



UNIVERSIDAD NACIONAL
de MAR DEL PLATA
.....

COLAPSO POR PANDEO INDUCIDO POR PRESIÓN EXTERNA EN 'LINERS' DE POLIETILENO DE ALTA DENSIDAD

FEDERICO RUEDA

Tesis presentada para optar por el grado académico de
Doctor en Ciencia de materiales.

Directora: Patricia Frontini

Codirector: José Luis Otegui

Marzo 2016 –

Federico Rueda: *Colapso por pandeo inducido por presión externa en 'liners' de Polietileno de Alta Densidad*, Tesis presentada para optar por el grado académico de doctor en ciencia de materiales., © Marzo 2016

RESUMEN

En general, las tuberías de protección interna o 'liners' se utilizan en dos aplicaciones ingenieriles: como método de protección anti-corrosión o para la rehabilitación de oleoductos dañados [1]. A las altas presiones y temperaturas de operación, los polímeros disuelven los gases (CH_4 y CO_2) que vienen disueltos en el crudo o en el gas. Los mismos permean irremediablemente a través de la pared termoplástica, alcanzando el equilibrio entre la presión interna del caño y la presión anular. En estas condiciones, luego de una despresurización el 'liner' se ve sometido a esfuerzos generados por un exceso de presión en la cavidad anular que pueden producir su colapso [2].

El objetivo de esta tesis es generar herramientas con capacidad predictiva para el estudio del colapso por presión externa de 'liners' de polietileno. Para tal fin, se utilizó análisis por elementos finitos (FEA) en conjunto con un modelo constitutivo viscoplástico avanzado. Los resultados, fueron verificados mediante ensayos de colapso físicos a escala laboratorio.

Se exploraron distintas alternativas para plantear el modelo por elementos finitos. La no linealidad del problema presenta dificultades con un control por carga tradicional. Si bien los métodos de longitud de arco permiten resolver este problema, no resultan adecuados para modelos constitutivos dependientes del tiempo. Se propuso entonces la utilización de elementos hidrostáticos de fluido, que permitieron abordar la no linealidad del colapso y a su vez utilizar ecuaciones constitutivas dependientes del tiempo.

Como modelo constitutivo, se propuso la utilización del 'Three Network Model' (TNM), desarrollado por Bergstrom [3] para reproducir el comportamiento mecánico de materiales semicristalinos como el polietileno de alta densidad (HDPE). Los parámetros constitutivos del TNM se ajustaron a partir de ensayos de tracción y compresión en diferentes condiciones de velocidad y temperatura.

Se realizaron ensayos de compresión de secciones transversales de tuberías de Polietileno de Alta Densidad. (HDPE) a diferentes velocidades de sollicitación. Los resultados de este ensayo, que involucra estados tensionales similares a los involucrados en el colapso por pandeo, permitieron verificar preliminarmente las predicciones del modelo FEA. El modelo se utilizó entonces en una primera instancia para realizar un análisis paramétrico del colapso por pandeo bajo diferentes velocidades de sollicitación.

Por otra parte, se diseñó y construyó un equipo de ensayos para reproducir el colapso por pandeo a escala laboratorio a diferentes temperaturas. A partir de los ensayos, se obtuvieron datos experimentales que permitieron verificar definitivamente la simulación numérica. Se realizó entonces un análisis paramétrico a partir del modelo FEA verificado para estudiar la dependencia del colapso con la temperatura. Los resultados de este análisis, permitieron derivar ecuaciones analíticas predictivas que consideran la temperatura y el comportamiento no lineal del HDPE.

Por último, se realizó un breve análisis de los efectos de los hidrocarburos sobre las propiedades mecánicas de un 'liner' de HDPE fallado en servicio. Se efectuaron ensayos mecánicos de rutina para evaluar su deterioro y se ajustó el modelo TNM para el material envejecido. A partir de este nuevo ajuste del modelo constitutivo, se realizaron simulaciones que permitieron evaluar los efectos del deterioro en las propiedades del material sobre el comportamiento en el colapso por pandeo.

ABSTRACT

Nowadays the use of polymers in the gas and oil transportation industry is widely spread. One of their main uses is as lining materials for oil and gas pipelines. These liners serve the function of providing internal protection of metallic tubes mainly in two different situations: i) providing enhanced corrosion resistance from aggressive chemical agents and ii) rehabilitating lining damaged pipelines. At high temperature and high pressure operation conditions, polymers permeate the CO₂ and CH₄ gases that are dissolved in oil. These gases permeate through the wall of the thermoplastic material, to balance the internal pressure of the pipe with that of the outer annulus or gap between the liner and the pipe wall. Permeation rate increases with the swelling severity of the liner material; this is a relevant in-service degradation mechanism when the liner is in contact with hydrocarbons. According to these considerations, after a depressurization event liners are subjected to stresses generated by excessive pressure on the annular cavity. This can lead to the collapse of the liner by radial buckling.

The main objective of this work is to provide predictive tools for the understanding of the external pressure buckling collapse phenomenon in polyethylene liners. To accomplish this, finite element analysis (FEA) with an advanced viscoplastic constitutive model was employed. Numerical results were verified by physical buckling collapse tests.

The non-linear characteristics of the problem generate convergence issues that make it difficult for classical FEM approach to reproduce the actual behavior of ex-

perimental curves. Therefore different alternatives were explored. The arc-length method has been previously used for similar simulations. In this work, a non-conventional approach to FEA, which makes use of hydrostatic elements, has been employed. This approach has the inherent advantage of allowing the use of time-dependent material constitutive models.

An advanced constitutive model, namely the Three Network Model (TNM) was employed. For its pertinence regarding semi-crystalline thermoplastic polymers, the TNM model results in a suitable choice for modeling the mechanical response of polyethylene liners. In order to determine the input parameters for the model, a series of tensile and compressive uniaxial tests were conducted at different temperatures and strain rates. The suitability of the model for this particular application was assessed by contrasting the simulation and the experimental results of a diametral compression test.

An in-house device to perform short-term physical collapse buckling tests on polyethylene liners was designed and constructed. This test method allows to emulate in-service behavior under controlled conditions. Thus, tests were performed to explore the effect of temperature on the buckling parameters of a polyethylene pipe confined in a steel host pipe. Full 3D FEA simulations of the collapse buckling tests were conducted and validated against experimental data. Once the 3D full FE model was verified a simplified 2D model was implemented to perform an intensive parametric study considering a wide range of temperatures and pipe aspect ratios. With data arising from this parametric study, a predictive Glock's type function was derived, which takes into account the effect of temperature and the viscoplastic constitutive behavior of polyethylene.

