

MODELADO COMPUTACIONAL DE LA RESPUESTA ESTRUCTURAL DE TUBERÍAS COMPUESTAS. APLICACIONES A DUCTOS SUBMARINOS.

Santiago J. Grittini[†] y Rita G. Toscano[†]

[†] Centro de Investigación Industrial (CINI), FUDETEC
Av. Córdoba 320, 1054, Buenos Aires, Argentina
e-mail: sidgrs@siderca.com , sidrto@siderca.com, web page: <http://www.fudetec.com>

Key words: Tuberías submarinas, Aguas profundas, Tubo compuesto, Aislación térmica, Polímeros.

Abstract. *Modelamos, utilizando el Método de Elementos Finitos, la respuesta estructural de tuberías submarinas compuestas (tubo exterior - material aislante – tubo interior) y simples sometidas a diversos estados de carga. Comparamos las presiones de colapso y propagación del colapso determinadas utilizando modelos de tuberías compuestas con aquellas determinadas utilizando modelos de tuberías simples. Los modelos de tuberías simples (aquellos que no tienen en cuenta la interacción entre el tubo exterior, el material aislante y el tubo interior) son los comúnmente utilizados en la práctica ingenieril para el diseño de tuberías compuestas. Adoptamos el Polipropileno Isotáctico como material de relleno.*

1 INTRODUCCIÓN

En los conductos submarinos que transportan hidrocarburos a grandes profundidades, es necesario aplicar sobre las tuberías de acero aislantes térmicos a efectos de evitar el enfriamiento excesivo de los hidrocarburos, que traería aparejado problemas por aumento de su viscosidad y por la formación de depósitos sólidos. Estos aislantes presentan el problema de que cuando aumenta su capacidad de resistir las altas presiones existentes en el lecho marino, aumenta también su conductividad térmica. A medida que se van explotando reservas ubicadas en aguas cada vez más profundas, la presión hidrostática exterior a la que es sometido el aislante del tubo simple es cada vez mayor. La única forma de que el aislante soporte dicha presión exterior es haciendo que su estructura sea cada vez menos porosa, lo que se traduce en un aumento de su conductividad térmica. Por lo tanto se debe buscar una solución de compromiso entre la capacidad de aislación del mismo y su resistencia estructural.

Una solución desarrollada en los últimos años para evitar este problema es el de las tuberías submarinas compuestas (“Pipe-in-pipe”), que consiste en dos tubos metálicos concéntricos cuyo espacio anular se rellena con un material aislante o una combinación de distintos tipos de estos. También se puede considerar vacío en el espacio interanular.

En publicaciones previas^{1,2,3} presentamos modelos de elementos finitos desarrollados para estudiar el comportamiento a colapso y post-colapso de tuberías simples con presión exterior y flexión. Estos modelos fueron utilizados para analizar el efecto de diversas imperfecciones en el valor de la presión de colapso y de la presión de propagación de tubos de acero. Estos modelos fueron validados comparando los resultados numéricos con los experimentales, obtenidos con tests desarrollados en C-FER (Edmonton, Canada). El acuerdo entre las predicciones de los modelos de elementos finitos y los resultados de laboratorio fue excelente, por lo que estos modelos pueden ser utilizados como una herramienta confiable para analizar el comportamiento a colapso y post-colapso de las tuberías en aguas profundas.

El objetivo del presente trabajo es modelar, utilizando el Método de Elementos Finitos, la respuesta estructural de pre y post-colapso de tuberías submarinas compuestas sometidas a diversos estados de carga. También comparamos las presiones de colapso y propagación del colapso determinadas utilizando modelos de tuberías compuestas con aquellas determinadas utilizando modelos de tuberías simples. Los modelos de tuberías simples (aquellos que no tienen en cuenta la interacción entre el tubo exterior, el material aislante y el tubo interior) son los modelos comúnmente utilizados en la práctica ingenieril para el diseño de dichas tuberías.

En la Sección 2 de este trabajo describimos las principales características de los modelos utilizados en los distintos análisis; modelos que fueron validados comparando los resultados obtenidos con resultados de la literatura. En la Sección 3, 4 y 5 incluimos, respectivamente, análisis a colapso de tubos compuestos infinitamente largos sometidos a presión exterior, análisis a colapso de tubos de longitud finita bajo estados combinados de carga y análisis a post-colapso de tubos compuestos, considerando vacío como aislante, bajo presión exterior solamente.

Como resultado del análisis hemos comprobado que cuando consideramos la capacidad

estructural del material aislante, la presión de colapso que predecimos numéricamente es superior a la que predecimos considerando modelos de tuberías simples. También hemos visto que al considerar vacío en el espacio anular, la presión de propagación del colapso obtenida considerando modelos de tuberías compuestas es marcadamente superior a la presión de propagación obtenida considerando modelos de tuberías simples. Además observamos diferentes mecanismos de propagación del colapso; el espacio anular y la relación entre espesores t_i/t_e (entre otras variables) gobiernan el mecanismo de propagación a desarrollarse.

2 EL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS

Para el análisis numérico de los diferentes casos desarrollados usamos el programa de Elementos finitos ADINA⁴.

Utilizamos la Formulación Total de Lagrange⁵. Desarrollamos dos modelos de elementos finitos, el primero es un modelo simplificado que representa un tubo de longitud infinita, donde la evolución de la sección transversal no depende de la coordenada axial, y un segundo modelo que representa un tubo de longitud finita. Utilizamos el elemento de cáscara MITC4^{6,7,8,9,10} ("*Mixed Interpolation of Tensorial Components*") para modelar los tubos (interior y exterior) y elementos sólidos tridimensionales^{4,5,11} (interpolación mixta, 8 nodos de desplazamiento y un nodo de presión) para modelar el anulus.

Los modelos incluyen no linealidades geométricas, grandes desplazamientos y rotaciones pero pequeñas deformaciones, y elementos de contacto^{5,12,13,14}. Estos se utilizan para evitar la interpenetración de las caras internas de los tubos.

Estudios que validan la utilización del elemento MITC4 para modelar el comportamiento de estructuras laminares generales en régimen no-lineal fueron publicados por Dvorkin^{6,7}, Dvorkin y Bathe⁸ y Bathe y Dvorkin^{9,10}. Estudios que validan el uso de elementos MITC4 en la simulación del colapso de tuberías fueron publicados por Toscano, Mantovano y Dvorkin¹, Toscano, Gonzalez y Dvorkin² y Assanelli, Toscano, Johnson y Dvorkin³.

