
| 228.6 mm | 6.35 mm | 6.35 mm | 25.4 mm | 304.8 mm |

El ducto está compuesto por dos capas de acero API X-60 y un material anular (figura III.1).

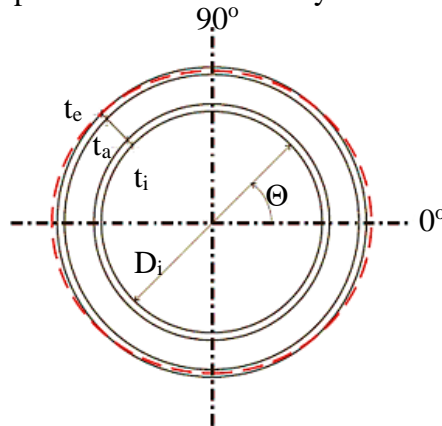


Figura III.1.- Esquema del ducto compuesto

La reducción del problema es muy importante con relación a los costos computacionales. Inicialmente todos los problemas en mecánica de sólidos son considerados bajo un estado de tensores de esfuerzos y deformaciones tridimensionales y bajo ciertas condiciones se pueden plantear dos diferentes estados de esfuerzos-deformaciones bidimensionales denominados;

1. Esfuerzo plano.
2. Deformación plana.

El estado de deformación plana fue elegido debido a que se ajusta con las condiciones de frontera y aplicación de la carga. El enfoque de deformación plana es aplicada considerando, con base a la figura III.2, que no existen deformaciones en el eje z debido a que las dimensiones del ducto se consideran infinitas y debido a que la carga es perpendicular en la dirección del eje z . De esta forma, el eje z puede ser eliminado transformando nuestro problemas original de tres dimensiones en un problema bidimensional de deformación plana. Las grandes deformaciones que producen el colapso solo ocurren en las direcciones de los ejes x e y .

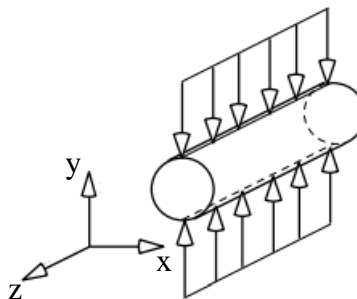


Figura III.2.- Esquema de deformación plana

Lo anterior es corroborado por (Estefen *et al.*, 2005) y en este trabajo las condiciones presentadas por (Estefen *et al.*, 2005) son reproducidas para el ducto compuesto de aluminio 2321 y material anular de polipropileno con el propósito de:

1. Validar las presiones de colapso experimentales en un modelo 2-D bajo condiciones de deformación plana.
2. Validar la metodología presentada en este trabajo.

En la tabla III.3, se muestran las dimensiones y propiedades del ducto compuesto analizado por (Estefen *et al.*, 2005), numérico y experimentalmente para una imperfección del 0.5%.

Tabla III.3.- Dimensiones y propiedades del modelo presentado por (Estefen *et al.*, 2005)

| <i>Diámetro interno (Di)</i> | <i>Espesor interno (ti)</i> | <i>Espesor anular (ta)</i> | <i>Espesor externo (te)</i> | <i>Módulo de Young</i> | <i>Relación de Poisson</i> | <i>Esfuerzo de cedencia</i> |
|------------------------------|-----------------------------|----------------------------|-----------------------------|------------------------|----------------------------|-----------------------------|
| 46.65 mm | 1.69 mm | 4.69 mm | 1.49 mm | 63.349GPa | 0.35 | 186.82MPa |

El modelo tridimensional del ducto puede reducirse a un modelo en dos dimensiones sin perder exactitud con relación a los datos obtenidos experimentalmente (Estefen *et al.*, 2005; Chen *et al.*, 2013).

Cabe hacer importante mención que el autor anterior y en la literatura abierta no existen evaluaciones que consideren una imperfección del 3%, esto quizás se deba a las complicaciones que se dan en la estabilidad del análisis numérico.

Por otra parte, el planteamiento bidimensional bajo una formulación de Elementos Finitos permite reducir el tiempo de simulación significativamente, permitiendo plantear condiciones altamente no lineales en el problema. El colapso de un ducto tiene presente las tres condiciones no lineales disponibles en el Método del Elemento Finito.

1. No linealidad por comportamiento del material.
2. No linealidad por contacto del material.
3. No linealidad por geometría del material.

III.3.1.- Propiedades mecánicas

Condiciones no lineales debidas al modelado del comportamiento del material. Debido a las grandes deformaciones que sufre el ducto al colapsar es necesario considerar la parte plástica del acero, por medio de un modelo de endurecimiento isotrópico multilineal empleado en análisis de elementos finitos para describir la plasticidad de los metales. El endurecimiento isotrópico establece que la superficie de cedencia se expande proporcionalmente en todas las direcciones cuando se excede el esfuerzo de cedencia, obteniéndose una región elástica "más grande" y una nuevo esfuerzo de cedencia. Las propiedades mecánicas empleadas para el análisis numérico de las capas de acero API X-60 se muestran en la figura III.3, donde se puede observar que se ha utilizado la curva esfuerzo-deformación verdadera, (Castello, 2011).

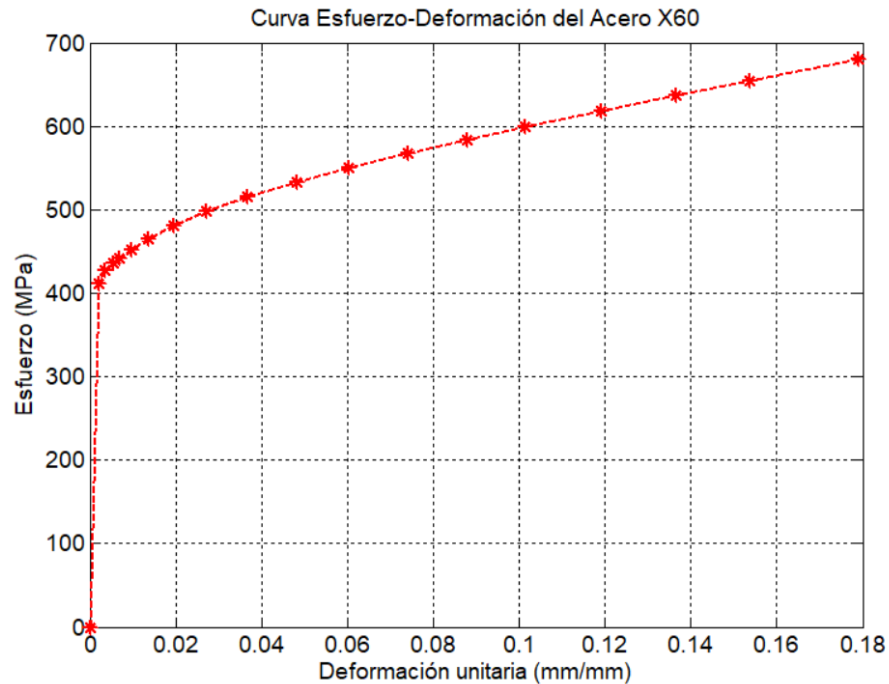


Figura III.3.- Comportamiento del acero API X-60

Las propiedades lineales del módulo de Young y el esfuerzo de cedencia se muestra en la tabla III.4 y fueron extraídas directamente de la curva esfuerzo-deformación del acero X-60.

Tabla III.4.- Propiedades mecánicas del acero X-60 para el análisis numérico

| Acero X-60 | |
|--|------------------------|
| Modelo Multilineal de Endurecimiento Isotrópico | |
| Módulo de Elasticidad (E) | 206 GPa |
| Esfuerzo de Cedencia | 414 MPa |
| Relación de Poisson (ν) | 0.3 |
| Densidad (ρ) | 7850 kg/m ³ |

Para el caso del material anular de polipropileno (PP), se puede observar en la figura III.4 el comportamiento de dicho material (Estefen et al., 2005). El material hiperelástico no necesita un módulo de Young, ni una relación de Poisson ya que la relación esfuerzo-deformación es siempre no lineal con la peculiaridad de que no sufre deformaciones plásticas en una proporción mucho mayor que la del acero. Estos materiales se modelan con una función que relaciona la distribución de la densidad de energía con los esfuerzos-deformaciones.

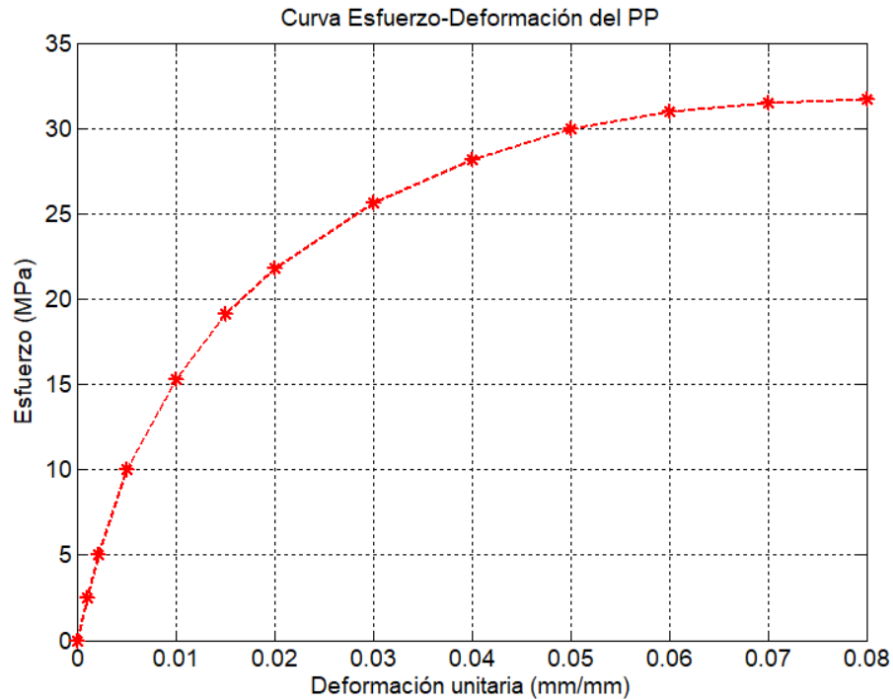


Figura III.4.- Comportamiento del material anular polipropileno (Estefen *et al.*, 2005)

En la tabla III.5 se muestran las propiedades mecánicas empleadas para el análisis numérico, la única propiedad lineal del polipropileno es la densidad.

Tabla III.5.- Propiedades mecánicas del polipropileno para el análisis numérico

| Polímero polipropileno (PP) | |
|------------------------------|-----------------------|
| Modelo Hiperelástico (Ogden) | |
| Densidad (ρ) | 700 kg/m ³ |

El comportamiento utilizado fue un modelo hiperelástico. Se descartó el modelo de Mooney Rivlin por dar resultados fuera de rango. Los resultados arrojados por Arruda-Boyce, Ogden1 y Ogden 2 demostraron ser consistentes con lo expuesto en la literatura (figura III.5). Sin embargo, se procedió a emplear Ogden 1, debido a que se utiliza para describir el comportamiento de esfuerzo-deformación no lineal de materiales complejos como polímeros, entre otros y asume que el comportamiento del material puede describirse mediante una función de densidad de energía de deformación. Los datos experimentales con los que se cuenta se ajustan más con este modelo.

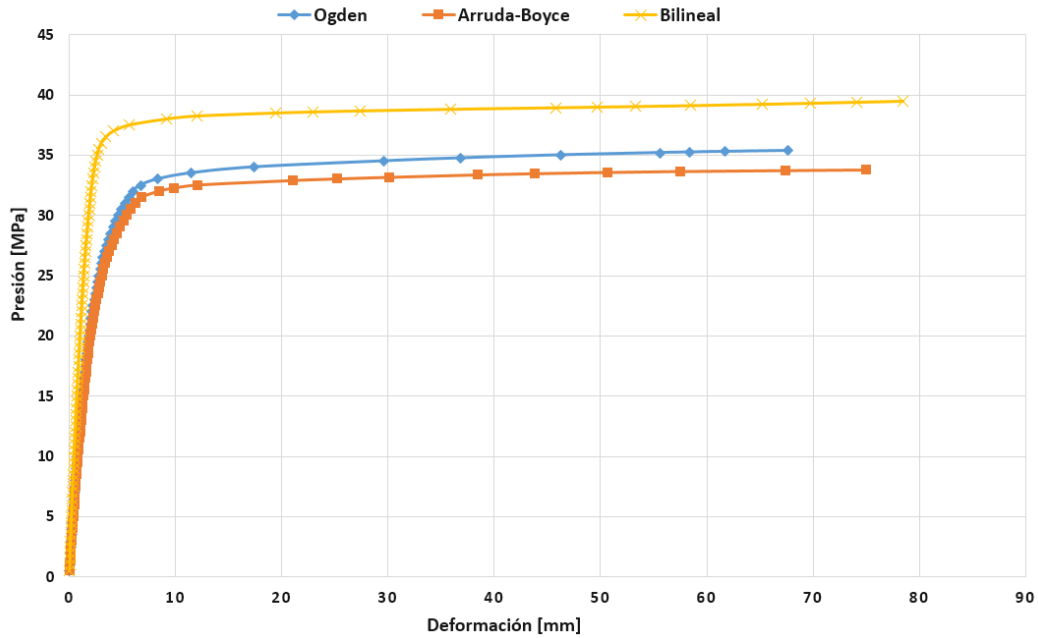


Figura III.5.- Evaluación del modelo hiperelástico empleado para el polipropileno

Para el material anular de cemento, en la tabla III.6 se muestran las propiedades mecánicas empleadas para el análisis numérico, (Kaldal *et al.*, 2013) y en la figura III.6 se puede observar el comportamiento de dicho material (Trajano, 2012; Estefen *et al.*, 2005).

Tabla III.6.- Propiedades mecánicas del cemento para el análisis numérico

| Cemento | |
|---|------------------------|
| Modelo de Endurecimiento Isotrópico | |
| Módulo de Elasticidad (E) | 5.78 GPa |
| Relación de Poisson (ν) | 0.15 |
| Densidad (ρ) | 1666 kg/m ³ |

El módulo de Young fue evaluado con base a la curva esfuerzo deformación, considerando el comportamiento real del cemento, el cual al contrario que el polipropileno permite una menor deformación en función de un mismo esfuerzo.

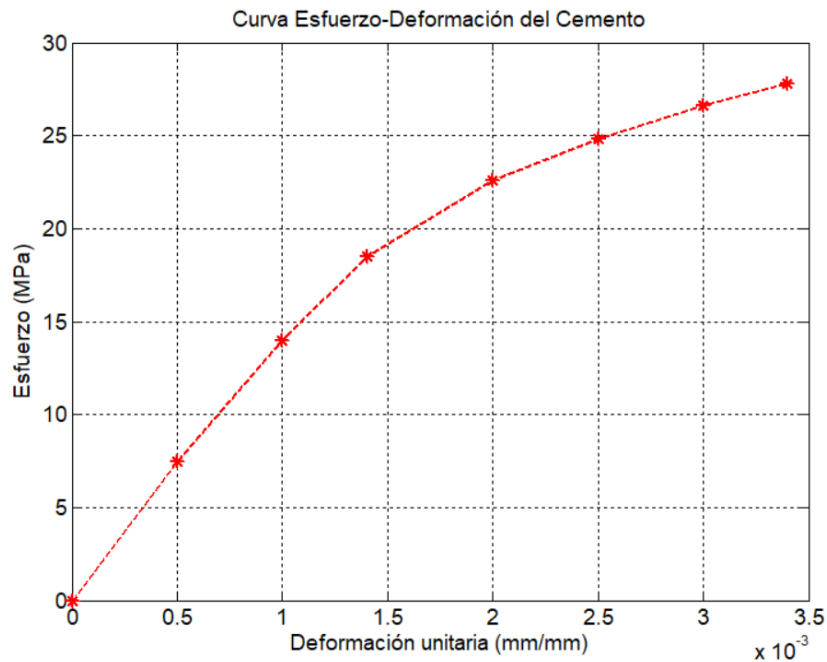


Figura III.6.- Comportamiento del material anular cemento, (Estefen *et al.*, 2005)

III.3.2.- Condiciones de Frontera y aplicación de la carga

Condiciones no lineales debidas al contacto. Los ductos compuestos están formados por tres anillos concéntricos como se muestran en la figura III.7.

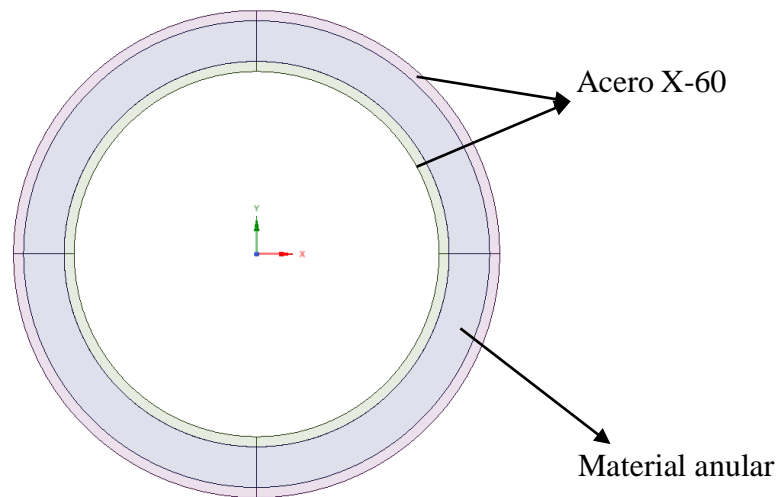


Figura III.7.- Modelo del ducto compuesto

Los anillos superiores e inferiores son de acero X-60 y el tipo de material anular es considerado de polipropileno para el primer análisis y de cemento para un segundo análisis. El contacto entre los materiales anulares y el acero X-60 da lugar a condiciones de no linealidad. Para este caso se consideró una perfecta adhesión por medio de elementos de contacto unidos, que no permiten la separación de las capas (figura III.8).

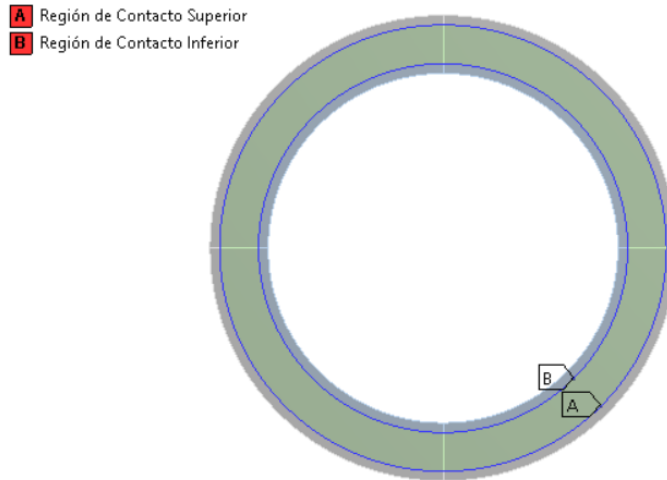


Figura III.8.- Aplicación de los contactos para la simulación

Se emplearon tres tipos de contactos; bonded, frictionless y frictional, y 2 tipos de elementos; a) elementos de contacto, CONTA172 y b) elementos tipo TARGE169. Los elementos de contacto (CONTA172) se colocaron en la superficie inferior de la región de contactos superior y en la superficie superior de la región de contacto inferior. Los elementos (TARGE169) fueron colocados de tal forma que complementarían las superficies de los (TARGE 169).

Las condiciones de frontera aplicadas permiten establecer un control del modelo durante la simulación. Por lo tanto, como se muestra en la figura III.9, la primera condición de frontera fue la restricción de movimiento en el eje y , permitiendo el eje x libre. La segunda condición se aplicó en el eje x , restringiendo su movimiento y permitiendo el eje y libre.

La carga de compresión axial referente a la presión externa fue aplicada sobre toda la superficie exterior del ducto compuesto uniformemente distribuida. A través de esta carga es posible obtener la presión crítica, pero más importante, permite obtener la forma del primer modo de pandeo.