Finally, a brief analysis of the hydrocarbons effect on the mechanical properties of polyethylene was performed. An in-service collapsed liner was used to perform

mechanical tests in order to evaluate the amount of ageing and to calibrate the TNM model. This new calibration allowed to conduct simulations in order to compare the aged liner collapse behaviour with the unaged one.

PUBLICACIONES

Some ideas and figures have appeared previously in the following publications:

En revistas indexadas

- *'Non linear Fracture Mechanics of Polymers: Load Separation and Normalization Methods. Engineering Fracture Mechanics'*, P. M. Frontini, L. A. Fasce, F. Rueda. (2012), 79, 389-414.
- *'Numerical tool to model collapse of polymeric liners in pipelines'*. Federico Rueda, José Luis Otegui , Patricia Frontini. Engineering Failure Analysis. Volume 20, March 2012, 25-34.
- *'External pressure induced buckling collapse of High Density Polyethylene (HDPE) liners: FEM modeling and predictions.'* F. Rueda, J.P. Torres, P.M. Frontini, M. Machado, J.L. Otegui, Thin walled structures, 96, 56-63.
- *'External pressure induced buckling collapse of High Density Polyethylene (HDPE) liners at differernt temperatures: experimental set up and FEM simulations'* F. Rueda, J.L. Otegui, A. Marquez, P.M. Frontini, Thin walled structures (submitted).

En actas de congreso

- *'Fracture Behavior and Micromechanical Processes in Novel Rubber Toughened Polystyrene Materials'* .P. Frontini, F. Rueda, H. De Santis , V. Pettarín, L. Fasce, R. Diaz de León, G. Morales and P. Acuña. 14 th International conference on

- deformation, yield and fracture of polymers, Rolduc Abbey, Kerkrade, the Netherlands. P52. 369-372. Proceedings of 14th International Conference on Deformation, Yield and Fracture of Polymers, Rolduc Abbey, Kerkrade, the Netherlands, April 5-9, (2009). <http://www.dyfp2006.tue.nl/pdfs/268.pdf>
- *'Modelo FEM para el Colapso de 'Liners' Termoplásticos'*, F. Rueda, P. Frontini, J.L. Otegui, Mecánica Computacional, Volume XXX. Number 11. (2011) Stability and Nonlinear Behavior of Structures <http://www.cimec.org.ar/ojs/index.php/mc/article/viewFile/3807/3729>
 - *'Constitutive modelling and computational simulations of the external pressure induced buckling collapse of HDPE liners.'* Patricia María Frontini, Juan Pablo Torres, Federico Rueda; 13th International Conference on Fracture; June 16 – 21, 2013. Beijing. China. S40-015 **Keynote Presentation** <http://www.gruppofrattura.it/ocs/index.php/ICF/icf13/paper/viewFile/11436/10815>

Ponencias en congresos

- *'Micromecanismos de Aumento de tenacidad de Poliestirenos de Alto Impacto'* H. De Santis, F. Rueda, L. A. Fasce, V. Pettarín, P. M. Frontini 7º Congreso Binacional de metalurgia y Materiales SAM/CONAMET 2007, (4-7)/9/07, San Nicolás, Buenos Aires, Argentina.
- *'Comportamiento Mecánico y a Fractura de Poliestirenos de Alto Impacto Modificados con Acrilonitrilo'* F. Rueda, H. De Santis, L. Fasce, V. Pettarín, P. Frontini, R. Díaz de León, G. Morales, P. Acuña. , XI Simposio Latinoamericano de Polímeros, IX Congreso Iberoamericano de Polímeros SLAP 2008, 15-18 Julio 2008, Lima, Perú.

- *'Obtención de curvas J-R de polímeros mediante el método de normalización con desplazamiento total'* F. Rueda, L.A. Fasce, P.M. Frontini . SAM/CONAMET, Buenos Aires 2009
- *'J-R Curves of Rubber Modified Polystyrenes: 'The Use of Load Separation parameter to determine Instantaneous Crack Lengths''*, P. M. Frontini, F. Rueda, L.A. Fasce, 12th International Conference on Fracture (ICF 12), 12-7/7/2009, Ottawa.
- *'Modelado numérico de liners termoplásticos'*. F. Rueda. Sam Jóvenes, 2010
- *'Fracture Toughness By The Cutting Method'* Federico Rueda, Laura Alejandra Fasce, Patricia María Frontini . III Encuentro Nacional de Materia Blanda. 2010
- *'Alternativa fem para modelar colapso por pandeo en 'liners' sometidos a presión externa'* Federico Rueda, Patricia Frontini, José Luis Otegui. . CIBIM 10, Oporto, Portugal, 2011
- *'Modelo fem para el colapso de 'liners' termoplásticos'* Federico Rueda, Patricia Frontini, José Luis Otegui. . SAM 2011, Rosario, Argentina.
- *'Constitutive modeling and Computational Simulations of the external pressure induced buckling collapse of High Density Polyethylene (HDPE) liners'* Patricia Frontini, Federico Rueda, Juan Pablo Torres. 13th International Conference on Fracture. June 16–21, 2013, Beijing, China
- *'Máquina para ensayos de colapso por pandeo de tuberías poliméricas por presión externa.'* Rueda, Federico, Frontini, Patricia, Otegui, José Luis, Márquez, Anibal. SAM-CONAMET 2013, Argentina

- *'Modelado constitutivo de HDPE para simulación numérica de colapso por pandeo de 'liners' por presión externa.'* Rueda, Federico, Frontini, Patricia, Torres, Juan Pablo SAM-CONAMET 2013, Argentina
- *'External pressure induced buckling collapse of High Density Polyethylene (HDPE) liners: FEM modeling, predictions and experimental corroboration.'* P.M. Frontini, F. Rueda, J.P. Torres, M. Machado, J.L. Otegui, Zoltan Major. 6th International Conference on Polymer Behaviour (ICPB6) from Sept. 22 to Sept. 26, 2014 at the University of Vienna, Austria. **Invited talk.**
- *'Modelado constitutivo a partir de 'liner' fallado en servicio y simulación numérica de pandeo por presión externa validada experimentalmente'* Federico Rueda, Patricia Frontini, José Luis Otegui, Fabricio Pietrani, SAM/CONAMET, 2014, Santa Fe, Argentina