Respecto a los materiales, para modelar los tubos utilizamos un modelo elasto-plástico con condición de fluencia de von Mises y endurecimiento isótropo. Para modelar el aislante, en cambio, usamos un material hiperelástico^{5,15} (Mooney-Rivlin). Adoptamos el polipropileno isotáctico¹⁶ como material de relleno, el cual asumimos como un material casi incompresible con coeficiente de Poisson 0,4999.

Obtenemos la solución de las ecuaciones no lineales de equilibrio utilizando el método de Riks en el espacio Cargas/Desplazamientos^{17,18}.

En todos los casos estudiados el análisis es estático. Para modelar la presión hidrostática usamos cargas seguidoras¹⁹, las cuales se mantienen normales a la superficie del tubo exterior durante el proceso de deformación.

Para simular la adherencia perfecta entre tubos y aislante hacemos compartir a éstos los nodos a lo largo de la interfase. En cambio, para simular la condición de no adherencia entre el material aislante y los tubos, utilizamos elementos de reticulado "*gap elements*"^{4,5}, los cuales tienen asociada una ley constitutiva que es idéntica en compresión a la utilizada para modelar el material constitutivo de los tubos, mientras que tiene rigidez nula a tracción. Estos "*gaps*"

conectan los nodos del material aislante con aquellos nodos pertenecientes a los tubos.

Definimos dos magnitudes características de los tubos, que son consecuencia del proceso de fabricación: ovalidad (Ov.) y excentricidad (ε):

$$Ov = \frac{D_{m\acute{a}x.} - D_{m\acute{i}n.}}{\frac{D_{m\acute{a}x.} + D_{m\acute{i}n.}}{2}} \quad (1)$$

$$\varepsilon = \frac{t_{m\acute{a}x.} - t_{m\acute{i}n.}}{\frac{t_{m\acute{a}x.} + t_{m\acute{i}n.}}{2}} \quad (2)$$

donde $D_{m\acute{a}x.}$ y $D_{m\acute{i}n.}$ representan el diámetro exterior máximo y mínimo respectivamente. En la ecuación (2) $t_{m\acute{a}x.}$ y $t_{m\acute{i}n.}$ representan el espesor de pared de tubo máximo y mínimo respectivamente.

3 MODELADO DEL COLAPSO DE TUBOS COMPUESTOS INFINITAMENTE LARGOS SOMETIDOS A PRESIÓN EXTERIOR

En este caso modelamos el comportamiento de las tuberías compuestas sometidas solamente a presión exterior.

Comparamos la presión de colapso del tubo exterior con las presiones de colapso obtenidas usando la tubería compuesta bajo dos condiciones extremas:

- Adhesión perfecta entre el aislante y los tubos.
- No-adhesión entre el aislante y los tubos.

Para validar el modelo comparamos algunos de nuestros resultados con los publicados por T.A. Netto¹⁶.

3.1 Modelo Numérico

Modelamos el comportamiento de un tubo compuesto infinitamente largo, es decir, asumimos que los extremos del tubo están lo suficientemente alejados de la zona en estudio. Representamos sólo una feta del tubo, la cual tiene una longitud axial unitaria (Figura 1).

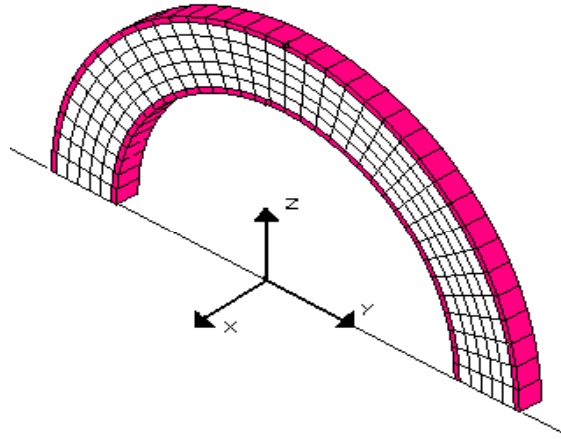


Figura 1. Malla de elementos finitos del modelo.

Aplicamos al modelo la ovalidad y la excentricidad descritas en las ecuaciones (1) y (2) respectivamente. Consideramos ambas uniformes en la dirección axial de los tubos.

La carga aplicada al modelo es presión hidrostática exterior solamente. Debido a la simetría geométrica y de cargas del modelo simulamos únicamente media sección de una feta del tubo (Figura 1).

Las condiciones de borde impuestas a este modelo son las correspondientes a la condición de simetría para los planos XY (coordenada $Z=0$) y plano YZ (coordenada $X=-1$). Respecto al plano YZ con coordenada $X=0$ (cara delantera) sus nodos están obligados a tener igual desplazamiento axial, de forma de mantener la sección plana y paralela a la sección inicial.

Modelamos las dos condiciones extremas de adherencia entre el aislante y los tubos, *Adherencia perfecta (nodos compartidos)* y *No-Adherencia (deslizamiento)*, ya descritas en la Sección 2.

3.2 Resultados

Validación del modelo (tubos de Aluminio).

Estudiamos 4 configuraciones de tubos compuestos de Aluminio. También estudiamos la respuesta a colapso de los tubos exteriores utilizados en los sistemas compuestos. En Tabla 1 resumimos las propiedades y resultados de los casos estudiados así como los publicados por Netto¹⁶ y los obtenidos aplicando el código de la DNV²⁰ para el cálculo de la presión de colapso de un tubo simple (tubo exterior).