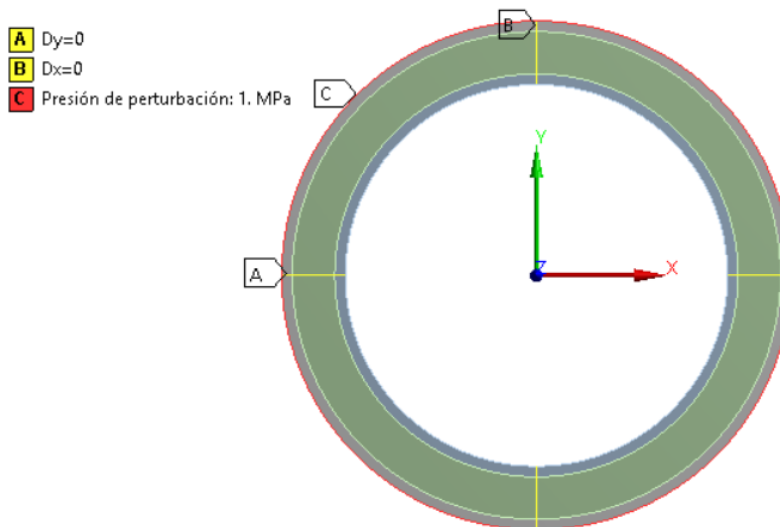


Figura III.9.- Aplicación de las condiciones de frontera y la carga en el modelo

III.3.3.- Convergencia

Una vez obtenido el modelo, así como sus propiedades mecánicas, condiciones de frontera y aplicación de la carga se procedió a la simulación usando el Método de Elementos Finitos, donde para ello es necesario obtener una independencia de la malla con respecto a los resultados de interés. Para determinar el tamaño ideal de la malla se realiza una discretización del modelo en donde se va aumentando paulatinamente el número de elementos y nodos del modelo y para cada uno de estos pasos se va monitoreando la variable de interés, en este caso la presión crítica (figura III.10).

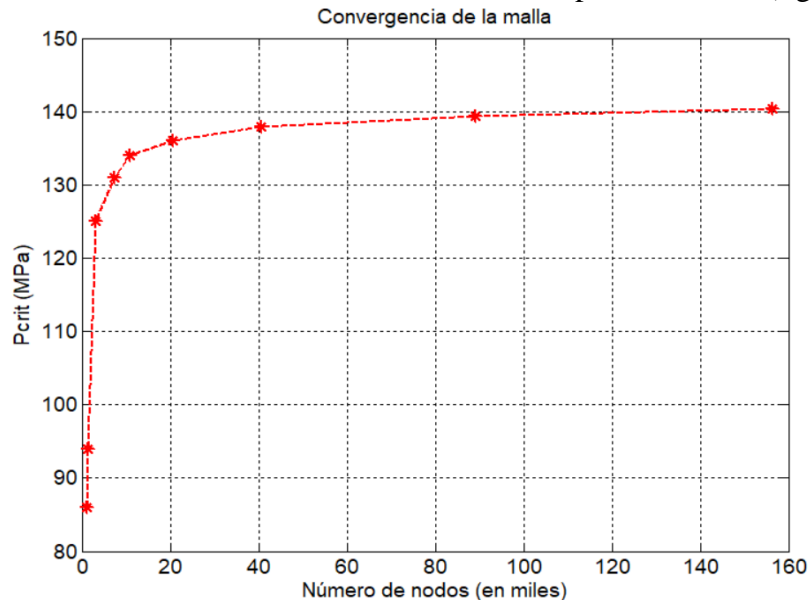


Figura III.10.- Prueba de convergencia

A medida que se incrementa el número de nodos, la presión crítica se vuelve asintótica y de acuerdo a la gráfica a partir de 80,000 nodos ésta no sufre variaciones importantes. El número de nodos para las simulaciones fue establecido en 100,000 (figura III.10).

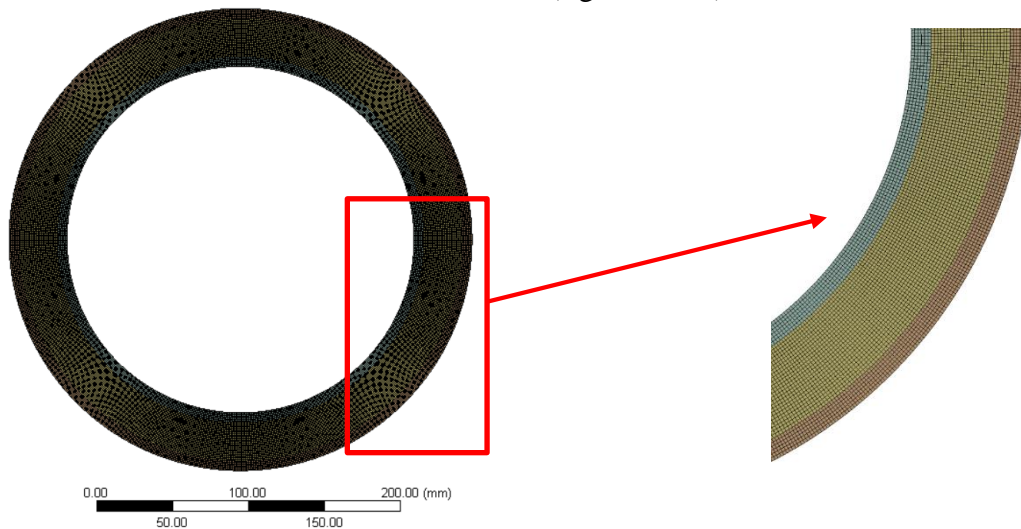


Figura III.11.- Malla del ducto compuesto

El tipo de elemento definido para la simulación fue *Plane 183*, de segundo orden, es decir, tiene un comportamiento de desplazamiento cuadrático (figura III.12).

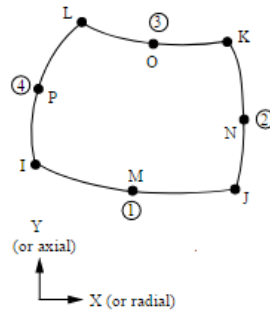


Figura III.12.- Representación del elemento *Plane 183*

Este elemento está definido por 8 nodos con dos grados de libertad en cada nodo y traslaciones en las direcciones nodales x e y . Puede ser utilizado como un elemento plano (esfuerzo plano, deformación plana). Tiene la capacidad de asumir un comportamiento elastoplástico, hiperelasticidad, fluencia y grandes capacidades de deformación.

III.3.4.- Modelo en 3 dimensiones

Con el propósito de fundamentar la hipótesis planteada en esta investigación del modelo en 2D y que no es necesario analizar los modelos en 3D para este tipo de problemas, evitando así tiempos y costos computacionales, se realiza un modelo en 3D para comparar con los resultados numéricos del modelo 2D para una imperfección del 3%. Para ello se consideran las mismas dimensiones propuestas para el ducto en 2D y una longitud de 50 mm. Las condiciones de frontera se muestran en la figura III.13.

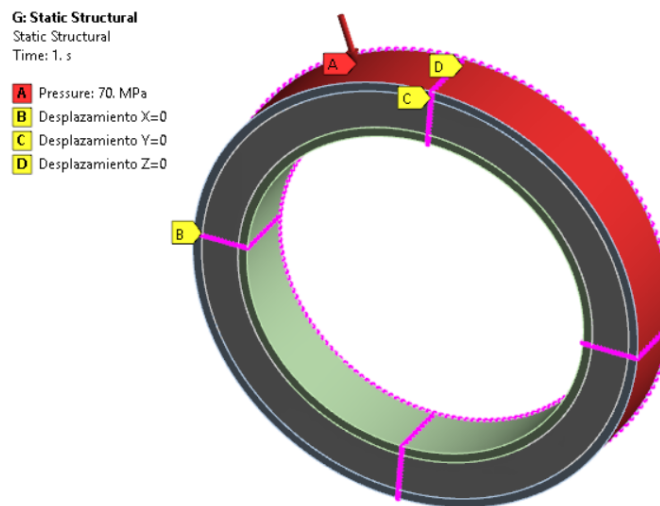


Figura III.13.- Aplicación de las condiciones de frontera y la carga en el modelo 3D

III.3.5.- Análisis de Pandeo lineal

El análisis lineal de pandeo es relativamente sencillo, aunque está limitado por aproximaciones y no puede simular fenómenos posteriores al pandeo. Sin embargo, es posible obtener una primera aproximación de la carga crítica (presión de pandeo). Esta presión crítica en este caso no corresponde a la presión de colapso real ya que considera que el material es perfecto, es decir no contiene imperfecciones geométricas ni de materiales. Sin embargo, este análisis es importante ya que permite

determinar la forma en que posiblemente nuestra estructura colapsará y la presión crítica que deberá ser mucho menor.

III.3.6.- Generación de la imperfección

Condiciones no lineales debidas a la geometría. Numéricamente se necesita una imperfección geométrica para que ocurra el colapso (en la realidad éstas ya son inherentes a la fabricación y montaje del ducto). La forma mas simple, es obtener la forma del primer modo de pandeo y con base en ella desplazar los nodos a una fracción siguiendo la trayectoria del primer modo de pandeo. Con esto se garantiza un pandeo numérico que siga la trayectoria natural que ocurre en la realidad. De esta forma, las imperfecciones geométricas que se generan producto de la fabricación del ducto se introducen numéricamente por medio de desplazamientos nodales. Las imperfecciones son calculadas a través de la ecuación 18b, definida en el capítulo II.

$$\Delta_o = \frac{D_{m\acute{a}x} - D_{m\acute{i}n}}{D_{m\acute{a}x} + D_{m\acute{i}n}}$$

En la tabla III.7 se muestran los valores de imperfección analizados para el ducto compuesto tanto con material anular de polipropileno como de cemento, dichas imperfecciones establecidas por la norma DNV OS-F101, para el correcto análisis de este tipo de modelos.

Tabla III.7.- Imperfecciones para el ducto compuesto

| | | | |
|----------|------|-----------|------|
| MODELO 1 | Dmáx | 0.23546 m | 3% |
| | Dmín | 0.22174 m | |
| MODELO 2 | Dmáx | 0.23317 m | 2% |
| | Dmín | 0.22403 m | |
| MODELO 3 | Dmáx | 0.23089 m | 1% |
| | Dmín | 0.22631 m | |
| MODELO 4 | Dmáx | 0.22974 m | 0.5% |
| | Dmín | 0.22746 m | |

En la figura III.14 se muestra el modelo original (líneas) y como por medio del análisis de pandeo lineal este adoptará una nueva configuración geométrica. Para este caso, se muestra una imperfección del 6%, con el propósito de que sea más visible este efecto. La máxima imperfección establecida por la norma DNV OS-F101 es del 3% y fue analizada en este trabajo.

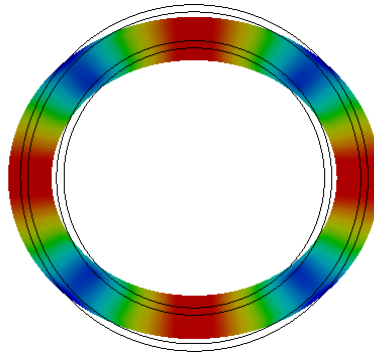


Figura III.14.- Imagen del ducto compuesto para una imperfección del 6%

III.3.7.- Evaluación de Colapso

El pandeo no lineal se efectúa realizando un análisis cuasi-estático después de añadir imperfecciones. Este análisis debe permitir grandes deformaciones hasta el punto en que el ducto compuesto alcance su carga límite.

Este análisis consiste en un incremento muy pequeño de cargas con el propósito de evitar distorsiones en los elementos y divergencias en las iteraciones. Sin embargo, debido a que este análisis es llevado hasta un punto en que además de existir grandes deformaciones, existen cambios importantes en la geometría (forma de los elementos) es necesario utilizar técnicas de amortiguamiento que permitan estabilizar la ecuación de energía que se está resolviendo, (recordando que el Método del Elemento Finito se establece bajo un planteamiento energético) para esto es necesario ejecutar un análisis no lineal hasta el punto en que el algoritmo ya no es capaz de resolver el problema guardando cada uno de estos pasos para posteriormente ejecutar un segundo análisis que considera y corrige los pasos del análisis anterior por medio de una estabilización de energía constante.

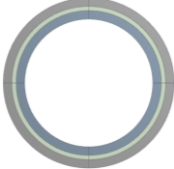

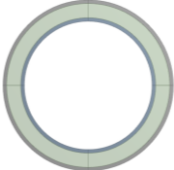


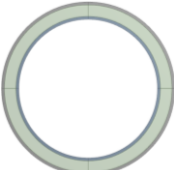
Resulta visualmente imposible saber con certeza cuándo se inicia el pandeo. Las fases interesantes del fenómeno de pandeo generalmente ocurren antes de que las deformaciones sean muy grandes. Una solución sin convergencia del análisis podría significar que se ha producido el pandeo, aunque no siempre es así. El pandeo comienza a ocurrir antes de que las deformaciones se vuelvan muy grandes, cuando la estructura parece estar ligeramente deformada.

La iniciación del pandeo es difícil detectar mediante inspección visual, pero puede observarse trazando una curva de carga-desplazamiento. El desplazamiento máximo controlado tiene un cambio de valor instantáneo, lo que representa un buen indicador del gran desplazamiento para un incremento de carga más pequeño específico para el pandeo.

III.3.8.- Variación del espesor y modelación con fricción

Adicionalmente se analizaron numéricamente 12 modelos de ductos compuestos para las imperfecciones 0.5%, 1%, 2%, 3%, necesarias a considerar para el diseño según la norma DNV OS-F101 y se variaron los espesores anular, interno y externo y los diámetros internos y externos. Para el análisis se tiene en cuenta la adhesión del ducto con el objetivo de conocer cómo se comporta la presión de colapso a medida que aumenta la fricción. En la tabla III.8 se muestran los modelos de ductos compuestos analizados.

Tabla III.8.- Variación de los espesores y diámetros del ducto compuesto

| Modelos | Diámetro externo D (mm) | Diámetro interno D_i (mm) | Espesor interno t_i (mm) | Espesor externo t_e (mm) | Espesor anular t_a (mm) |
|--|-------------------------|-----------------------------|----------------------------|----------------------------|---------------------------|
|  Modelo I | 304.8 | 228.6 | 15.24 | 15.24 | 7.62 |
|  Modelo II | 304.8 | 228.6 | 12.7 | 12.7 | 12.7 |
|  Modelo III | 304.8 | 228.6 | 6.35 | 6.35 | 25.4 |
|  Modelo IV | 381 | 304.8 | 15.24 | 15.24 | 7.62 |
|  Modelo V | 381 | 304.8 | 12.7 | 12.7 | 12.7 |
|  Modelo VI | 381 | 304.8 | 6.35 | 6.35 | 25.4 |

Con el fin de analizar el comportamiento del ducto compuesto dependiendo de la adhesión o no de sus capas, se realiza el estudio de la fricción, representando así situaciones de unión y falla entre las capas de acero y el material anular, lo cual permite obtener resultados más cercanos a la realidad. Para esto se analizó desde un modelo conservador considerando varios coeficientes de fricción hasta alcanzar un modelo menos conservador.

El modelo de fricción considera que cuando el esfuerzo cortante equivalente supera al esfuerzo cortante máximo (τ_{max}) comienza el deslizamiento relativo entre las capas del ducto con la capa del material de relleno (Kadal, 2013). El modelo de fricción de Coulomb empleado se puede definir como:

$$\begin{aligned} \tau_{lim} &= \mu P + b \\ |\tau| &\leq \tau_{lim} \end{aligned} \quad (79)$$

donde τ es el esfuerzo cortante equivalente, τ_{lim} es el esfuerzo cortante límite, μ es el coeficiente isotrópico de fricción, b es la cohesión de contacto y P es la presión normal de contacto. En la figura 1 se muestra la interpretación gráfica del modelo de fricción de Coulomb.

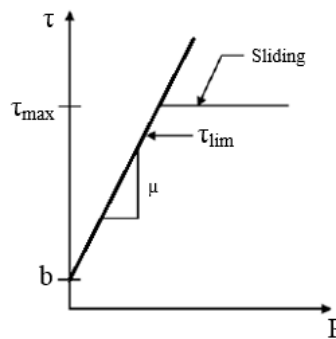


Figura III.15.- Modelo de fricción de Coulomb en Ansys

Se consideran los siguientes modelos de adhesión en función del coeficiente de fricción (μ) a) Totalmente unido, b) Sin fricción, c) Fricción 0.1, d) Fricción 0.2, e) Fricción 0.3, f) Fricción 0.4, g) Fricción 0.5. Teniendo en cuenta los diferentes coeficientes de fricción y las 4 imperfecciones para los 12 ductos compuestos, se llevaron a cabo un total de 336 simulaciones.

III.3.9.- Modelación del gradiente térmico

Con el propósito de conocer el comportamiento de los ductos compuestos propuestos ante el efecto de la temperatura en aguas profundas y ultraprofundas, se realiza la modelación a través del Método de Elementos Finitos. Se tienen en cuenta los 6 ductos compuestos con material anular de polipropileno y los 6 con material anular de cemento, con una imperfección del 3%, perfecta adhesión y temperatura de 4 °C para el fondo marino y de 90 °C para el interior del ducto representando el fluido. Se consideran para el análisis las propiedades térmicas (Castello y Estefen 2008; Xu y Chung 2000; Kadal *et al.*, 2013), (tabla III.9) así como las curvas esfuerzo - deformación en función de la temperatura de los materiales anulares (Souza *et al.*, 2007), ya que para las temperaturas analizadas el acero no sufre cambios en su curva esfuerzo – deformación.

Tabla III.9.- Propiedades térmicas consideradas en el análisis

| Propiedades | Acero X-60 | PP | Cemento |
|-------------------------------|------------|---------|---------|
| Conductividad térmica (W/m°C) | 54 | 0.2 | 0.53 |
| Expansión térmica (1/°C) | 1.2e-05 | 8.1e-05 | 1e-05 |

En las figuras III.16 y III.17 se muestran las curvas esfuerzo-deformación en función de la temperatura para el polipropileno y cemento respectivamente.