Informes técnicos, transferencia

- 2009
 - Ensayos cuasiestáticos y de impacto sobre muestras de perfiles de PVC. Destinatario: PVC Tecnocom S.A. Expediente: 8-4506/09 Porcentaje de participación: %20
- 2010
 - Revisión del estado del arte y antecedentes de utilización de Materiales Plásticos para transporte y almacenamiento de Gas y Petróleo y de sus derivados. Destinatario: Petrobras Energía S.A. Expediente: 8-4565/09 Porcentaje de participación: %33

■ 2013

- Análisis de buje de bomba hidráulica con falla en servicio. Destinatario: Pluspetrol Expediente: 8-1864/13 Porcentaje de participación: %50
- Informe de falla de cañería de plástico reforzado con fibra de vidrio. Destinatario: Pluspetrol Expediente: 8-1864/13 Porcentaje de participación: %25
- Evaluación de tubos de polietileno. Destinatario: Bs. As. Gas Expediente: 8-1864/13 Porcentaje de participación: %33
- Ensayo mecánico de 'liner' de HDPE fallado en servicio. Destinatario: Gie S.A. Expediente: 8-2392/13 Porcentaje de participación: %33
- Determinación de la resistencia al impacto Charpy instrumentado de Nylon. Destinatario: Metalmecánica S.A. Expediente: 8-2763/13 Porcentaje de participación: %33

*La claridad es una exigencia intelectual y nada más.
Ojalá pudiéramos saber claro, entender claro al margen
de la ciencia y la razón. Y cuando digo «ojalá»,
andá a saber si no estoy diciendo una idiotez.
Probablemente la única áncora de salvación sea la ciencia,
el uranio 235, esas cosas. Pero además hay que vivir.*

— *Julio Cortázar* [4]

AGRADECIMIENTOS

Quisiera manifestar mi más sincero agradecimiento a las personas que me han acompañado en este proyecto:

A mi familia.

A mis amigos y compañeros de doctorado: Juan Pablo Torres, Lucas Sanchez Fellay y Martín Machado.

A mi directora Patricia Frontini y mi codirector José Luis Otegui.

A todo el pueblo argentino por darme esta oportunidad.

Al CONICET y a la Agencia de Promoción Científica (PIP 00193/12 y PICT 0582/10).

Al INTI por ofrecer sus instalaciones.

A Aníbal Marquez y Fabricio Pietrani.

A GIE S.A., a Janine Booman y Hernán Kunert.

Al acuerdo de Cooperación Científica y Tecnológica Portugal-Argentina 'Tribologia del sólido y fundido de piezas inyectadas en PP/Nanoarcillas' en el marco del cual

realicé una estadía de investigación en la 'Universidade do Minho', Portugal.

A mis compañeros durante la estadía en el exterior: Sacha Trevelyan Mould, Oliver Pozo Michelangelli, Maria João Nunes, Carmo Rodrigues y Agostinha Gonçalves.

A todos los miembros de nuestro grupo de investigación: Camila Quintana, Nahuel Rull, Laura Fasce, Valeria Pettarin y Alejandra Costantino.

ÍNDICE GENERAL

1	MOTIVACIÓN Y ALCANCE	1
1.1	Formulación del problema	1
1.2	Alcance y objetivos	7
1.3	Estructura de la Tesis	9
i	ALTERNATIVA FEA PARA LA SIMULACIÓN DEL COLAPSO POR PANDEO DE 'LINERS' TERMOPLÁSTICOS.	11
2	REVISIÓN DE MODELOS ANALÍTICOS Y DE ALTERNATIVAS DE SIMULACIÓN FEA.	13
2.1	Revisión de modelos analíticos	13
2.1.1	Cálculo de la presión crítica de colapso por pandeo	13
2.1.2	Colapso elástico e inelástico	16
2.2	Alternativas de simulación por FEA	18
2.2.1	Método de control por carga y de longitud de arco	18
2.2.2	Elementos hidrostáticos de fluido	23
3	SIMULACIÓN PRELIMINAR POR FEA Y RESULTADOS DE MODELOS ANALÍTICOS.	25
3.1	Simulación FEA 2D	25
3.1.1	Materiales y modelado constitutivo	26
3.1.2	Simulación con elementos hidrostáticos de fluido y con el método de Riks	28

3.1.3	Influencia del comportamiento constitutivo sobre el comportamiento en colapso	30
3.1.4	Influencia de la velocidad de deformación.	34
3.1.5	Comparación de resultados Análisis por elementos finitos (FEA) con resultados analíticos.	35
4	RESUMEN Y CONCLUSIONES.	37
ii	MODELADO CONSTITUTIVO Y SIMULACIÓN NUMÉRICA.	39
5	INTRODUCCIÓN.	41
5.1	Comportamiento mecánico de polímeros	41
5.2	Estructura y comportamiento mecánico de polímeros semicristalinos.	42
5.3	Modelado constitutivo de polímeros.	45
5.4	Descripción del Three Network Model (TNM)	47
6	SIMULACIÓN FEA CON MODELADO TNM.	51
6.1	Calibración y verificación del TNM.	51
6.1.1	Materiales.	51
6.1.2	Implementación del TNM	51
6.1.3	Ensayos mecánicos.	52
6.1.4	Ensayo de compresión diametral de aros.	54
6.1.5	Colapso por pandeo: simulación FEA	55
6.2	Resultados	56
6.2.1	Ajuste de los modelos constitutivos	56
6.2.2	Compresión diametral de aros: simulación FEA y contraste experimental.	60
6.2.3	Colapso por pandeo: simulación FEA.	62