probeta		1	2	3	4
tubo interior	Diámetro exterior (mm)	49.64	49.76	49.94	50.03
	Espesor (mm)	1.68	1.62	1.70	1.69
	Ovalidad (%)	0.456	0.186	0.364	0.547
	Excentricidad (%)	4.451	3.887	4.451	4.451
	Módulo de Young (Gpa)	63.35	63.43	63.35	63.35
	Módulo Tangencial (Mpa)	401.90	303.94	401.90	401.90
	Coefficiente de Poisson	0.33	0.33	0.33	0.33
Tensión de Fluencia (Mpa)	186.82	194.37	186.82	186.82	
tubo exterior	Diámetro exterior (mm)	75.40	75.18	62.10	62.39
	Espesor (mm)	1.62	1.61	1.46	1.49
	Ovalidad (%)	0.301	0.255	0.801	0.552
	Excentricidad (%)	5.264	5.590	1.690	2.500
	Módulo de Young (Gpa)	64.91	64.91	63.13	64.98
	Módulo Tangencial (Mpa)	356.93	356.93	433.58	435.62
	Coefficiente de Poisson	0.33	0.33	0.33	0.33
Tensión de Fluencia (Mpa)	206.52	206.52	141.57	160.37	
annulus [iPP]	Espesor (mm)	11.26	11.10	4.62	4.69
	Coefficiente de Poisson	0.4999	0.4999	0.4999	0.4999
Pc [16] (Mpa)	Experimental	37.64	31.14	20.31	17.13
	Adhesión Perfecta (Num.)	39.56	38.27	20.84	22.42
	No-adhesión (Num.)	12.84	12.52	6.32	6.89
Pc [CINI] (Mpa)	Adhesión Perfecta (Num.)	35.39	35.40	20.33	20.99
	No-adhesión (Num.)	11.28	11.09	5.97	6.27
	Tubo exterior solo (Num.)	1.44	1.44	1.55	1.72
Pc [20] (Mpa)	Tubo exterior solo (exce.=0)	1.38	1.40	1.73	1.93

Material de los tubos: Aluminio
 Material del annulus: Polipropileno Isotáctico
 Pc : Presión de Colapso

exce.: Excentricidad
 Num.: Resultado Numérico

Tabla 1. Resumen de los casos validados.

La Figura 2 resume los resultados numéricos obtenidos a partir de nuestro análisis y los reportados por Netto¹⁶. Los resultados numéricos que obtuvimos bajo la hipótesis de adhesión perfecta representan mejor los resultados experimentales¹⁶ que aquellos que obtuvimos considerando no-adhesión.

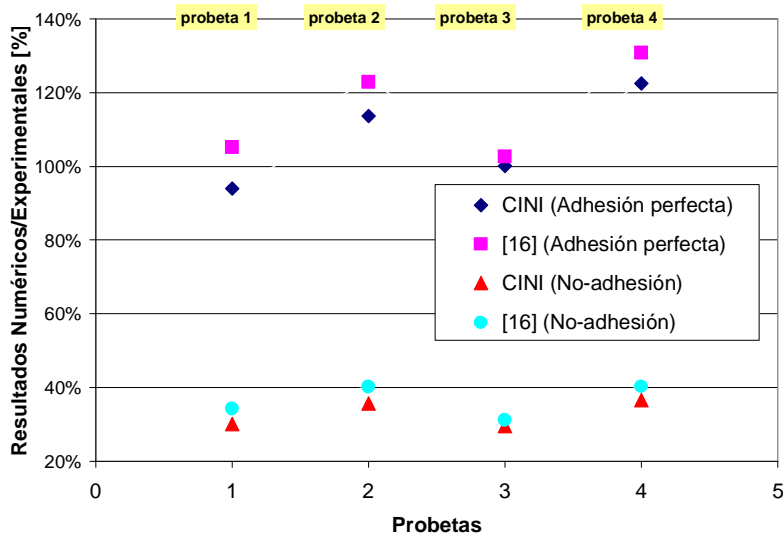


Figura 2. Validación del modelo: Resultados numéricos vs. experimentales.

Estudio paramétrico (tubos de Acero).

Realizamos un estudio paramétrico del comportamiento a colapso de tubos compuestos de acero. Analizamos una serie de casos donde ambos tubos, interior y exterior tienen el mismo espesor y consideramos tres valores de espesor de tubo (6.35, 4.76 y 3.18 mm). Mantenemos el diámetro interno del tubo interior constante e igual a 152.4 mm mientras que consideramos cinco valores del espesor del aislante (6.35, 12.70, 19.05, 25.40 y 31.75 mm). La ovalidad inicial es de 1% y la excentricidad es nula para todos los casos aquí estudiados. La Tabla 2 resume las propiedades físicas del material constitutivo considerado para los tubos. Dichas propiedades son las mismas tanto para el tubo interior como para el exterior.

Material	Acero API X-60
Módulo de Young (Gpa)	205.94
Módulo Tangencial (Mpa)	843.37
Coefficiente de Poisson	0.30
Tensión de Fluencia (Mpa)	413.84

Tabla 2. Estudio paramétrico. Propiedades físicas de los tubos.

La Figura 3 muestra la presión de colapso calculada en función del espesor del aislante (t_a) considerando el caso de adhesión perfecta. Comparamos nuestros resultados numéricos con los resultados numéricos reportados por Netto¹⁶.

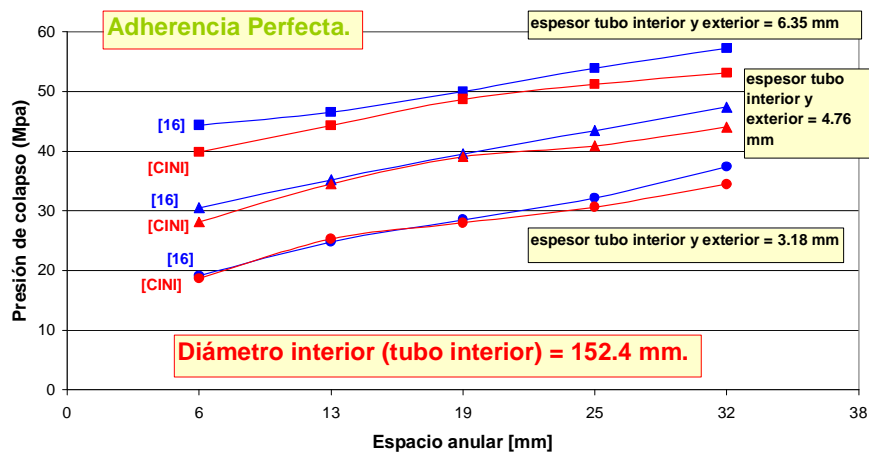


Figura 3. Estudio paramétrico. Presión de colapso vs. espesor del aislante. Adhesión perfecta.

En todos los casos observamos que el valor de presión de colapso de la tubería compuesta aumenta a medida que el espesor del aislante aumenta.

Las diferencias entre los resultados obtenidos respecto a los reportados por Netto¹⁶ pueden ser atribuidas al modelado del polipropileno isotáctico, ya que en la citada referencia sólo publican la parte de tracción de la curva del material, por lo que podemos no estar considerando exactamente las mismas propiedades mecánicas del material.