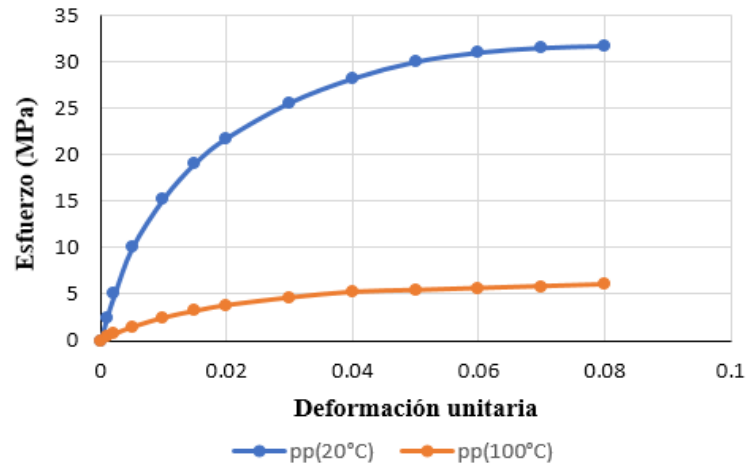


Figura III.16.- Curva esfuerzo-deformación del polipropileno en función de la temperatura

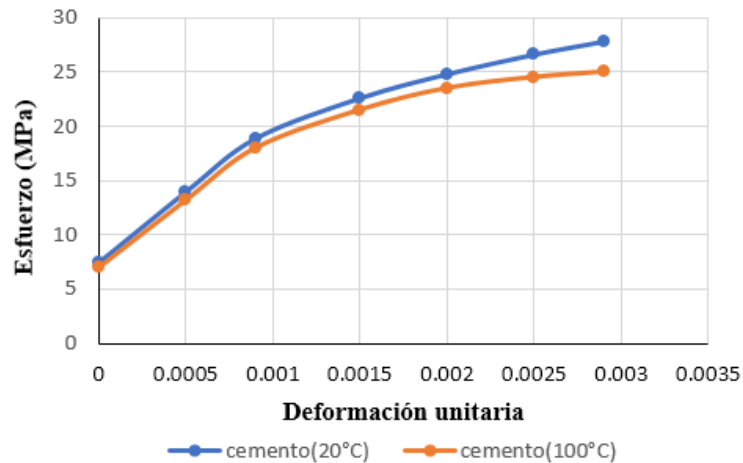


Figura III.17.- Curva esfuerzo-deformación del cemento en función de la temperatura

III.4.- Establecimiento de la metodología general

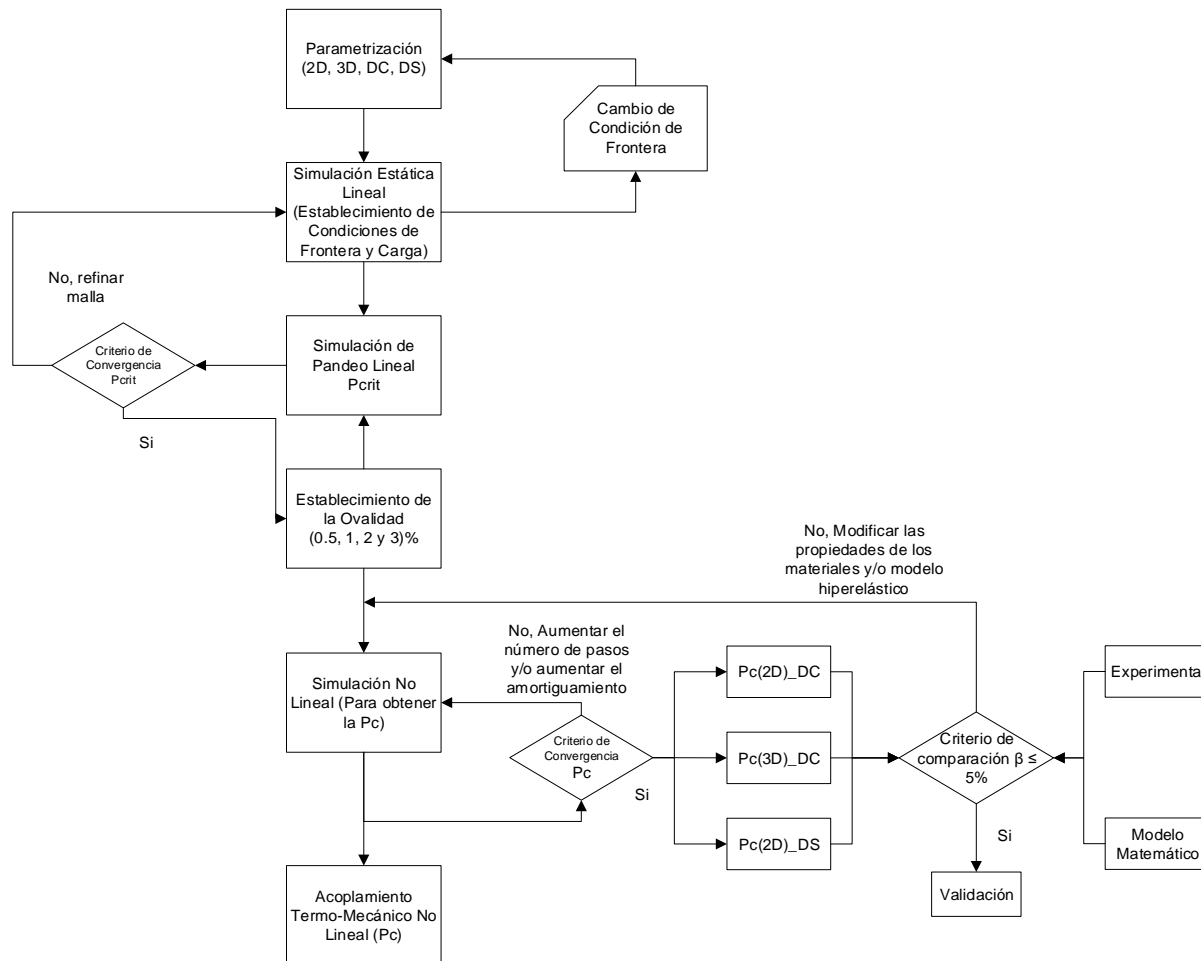


Figura III.18.- Diagrama de flujo de la metodología general

Se realiza la parametrización de la geometría con el propósito de analizar diferentes tipos de ductos:

- Ducto compuesto 2D (Estefen et al., 2005).
- Ducto simple propuesto 2D.
- Ducto compuesto propuesto en 2D.
- Ducto compuesto propuesto en 3D.

Se procedió a la simulación estática lineal donde para cada ducto a analizar se realiza un cambio de condición de frontera. Posteriormente se lleva a cabo la simulación de pandeo lineal donde:

- si no se cumple el criterio de convergencia, se refina la malla y se realiza nuevamente la simulación estática lineal y seguidamente la simulación de pandeo lineal.

- si se cumple el criterio de convergencia, se procede entonces al establecimiento de la ovalidad, la cual conlleva a un desplazamiento de los nodos siguiendo la trayectoria del primer modo de pandeo.

Luego se realiza la simulación no lineal, donde:

- si no se cumple el criterio de convergencia se procede entonces al aumento de la energía constante y/o a la reducción del tamaño de paso de tiempo para nuevamente se realiza la simulación no lineal.
- si se cumple el criterio de convergencia, entonces se obtiene la presión de colapso. Para esto es necesario graficar la presión en función de los pasos de carga en contra del desplazamiento en la dirección X o Y.

En particular con la metodología presentada en la figura III.14, se analizaron 14 casos numéricos, 2 casos analíticos y 1 caso experimental (Estefen et al., 2005).

Se analizó un modelo en 2D (Estefen et al., 2005), con dimensiones ($D_i=46.65mm$; $t_i=1.69mm$; $t_a=4.69mm$; $t_e=1.49mm$) y se comparó numéricamente mostrando resultados consistentes.

También se analizó un modelo en 2D, con dimensiones propuestas en este trabajo ($D=304.8mm$; $t=38.10mm$) para un ducto simple, el cual se comparó con las ecuaciones analíticas, mostrando resultados analíticos y numéricos consistentes.

Una vez validada la metodología propuesta en esta investigación a través de los ductos analizados anteriormente, se propusieron dos modelos de ductos compuestos con dimensiones ($D_e=304.8mm$; $D_i=228.6mm$; $t_i=6.35mm$; $t_a=25.4mm$; $t_e=6.35mm$) y materiales anulares (polipropileno y cemento), con el propósito de estudiar la factibilidad de la evaluación de esta tecnología a través del Método del Elemento Finito en tirantes de grandes profundidades en México para posibles desarrollos futuros. Estos modelos fueron analizados en 2D ya que, debido a la configuración estructural y a la carga uniforme, el estudio de su comportamiento bajo presión externa puede considerarse como un problema 2-D, disminuyendo a su vez los costos computacionales con esta simplificación. Para el análisis se tuvieron en cuenta las imperfecciones geométricas de 0.5%, 1%, 2% y 3%, tal y como lo indica la norma DNV-OS-F101 y una perfecta adhesión.

Se modeló un ducto compuesto en 3D con las dimensiones propuestas en este estudio y una longitud de 50mm, para una imperfección del 3%, con el objetivo de observar si se producen o no diferencias entre ambos modelos y a su vez a modo de validación del ducto propuesto analizado en 2D. Los resultados se mostraron consistentes para ambos casos. Por lo que se consideró adecuada la modelación en dos dimensiones bajo la teoría de deformación plana.

Adicionalmente se analizaron numéricamente 12 modelos de ductos compuestos para las imperfecciones 0.5%, 1%, 2%, 3%, y se variaron los espesores anular, interno y externo y los diámetros internos y externos. Se tiene en cuenta la adhesión del ducto considerándose los siguientes modelos de adhesión en función del coeficiente de fricción (μ) a) totalmente unido, b) sin fricción, c) fricción 0.1, d) fricción 0.2, e) fricción 0.3, f) fricción 0.4, g) fricción 0.5, con el objetivo de conocer cómo se comporta la presión de colapso a medida que aumenta la fricción y varía el espesor anular, con un total de 336 simulaciones.

Finalmente se analizaron los 12 modelos de ductos compuestos bajo el efecto térmico para la máxima imperfección (3%), con el propósito de conocer su comportamiento ante colapso local producto de las altas presiones y altas temperaturas, y cómo influye en la presión de colapso el gradiente térmico.

III.5.- Referencias

- Arjomandi, K., and Taheri, F. (2011). "Stability and post-buckling response of sandwich pipes under hydrostatic external pressure." *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, volume 88(4), pp. 138-148.
- Carrasco, J. (2014). Estudio paramétrico de la capacidad ante pandeo local de tuberías submarinas localizadas en aguas profundas. (*Tesis de maestría*), UNAM, México.
- Castello, X. (2011). Influência da Adesão entre Camadas na Resistência ao Colapso de Dutos Sanduíche. *COPPE/UFRJ*, Rio de Janeiro, Brasil.
- Castello, X. y Estefen, S. (2008). Sandwich Pipes for Ultra Deepwater Applications. *Offshore Technology Conference*, USA.
- Chen, A., Menglan, D., Toledo, F y Estefen, S. (2013). Collapse of sandwich pipes with PVA fiber reinforced cementitious composites core under external pressure. *Ocean Engineering*, volume 82, pp.1–13.
- Estefen, S., Netto, T y Pasqualino, I. (2005). Strength analyses of sandwich pipes for ultra deepwaters. *Journal of Applied Mechanics-Transactions of the ASME*, volume 72(4), pp. 599–608.
- Hashemian, R (2014). Buckling analysis of sandwich pipes under external pressure. (*Tesis de Doctorado*), University of Ottawa, Canadá.
- Kaldal, G., Jónsson, M., Pálsson, H y Karlsdóttir, S. (2013). Collapse analysis of the casing in high temperature geothermal wells. *Thirty-Eighth Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University*, California, USA.
- Offshore standard, (2013). DNV-OS-F101, Submarine Pipeline Systems.
- Souza, A.R., Netto, T.A. and Pasqualino, I.P. (2007), Materials selection for Sandwich Pipes under the combined effect of pressure, bending and temperature. 26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Proceedings of OMAE'07. San Diego, California, USA.
- Trajano, C. (2012). Aplicação de dutos sanduíche à exportação de gás em águas ultra-profundas. (*tesis de ingeniero*), Universidad federal de Rio de Janeiro, Brasil.
- Xu, F, Chung, D.D.L. (2000) Effect of sand addition on the specific heat and thermal conductivity of cement, *Cement and Concrete Research*, volume 30, pp. 59–61.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

IV.- Resultados y Discusión

IV.1.- Resultados del modelo presentado por (Estefen *et al.*, 2005)

Para validar los resultados obtenidos se consideran los datos obtenidos por Estefen *et al.*, 2005 que se muestran en la tabla IV.1. Estos valores fueron obtenidos para diferentes modelos hiperelásticos del material anular, donde las presiones de colapso oscilan entre 17 y 24 MPa. El resultado experimental presentado por (Estefen *et al.*, 2005) predice una presión de colapso de 17.13 MPa, mientras que la simulación numérica para una perfecta adhesión (PA) se tiene 22.42 MPa y sin adhesión (SA) 6.89 MPa. Es claro que las diferencias entre los resultados numéricos y experimentales dependen de las condiciones de contacto y que un modelo en 2-D bajo un enfoque de deformación plana es lo suficientemente confiable para predecir las presiones de colapso.

Tabla IV. 1.- Datos del modelo presentado por (Estefen *et al.*, 2005)

| <i>Pco</i> (<i>experimental</i>) | <i>Pco</i> (<i>númerica</i>)- PA | <i>Pco</i> (<i>númerica</i>)- SA | <i>Pco</i> (<i>númerica</i>)- Unido |
|---------------------------------------|--|--|--|
| 17.13 MPa | 22.42 MPa | 6.89 MPa | 18 y 24 MPa |

IV.2.- Resultados del modelo de ducto simple

El modelo de ducto simple en 2D (tabla IV.2) fue analizado numéricamente para una imperfección del 0.5%, y empleando las ecuaciones analíticas anteriormente expuestas en el capítulo II. En la tabla IV.3 se muestran los resultados analíticos y numéricos obtenidos.

Tabla IV. 2.- Dimensiones y propiedades del ducto simple

| <i>Diámetro externo</i> (<i>Acero X-60</i>) | <i>Espesor</i> | <i>Módulo de Young (E)</i> | <i>Relación de Poisson</i> | <i>Esfuerzo de Cedencia</i> |
|--|----------------|----------------------------|----------------------------|-----------------------------|
| 304.8mm | 38.1mm | 206000 MPa | 0.3 | 414MPa |

Tabla IV. 3.- Comparación de resultados numéricos y analíticos

| Resultados numéricos | | Resultados analíticos | |
|------------------------------|---------------------------------|------------------------------|---------------------------------|
| <i>Presión crítica (Pcr)</i> | <i>Presión de colapso (Pco)</i> | <i>Presión crítica (Pcr)</i> | <i>Presión de colapso (Pco)</i> |
| 1248 MPa | 110 MPa | 1320 MPa | 106 MPa |

IV.3.- Resultados de la simulación de pandeo lineal para cada modelo de ducto compuesto

Una vez obtenido los modelos del ducto compuesto con las características planteadas en el capítulo III, con los dos materiales anulares a analizar y la malla requerida, se procedió a realizar el análisis de pandeo lineal. Este análisis resultó de vital importancia, ya que permitió obtener la forma del modo de pandeo de cada ducto y la presión crítica de pandeo.

En la figura IV.1 se muestra el análisis de pandeo lineal para el ducto compuesto con material anular de polipropileno, donde se puede detallar la forma de pandeo con la que probablemente se pudiera producir el colapso de la estructura, así como la presión crítica de pandeo de 139.31 MPa, la cual presenta un valor alto debido a que el ducto es considerado como perfecto (no se tiene en cuenta la presencia de imperfecciones).

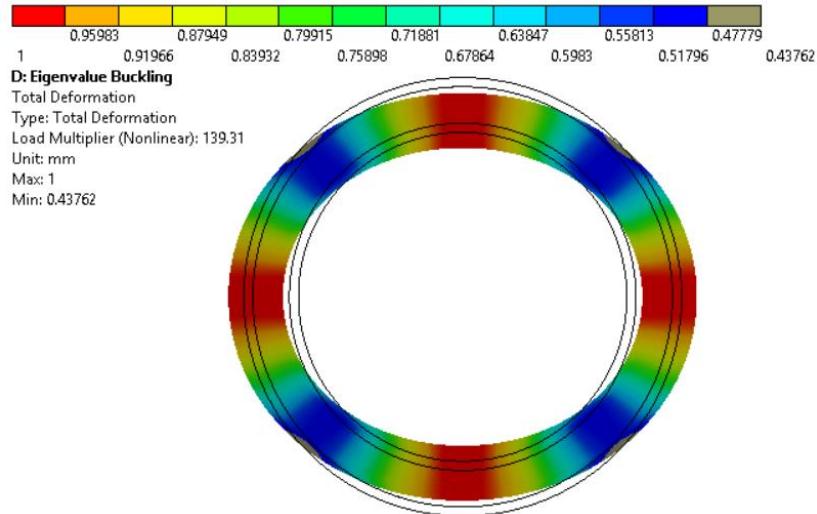


Figura IV.1.- Pandeo lineal para un ducto compuesto con material anular de polipropileno

Para el ducto compuesto con material anular de cemento se obtiene una presión crítica de pandeo de 336,31 MPa, como se muestra en la figura IV.2. En Muñiz (2013), los resultados de presión crítica presentan gran similitud con los obtenidos en esta investigación.

Desde este primer análisis se puede observar que los ductos presentan diferencias en su comportamiento, producto de su material anular, ya que para el caso del cemento la presión crítica llega a ser prácticamente 3 veces la del ducto con polipropileno, lo cual está asociado directamente a las características y propiedades mecánicas de cada uno de los materiales.

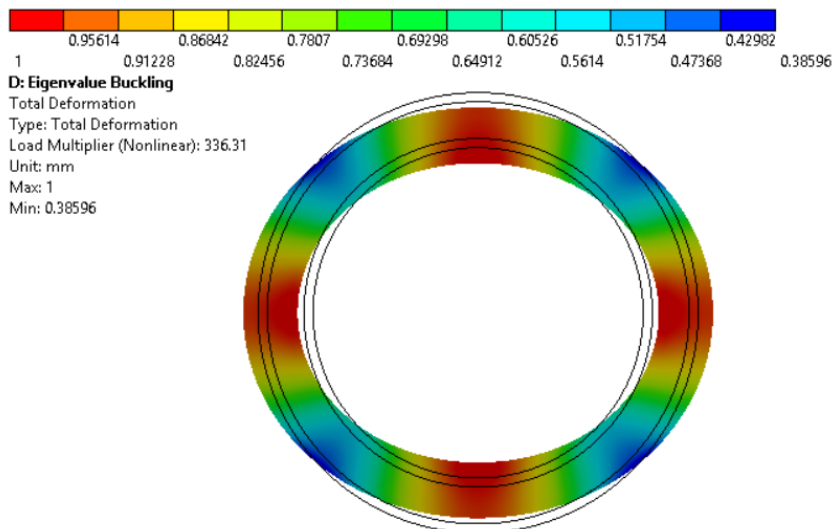


Figura IV.2.- Pandeo lineal para un ducto compuesto con material anular de cemento

IV.4.- Resultados del cálculo de la presión crítica de ductos compuestos

La presión crítica fue analizada a través de la ecuación propuesta en Arjomandi y Taheri, (2011), a través del programa en Matlab (Hashemian, 2014) y mediante el análisis numérico en Ansys para el ducto compuesto con polipropileno propuesto en esta investigación. La comparación de los resultados se muestra en la tabla IV.4, encontrándose gran similitud entre los valores de presión crítica obtenida a través de los métodos de cálculos empleados.

Tabla IV. 4.- Comparación de resultados de la presión crítica

| Presión crítica (MPa) | | | |
|-----------------------------------|---|--------------------------------------|--------|
| Modelo | Ecuación (26) (Arjomandi y Taheri, 2011) | Programa Matlab (Hashemian, 2014) | Ansys |
| Ducto compuesto con polipropileno | 140 | 127 | 139.31 |

IV.5.- Resultados del análisis numérico de colapso en ductos compuestos

El análisis numérico de colapso se llevó a cabo después de añadir las imperfecciones. A través de este análisis fue posible obtener el comportamiento de cada ducto, debido a que están presentes grandes deformaciones hasta el punto en que el ducto compuesto alcanza su carga límite.

En la gráfica que se muestra en la figura IV.3 se puede observar el esfuerzo al que se obtuvo el colapso para una imperfección del 3%, del ducto con material anular de polipropileno. Apareciendo para un esfuerzo de 522MPa, donde se produce un cambio significativo en el comportamiento del ducto producto del mismo. Se presentan en este caso los resultados para una imperfección del 3%, ya que según la norma DNV OS-F101 representa la máxima imperfección a considerar para el diseño, por lo tanto, establece el límite a tener en cuenta a la hora de seleccionar el ducto compuesto adecuado para aguas profundas y ultraprofundas.

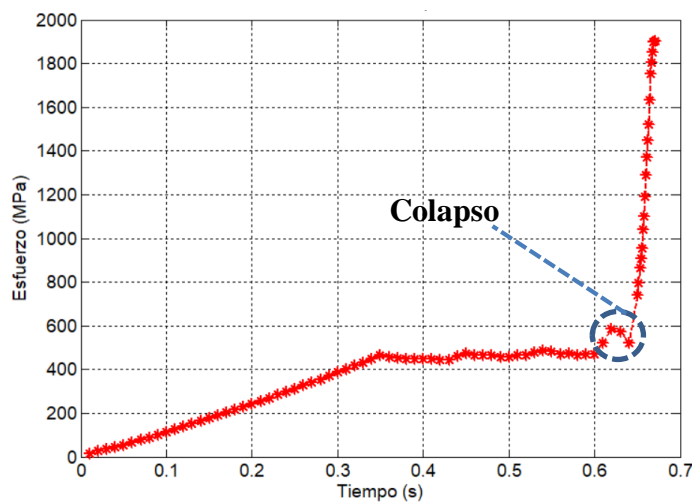


Figura IV.3.- Esfuerzo al que se obtiene la presión de colapso para imperfección del 3% del ducto con polipropileno

Se muestran además los resultados de la curva esfuerzo-presión del ducto con material anular de polipropileno donde se puede observar el comportamiento en función de la presión de colapso obtenida para la imperfección del 3%, (figura IV.4).