7	RESUMEN Y CONCLUSIONES.	71
iii	ENSAYOS A ESCALA LABORATORIO DE COLAPSO POR PRESIÓN EX- TERNA DE 'LINERS' DE HDPE.	73
8	INTRODUCCIÓN	75
8.1	Ensayos de colapso de 'liners' termoplásticos.	75
8.1.1	Antecedentes	76
8.2	Métodos de rehabilitación con 'liners' termoplásticos.	77
8.3	Objetivos y alcances.	79
9	ENSAYOS DE COLAPSO Y MODELADO FEA 3D	81
9.1	Procedimiento para el experimento físico y el modelado FEA.	81
9.1.1	Materiales.	81
9.1.2	Criterios de diseño del equipo de colapso.	82
9.1.3	Descripción general del equipo de colapso.	85
9.1.4	Ensayos de colapso.	91
9.1.5	Ajuste del TNM con dependencia de la temperatura.	93
9.1.6	Modelado FEA 3D	96
9.1.7	Análisis paramétrico por FEA	99
9.2	Resultados	99
9.2.1	Ensayos de tracción y compresión uniaxiales y ajuste del TNM	99
9.2.2	Ensayos de colapso	101
9.2.3	Simulación FEA del ensayo de colapso.	104
9.2.4	Análisis paramétrico.	109
10	RESUMEN Y CONCLUSIONES.	115

iv CASO DE ESTUDIO: ANÁLISIS DEL COLAPSO DE UN 'LINER' DE POLI-ETILENO DETERIORADO DURANTE EL SERVICIO POR EFECTO DE LOS HIDROCARBUROS. 117

11 INTRODUCCIÓN 119

11.1 Efecto de los hidrocarburos sobre el HDPE 119

11.2 Condiciones de colapso. 121

11.2.1 Ingreso de fluido incompresible en la cavidad anular. 121

11.2.2 Masa constante de gas compresible en la cavidad anular. 122

12 EVALUACIÓN DE 'LINER' COLAPSADO EN OPERACIÓN. 125

12.1 Determinación de propiedades y simulación. 125

12.1.1 Materiales. 125

12.1.2 Evaluación de propiedades y ajuste del TNM. 127

12.1.3 Simulación de colapso por pandeo de 'liner' con HDPE envejecido. 127

12.2 Resultados 127

12.2.1 Evaluación de propiedades. 127

12.2.2 Ajuste de modelo constitutivo con el material envejecido. 128

12.2.3 Simulación FEA con parámetros del HDPE envejecido. 130

13 RESUMEN Y CONCLUSIONES. 133

v CONCLUSIONES GENERALES Y TRABAJO A FUTURO. 135

13.1 Conclusiones generales 137

13.2 Trabajo a futuro 139

vi	SEPARATAS: SELECCIÓN DE PUBLICACIONES QUE SURGEN DE ESTE	
	PROYECTO.	141

	BIBLIOGRAFÍA	207
--	--------------	-----

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1	Conexiones en secciones de oleoductos protegidos con 'liners' [5].	2
Figura 2	Descripción esquemática de la técnica de rehabilitación por 'swagelining'	3
Figura 3	Evolución en un año de la presión anular en las válvulas de venteo en un tramo de oleoducto en operación.	5
Figura 4	Extracción de una sección de 'liner' colapsado en servicio	6
Figura 5	Representación esquemática del colapso de un 'liner' sometido a presión externa según resultados experimentales de Pinel y <i>cía.</i> [6]	7
Figura 6	Geometría de un 'liner' colapsado con los parámetros de Jacobsen indicados [7].	15
Figura 7	Zona elástica para 'liners' esbeltos e inelástica para 'liners' no esbeltos [8]	18
Figura 8	Respuesta inestable de una estructura	19
Figura 9	Método de simulación por control por carga.	22
Figura 10	Simplificación geométrica para la simulación 2D.	26
Figura 11	Representación esquemática de los comportamientos constitutivos elástico, elastoplástico ideal y elastoplástico con endurecimiento.	27

- Figura 12 Diagramas tensión-deformación verdaderas obtenidos a partir de los ensayos de tracción a 1 mm/min (a) y 50 mm/min(b) 28
- Figura 13 Diagrama esquemático de la cavidad entre el 'liner' y la tubería receptora modelada con elementos de fluido. 28
- Figura 14 Elementos hidrostáticos de fluido con la orientación de la normal según la disposición de los nodos. 29
- Figura 15 Simulaciones FEA con elementos hidrostáticos y con el método de Riks con modelo elastoplástico con propiedades a 50 mm/min 31
- Figura 16 Forma final de los perfiles colapsados para cada uno de los modelos propuestos. 32
- Figura 17 Curvas de colapso según los tres comportamientos constitutivos propuestos con parámetros obtenidos a una velocidad de travesa de 50 mm/min. 32
- Figura 18 Presiones de colapso en función de Relación de Aspecto (w/D) para los tres modelos constitutivos considerados (propiedades a 50 mm/min). 33
- Figura 19 En trazo continuo se muestra la función de El-Sawy. Los puntos representan diferentes pares $w/D - \sigma_y/E' = 0,017$ para HDPE. 34
- Figura 20 Curvas de colapso considerando un modelo elastoplástico ideal con parámetros determinados a dos velocidades de travesa. 35

Figura 21	Presiones de colapso obtenidas por los modelos de Glock y Jacobsen, contrastadas con el modelo FEA (propiedades del material a 50 mm/min). 36
Figura 22	Estructura esferulítica en polímeros semicristalinos [9]. 43
Figura 23	Representación esquemática de los cambios morfológicos en las diferentes etapas de deformación en una sollicitación uniaxial. 44
Figura 24	Respuesta tensión deformación del HDPE en tracción uniaxial a grandes deformaciones a distintas velocidades de deformación [10]. 45
Figura 25	Representación esquemática de la respuesta mecánica dividida en cada uno de los componentes paralelos y la total [11]. 46
Figura 26	Representación reológica esquemática unidimensional del TNM. Los resortes representan los componentes elásticos y los émbolos los componentes viscosos. 48
Figura 27	Curva esquemática de tracción uniaxial con los mecanismos de deformación especificados en cada zona [3] 49
Figura 28	Máquina de ensayos universal Instron 4467. 52
Figura 29	Probetas de tracción (1) y compresión (2) como fueron mecanizadas del 'liner'. 53
Figura 30	Compresión diametral de aros. 54
Figura 31	Ensayos uniaxiales de tracción y compresión a velocidades de travesa de 1 mm/min, 10 mm/min y 50 mm/min. En verde se muestran los resultados experimentales y en negro la predicción del TNM 59