En la Figura 4 presentamos las curvas de *presión de colapso vs. espesor del aislante* para los casos de adhesión perfecta, no-adhesión y tubo exterior solamente para los casos donde el espesor de los tubos es de 4.76 mm. Cuando sólo el tubo exterior es tomado en cuenta, el valor de presión de colapso disminuye a medida que el espesor del anillo aumenta debido a que también el diámetro exterior del tubo exterior aumenta. Los valores de presión de colapso aumentan a medida que el espesor del aislante aumenta cuando la condición de adherencia perfecta es modelada. Pero cuando la condición es de no-adhesión la forma de la curva no presenta una tendencia definida. Sin embargo, los valores de presión de colapso son siempre mayores para el caso de no-adhesión que para el caso del tubo exterior trabajando solo.

La inclusión del aislante en el modelo estructural, si bien no es común en la práctica industrial, permitiría utilizar tubos de menor espesor, con el consiguiente ahorro de acero.

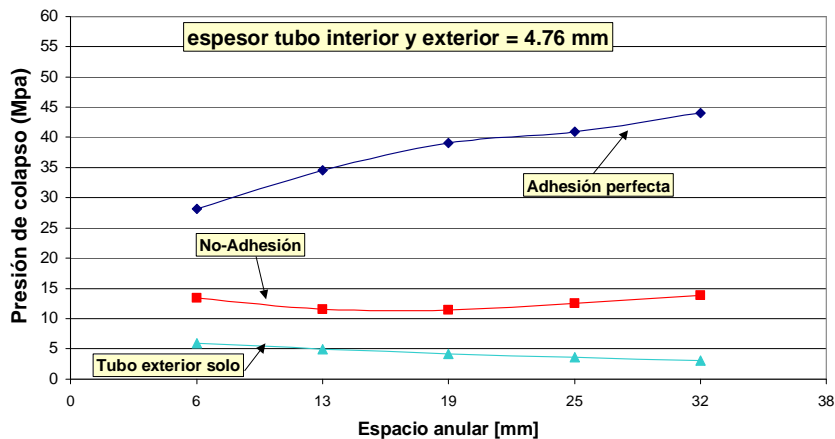


Figura 4. Presión de colapso vs. espesor del aislante. Espesor de tubos: 4.76 mm.

4 MODELADO DEL COLAPSO DE TUBOS COMPUESTOS DE LONGITUD FINITA SOMETIDO A ESTADOS COMBINADOS DE CARGA

Modelamos el comportamiento de tubos compuestos sometidos a un estado de carga combinado (presión hidrostática exterior + flexión).

La geometría analizada corresponde a uno de los casos estudiados por I.P. Pasqualino²¹ (Tabla 3).

	Tubo Compuesto (P.I.P.)	
	Tubo interior	Tubo exterior
Diámetro Exterior [mm]	158.75	177.80
Espesor de tubo [mm]	3.18	3.18
Longitud de la muestra [mm]	609.60	609.60
D/t	50.0	56.0
Ovalidad [%]	1.0	1.0
Excentricidad[%]	0.0	0.0
Material	Acero API X-60	Acero API X-60
Módulo de Young [Gpa]	206.82	206.82
Tensión de Fluencia[Mpa]	413.64	413.64
Módulo Tangencial[Mpa]	843.37	843.37
Material del Annulus	Polipropileno Isotáctico	
Espesor del Annulus[mm]	6.35	

Tabla 3. Geometría y propiedades físicas del tubo compuesto analizado.

Como validación del modelo comparamos algunos resultados obtenidos en esta sección con resultados numéricos publicados por Pasqualino²¹.

4.1 Modelo Numérico

Modelamos solamente la condición de adhesión (tubo-aislante-tubo) perfecta. Consideramos ovalidad uniforme en la dirección axial y excentricidad nula en ambos tubos.

Los distintos estados de carga aplicados al modelo fueron:

- Presión hidrostática exterior solamente.
- 20% P_{co} + Flexión hasta el colapso estructural.
- 40% P_{co} + Flexión hasta el colapso estructural.
- 60% P_{co} + Flexión hasta el colapso estructural.
- 80% P_{co} + Flexión hasta el colapso estructural.
- Flexión Pura hasta el colapso estructural.

Donde P_{co} es la presión de colapso del sistema cuando se lo somete a presión hidrostática exterior pura.

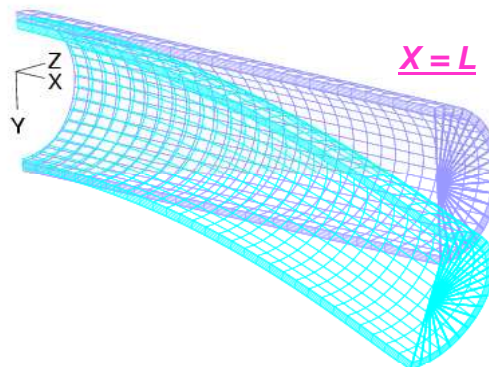


Figura 5. Malla de elementos finitos y configuración deformada bajo flexión pura.

Debido a la simetría geométrica y de cargas del modelo (Figura 5) simulamos únicamente media sección de la mitad del largo del tubo (es decir, modelamos un cuarto del tubo).

Las condiciones de borde impuestas a este modelo son las correspondientes a la condición de simetría para los planos XY (coordenada Z=0) y plano YZ (coordenada X=0). Respecto a la cara del tubo de coordenada X=L, la consideramos soldada a una tapa rígida que une tanto el aislante como los dos tubos, por lo que dicha cara está obligada a mantenerse plana durante la deformación (movimiento rígido).

Para mantener la hipótesis de sección plana de la cara del tubo de coordenada X=L impusimos restricciones cinemáticas⁴ ("Rigid-links") a todos los nodos pertenecientes a la misma.

4.2 Resultados

Simulamos tanto la respuesta del tubo compuesto como la del tubo exterior solamente para los 6 estados de carga arriba mencionados.

Una vez calculada la presión de colapso (P_{co}) del tubo compuesto calculamos la respuesta para los estados de carga restantes. Cuatro de ellos consistieron en someter al tubo a una presión exterior de 20, 40, 60 y 80% de P_{co} respectivamente y luego, manteniendo la presión exterior constante, se le aplicó una flexión creciente en el extremo del tubo de coordenada X=L (tapa rígida) hasta alcanzar el colapso estructural. El último estado de carga consistió en aplicar una flexión creciente hasta alcanzar el colapso estructural, sin aplicar presión exterior.