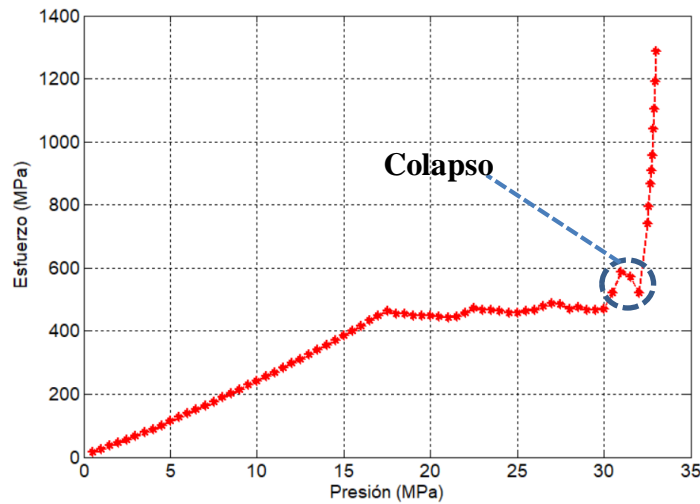
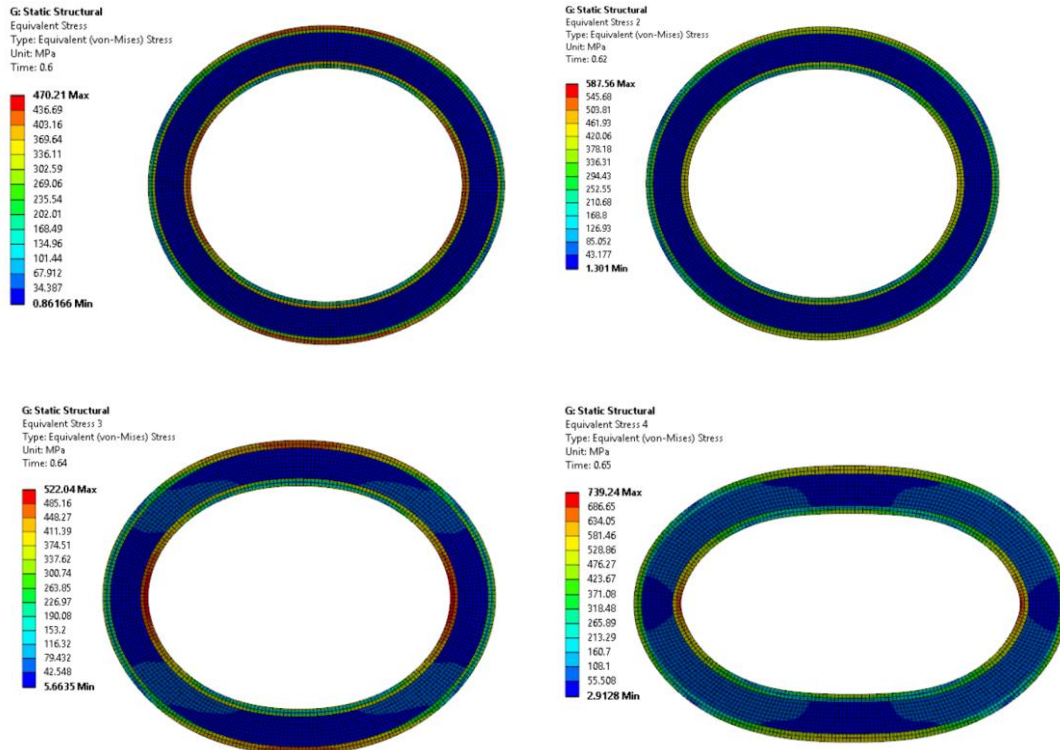


Figura IV.4.- Curva esfuerzo-presión de colapso para imperfección del 3% del ducto con polipropileno

En la figura IV.5 se muestra cómo se comportan los esfuerzos con cada incremento de la carga, observándose el momento donde se produce el colapso y como posteriormente va perdiendo la rigidez el ducto compuesto con material anular de polipropileno.



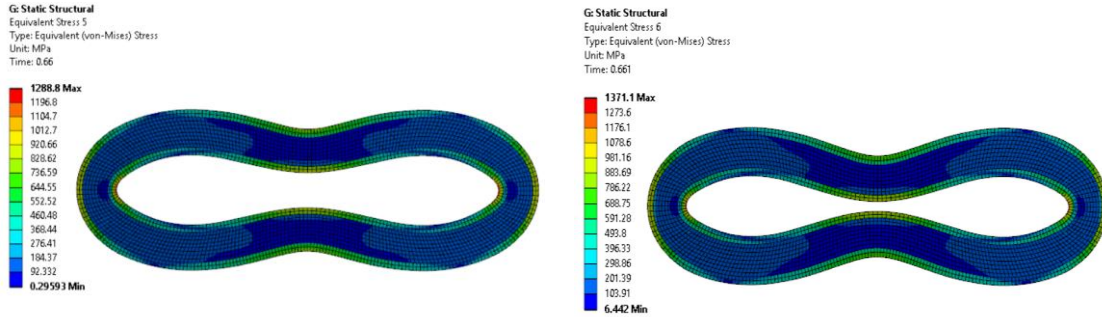


Figura IV.5.- Esfuerzos de von Mises para el ducto compuesto con material anular de polipropileno. Para el caso del ducto compuesto con material anular de cemento, se muestra su comportamiento en la figura IV.6, generándose el colapso en un esfuerzo de von Mises de 480MPa.

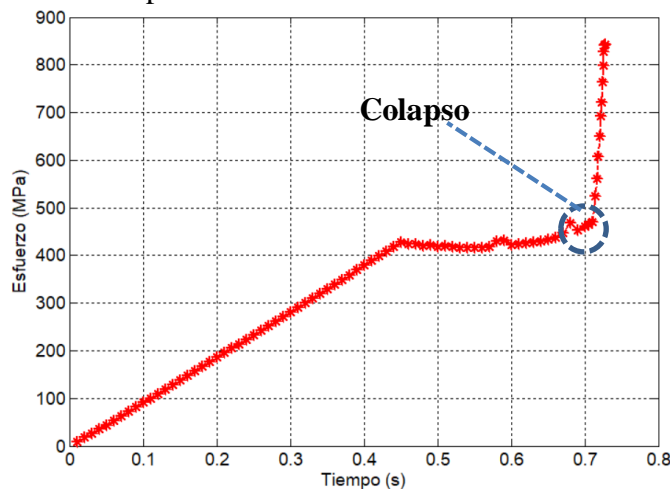


Figura IV.6.- Esfuerzo al que se obtiene la presión de colapso para imperfección del 3% del ducto con cemento

En la figura IV.7 se muestran también los resultados de la curva esfuerzo-presión del ducto con material anular de cemento donde se puede observar el comportamiento en función de la presión de colapso obtenida para la imperfección del 3%.

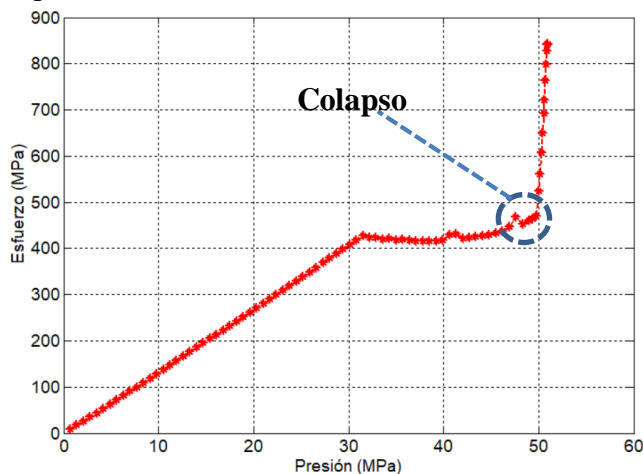


Figura IV.7.- Curva esfuerzo-presión de colapso para imperfección del 3% del ducto con cemento

Los resultados del comportamiento del ducto compuesto con material anular de cemento, así como sus esfuerzos de von Mises a medida que se incrementa la carga se muestran en la figura IV.8, observándose como se va generando el colapso, y con ello la pérdida de rigidez.

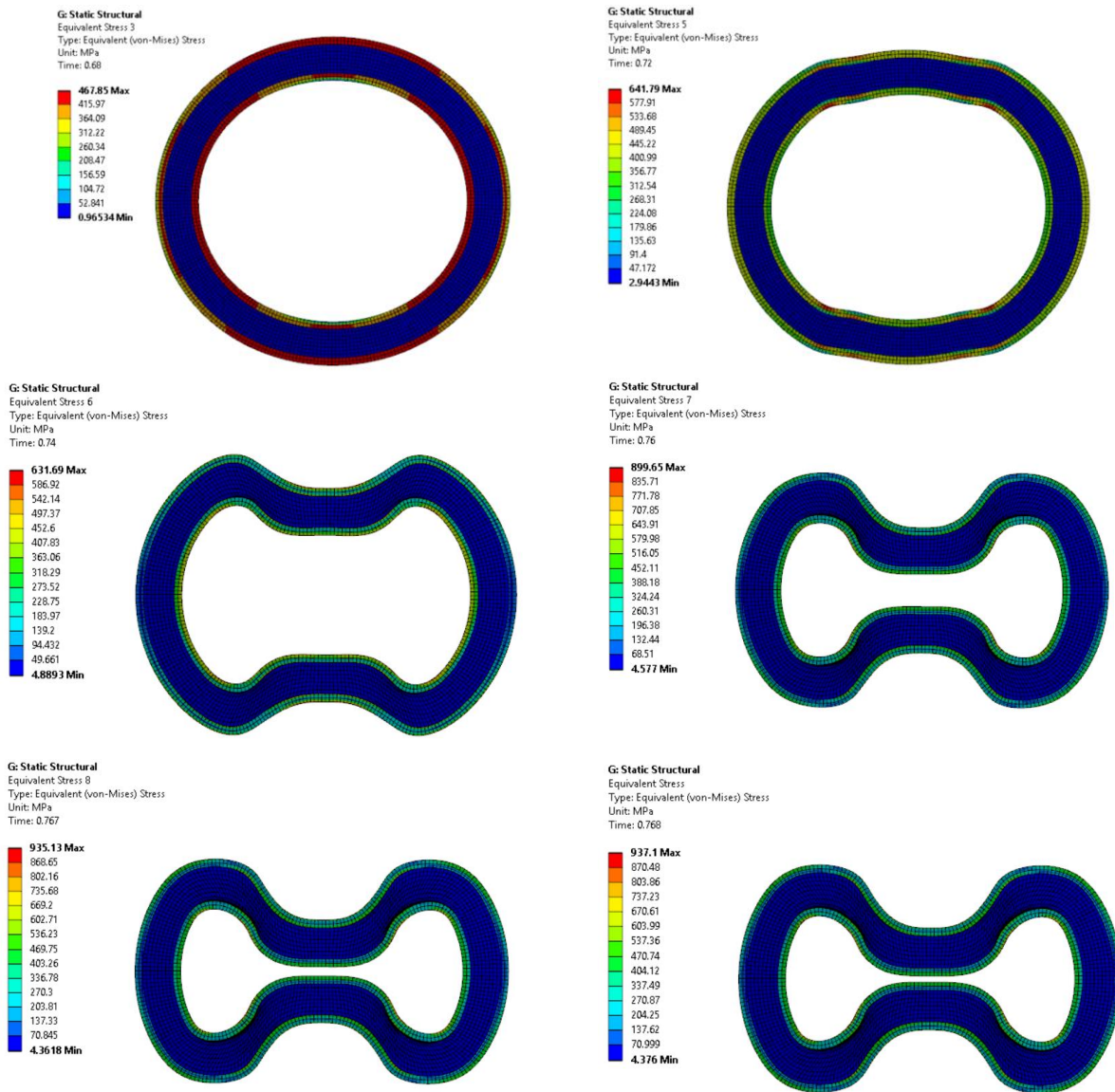


Figura IV.8.- Esfuerzos de von Mises para el ducto compuesto con material anular de cemento

En la gráfica correspondiente a la figura IV.9, se muestra una comparación entre los ductos analizados donde se puede detallar que a pesar de seguir un comportamiento relativamente similar se reflejan diferencias en los mismos, variando el esfuerzo de von Mises al que se produce el colapso para cada caso. Se puede observar también que para el caso del ducto con material anular de polipropileno se presenta el colapso en un menor incremento de carga (menor paso) que, para el caso del cemento, aunque llega a ser pequeña la diferencia entre los dos materiales.

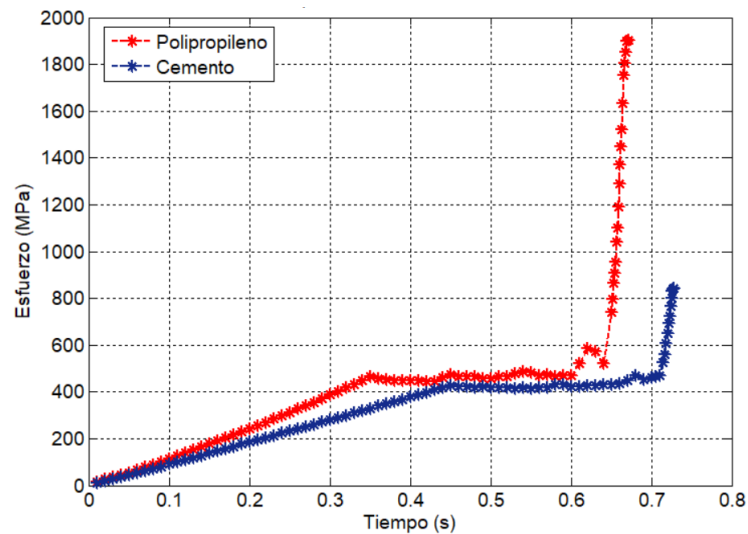


Figura IV.9.- Comparación del esfuerzo de von Mises para cada ducto compuesto

Para el caso de la figura IV.10 los resultados muestran la comparación de los ductos, estableciéndose las diferencias en cuanto al esfuerzo de von Mises, así como la presión de colapso obtenida para cada uno con la imperfección del 3%

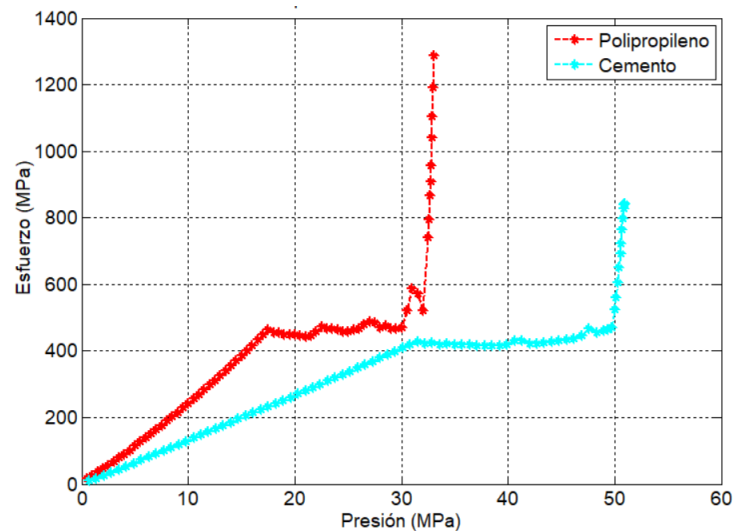


Figura IV.10.- Comparación de la curva esfuerzo-presión para cada ducto compuesto

IV.6.- Resultados obtenidos de la presión de colapso para cada modelo de ducto compuesto

Para el análisis de colapso se tuvo en cuenta que el ducto presenta imperfecciones geométricas, lo cual ejerce gran influencia en su estabilidad con respecto al valor de la carga crítica como se puede observar en las figuras IV.11 y IV.12. Una vez incluidas las imperfecciones se puede observar como varía la presión de colapso en cada caso con respecto a la presión crítica de pandeo obtenida inicialmente en el modelo perfecto.

Se realizaron 4 simulaciones en elementos finitos del ducto compuesto para cada material anular (cemento y polipropileno), considerando el ducto totalmente unido, con diferentes imperfecciones y teniendo en cuenta las especificaciones de la norma DNV OS-F101, la cual plantea que para un correcto diseño y funcionamiento de ductos en aguas profundas se debe considerar un mínimo de imperfección de 0.5% y un máximo del 3%. En la figura IV.11 se muestran las curvas presión -

deformación del ducto compuesto con material anular de polipropileno, donde se obtuvo la presión de colapso para cada imperfección (defectos) analizados, observándose que a medida que aumenta la imperfección disminuye la misma. Muñiz (2013), reportó en su estudio presiones de colapso que concuerdan con las obtenidas en esta investigación.

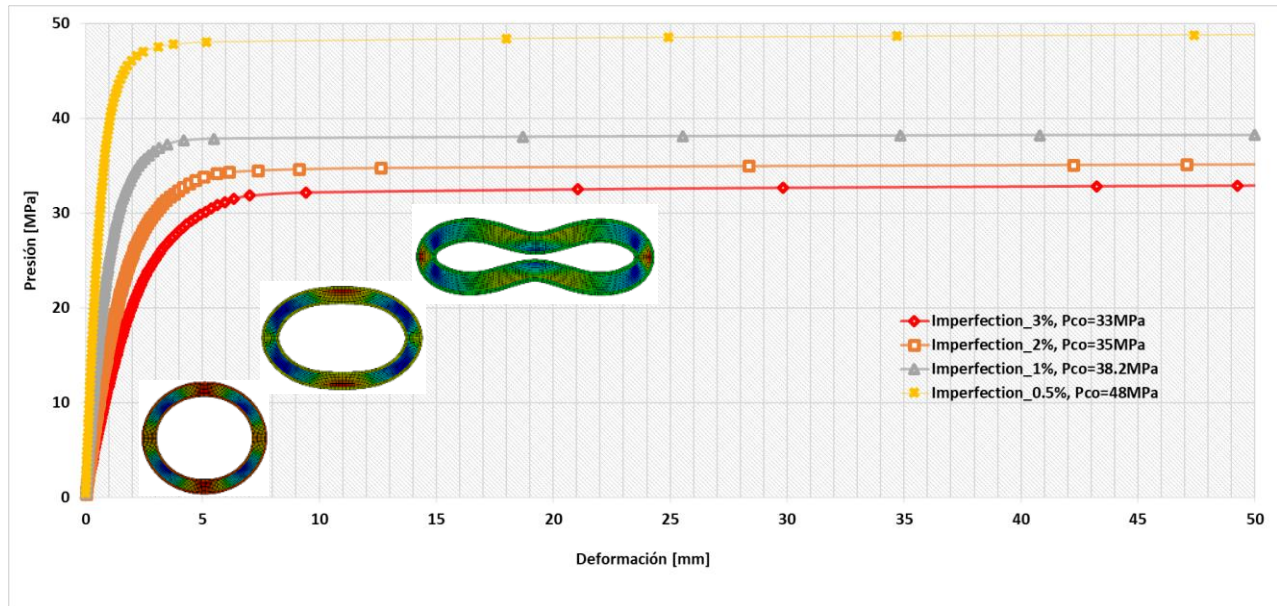


Figura IV.11.- Presión de colapso para cada imperfección del ducto con material anular de PP

En la figura IV.12 se muestran las curvas de presión - deformación del ducto con material anular de cemento, para cada una de las imperfecciones, así como la presión a la que colapsará para cada caso, la cual va en decline con el aumento del defecto, al igual que en el ducto con polipropileno, demostrándose que existe una estrecha relación entre las imperfecciones y el colapso.

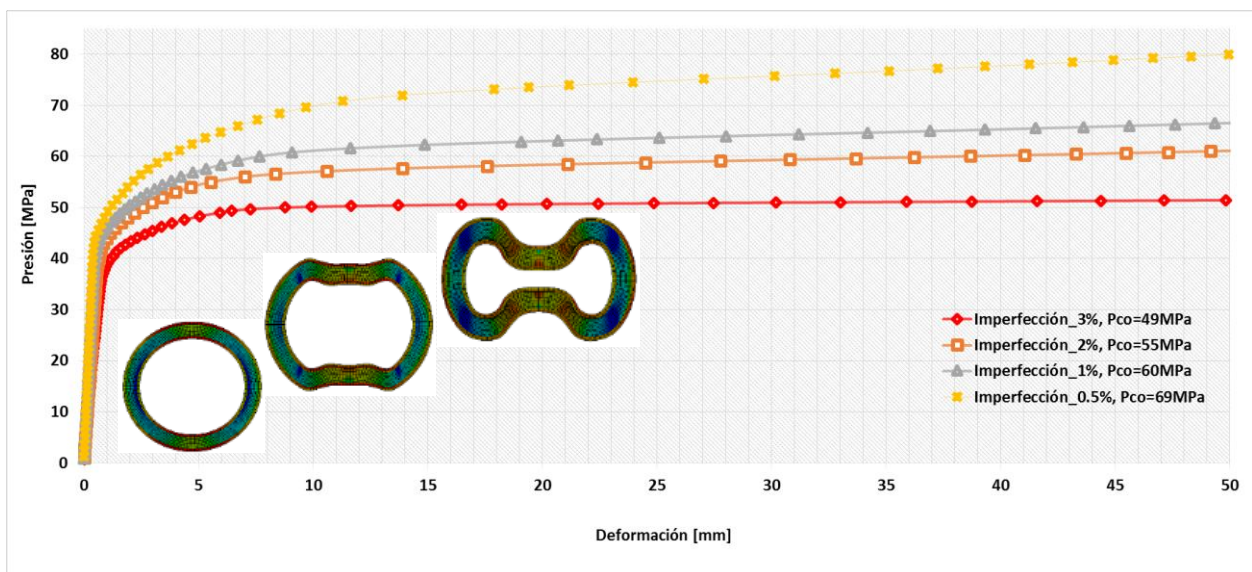


Figura IV.12.- Presión de colapso para cada imperfección del ducto compuesto con material anular de cemento

En la tabla IV.5, se muestra la comparación de las presiones de colapso de cada ducto para cada imperfección, donde se obtuvo que el cemento presenta mayor resistencia al colapso que el polipropileno, por lo que el ducto con material anular de cemento presenta una mayor rigidez, consideración a tener en cuenta a la hora del diseño. Estos resultados fueron consistentes con otros estudios comparativos reportados en la literatura (Estefen *et al.*, 2005; Chen *et al.*, 2013), donde también se indica que la presión de colapso depende fuertemente de la rigidez del material anular.