Figura 32	Resultados experimentales y FEA del ensayo de compresión de aros a diferentes velocidades de sollicitación (a) 50 mm/-min (b) 100 mm/min (c) 500 mm/min	61
Figura 33	Colapso por pandeo de un lóbulo: (a) simulación FEA (b) colapso real.	62
Figura 34	Evolución de la presión externa en función de S^* para un rango de Velocidad de aumento de volumen anular normalizada (q^*) para $w/D=0,03$. En negro se muestran las simulaciones con TNM y en rojo con el modelo elástico ($E=1120$ MPa, $\nu = 0,45$).	63
Figura 35	Presión de Colapso (P_c) en función de q^* para un $w/D=0,03$.	65
Figura 36	Variación de la P_c con q^* para un amplio rango de valores de w/D . En contraste se muestran las P_c calculadas a partir de la ecuación de Glock. La línea punteada gruesa divide las regiones inelástica y elástica.	66
Figura 37	Efecto de w/D sobre R y P_0	69
Figura 38	Representación esquemática de la técnica de inserción 'slipling' por empuje [12]	78
Figura 39	Figura esquemática de la reducción de diámetro durante el proceso de instalación de un 'liner' mediante la técnica de 'swagelining' [13]	79
Figura 40	Relación P_c^L/P_c vs. relación L/D para un 'liner' de $w/D=0,054$.	84
Figura 41	P_c por simulación FEA 3D y 2D para un 'liner' de $w/D=0,054$.	85
Figura 42	Diagrama esquemático del funcionamiento del equipo.	87

Figura 43	Detalle esquemático del sistema de sellos en cada uno de los extremos. 88	
Figura 44	Diagrama esquemático del equipo de colapso con el rack de inserción y bridas. 89	
Figura 45	'Liner' insetado en la tubería receptora con su extremo mecanizado en forma de 'pétalos' y unido al malacate. 90	
Figura 46	Ensayo de relajación de HDPE 92	
Figura 47	Ensayos de colapso termostatizados a alta y baja temperatura. 93	
Figura 48	Procedimiento de ajuste de parámetros constitutivos del TNM 96	
Figura 49	Simplificación del modelo FEA 3D por simetría. 97	
Figura 50	Disposición de los elementos de fluido sobre la superficie externa del 'liner' y sobre la superficie interna de la tubería receptora. 98	
Figura 51	Ensayos uniaxiales de tracción y compresión a velocidades de travesa de 1 mm/min, 10 mm/min y 50 mm/min y temperaturas de 273 K, 298 K, 333 K, 353 K. Los símbolos muestran los datos experimentales y el trazo continuo negro la predicción del TNM 100	
Figura 52	'Liner' colapsado luego de un ensayo de colapso por pandeo. 103	
Figura 53	Curvas experimentales de Presión externa o presión anular (P_{ext}) vs. Volumen de cavidad anular (V_{cav}). 104	
Figura 54	Simulaciones FEA con modelo elastoplástico en contraste con resultados experimentales. 105	

- Figura 55 Simulaciones FEA a tasas de aumento de cavidad anular (Tasa de aumento de volumen anular (q_{cav})) constante promedio y variable. 106
- Figura 56 Simulación 3D con las tensiones de Von Misses. 107
- Figura 57 Curvas de colapso. En colores se muestran las curvas FEA y en negro las curvas experimentales. 108
- Figura 58 Resultados del estudio paramétrico FEA 2D. 110
- Figura 59 P_c en función de la temperatura y de w/D . Los círculos vacíos son las P_c experimentales, las cruces los resultados FEA paramétricos y con líneas continuas negras está graficada la Ecuación 33 113
- Figura 60 Resultados de presión de colapso (P_c) FEA y experimentales. En contraste se muestran los resultados de Glock y de la Ecuación 33 114
- Figura 61 Difusividad de CH_4 y CO_2 en polietileno [14]. 120
- Figura 62 Grafico esquemático de la variación de presión anular (P_{ext}) y el volumen colapsado (V^*). 122
- Figura 63 Sección de 'liner' extraído luego del colapso. 126
- Figura 64 Resultado del colapso simulado por FEA del 'liner' con HDPE envejecido. 130
- Figura 65 Curvas de colapso obtenidas por simulación FEA de un 'liner' envejecido en contraste con uno nuevo. 131

Figura 66	Comparación entre simulaciones de perfiles de 'liner' para el material envejecido y sin envejecer a una misma presión.	131
-----------	--	-----

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1	Propiedades del HDPE a dos velocidades de travesa.	27
Tabla 2	Parámetros constitutivos del TNM (Todos los valores determinados para temperatura ambiente (298 K)).	57
Tabla 3	Parámetros constitutivos del modelo elastoplástico (Todos los valores determinados para temperatura ambiente (298 K)).	58
Tabla 5	Diámetro promedio (D_{prom}), espesor promedio (w_{prom}) y sus respectivas desviaciones estándar para cada muestra.	82
Tabla 6	Presiones críticas de colapso (P_c) calculadas mediante Glock, Jacobsen y FEA .	83
Tabla 7	Condiciones de ensayos de colapso.	94
Tabla 8	Condiciones de ensayos uniaxiales para ajuste del modelo.	94
Tabla 9	Parámetros constitutivos del TNM con dependencia de la temperatura.	102
Tabla 10	Valores de P_c experimentales, FEA 2D y FEA 3D.	109
Tabla 11	Valores de módulo, tensión de fluencia y elongación a la rotura del 'liner-B' antes de ser instalado y luego de la falla.	128

Tabla 12	Parámetros constitutivos del TNM para el material envejecido.	129
----------	---	-----

ABREVIATURAS

HDPE	Polietileno de Alta Densidad.
MDPE	Polietileno de Media Densidad.
LDPE	Polietileno de Baja Densidad.
ISO	International Organization for Standardization
PA₁₁	Poliamida 11
PEEK	Polyetheretherketone
PVDF	Polyvinylidene Fluoride
MPa	Megapascals
FEA	Análisis por elementos finitos
TNM	Three Network Model
CIPP	Cured in Place Pipes
PC	Polycarbonato
PMMA	Polimetilmetacrilato
UHMWPE	Polietileno de Ultra Alto Peso Molecular