En la Figura 6 mostramos los valores de *momento de colapso del tubo compuesto y el tubo simple vs. el valor de presión exterior aplicada*. Es importante notar que cuando el momento de colapso es nulo, el valor de presión corresponde a P_{co} (primer estado de carga). En la misma figura comparamos los resultados obtenidos con aquellos reportados por Pasqualino²¹.

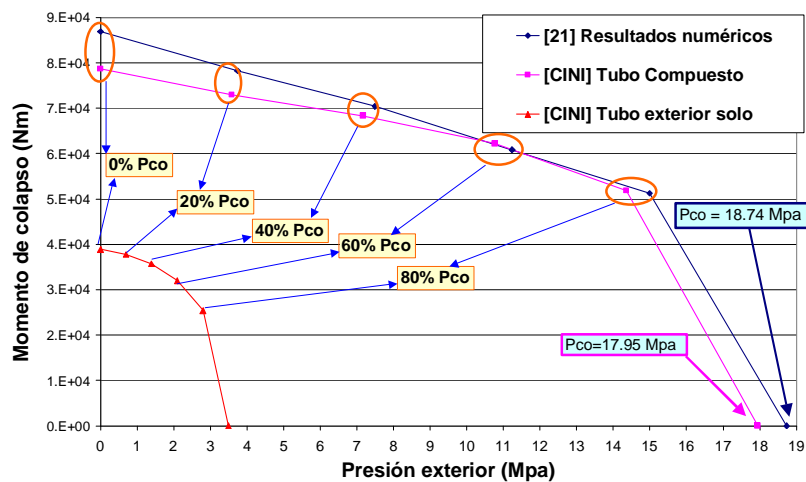


Figura 6. Estados combinados de carga. Momento de colapso vs. Presión exterior.

En la Figura 7 podemos observar tanto la configuración deformada como las deformaciones plásticas acumuladas en el instante en que se produce el colapso del tubo compuesto para los estados puros de carga analizados.

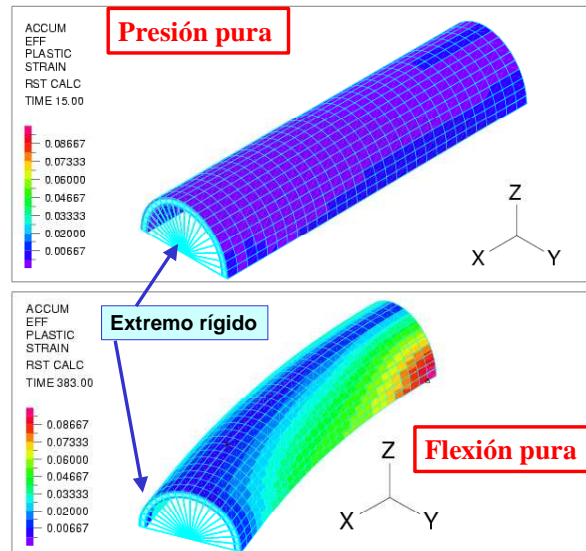


Figura 7. Configuración deformada para el caso de presión exterior y flexión pura respectivamente. Deformaciones plásticas equivalentes.

5 MODELADO DEL POST-COLAPSO DE TUBOS COMPUESTOS SIN RELLENO SOMETIDOS A PRESIÓN EXTERIOR

Es posible pensar que la aislación térmica de las tuberías compuestas ("*Pipe-in-pipe*") se logra sin interponer un polímero aislante entre los tubos exterior e interior sino haciendo vacío en el espacio anular.

En esta sección estudiamos, por medio del Método de los Elementos Finitos, el comportamiento a colapso y post-colapso (propagación del colapso) de tuberías compuestas sometidas a presión hidrostática exterior y comparamos dicho comportamiento con el del tubo exterior trabajando solo. La menor presión a la cual el colapso localizado del sistema compuesto propaga se la denomina presión de propagación del sistema. En este caso consideramos vacío el espacio entre el tubo interior y el exterior.

Adoptamos algunas geometrías características consideradas por S. Kyriakides en sus publicaciones, en las que se reportaron resultados experimentales²² y numéricos²³.

5.1 Modelo Numérico

Modelamos utilizando ADINA⁴ el comportamiento pre y post-colapso (propagación) de un tubo compuesto, de longitud finita, bajo presión hidrostática exterior, considerando vacío el espacio anular entre los dos tubos. Incluimos elementos de contacto entre ambos tubos y entre las caras internas del tubo interior.

En la Figura 8 presentamos la malla de elementos finitos utilizada en este modelo

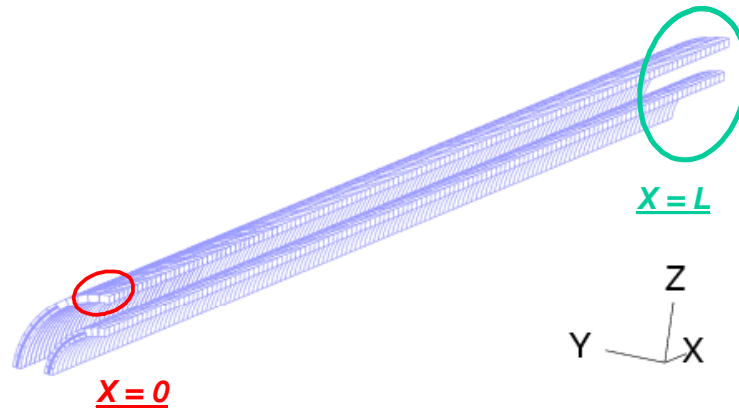


Figura 8. Malla de elementos finitos.

Para inducir la iniciación del colapso modelamos una imperfección localizada en el extremo del tubo exterior de coordenada $X=0$. Esta imperfección disminuye el valor de la presión de colapso pero no afecta el valor de la presión de propagación del sistema.

Dicha imperfección toma la forma de una ovalidad variable sección a sección, la cual está descrita por la siguiente ecuación:

$$w_0 = -\Delta_0 \left(\frac{D}{2} \right) \exp \left[-\beta \left(\frac{X}{D} \right)^2 \right] \cos(2\theta) \quad (3)$$

donde:

- w_0 es el desplazamiento radial.
- X es la coordenada en sentido axial.
- θ la coordenada angular medida desde Y .
- La amplitud de la imperfección es Δ_0 (0.004).
- β define la extensión de dicha imperfección.

Aplicamos la ovalidad variable a lo largo del eje de simetría del tubo exterior, mientras que la ovalidad del tubo interior es nula. Asumimos excentricidad nula para ambos tubos.