Tabla IV. 5.- Comparación de la presión de colapso para cada ducto

| Materiales | Presión de colapso P_{co} (MPa) | | | |
|----------------------|-----------------------------------|--------------------|--------------------|--------------------|
| | Imperfección 0.5% | Imperfección 1% | Imperfección 2% | Imperfección 3% |
| Polipropileno | 48 | 38.2 | 35 | 33 |
| Cemento | 69 | 60 | 55 | 49 |

Los resultados obtenidos en este trabajo muestran similitudes, con los estudios realizados hasta el momento en la literatura, aunque de acuerdo con el estado del arte solo se han reportado estudios para imperfecciones del 0.5% al 1%. En este trabajo para el ducto compuesto propuesto se obtuvieron resultados para imperfecciones del 0.5% al 3%, teniéndose en cuenta la máxima imperfección, ya que según la norma (DNV-OS-F101, 2013) resulta de vital importancia esta consideración para un correcto funcionamiento del ducto. Por lo tanto, se lograron resultados más precisos y confiables para el buen diseño, instalación y operación en aguas profundas y ultra-profundas de ductos compuestos con diferentes materiales anulares (cemento y polipropileno).

IV.7.- Comparación de los resultados numéricos del ducto compuesto propuesto en 2D y 3D.

El modelo de ducto compuesto en 3D con las dimensiones propuestas en esta investigación fue analizado numéricamente para una imperfección del 3%, y comparado con los resultados numéricos del modelo de ducto compuesto en 2D propuesto.

En la figura IV.13 se muestra una comparación de los resultados de la curva esfuerzo-presión para los ductos con material anular de polipropileno en 2D y 3D, observándose un comportamiento muy similar en función de la presión de colapso obtenida para la imperfección del 3% en ambos casos. Se puede detallar además una ligera variación en el esfuerzo de von Mises al que se produce el colapso para cada caso, aunque llega a ser muy pequeña la diferencia, obteniéndose resultados consistentes para los dos modelos.

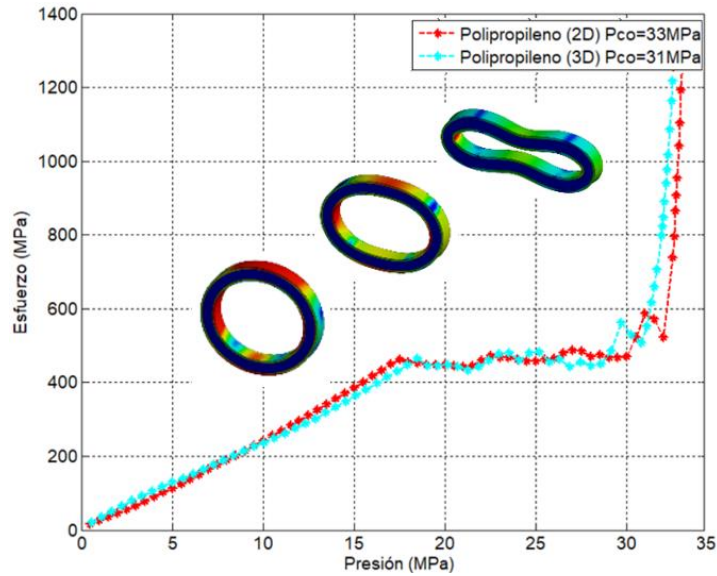


Figura IV.13.- Comparación de la curva esfuerzo-presión para el ducto con polipropileno en 2D y 3D

Para el caso de los ductos con material anular de cemento en 2D y 3D en la figura IV.14 se muestra la comparación de los resultados de la curva esfuerzo-presión, donde también se observa un comportamiento muy similar en ambos casos. La variación en el esfuerzo de von Mises al que se produce el colapso para cada caso, se muestra también muy pequeña, lográndose para ambos casos resultados consistentes.

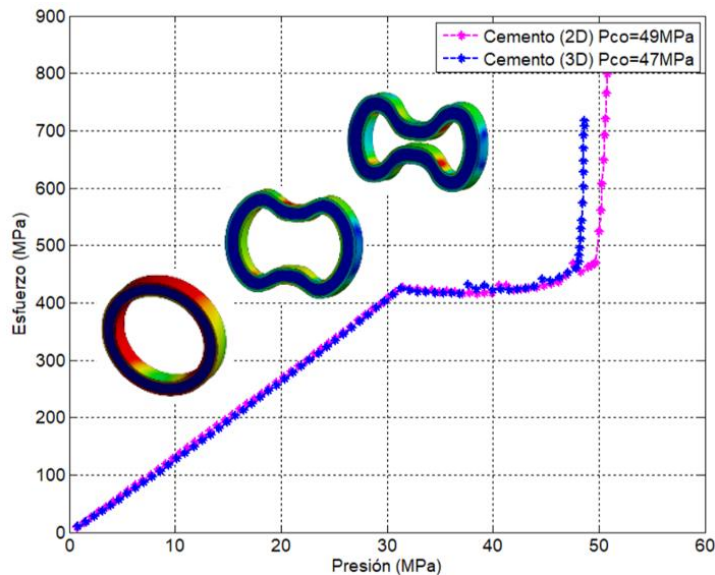


Figura IV.14.- Comparación de la curva esfuerzo-presión para el ducto con cemento en 2D y 3D

Se obtuvo la presión de colapso para cada caso, para una imperfección del 3%, pudiéndose concluir que los resultados del modelo en 3D y el modelo en 2D para ambos materiales anulares analizados numéricamente no muestran diferencias significativas. Por lo tanto, el ducto compuesto propuesto en este trabajo de acuerdo a los resultados obtenidos, pudiera ser considerado para el futuro desarrollo de este tipo de tecnologías en aguas profundas y ultraprofundas.

IV.8.- Resultados de la variación de los espesores y diámetros en función de los modelos de fricción

Se analizaron los ductos compuestos para cada modelo de adhesión y cada imperfección, observándose como disminuye la presión de colapso cuando disminuye la fricción y no está totalmente unido. Las figuras (IV.15 – IV.26) muestran los resultados obtenidos para los ductos compuestos con material anular de polipropileno y cemento, y la imperfección del 3%, que representa la máxima imperfección a considerar para el diseño según la norma DNV OS-F101. En la figura IV.15 y IV.16 se observa el comportamiento para el modelo I que representa el ducto compuesto con menor espesor anular.

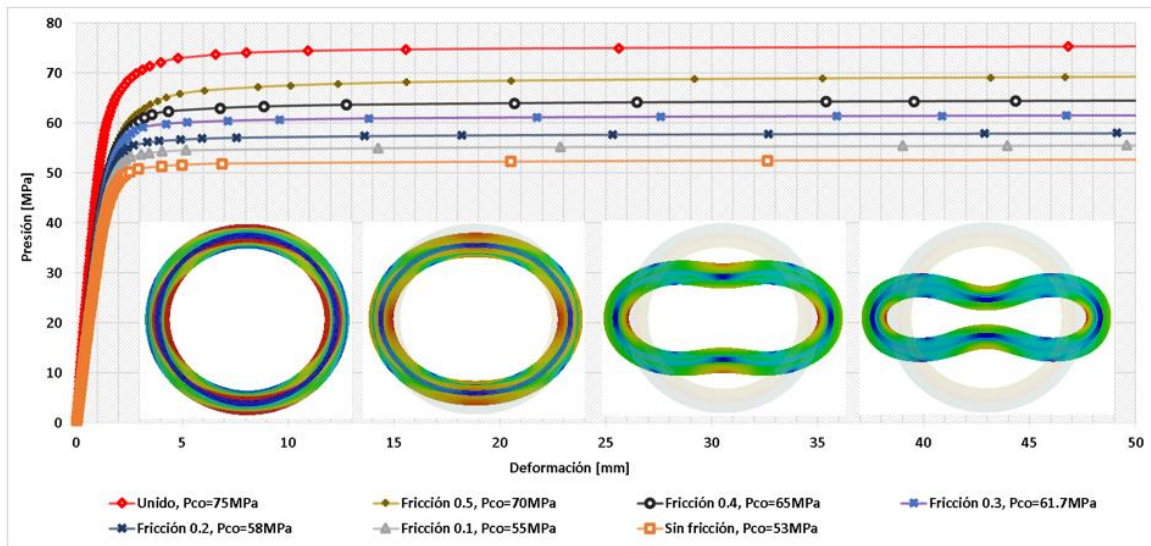


Figura IV.15.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo I, polipropileno)

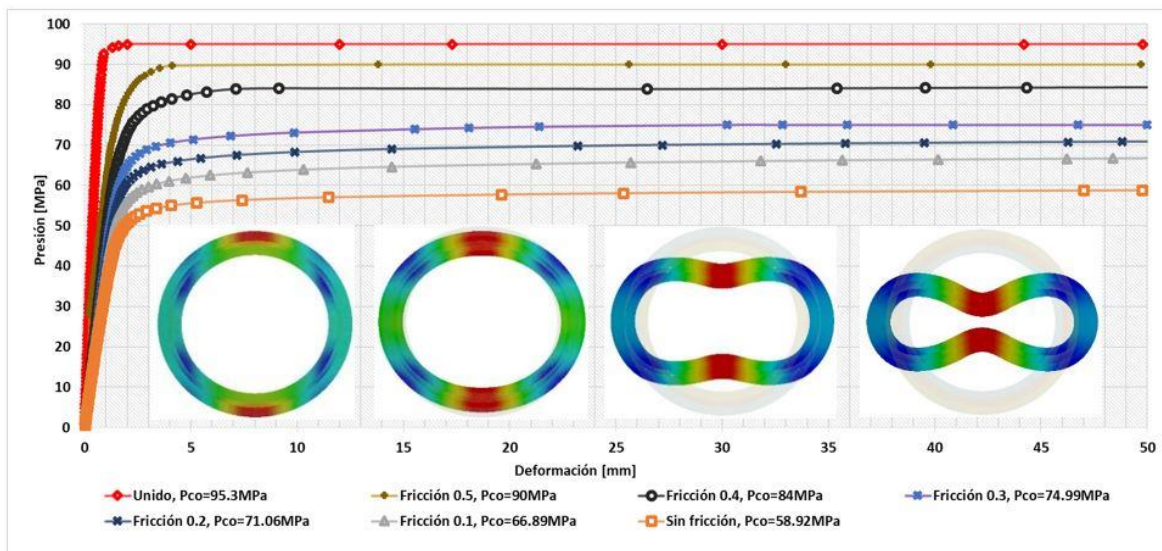


Figura IV.16.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo I, cemento)

Para el modelo II se observa como con el aumento del espesor del material anular (polipropileno y cemento) se produce una disminución de la presión de colapso, para cada caso de fricción (figura IV.17 y IV.18).

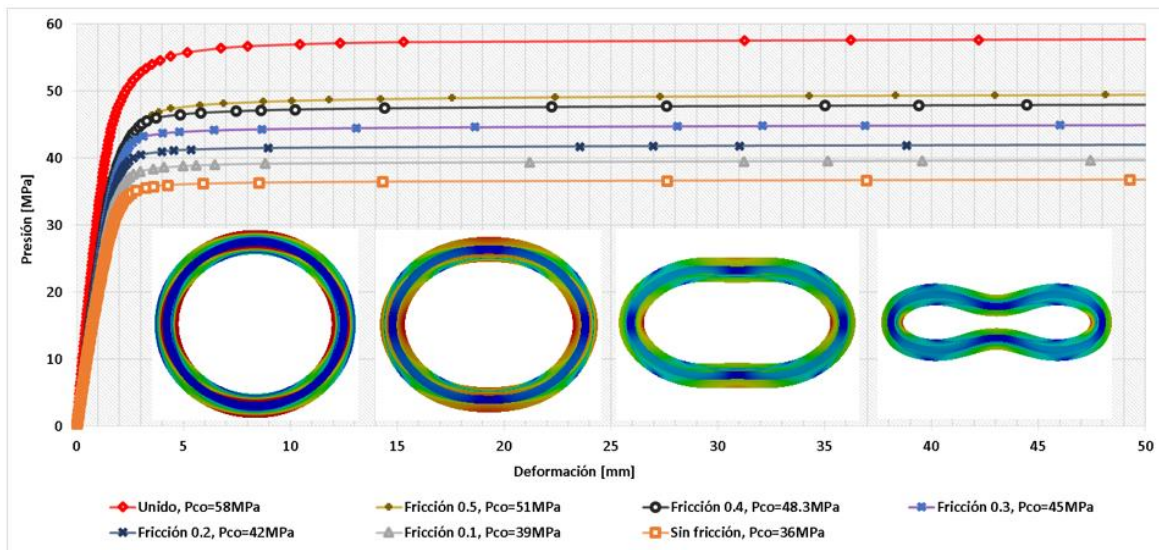


Figura IV.17.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo II, polipropileno)

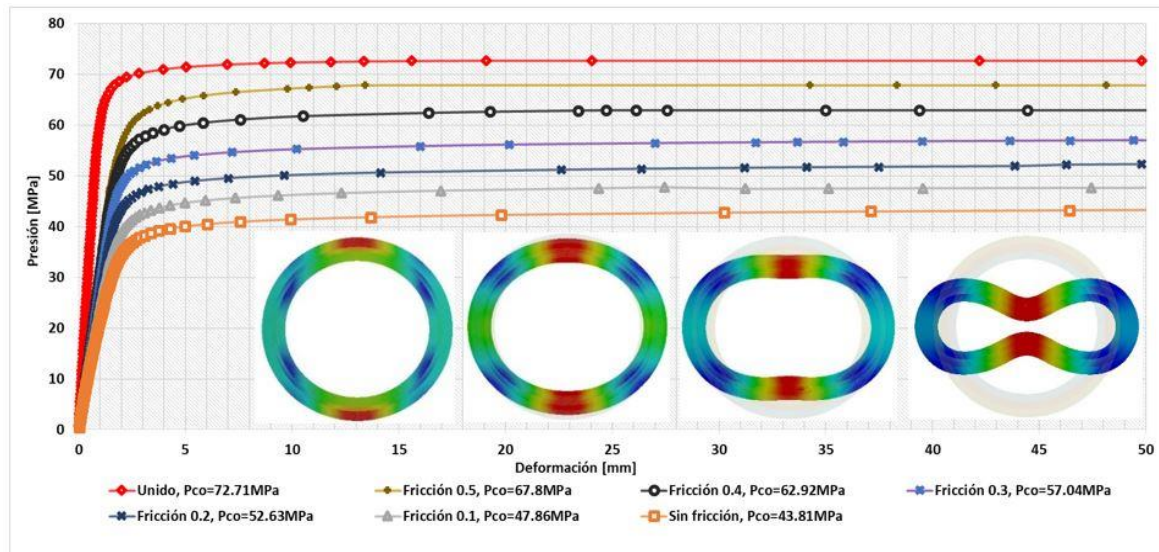


Figura IV.18.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo II, cemento)

Las figuras IV.19 y IV.20 muestran como para un aumento más significativo del espesor anular disminuye considerablemente la presión de colapso. En este modelo III se presenta un comportamiento atípico, generándose un cambio brusco en la disminución de la presión de los modelos con fricción con respecto al modelo totalmente unido producto del aumento de material anular.

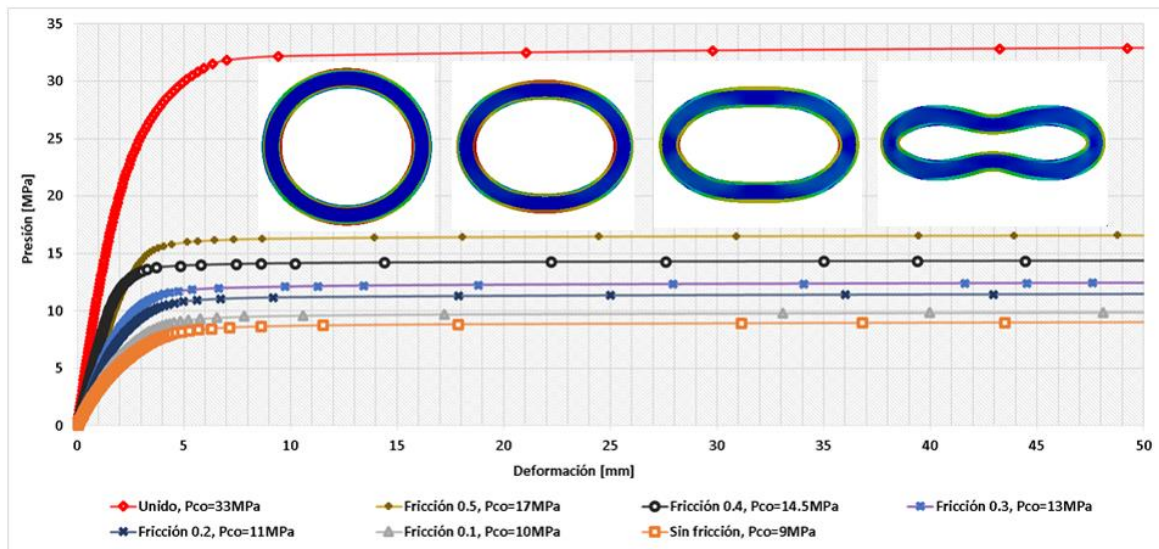


Figura IV.19.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo III, polipropileno)

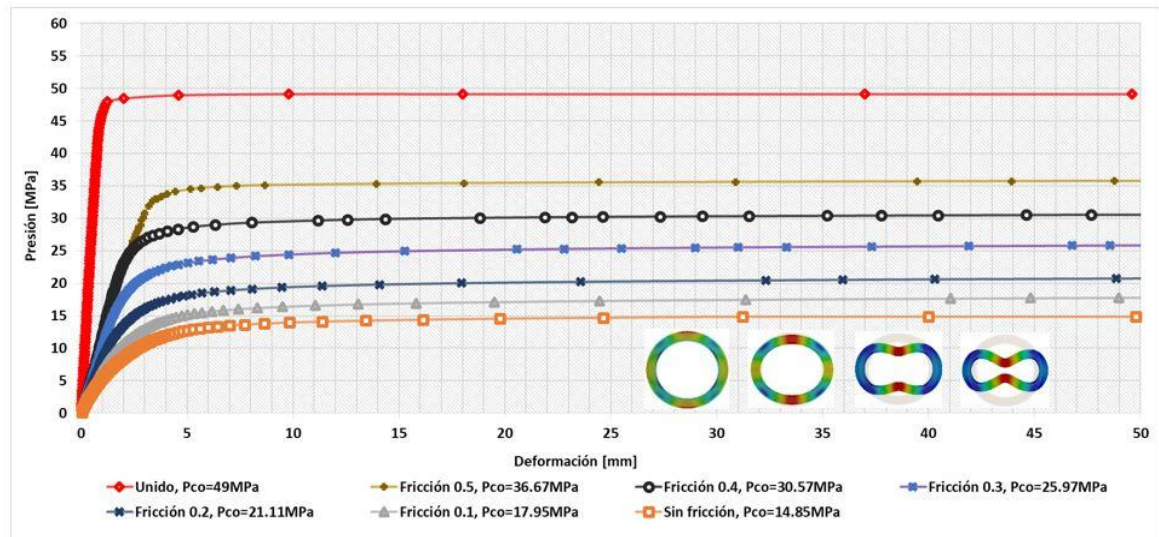


Figura IV.20.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo III, cemento)

Con estos análisis se hace notable como en el ducto compuesto con el aumento del espesor interno y externo y la disminución del espesor anular, aumenta significativamente la presión de colapso para cada coeficientes de fricción analizados, atribuyéndose en gran medida la disminución de la presión de colapso al aumento del espesor anular según los resultados obtenidos en este estudio para condiciones de instalación.