SÍMBOLOS

P_c Presión de Colapso

P_{ext} Presión externa o presión anular

V_{cav} Volumen de cavidad anular

σ_y Tensión de Fluencia

I Momento de Inercia

ν Coeficiente de Poisson

E Módulo de Young

$$E' = \frac{E}{1-\nu^2}$$

w Espesor de pared de tubería

D Diámetro de tubería

N_0 Esfuerzo Normal

M_0 Esfuerzo de flexión

K Matriz de rigidez

u Vector desplazamientos

f Vector fuerzas externas

λ	Factor de proporcionalidad de carga
ν	Coeficiente de Poisson
w/D	Relación de Aspecto
$\dot{\epsilon}$	Velocidad de Deformación
T_g	Temperatura de Transición Vítrea
T_m	Temperatura de Fusión
F_{app}	Gradiente de deformación total
F	Componente de deformación mecánica del gradiente de deformación
F^{th}	Componente de expansión térmica del gradiente de deformación
F_n^e	Componente elástica de F_n
F_n^v	Componente viscosa de F_n
b_n^{e*}	Tensor de deformación de Cauchy-Green
θ	Temperatura actual
θ_0	Temperatura de referencia
μ_n	Módulo de corte elástico de la red n
σ_n	Tensión de Cauchy sobre la red n
κ	Módulo de compresibilidad (Bulk Modulus)
σ_{hid}	Presión hidrostática

q_{cav} Tasa de aumento de volumen anular

S^* Área de cavidad normalizada

q^* Velocidad de aumento de volumen anular normalizada

MOTIVACIÓN Y ALCANCE

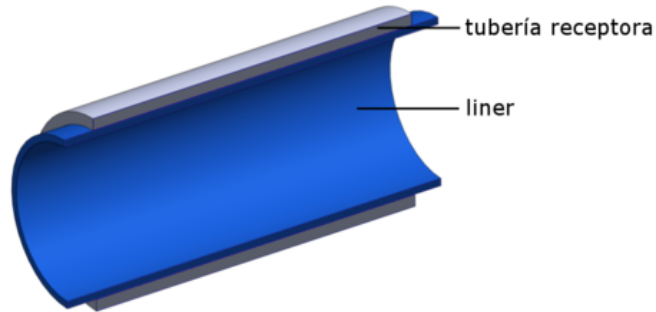
1.1 FORMULACIÓN DEL PROBLEMA

La utilización de 'liners' termoplásticos es una técnica ampliamente difundida como método de protección anti-corrosión tanto en el transporte de agentes químicos agresivos como para la rehabilitación de cañerías existentes dañadas. La tecnología fue introducida hace más de 30 años tanto para el transporte de agua [15] como de gas y petróleo [16] y ha madurado hasta la actualidad mediante el uso de diferentes materiales, diseños y métodos de instalación .

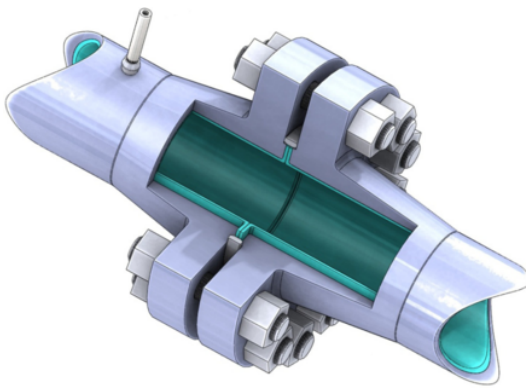
En el caso de la industria petrolera, la solución tradicional al problema de la corrosión de los aceros al carbono, fue remover los gases ácidos agresivos del petróleo. En la década de los 90, Maine y Hicks [16] abordaron el concepto de la utilización de 'liners' poliméricos para la protección de tuberías de acero utilizadas para el transporte de petróleo. Adicionalmente, Frost y cía [17] describieron las ventajas financieras y operativas de esta alternativa.

Los 'liners' termoplásticos consisten de tuberías termoplásticas que se insertan dentro de la tubería metálica receptora 1 a). En sus extremos, se utilizan uniones resistentes a la corrosión como bridas revestidas por el mismo 'liner' o conexiones soldadas de aleaciones resistentes a la corrosión. La conexión con bridas (Figura 1 b) es generalmente preferida para aplicaciones 'onshore' por su bajo costo, facilidad

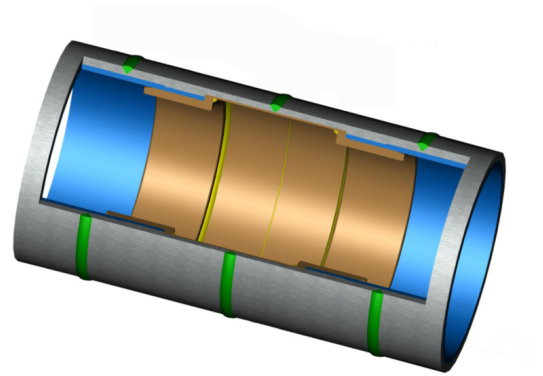
de mantenimiento, instalación e inspección. Para aplicaciones 'offshore' se utiliza generalmente la conexión sin bridas (Figura 1 c) [5].



(a) Corte longitudinal de tubo receptor con liner.



(b) Conexión con bridas



(c) Conector soldado sin brida

Figura 1: Conexiones en secciones de oleoductos protegidos con 'liners' [5].

La utilización de 'liners' es una técnica de protección o rehabilitación que se incluye dentro de un grupo de técnicas que en las últimas dos o tres décadas se denominaron bajo el término 'trenchless technologies'. Este término es utilizado para referirse a aquellas técnicas de reparación, instalación o reemplazo de estructuras subterráneas sin la necesidad de excavar un tramo continuo desde la superficie. Dentro de estas técnicas, una de las más difundidas para la inserción de 'liners' es el 'swagelining'. Desarrollada a fines de 1970 e introducida a escala comercial a

partir de 1980, esta técnica permite un ajuste estrecho ('close fitting') [13, 18] entre ambas tuberías sin la necesidad de adhesivos. Consiste básicamente en la introducción de un 'liner' polimérico con un diámetro externo levemente mayor al diámetro interno de la tubería receptora. Esto se logra estirando la tubería polimérica al momento de ser insertada a través de una matriz que reduce su diámetro externo. Una vez insertado, las tensiones del 'liner' se relajan y su diámetro externo se recupera hasta lograr un contacto estrecho con la superficie interna de la tubería receptora (Figura 2).