Asumimos simetría tanto geométrica como de cargas respecto a los planos XY , YZ y ZX , lo cual requiere el modelado de solo la octava parte del tubo. Consideramos la longitud L del modelo (medio tubo) igual a 10 veces el valor del diámetro exterior del tubo exterior.

Consideramos los extremos de ambos tubos (interior y exterior) correspondientes a $X=L$ soldados a una misma tapa rígida. Por esta razón modelamos condiciones de borde rígidas en dicho extremo, pero asumiendo que ambos tubos son libres de expandirse conjuntamente en la dirección X .

Dado que analizamos un cuarto de la sección (Figura 8), ubicamos una superficie rígida a lo largo del plano de simetría ZX para simular el contacto de las paredes del tubo interior durante la propagación del colapso.

5.2 Validación del Modelo Numérico

Para validar nuestro modelo, tomamos 4 geometrías presentadas por Kyriakides^{22,23} y comparamos nuestros resultados con los resultados tanto numéricos como experimentales reportados en dichas referencias. Resumimos los datos y parámetros de los 4 casos en la Tabla 4. Adoptamos un modelo material elasto-plástico multilíneal (Figura 9) calibrado a partir de una curva tensión-deformación²³.

En la Figura 10 comparamos el comportamiento a colapso y post-colapso del tubo compuesto 1 definido en la Tabla 4 frente al tubo exterior solamente. También mostramos la configuración deformada como las deformaciones plásticas acumuladas del tubo compuesto una vez que se ha propagado el colapso.

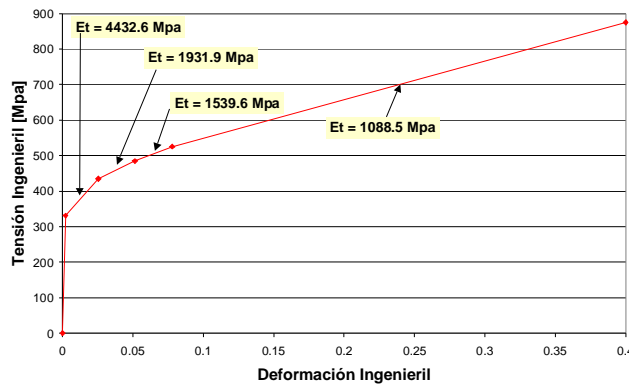


Figura 9. Respuesta multilíneal de Tensión-Deformación. Acero inoxidable SS304.

Probeta		1	2	3	4
Tubo exterior	Diámetro exterior (mm)	50.77	50.77	50.85	50.77
	Espesor (mm)	3.05	3.06	2.11	2.33
	D/t	16.67	16.60	24.10	21.77
	Ovalidad máxima (%)	0.40	0.40	0.40	0.40
	Tensión de fluencia (Mpa)	331	346	273	289
Tubo interior	Diámetro exterior (mm)	31.72	34.87	34.90	31.75
	Espesor (mm)	2.12	1.61	1.62	2.38
	D/t	14.96	21.62	21.57	13.33
	Ovalidad máxima (%)	0.00	0.00	0.00	0.00
	Tensión de fluencia (Mpa)	265	382	382	239
Ambos tubos	Módulo de Young (Gpa)	199.96	199.96	199.96	199.96
	Excentricidad (%)	0.00	0.00	0.00	0.00
	ti/te	0.696	0.527	0.767	1.021
Annulus	Espesor (mm)	6.48	4.89	5.87	7.18
Pc2 [CINI] (Mpa)	Númérico	40.85	39.32	18.68	23.04
Pc [CINI] (Mpa)	Númérico	39.75	38.37	18.25	22.39
Pp2 [22,23] (Mpa)	Experimental	14.17	13.14	5.37	7.78 / 8.41
	Númérico	-	13.24	5.45	7.56 / 8.66
Pp2 [CINI] (Mpa)	Númérico	14.21	13.43	5.55	7.89/8.20
Pp [CINI] (Mpa)	Númérico	11.30	11.17	3.87	5.10

Material de los tubos: Acero Inoxidable SS 304
 ti/te : Relación entre espesor del tubo interior y exterior.
 Pc2 : Presión de colapso del tubo compuesto.
 Pc : Presión de colapso del tubo exterior solo.
 Pp2 : Presión de propagación del colapso del tubo compuesto.
 Pp : Presión de propagación del colapso del tubo exterior solo.

Tabla 4. Validación del modelo de propagación del colapso.

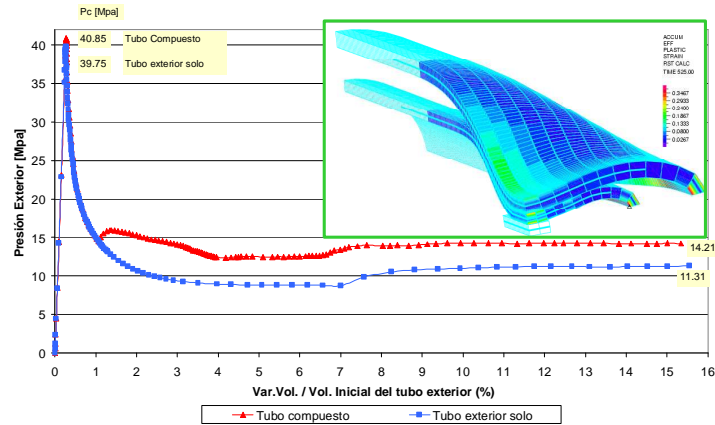


Figura 10. Presión exterior vs. Variación de volumen. Probeta 1.

5.3 Influencia del espesor del tubo interior (ti) en el comportamiento a colapso y post-colapso de un tubo compuesto (Caso 4)

Estudiamos la influencia del espesor del tubo interior (ti) en el comportamiento a colapso y post-colapso de un tubo compuesto. En este caso tomamos la geometría de la probeta 4 (el cual presenta una relación $t_i/t_e = 1.021$) y modificamos dicha relación de espesores manteniendo constante el espesor del tubo exterior (te), de manera que t_i/t_e tome, además del valor original de 1.021, los siguientes valores:

- $t_i/t_e = 0.80$.
- $t_i/t_e = 1.20$.

La Figura 11 muestra las curvas *presión-variación de volumen* descritas para las 3 relaciones t_i/t_e , además de la curva correspondiente al tubo exterior trabajando solo.