Los modelos IV, V y VI presentan un aumento en los diámetros interno y externo con respecto a los modelos I, II y III. Para el modelo IV se muestran en las figuras IV.21 y IV.22 el comportamiento de la presión de colapso, notándose para este modelo una disminución considerable de la presión con respecto al modelo I producto del aumento de los diámetros.

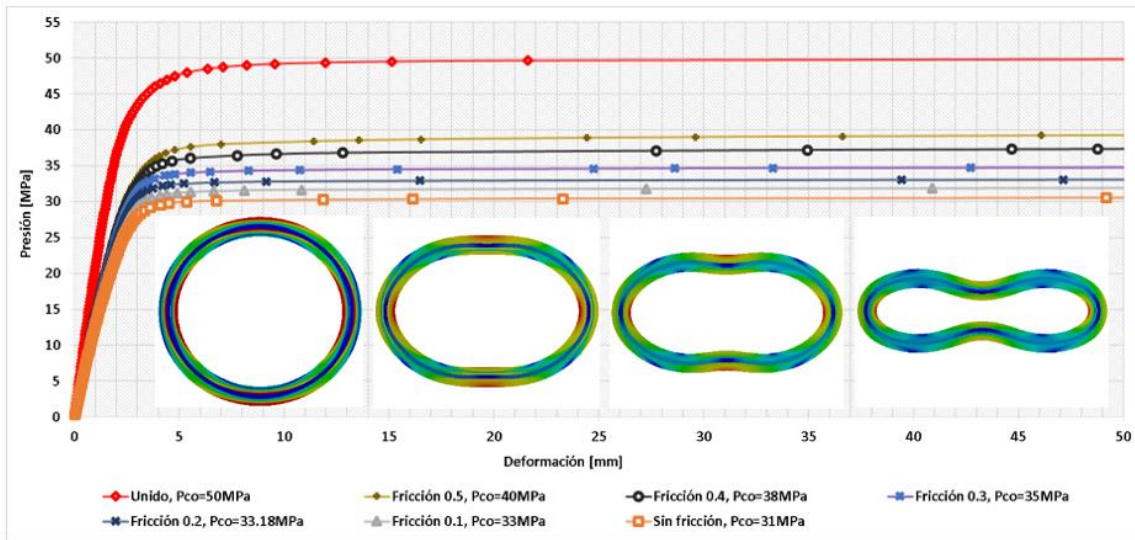


Figura IV.21.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo IV, polipropileno)

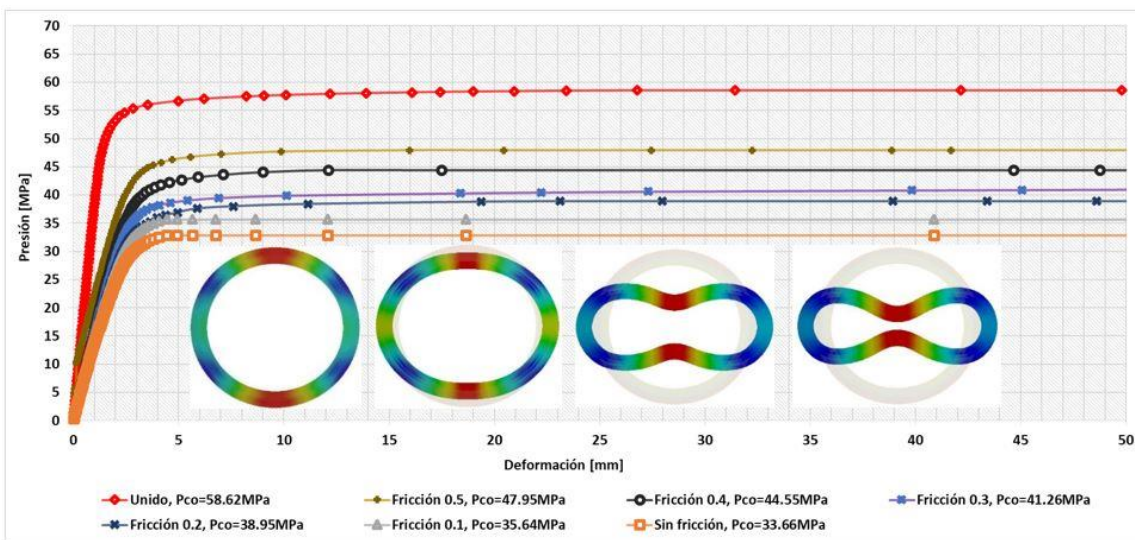


Figura IV.22.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo IV, cemento)

El modelo V muestra un comportamiento similar al modelo IV pero con una mayor disminución de la presión de colapso (figura IV.23 y IV.24) producto de un aumento del espesor del material anular.

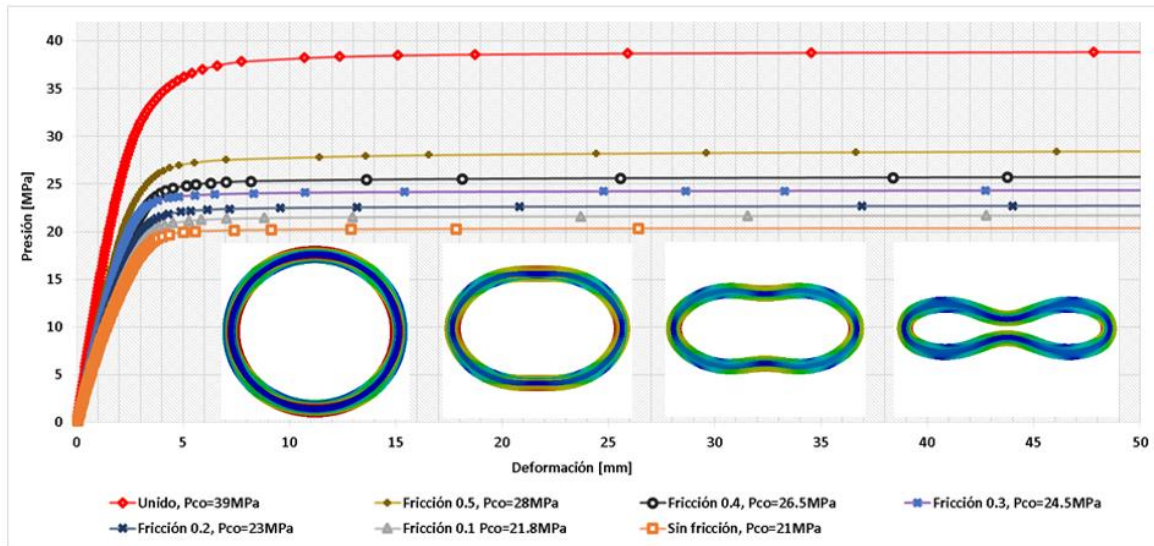


Figura IV.23.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo V, polipropileno)

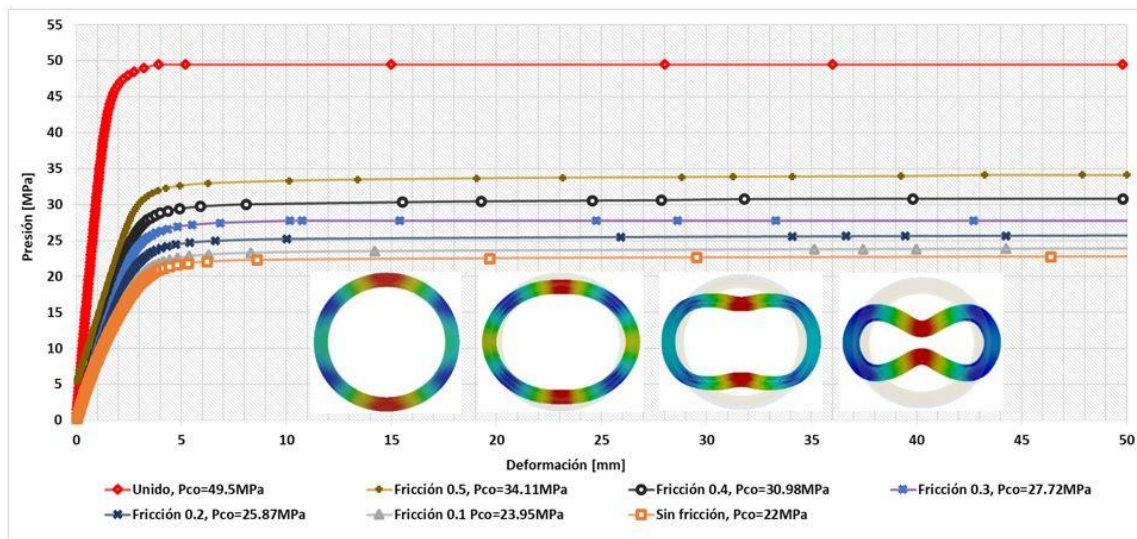


Figura IV.24.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo V, cemento)

En las figuras IV.25 y IV.26 se muestra el comportamiento de la presión de colapso para el modelo VI, donde se produce al igual que en el modelo III una disminución significativa de la presión a partir del modelo con 0.5 de fricción con respecto al ducto totalmente unido, producto del aumento del espesor anular.

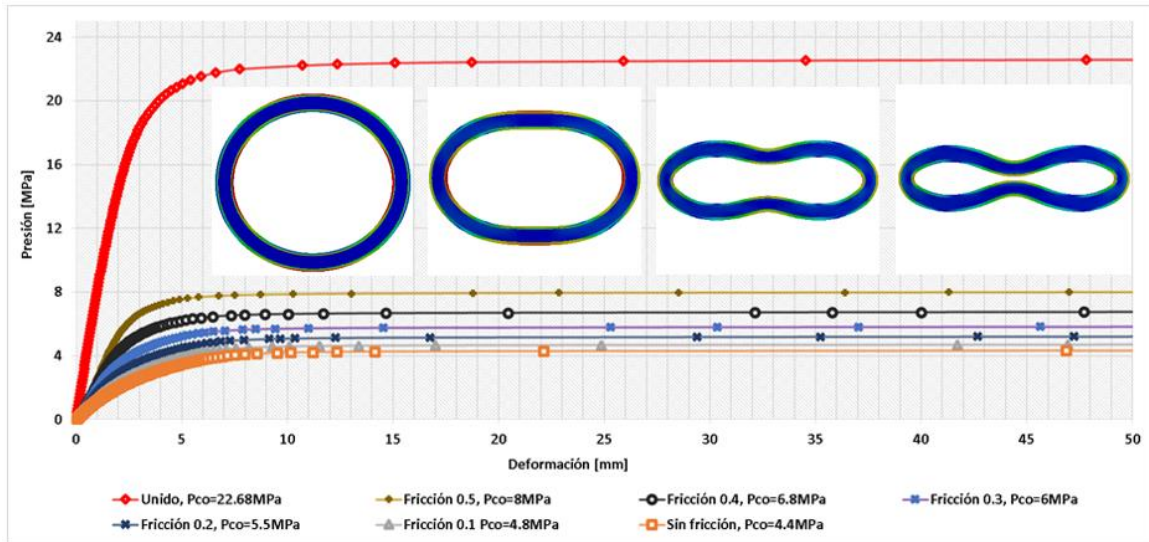


Figura IV.25.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo VI, polipropileno)

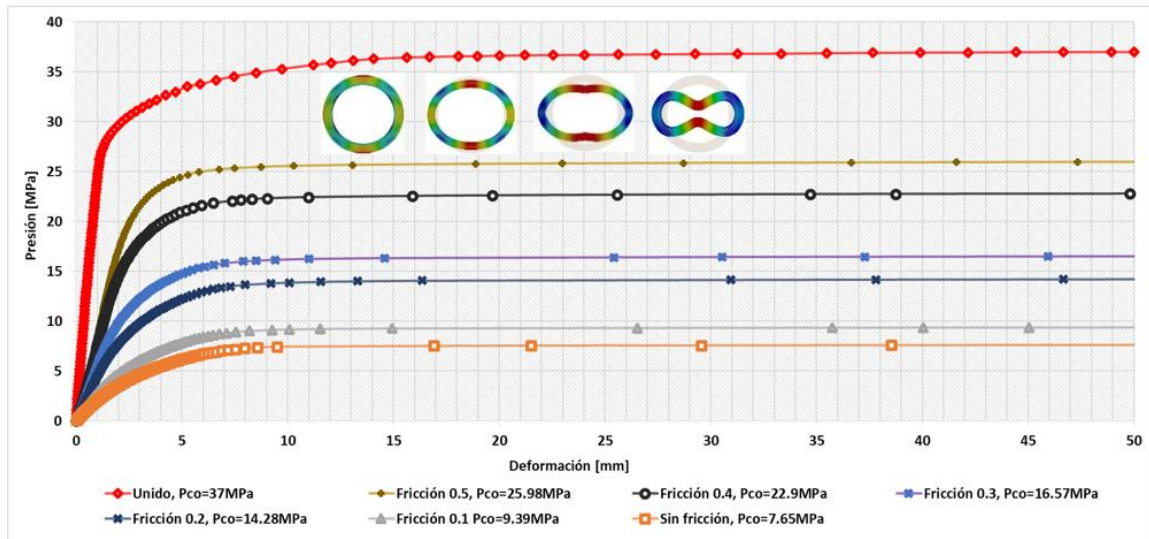


Figura IV.26.- Presión de colapso en función de la fricción (modelo VI, cemento)

Con un aumento considerable del espesor anular se obtiene una disminución en la rigidez del ducto compuesto. De acuerdo a los resultados obtenidos los modelos III, V y VI no cumplen con los requisitos indispensables para su operación en aguas ultraprofundas. Sin embargo los modelos I, II y IV muestran resultados muy interesantes en su presión de colapso, mayor de 30MPa para cada modelo de fricción, presentando un alto potencial para ser implementados en aguas ultraprofundas.

Los ductos pierden una significativa resistencia mecánica cuando no están totalmente unidos. Con los resultados obtenidos en esta investigación, se ha identificado que el aumento del área anular, tanto para el caso de polipropileno como para el cemento, está relacionada con la pérdida de resistencia mecánica (tabla IV.6). Con el aumento del espesor de los ductos internos y externos tiende a mejorar considerablemente la capacidad de pandeo, lo cual pudiera ser una medida efectiva para el buen

funcionamiento del ducto compuesto, coincidiendo también estos resultados con la literatura, (Hashemian, 2014).

Tabla IV. 6.- Pérdida de resistencia del ducto compuesto

| Modelo | Área del material anular | Pérdida de resistencia |
|--------|--------------------------|------------------------|
| I | 20% | 29% |
| II | 33% | 38% |
| III | 67% | 73% |
| IV | 20% | 38% |
| V | 33% | 46% |
| VI | 67% | 81% |

En las figuras IV.27 y IV.28 se muestra para los modelos I, II y III de ductos compuestos (polipropileno y cemento respectivamente) el comportamiento de la presión de colapso en función de la variación de la fricción y la imperfección del 3% de imperfección. Los resultados se obtuvieron para diferentes coeficientes de fricción hasta llegar a la condición donde el ducto está unido, representando un coeficiente de fricción que tiende a infinito. A medida que aumenta el coeficiente de fricción se produce un aumento considerable de la presión de colapso.



Figura IV.27.- Modelos en función de la fricción (polipropileno)

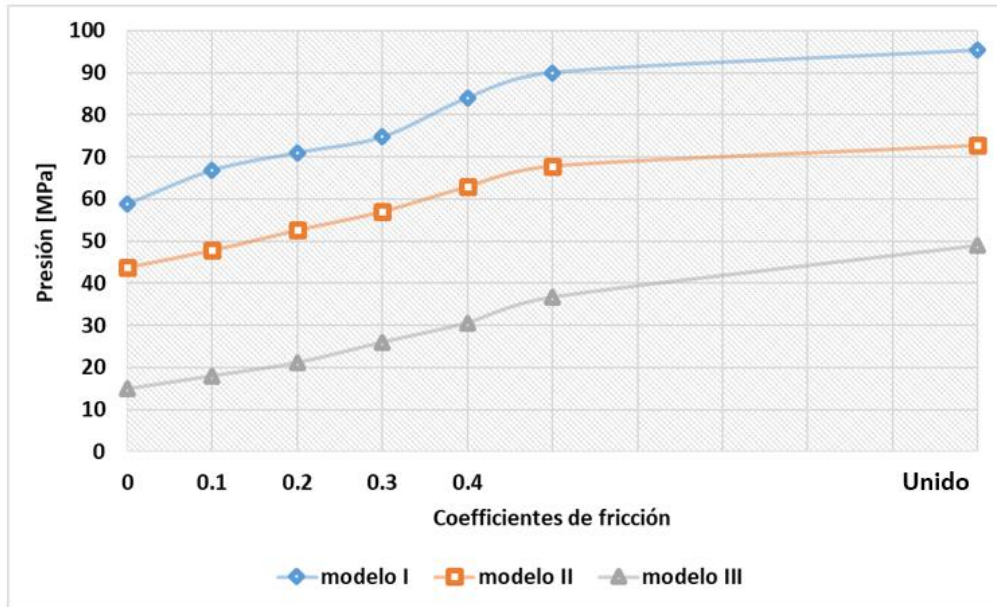


Figura IV.28.- Modelos en función de la fricción (cemento)

Se observa una gran dependencia de la presión de colapso con el coeficiente de fricción también para los modelos IV, V y VI (figuras IV.29 y IV.30), del ducto compuesto (polipropileno y cemento respectivamente), ya que este ayuda a un mejor funcionamiento del ducto y a soportar presiones existentes en aguas ultraprofundas.

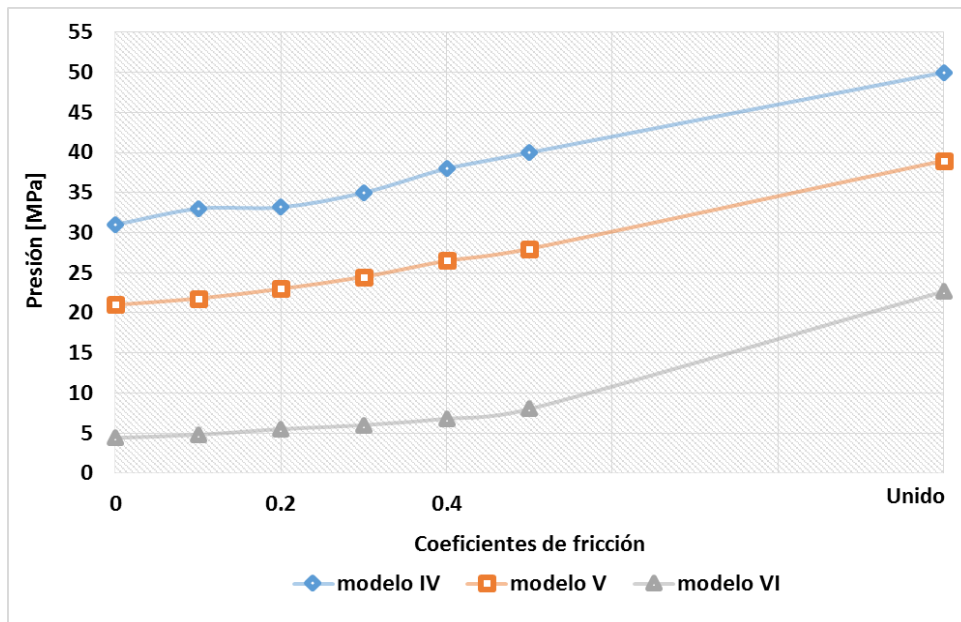


Figura IV.29.- Modelos en función de la fricción (polipropileno)

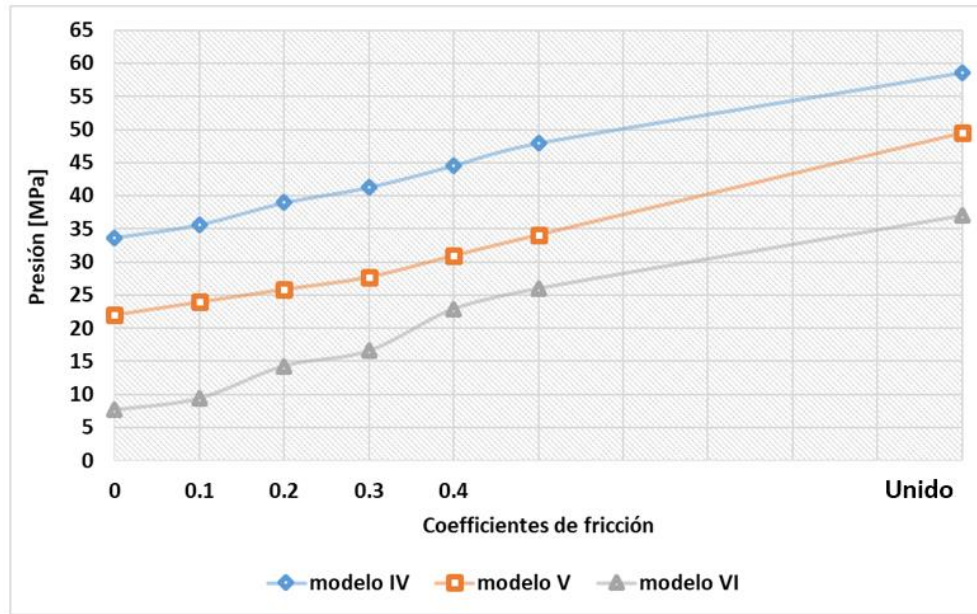


Figura IV.30.- Modelos en función de la fricción (cemento)

El ducto compuesto con material anular de cemento presentó mejores presiones de colapso para todos los modelos estudiados con respecto al ducto compuesto con material anular de polipropileno (Estefen *et al.*, 2005; Chen *et al.*, 2013).