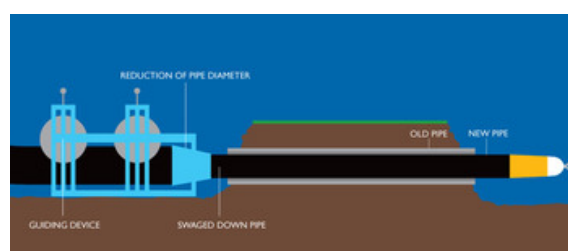


Figura 2: Descripción esquemática de la técnica de rehabilitación por 'swagelining'

En principio, cualquier material termoplástico puede ser utilizado para 'liners'. El Polietileno de Alta Densidad (PEAD) o HDPE según sus siglas en inglés es el más utilizado por su relativo bajo costo, disponibilidad, facilidad de producción e instalación y por su larga historia en la industria del gas y el petróleo [5, 15, 19]. El grado más utilizado en aplicaciones petrolíferas dentro de la clasificación de la International Organization for Standardization (ISO) es el PE100, aunque el PE80 es también utilizado sobre todo en aplicaciones para el transporte de agua. En el caso de aplicaciones de alta temperatura o flujos multi-fase la Poliamida 11 (PA11) es muy utilizada [5]. Otros polímeros avanzados como Polyetheretherketone (PEEK) o Polyvinylidene Fluoride (PVDF) han sido estudiados con resultados muy prometedores para aplicaciones en el campo petrolero [20].

El HDPE puede ser afectado significativamente en servicio por los hidrocarburos. Hamilton y Savidis investigaron este problema [21] y demostraron que a temperaturas típicas de operación, los componentes gaseosos presentes en el petróleo (CH_4 o CO_2) tienden a permear a través de la pared del polietileno en un tiempo relativamente corto. Esto resulta en un equilibrio entre la presión interna del 'liner' y el ánulo definido por la cara interna de la tubería metálica receptora y la cara externa del 'liner'.

Para reducir la presión anular, una práctica común es utilizar válvulas de venteo a lo largo del oleoducto [5, 22]. Goerz K. y cía. publicaron un trabajo [22] en el que describen diferentes métodos para prevenir el exceso de presión en la cavidad anular. Entre los datos recolectados, muestran la evolución de la presión anular en un tramo de oleoducto en operación durante un año sin venteo (Figura 3).

En la figura se muestra la presión anular en diferentes puntos tramo de oleoducto en función del tiempo. Los puntos de medición corresponden a los puntos donde se localizan las válvulas de venteo. Las líneas punteadas representan la presión de operación, entre 6 y 7 MPa. Como puede verse, al permanecer cerradas las válvulas, la presión anular tiende a igualarse a la presión de operación. El monitoreo de las presiones resulta de suma importancia en tramos largos. Goerz K. y cía. demuestran en el mismo trabajo que las válvulas de venteo pueden no ser del todo efectivas para purgar los gases contenidos en el ánulo, sobre todo ante la presencia de algún tipo de obstrucción.

Boot y Navi [23] identificaron que uno de los principales esfuerzos a los que se encuentra sometido el 'liner' se deben a la presencia de estos gases en la cavidad anular durante los períodos de despresurización de rutina que se realizan para revisión o limpieza de la tubería [24]. Estos esfuerzos radiales pueden generar un

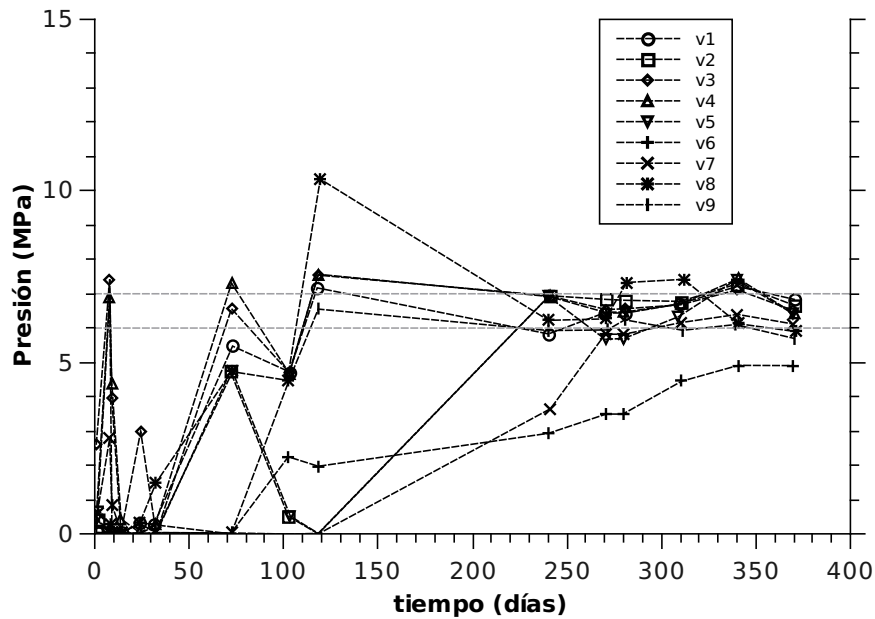


Figura 3: Evolución en un año de la presión anular en las válvulas de venteo en un tramo de oleoducto en operación.

colapso por pandeo, un modo de falla muy habitual en 'liners' poliméricos [2, 5] (Figura 4).

El diseño estructural de un 'liner' sometido a este tipo de esfuerzos entra en la categoría '**short-term**'. El término se refiere a cargas que actúan en un lapso relativamente corto. El diseño estructural que considera cargas constantes que actúan durante largos períodos de tiempo se conoce como diseño '**long-term**'. En el diseño 'long-term' las propiedades de 'creep' del material son fundamentales. Las cargas que ocasionan estas sollicitaciones pueden ser, por ejemplo, las presiones ejercidas por el suelo o el agua sobre la tubería [25].

La evolución de la presión anular en función del volumen de la cavidad anular para diseños 'short-term' ha sido un tema de estudio en trabajos de otros autores



Figura 4: Extracción de una sección de 'liner' colapsado en servicio

[6, 26]. En la figura 5 se muestra la evolución de una sección transversal de un 'liner' sometido al efecto de la presión externa. Los gráficos representan la P_{ext} vs V_{cav} . Inicialmente el 'liner' tiene una forma circular (figura 5 (a)). A medida que el volumen de la cavidad evoluciona, la presión aumenta (figura 5 (b)). En esta etapa la presión anular aumenta linealmente con el volumen hasta alcanzar una presión a partir de la cual la disminución de diámetro es evidente. En una etapa posterior, la presión alcanza un máximo conocido como P_c . A partir de este punto el aumento del volumen de la cavidad disminuye la presión y se forma el lóbulo

que aumenta de tamaño hasta que se alcanza un equilibrio entre la presión externa y la interna.