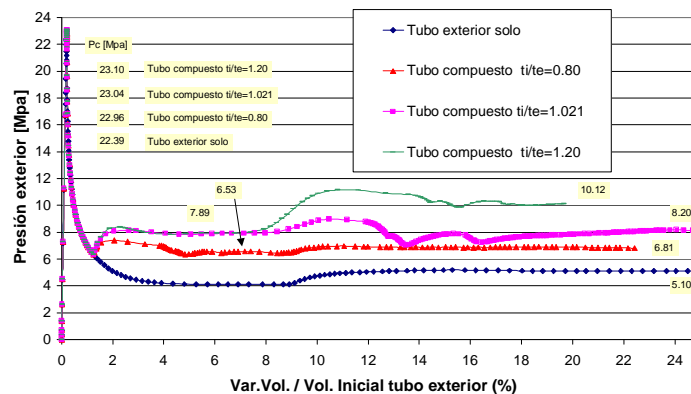


Figura 11. Caso 4. Presión exterior vs. variación de volumen para 3 t_i/t_e distintos.

Secuencia del proceso de propagación para $t_i/t_e = 0.80$

La Figura 12 muestra la curva *presión-variación de volumen* descrita para la relación $t_i/t_e = 0.80$ y la secuencia de configuraciones deformadas en puntos claves de la propagación. Puede observarse como a medida que el tubo exterior se aplasta, va arrastrando al tubo interior.

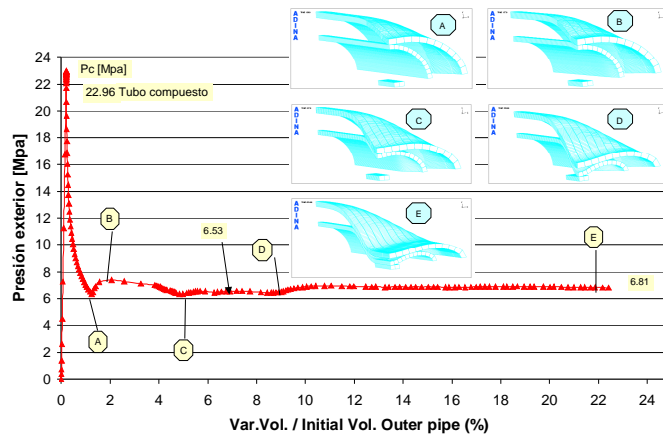


Figura 12. Caso 4. Presión exterior vs. variación de volumen. $t_i/t_e = 0.80$.

Secuencia del proceso de propagación para $t_i/t_e = 1.021$

La Figura 13 muestra la curva *presión-variación de volumen* descrita para la relación $t_i/t_e = 1.021$ y la secuencia de configuraciones deformadas en puntos claves de la propagación. Puede observarse como en un primer momento el tubo exterior colapsa y propaga a lo largo del tubo interior prácticamente sin dañarlo, para luego sí aplastar al tubo interior. Un comportamiento similar presenta el caso correspondiente a $t_i/t_e = 1.20$.

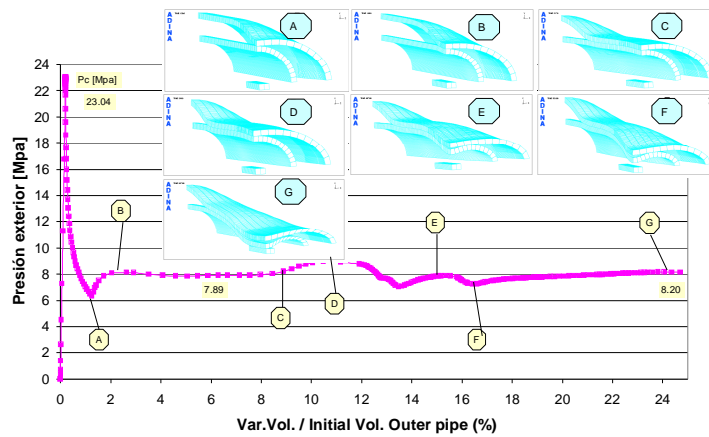


Figura 13. Caso 4. Presión exterior vs. variación de volumen. $t_i/t_e = 1.021$.

5.4 Influencia de la extensión de la imperfección en el comportamiento a colapso y post-colapso de un tubo compuesto (Caso 2)

Estudiamos la influencia de la extensión de la imperfección aplicada al tubo exterior sobre el comportamiento a colapso y post-colapso de la tubería compuesta. Dicha imperfección toma la forma de una ovalidad variable sección a sección en la dirección axial (ecuación 3). Durante este análisis el valor de Δ_0 se mantiene constante e igual a 0.004. La variable β define cuanto se extiende la imperfección en el tubo. A medida que β disminuye la variación de ovalidad se va suavizando, es decir, la imperfección se extiende cada vez más (Figura 14) a lo largo del tubo exterior.

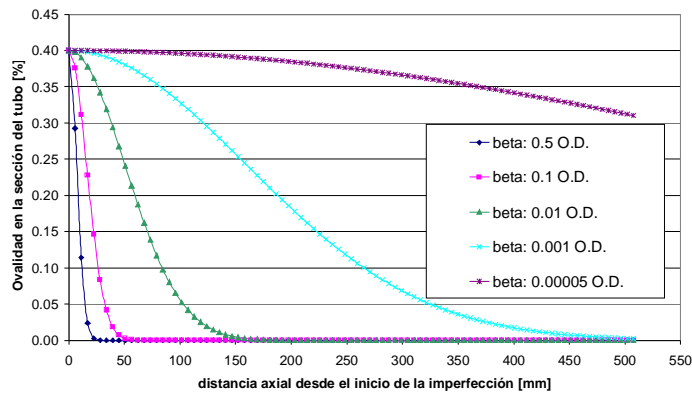


Figura 14. Caso 2. Ovalidad de la sección vs. distancia axial para distintos valores de β .

En la curva de la Figura 15 observamos como para la probeta 2, a medida que β disminuye, el valor de presión de colapso baja sensiblemente mientras que el comportamiento post-colapso (presión de propagación) es idéntico para los tres valores de β analizados.