En las tablas (IV.7 - IV.18) se muestran los resultados de la presión de colapso para cada modelo de ducto compuesto propuesto analizado en este trabajo, considerando variaciones en los espesores y diámetros, así como diferentes coeficientes de fricción y de imperfección. En las tablas (IV.7 - IV.12) se presentan los resultados numéricos obtenidos para los ductos compuestos con material anular de polipropileno

Tabla IV. 7.- Presión de colapso para el modelo I

| Modelo I (material anular polipropileno) | | | | | | | |
|--|--------------------------|-----|-----|------|-----|-----|-------|
| Imperfección | Coeficientes de fricción | | | | | | |
| | Sin fricción | 0.1 | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | Unido |
| 0.5 | 102 | 105 | 110 | 112 | 114 | 117 | 120 |
| 1 | 87 | 92 | 95 | 100 | 104 | 107 | 110 |
| 2 | 62 | 65 | 68 | 72.5 | 76 | 81 | 85 |
| 3 | 53 | 55 | 58 | 61.7 | 65 | 70 | 75 |

Tabla IV. 8.- Presión de colapso para el modelo II

| Modelo II (material anular polipropileno) | | | | | | | | |
|---|--------------------------|-----|-----|-----|------|------|-------|-------------------|
| Imperfección | Coeficientes de fricción | | | | | | | P_{co} (MPa) |
| | Sin fricción | 0.1 | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | Unido | |
| 0.5 | 85 | 88 | 91 | 93 | 95 | 96 | 97 | |
| 1 | 58 | 66 | 70 | 74 | 80 | 82.2 | 84 | |
| 2 | 43 | 47 | 50 | 54 | 56 | 60 | 65 | |
| 3 | 36 | 39 | 42 | 45 | 48.3 | 51 | 58 | |

Tabla IV. 9.- Presión de colapso para el modelo III

| Modelo III (material anular polipropileno) | | | | | | | | |
|--|--------------------------|------|------|-----|------|-----|-------|-------------------|
| Imperfección | Coeficientes de fricción | | | | | | | P_{co} (MPa) |
| | Sin fricción | 0.1 | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | Unido | |
| 0.5 | 16 | 21 | 31 | 38 | 41 | 43 | 48 | |
| 1 | 12.5 | 15 | 18.5 | 26 | 30 | 33 | 38.2 | |
| 2 | 10 | 11.5 | 12.7 | 15 | 18.6 | 23 | 35 | |
| 3 | 9 | 10 | 11 | 13 | 14.5 | 17 | 33 | |

Tabla IV. 10.- Presión de colapso para el modelo IV

| Modelo IV (material anular polipropileno) | | | | | | | | |
|---|--------------------------|------|-------|-----|------|-----|-------|-------------------|
| Imperfección | Coeficientes de fricción | | | | | | | P_{co} (MPa) |
| | Sin fricción | 0.1 | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | Unido | |
| 0.5 | 73 | 77 | 79 | 82 | 85 | 88 | 90 | |
| 1 | 49 | 52.7 | 55.8 | 58 | 61.4 | 65 | 70 | |
| 2 | 36 | 38 | 40 | 42 | 44 | 46 | 58 | |
| 3 | 31 | 33 | 33.18 | 35 | 38 | 40 | 50 | |

Tabla IV. 11.- Presión de colapso para el modelo V

| Modelo V (material anular polipropileno) | | | | | | | | |
|---|----------------------------------|------------|------------|------------|------------|------------|--------------|---------------------------------|
| Imperfección | Coefficientes de fricción | | | | | | | P_{co} (MPa) |
| | Sin fricción | 0.1 | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | Unido | |
| 0.5 | 51 | 59 | 64 | 66 | 67 | 69 | 70 | |
| 1 | 34 | 38 | 41 | 44 | 48 | 52 | 58 | |
| 2 | 24.5 | 26.8 | 28.5 | 30.5 | 32.7 | 34.8 | 45 | |
| 3 | 21 | 21.8 | 23 | 24.5 | 26.5 | 28 | 39 | |

Tabla IV. 12.- Presión de colapso para el modelo VI

| Modelo VI (material anular polipropileno) | | | | | | | | |
|--|----------------------------------|------------|------------|------------|------------|------------|--------------|---------------------------------|
| Imperfección | Coefficientes de fricción | | | | | | | P_{co} (MPa) |
| | Sin fricción | 0.1 | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | Unido | |
| 0.5 | 10.8 | 21 | 24 | 28 | 32 | 35 | 44 | |
| 1 | 8.4 | 9.8 | 13.8 | 17.5 | 21.6 | 25.8 | 34 | |
| 2 | 7 | 7.6 | 8.5 | 9.7 | 11.1 | 12.4 | 27 | |
| 3 | 4.4 | 4.8 | 5.5 | 6 | 6.8 | 8 | 22.68 | |

Para el caso de los modelos con material anular de cemento se muestran los resultados de la presión de colapso en las tablas (IV.13 - IV.18).

Tabla IV. 13.- Presión de colapso para el modelo I

| Modelo I (material anular cemento) | | | | | | | | |
|---|----------------------------------|------------|------------|------------|------------|------------|--------------|---------------------------------|
| Imperfección | Coefficientes de fricción | | | | | | | P_{co} (MPa) |
| | Sin fricción | 0.1 | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | Unido | |
| 0.5 | 105 | 108 | 113 | 120 | 126.47 | 130 | 135 | |
| 1 | 94.52 | 94.85 | 98.5 | 110.21 | 113.8 | 116.91 | 133 | |
| 2 | 65.29 | 74.41 | 78 | 79.2 | 88.11 | 94.5 | 114.59 | |
| 3 | 58.82 | 66.89 | 71.06 | 74.99 | 84 | 90 | 95.23 | |

Tabla IV. 14.- Presión de colapso para el modelo II

| Modelo II (material anular cemento) | | | | | | | | |
|--|----------------------------------|------------|------------|------------|------------|------------|--------------|---------------------------------|
| Imperfección | Coefficientes de fricción | | | | | | | P_{co} (MPa) |
| | Sin fricción | 0.1 | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | Unido | |
| 0.5 | 87 | 89.4 | 92.56 | 95.1 | 98.33 | 101 | 103.74 | |
| 1 | 61.45 | 69.3 | 73.78 | 77.8 | 89.34 | 91.69 | 96.03 | |
| 2 | 47.89 | 58.91 | 61.31 | 65.94 | 68 | 77.32 | 85.49 | |
| 3 | 43.81 | 47.86 | 52.63 | 57.04 | 62.92 | 67.8 | 72.71 | |

Tabla IV. 15.- Presión de colapso para el modelo III

| Modelo III (material anular cemento) | | | | | | | | |
|---|----------------------------------|------------|------------|------------|------------|------------|--------------|---------------------------------|
| Imperfección | Coefficientes de fricción | | | | | | | P_{co} (MPa) |
| | Sin fricción | 0.1 | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | Unido | |
| 0.5 | 31.55 | 44.84 | 50.43 | 54.93 | 57.43 | 60.03 | 69 | |
| 1 | 20.82 | 27.57 | 39.29 | 44.55 | 47.97 | 50.36 | 60 | |
| 2 | 16.56 | 19.96 | 23.95 | 32.15 | 39.88 | 43.04 | 55 | |
| 3 | 14.85 | 17.95 | 21.11 | 25.97 | 30.57 | 36.67 | 49 | |

Tabla IV. 16.- Presión de colapso para el modelo IV

| Modelo IV (material anular cemento) | | | | | | | | |
|--|----------------------------------|------------|------------|------------|------------|------------|--------------|---------------------------------|
| Imperfección | Coefficientes de fricción | | | | | | | P_{co} (MPa) |
| | Sin fricción | 0.1 | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | Unido | |
| 0.5 | 75 | 79 | 81.58 | 84.56 | 87.52 | 90.89 | 96.22 | |
| 1 | 50.96 | 55.95 | 60.64 | 65.17 | 72.18 | 75.8 | 86.77 | |
| 2 | 38.9 | 41.95 | 45 | 48.23 | 53.8 | 57.1 | 72.5 | |
| 3 | 33.66 | 35.64 | 38.95 | 41.26 | 44.55 | 47.95 | 58.62 | |

Tabla IV. 17.- Presión de colapso para el modelo V

| Modelo V (material anular cemento) | | | | | | | | |
|------------------------------------|--------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|--------------------------|
| Imperfección | Coeficientes de fricción | | | | | | | P _{co} (MPa) |
| | Sin fricción | 0.1 | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | Unido | |
| 0.5 | 55.34 | 60.64 | 65.94 | 67.32 | 71.95 | 75.94 | 79.92 | |
| 1 | 35.3 | 40.25 | 44.55 | 50 | 57.54 | 62.29 | 69.3 | |
| 2 | 25.6 | 28.45 | 31.43 | 34.2 | 39 | 43.79 | 59 | |
| 3 | 22 | 23.95 | 25.87 | 27.72 | 30.98 | 34.11 | 49.5 | |

Tabla IV. 18.- Presión de colapso para el modelo VI

| Modelo VI (material anular cemento) | | | | | | | | |
|-------------------------------------|--------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|--------------------------|
| Imperfección | Coeficientes de fricción | | | | | | | P _{co} (MPa) |
| | Sin fricción | 0.1 | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | Unido | |
| 0.5 | 26.73 | 29 | 33.66 | 36 | 40 | 41.1 | 54.59 | |
| 1 | 18.47 | 23.53 | 27 | 32 | 34.6 | 36.22 | 44.47 | |
| 2 | 9.5 | 12.18 | 16.3 | 19.2 | 24.75 | 29.2 | 40 | |
| 3 | 7.65 | 9.39 | 14.28 | 16.57 | 22.9 | 25.98 | 37 | |

Se puede detallar para cada imperfección y diferentes coeficientes de fricción que los ductos con cemento presentan mayor capacidad de pandeo que los ductos con polipropileno, lo cual ha sido reportado en la literatura (Estefen *et al.*, 2005; Chen *et al.*, 2013) aunque con resultados más limitados que en esta investigación.

Se observa una estrecha relación entre el coeficiente de fricción y la presión de colapso para cada ducto analizado (polipropileno y cemento), obteniéndose resultados favorables de la presión de colapso con el aumento de la fricción. Sin embargo con el aumento de la imperfección disminuye considerablemente la presión de colapso, lo cual es razonable producto que disminuye la rigidez del ducto.

IV.9.- Resultados del perfil de temperatura

Se analizó el efecto de la temperatura para cada ducto compuesto propuesto. En la figura IV.31 se muestra el perfil de temperatura obtenido para cada modelo con material anular de polipropileno.

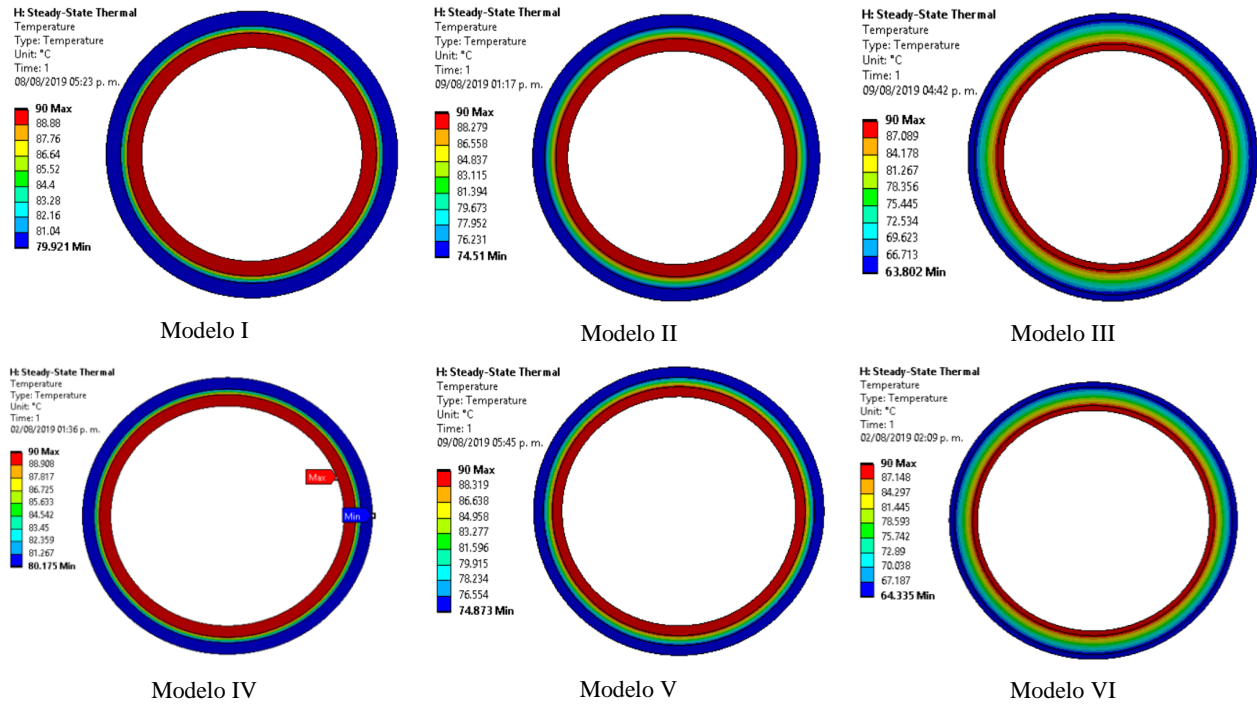


Figura IV.31.- Perfil de temperatura (Ductos compuestos con PP)

Los resultados muestran que la temperatura disminuye (del ducto interno al ducto externo) en mayor medida con el aumento del espesor anular (Castello y Estefen 2008; Souza et al., 2007). En la figura IV.32 se muestra el perfil de temperatura obtenido para cada modelo con material anular de cemento.

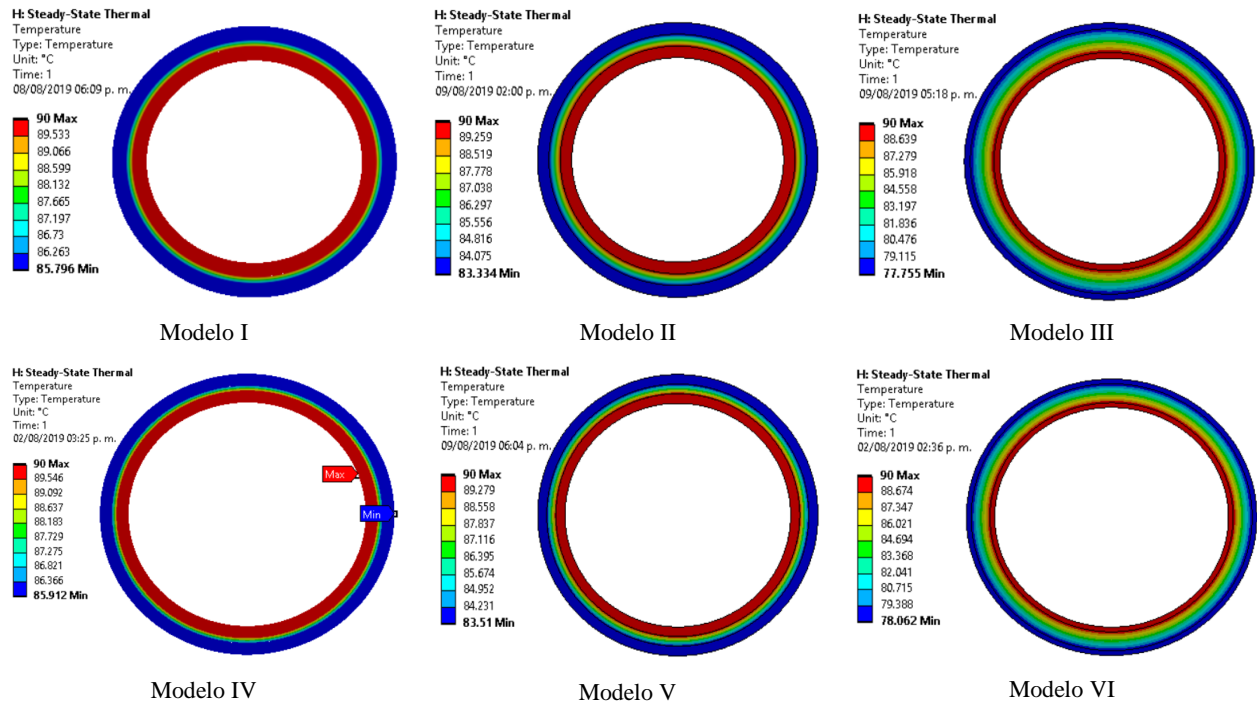


Figura IV.32.- Perfil de temperatura (Ductos compuestos con cemento)

Se obtuvo que para los ductos compuestos con material anular de polipropileno disminuye más la temperatura en el ducto externo que para el caso del ducto compuesto con cemento, resultando ser el polipropileno más vulnerable al efecto térmico (Souza et al., 2007).

IV.10.- Comparación de la presión de colapso con y sin influencia de la temperatura

En las figuras IV.33-IV.38 se muestra una comparación de los resultados de la presión de colapso con y sin influencia del gradiente térmico para cada modelo de ducto compuesto (polipropileno y cemento respectivamente), para una imperfección del 3% y totalmente unido.

Desde el primer modelo analizado se hacen notable algunas diferencias en el comportamiento de la presión. La figura IV.33 muestra el comportamiento de la presión de colapso para el modelo I (polipropileno y cemento respectivamente).

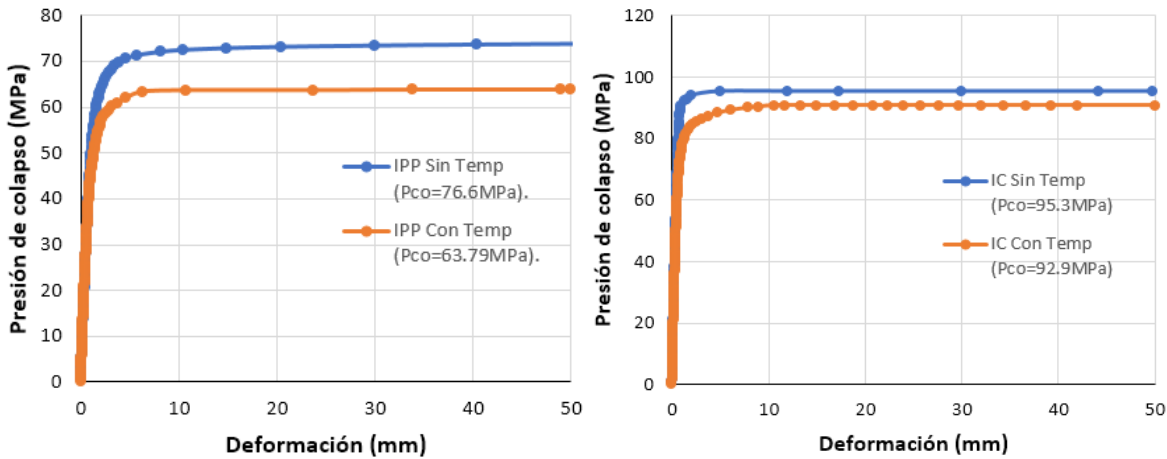


Figura IV.33.- Presión de colapso con y sin efecto de la temperatura, modelo I (PP y Cemento)

Se obtiene que el gradiente térmico ejerce un efecto perjudicial sobre la resistencia del ducto compuesto, haciéndose más significativa la disminución de la presión de colapso en el ducto con material anular de polipropileno (Souza et al., 2007).