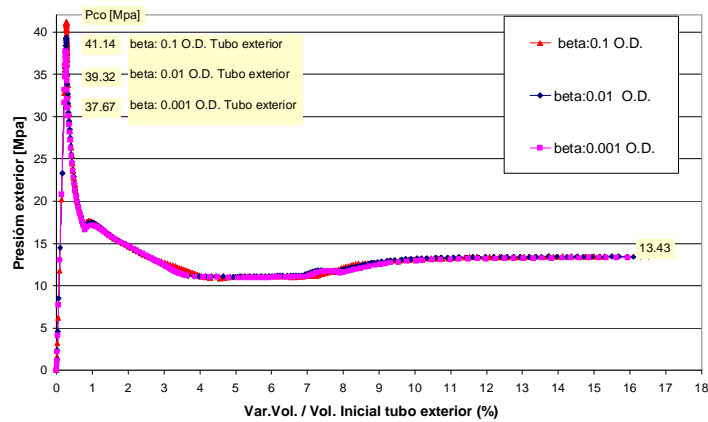


Figura 15. Caso 2. Presión exterior vs. variación de volumen para distintos valores de β .

6 CONCLUSIONES

6.1 Modelos de tubo compuesto relleno con aislante.

- Cuando incorporamos el material *aislante* al modelo estructural de una tubería compuesta, la *presión de colapso* que predecimos numéricamente es *superior* a la que predecimos considerando *modelos simples*, donde no se tiene en cuenta la interacción entre tubo y aislante.
- Lo mismo puede decirse para los casos en que la *presión* exterior se combina con *flexión*.

6.2 Modelo de tubo compuesto aislado al vacío

- La presión de *propagación* del colapso de la tubería compuesta es marcadamente superior a la presión de propagación de la tubería exterior sola.
- Diferentes *mecanismos de propagación* de colapso: el espacio anular y la relación entre espesores *t_i/t_e* entre otras variables, gobiernan el mecanismo de propagación a desarrollarse en cada caso.
- La *presión de colapso* se encuentra fuertemente *afectada* por la *longitud de la imperfección localizada*; sin embargo, la presión de propagación no resulta afectada por dicha longitud.

Actualmente la práctica ingenieril consiste en dimensionar la tubería interna para que resista la presión interior y la tubería externa para que resista la presión exterior. Resulta evidente que la incorporación de la metodología de cálculo propuesta en este trabajo logrará reducir en forma importante la cantidad de acero a emplear en un ducto.

7 REFERENCIAS

- [1] Toscano R. G., Mantovano L. and Dvorkin E. N., "On the numerical calculation of collapse and collapse propagation pressure of steel deep-water pipelines under external pressure and bending: Experimental verification of the finite element results", *Proceedings 4th International Conference on Pipeline Technology*, pp. 1417-1428, Ostend, Belgium, 9-13 May 2004.
- [2] Toscano R.G., Gonzalez M. and Dvorkin E.N., "Validation of a finite element model that simulates the behavior of steel pipes under external pressure", *The Journal of Pipeline Integrity* Vol.2, pp.74-84, 2003.
- [3] Assanelli A.P., Toscano R.G., Johnson D.H. and Dvorkin E.N., "Experimental / numerical analysis of the collapse behavior of steel pipes", *Engng. Computations*, Vol.17, pp. 459-486, 2000.
- [4] The Adina System, Adina R&D, Watertown, MA, U.S.A.
- [5] Bathe K.J. (1996), "Finite element procedures". Ed : Prentice-Hall.
- [6] Dvorkin E.N. (1995), "Nonlinear Analysis of Shells Using the MITC Formulation",

- Archives of Computational Methods in Engineering, Vol. 2, 2, 1-50.
- [7] Dvorkin E.N. (1984), "On Nonlinear Finite Element Analysis of Shell Structures", Ph.D. Thesis, Dept. of Mech. Eng., M.I.T., Cambridge, Mass., U.S.A.
- [8] Dvorkin E.N. and Bathe K.J. (1984), "A continuum mechanics based four node shell element for general nonlinear analysis", *Engrg. Comput.*, 1, pp. 77-88.
- [9] Bathe K.J. and Dvorkin E.N. (1985), "A four-node plate bending element based on Mindlin/Reissner plate theory and a mixed interpolation", *Int. J. Num. Meth. Engrg.*, 21, pp. 367-383.
- [10] Bathe K.J. and Dvorkin E.N. (1986), "A formulation of general shell elements - the use of mixed interpolation of tensorial components", *Int. J. Num. Meth. Engrg.*, 22, pp. 697-722.
- [11] Zienkiewicz, O.C. and Taylor, R.L. (1989), "The Finite Element Method", (Fourth Edition), Mc Graw Hill.
- [12] Bathe, K.J. and Chaudhary, A. (1985), "A Solution Method for Planar and Axisymmetric Contact Problems," *Int. J. Num. Meth. in Eng.*, Vol.21, pp 65-88.
- [13] Bathe, K.J. and Chaudhary, A. (1984), "On Finite Element Analysis of Large Deformation Frictional Contact Problems," in H. Kardestuncer (ed.) *Unification of Finite Element Methods*, (North-Holland, Amsterdam).
- [14] Eterovic, A. (1991) and Bathe, K. J. "On the Treatment of Inequality Constraints Arising From Contact Conditions in Finite Element Analysis," *J. Computers & Structures*, Vol. 40, No. 2, pp. 203-209.
- [15] Malvern L.E. (1969), "Introduction to the mechanics of a continuous medium". Ed.:Prentice-Hall.
- [16] Netto T.A., Santos J.M.C. and Estefen S.F. (2002), "Sandwich pipes for ultra-deep waters", *Proceedings of IPC'02 4th International Pipeline Conference*, Calgary, Canada.
- [17] Bathe K.J. and Dvorkin E.N. (1983), "On the Automatic Solution of Nonlinear Finite Element Equations", *J. Computers and Structures*, Vol. 17, No. 5-6, pp. 871-879.
- [18] Riks E. (1979), "An incremental Approach to the Solution of Snapping and Buckling Problems", *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 15, pp. 529-551.
- [19] Brush, D.O. and Almroth, B.O. (1975), "Buckling of Bars, Plates and Shells", McGraw-Hill, New York, NY.
- [20] Offshore standard OS-F101, Submarine pipeline systems, Det Norske Veritas, January 2000.
- [21] Pasqualino I.P., Pinheiro B.C. and Estefen S.F. (2002), "Comparative structural analysis between sandwich and steel pipelines for ultra-deep waters", *Proceedings of OMAE'02 21st International Conference on offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Oslo, Norway.
- [22] Kyriakides S., (2002), "Buckle propagation in pipe-in-pipe systems. Part I. Experiments", *Internal Journal of Solids and Structures*, 39 351-366.
- [23] Kyriakides S., (2003), "Buckle propagation in pipe-in-pipe systems. Part II. Analysis", *Internal Journal of Solids and Structures*, 38 267-284.