La figura IV.34 muestra el comportamiento de la presión de colapso para el modelo II (polipropileno y cemento respectivamente). Este modelo presenta un aumento del espesor anular con respecto al modelo I, pero mantiene un comportamiento muy similar.

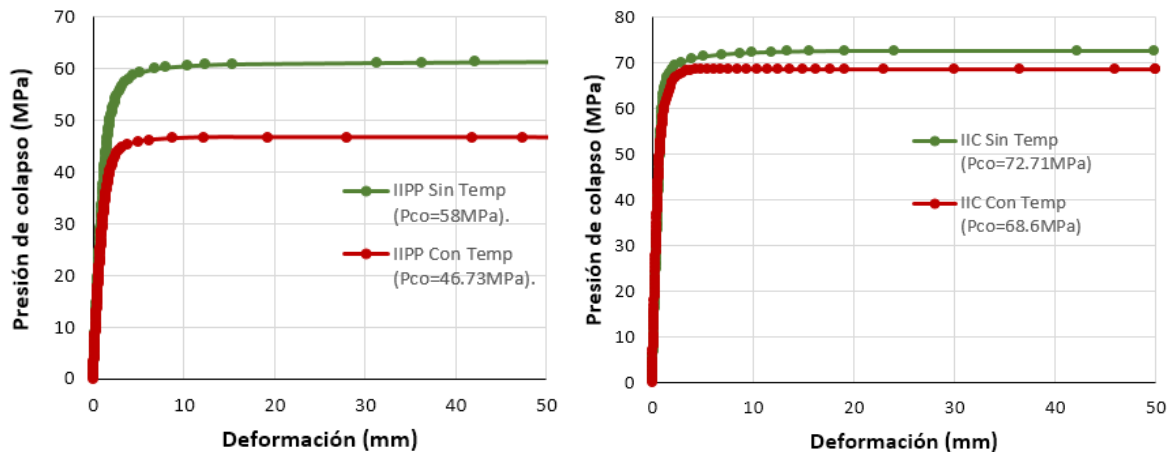


Figura IV.34.- Presión de colapso con y sin efecto de la temperatura, modelo II (PP y Cemento)

Para el modelo III (figura IV.35), ya se presenta un aumento más significativo del espesor anular y con ello, una disminución en menor medida de la presión de colapso para el caso del ducto compuesto con polipropileno, lográndose explicar de esta forma el papel que juega el material anular como aislamiento térmico. El ducto compuesto con material anular de cemento también ofrece cambios en el comportamiento de su presión de colapso aunque no de manera significativa.

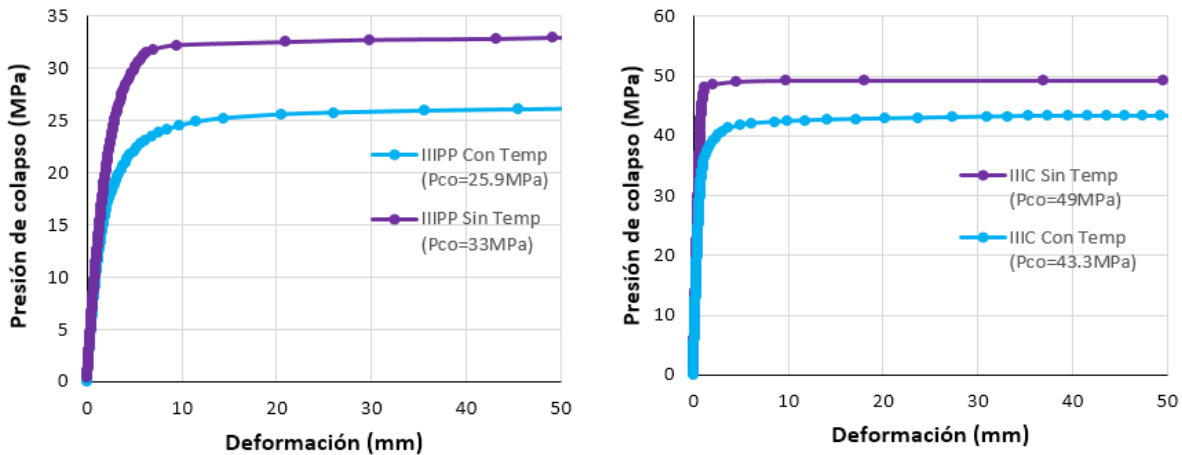


Figura IV.35.- Presión de colapso con y sin efecto de la temperatura, modelo III (PP y Cemento)

Los modelos IV, V y VI presentan un aumento del diámetro del ducto interno y externo, en comparación con los modelos anteriores analizados. Esto se hace con el objetivo de conocer el comportamiento de diferentes modelos de ductos compuestos (variaciones de espesor y diámetros), ante los diferentes factores a que puede estar expuesto durante su funcionamiento en aguas profundas, tales como altas presiones y altas temperaturas. En la figura IV.36 se muestra el comportamiento de la presión para el modelo IV, manteniéndose una mayor disminución de la presión de colapso en el ducto compuesto con material anular de polipropileno ante el gradiente térmico.

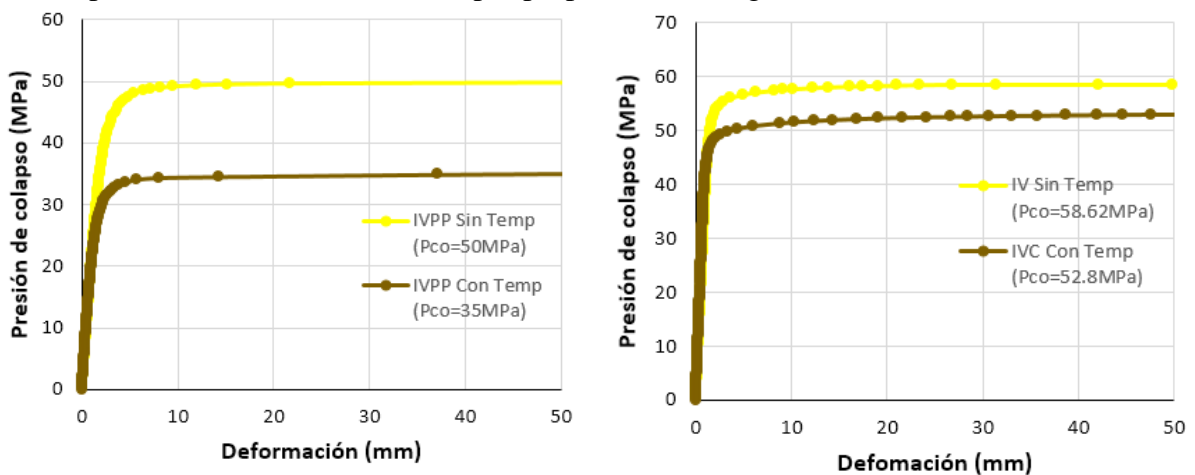


Figura IV.36.- Presión de colapso con y sin efecto de la temperatura, modelo IV (PP y Cemento)

En la figura IV.37 se muestran los resultados para el modelo V, donde al igual que en el modelo II se introduce un aumento del espesor anular del ducto compuesto.

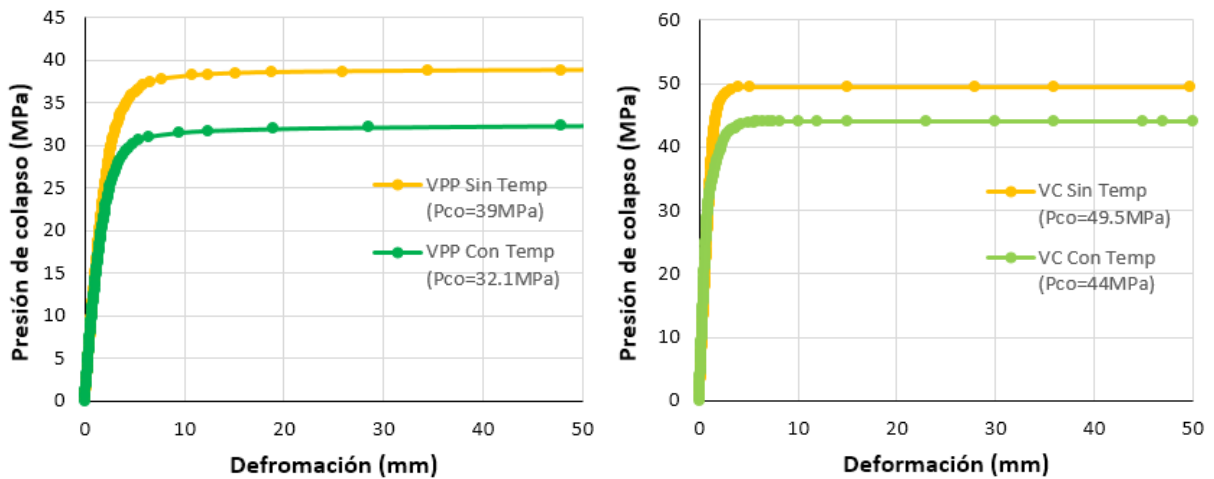


Figura IV.37.- Presión de colapso con y sin efecto de la temperatura, modelo V (PP y Cemento)

El comportamiento del ducto compuesto (modelo VI) se muestra en la figura IV.38.

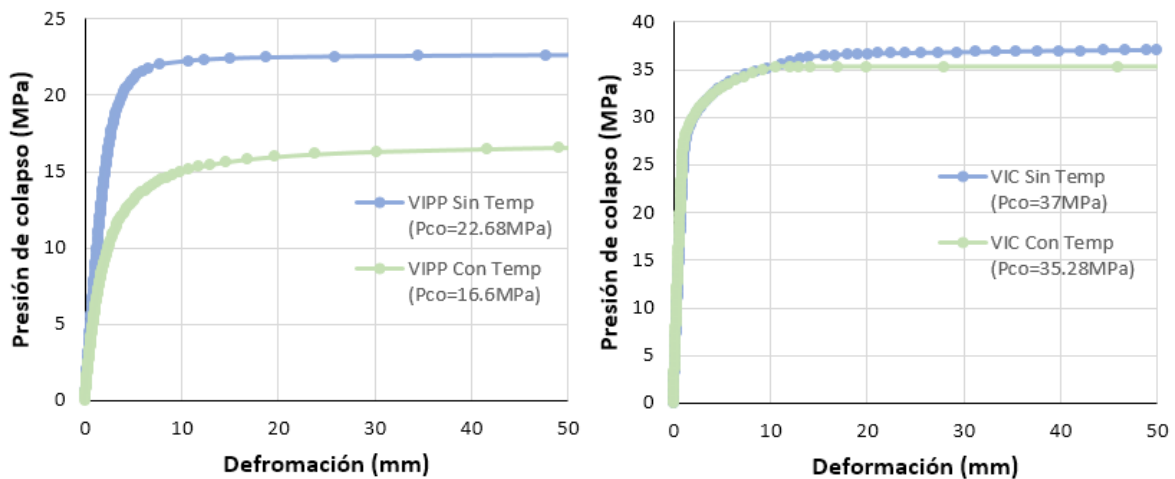


Figura IV.38.- Presión de colapso con y sin efecto de la temperatura, modelo VI (PP y Cemento)

De acuerdo a los resultados obtenidos, los ductos compuestos con material anular de cemento presentan mayor presión de colapso y a su vez mayor rigidez que los ductos con polipropileno, puesto que este último material anular es menos resistente al gradiente térmico que el cemento (Castello y Estefen 2008).

Se pudo comparar y observar la diferencia en el comportamiento de la presión de colapso (Tablas IV.19 y IV.20). El gradiente térmico genera una disminución en la presión de colapso en los ductos compuestos analizados, obteniéndose con esto vulnerabilidad en su resistencia (Souza et al. 2007). En la tabla IV.19 se muestran los resultados de la presión de colapso de los ductos compuestos con material anular de polipropileno, con y sin efecto de la temperatura.

Tabla IV. 19.- Comparación de la presión de colapso del ducto compuesto con polipropileno

| Presión de colapso (MPa) – Ductos compuestos con polipropileno | | |
|---|-----------------|-----------------|
| Modelos | Sin Temperatura | Con Temperatura |
| I | 76.6 | 63.79 |
| II | 58 | 46.73 |
| III | 33 | 25.9 |
| IV | 50 | 35 |
| V | 39 | 32.1 |
| VI | 22.68 | 16.6 |

En la tabla IV. 20 se muestra la comparación de los resultados de la presión de colapso para los ductos compuestos con material anular de cemento, lográndose con este material anular una menor caída de la presión de colapso, tanto para un material anular delgado como para un mayor espesor. Se obtuvo además con este estudio que para los ductos con mayor espesor anular la temperatura influyó en menor proporción en los resultados de presión de colapso, lográndose probablemente con este tipo de ducto compuesto el aseguramiento del flujo, producto de los beneficios que ofrece el aislamiento térmico.

Tabla IV. 20.- Comparación de la presión de colapso del ducto compuesto con cemento

| Presión de colapso (MPa) – Ductos compuestos con cemento | | |
|---|-----------------|-----------------|
| Modelos | Sin Temperatura | Con Temperatura |
| I | 95.3 | 92.9 |
| II | 72.71 | 68.6 |
| III | 49 | 43.3 |
| IV | 58.62 | 52.8 |
| V | 49.5 | 44 |
| VI | 37 | 35.28 |

Sin embargo, a pesar del efecto de la temperatura en la disminución de la presión de colapso, los ductos compuestos brindan mejor rendimiento que los ductos simples ante las diferentes condiciones a la que se encuentran expuestos en aguas profundas (Souza et al. 2007).

IV.11.- Referencias

- Arjomandi, K., and Taheri, F. (2011). "Stability and post-buckling response of sandwich pipes under hydrostatic external pressure." *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, volume 88(4), pp. 138-148.
- Castello, X. y Estefen, S. (2008). Sandwich Pipes for Ultra Deepwater Applications. *Offshore Technology Conference*, USA.
- Chen, A., Menglan, D., Toledo, F y Estefen, S. (2013). Collapse of sandwich pipes with PVA fiber reinforced cementitious composites core under external pressure. *Ocean Engineering*, volume 82, pp.1–13.
- Estefen, S., Netto, T y Pasqualino, I. (2005). Strength analyses of sandwich pipes for ultra deepwaters. *Journal of Applied Mechanics-Transactions of the ASME*, volume 72(4), pp. 599–608.
- Hashemian, R (2014). Buckling analysis of sandwich pipes under external pressure. (Tesis de Doctorado), University of Ottawa, Canadá.
- Muñoz, L. (2013). Análise global de duto sanduíche na configuração de riser híbrido. (*Tesis de ingeniero*), Brasil.
- Offshore standard, (2013). DNV-OS-F101, Submarine Pipeline Systems.
- Souza, A.R., Netto, T.A. and Pasqualino, I.P. (2007), Materials selection for Sandwich Pipes under the combined effect of pressure, bending and temperature. 26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Proceedings of OMAE'07. San Diego, California, USA.

CONCLUSIONES

- ❖ Se obtuvo el modelo en 2-D del ducto compuesto, para el material anular de polipropileno y el de cemento, bajo un enfoque de deformación plana lo suficientemente confiable para predecir las presiones de colapso.
- ❖ Se logró la validación de la metodología a través del modelo experimental propuesto por la literatura, de forma numérica y de la comparación de los resultados numéricos y analíticos de un ducto simple propuesto.
- ❖ Se obtuvieron las presiones críticas tanto numéricas (139.31MPa) como analíticas (140MPa) de los ductos compuestos.
- ❖ Se obtuvieron numéricamente las presiones de colapso, las cuales disminuyen considerablemente con el aumento de la imperfección, estableciéndose una estrecha relación entre las imperfecciones y la disminución de la presión de colapso.
- ❖ Con el aumento de la fricción se obtuvieron resultados favorables de la presión de colapso, lográndose con esto un mejor funcionamiento del ducto compuesto.
- ❖ El gradiente térmico afectó la rigidez del sistema (disminución de la presión de colapso), haciéndose más notable en los ductos con material anular de polipropileno, siendo éste menos resistente al efecto de la temperatura que el cemento.
- ❖ Las mayores presiones de colapso se encontraron en los modelos I, II y IV, del ducto compuesto con material anular de cemento para el 3% de imperfección, con valores de 92.9MPa, 68.6MPa y 52.8MPa respectivamente, mostrando este material anular mayor capacidad para soportar el pandeo.
- ❖ Los modelos I, II y IV tanto de cemento como polipropileno muestran presiones de colapso mayores a 30 MPa para cada modelo de fricción y de imperfección, presentando un alto potencial para ser implementados en aguas profundas y ultraprofundas.

TRABAJOS FUTUROS

- Realizar pruebas experimentales de los ductos compuestos con las dimensiones propuestas y comparar con los resultados numéricos obtenidos en esta investigación.
- Proponer una ecuación empírica para el cálculo de la presión de colapso en ductos compuestos.
- Realizar simulaciones para un análisis acoplado térmico estructural en estado transitorio para estudiar el comportamiento del ducto en el instante en el que se da el choque térmico.
- Realizar simulaciones de colapso local en donde la imperfección sea producto de una deformación debida a un impacto.
- Realizar simulaciones de pandeo general.

ANEXOS



CERTIFICADO

GRUPO SSC

otorga el presente certificado a:

DAYVIS FERNÁNDEZ VALDÉS

Por haber completado el curso de capacitación

ANSYS MECHANICAL LINEAR AND NON LINEAR DYNAMICS

El 11 al 12 de Septiembre de 2019 con una duración de 16 horas

Impartido en las instalaciones de GRUPO SSC.

CORPORATIVO GRUPO SSC, SAN MIGUEL DE ALLENDE, GTO.

12 DE SEPTIEMBRE, 2019

DR- en C. ARTURO OCAMPO RAMIREZ
Instructor

www.grupossc.com





REVISTA CIENCIAS TÉCNICAS AGROPECUARIAS

El director

Formato papel: ISSN 1010-2760. Versión en soporte electrónico: ISSN 2071-0054

CONSTANCIA

A QUIEN CORRESPONDA

Asunto: Autoría de artículo.

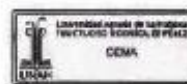
Por la presente se hace constar que los profesores e investigadores: MSc. Dayvis Fernández-Valdés, Dr. Alberto Omar Vázquez-Hernández, Dr. José Angel Ortega-Herrera, MSc. Minelkis Machado-Molina, Dr. Arturo Ocampo-Ramírez, son autores del artículo aceptado para publicar en la *Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias*, titulado: "Influence of temperature in sandwich pipes subjected to high pressures", el que saldrá publicado en el Vol. 29(1): enero-febrero-marzo, 2020.



La Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias (RCTA) está inscrita con el código 0483107 en el Sistema de Certificación de Publicaciones Seriadas Científico-Tecnológicas del Ministerio de Ciencia Tecnología y Medio Ambiente (CITMA) de la República de Cuba.

A continuaciones algunos de los repertorios y directorios internacionales donde es procesada: •SciELO •SciELO Citation Index of the Web of Science •EBSCO Information Services (USA) •THOMSON GALE (Gale Group) (USA) •CISTI (Canadá) •LATINDEX •PERIODICA (México) •ACTUALIDAD IBEROAMERICANA (Chile) •CUBACIENCIAS •REDALYC •CAB ABSTRACTS (UK) •DOAJ •ULRICH'S •INFOTRAC CUSTOM •ACADEMIC ONE FILE •DRJI Indexed Journal •COLCIENCIAS •Journal Search -IP & Science- THOMSON REUTHERS (Academic Search Premier; Fuente Académica, Fuente Académica Premier-See more at: <http://miar.ub.edu/issn/10102760#sthash.7cREp8MI.dpuf>).

Me coloco a su disposición para otras informaciones que sean necesarias y extendiendo la presente para los fines que a los mismos convengan, en San José de las Lajas, Mayabeque, Cuba, el quince de octubre del año dos mil diecinueve.


PEDRO P. PANEQUE RONDÓN
DIRECTOR DE LA REVISTA
CIENCIAS TÉCNICAS AGROPECUARIAS



P-: Carretera de Tapaste y Autopista Nacional San José de las Lajas, Mayabeque, Cuba
☎: at work (53) (47) 86-4346 E-: paneque@unah.edu.cu rcta@unah.edu.cu
ppaneque@yahoo.com panequerondon1940@gmail.com editorrevista@iagricu
URL: <http://revistas.unah.edu.cu/index.php/rcta>