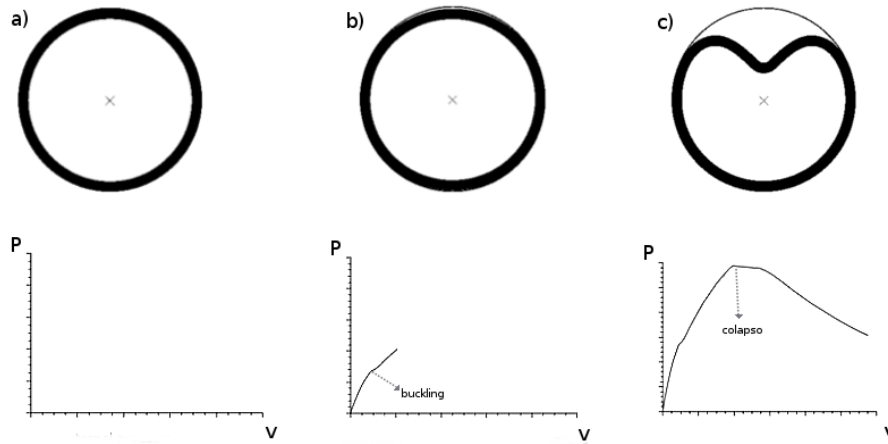


Figura 5: Representación esquemática del colapso de un 'liner' sometido a presión externa según resultados experimentales de Pinel y *cía.* [6]

La mayoría de los estudios predictivos disponibles en literatura sobre inestabilidad de 'liners' no consideran los efectos no lineales en el comportamiento del material. Los estudios abarcan tanto modelos analíticos [7, 23, 27–29] como por FEA [8] que asumen modelos constitutivos elásticos [23, 27] o elastoplásticos ideales [7, 28]. Otros han considerado modelos constitutivos no lineales [30–32] pero fueron dirigidos a estudiar el colapso 'long-term' con modelos viscoelásticos de 'creep'.

1.2 ALCANCE Y OBJETIVOS

El colapso por pandeo de 'liners' termoplásticos causado por la descompresión durante períodos de inspección es una falla muy habitual en la industria petrolera que genera tanto pérdidas económicas como posibles problemas medioambientales

[19, 22, 26, 33, 34]. Los criterios de diseño 'short-term' basados en modelos elásticos resultan muy conservadores cuando quiere reducirse por ejemplo el espesor de los 'liners', trabajar a altas temperaturas de operación o utilizar caños que son imperfectos.

El objetivo de este trabajo es abordar la generación de una herramienta predictiva para evaluar el colapso por pandeo de 'liners' de HDPE inducido por presión externa bajo solicitaciones 'short-term'. Para abordar este problema, se utilizan estrategias de simulación numérica y la reproducción del fenómeno escala laboratorio.

Para la simulación numérica, se evalúan diferentes métodos de simulación por FEA. La estrategia habitual para resolver problemas no lineales como el colapso por pandeo es la utilización del método de Riks [8]. Si bien el método resulta efectivo para resolver la no linealidad del problema, impide la incorporación de ecuaciones constitutivas dependientes del tiempo. Un abordaje novedoso del problema sería la utilización de elementos hidrostáticos. Este abordaje permitiría simular un problema no lineal y utilizar en conjunto ecuaciones constitutivas viscoelásticas o viscoplásticas. Se analiza entonces, la viabilidad de utilizar el TNM, un modelo constitutivo viscoplástico avanzado desarrollado por Bergstrom [35].

La reproducción a escala laboratorio ya fue abordada anteriormente en otros trabajos [6, 19, 26, 30]. A partir de estos trabajos, se aborda el diseño y construcción de un equipo de ensayos de colapso por pandeo por presión externa. Los resultados de este experimento físico, servirían como verificación del modelo FEA. Se hace además una revisión de los modelos analíticos existentes [7, 23, 27–29] y se analiza la posibilidad de extenderlos al HDPE.

Se hace además un breve análisis de los efectos de los hidrocarburos en las propiedades del material y en su influencia en el comportamiento en el colapso por pandeo.

1.3 ESTRUCTURA DE LA TESIS

La Tesis se divide en cuatro partes:

- 'Parte I': Alternativa **FEA** para la simulación del colapso por pandeo de 'liners' termoplásticos.
- 'Parte II': Modelado constitutivo y simulación numérica.
- 'Parte III': Ensayos a escala laboratorio de colapso por presión externa de 'liners' de **HDPE**.
- 'Parte IV': Estudio de caso de colapso por pandeo de 'liner' de **HDPE** utilizado para el transporte de petróleo.

En la **Parte I** se hace una revisión de los modelos teóricos predictivos existentes y un repaso de diferentes estrategias para la simulación por **FEA** de colapso por pandeo. Se describe la simulación por **FEA** con elementos hidrostáticos y sus ventajas para la simulación de problemas no lineales con ecuaciones constitutivas con dependencia del tiempo. En la **Parte II** se describe el modelo constitutivo **TNM** y se describen los ensayos realizados para el ajuste de sus parámetros. Posteriormente el modelo se utiliza para realizar simulaciones **FEA** bajo diferentes condiciones de sollicitación. El modelado numérico se valida preliminarmente utilizando un ensayo de compresión de secciones transversales de tubería que implica estados tensionales similares al colapso por presión externa. Se estudia la dependencia de la P_c y la elasticidad o inelasticidad del colapso con la tasa de aumento de volumen anular. La **Parte III** aborda la etapa de ensayos físicos a escala laboratorio de colapso por pandeo. Se hace una revisión de equipos existentes y se describen tanto el diseño y construcción del equipo propio como su aplicación para la realización de ensayos

bajo diferentes condiciones de temperatura. Los resultados se utilizan para validar definitivamente el modelado numérico, estudiar la dependencia de la P_c con la temperatura y ajustar una ecuación analítica predictiva. Por último, en la **Parte IV** se hace un breve análisis sobre un 'liner' de HDPE utilizado en el transporte de hidrocarburos, fallado en servicio por colapso por pandeo.

Parte I

ALTERNATIVA FEA PARA LA SIMULACIÓN DEL COLAPSO POR PANDEO DE 'LINERS' TERMOPLÁSTICOS.

REVISIÓN DE MODELOS ANALÍTICOS Y DE ALTERNATIVAS DE SIMULACIÓN FEA.

2.1 REVISIÓN DE MODELOS ANALÍTICOS

2.1.1 *Cálculo de la presión crítica de colapso por pandeo*

El estudio de la inestabilidad elástica de un aro circular sometido a presión externa fue estudiado por Levy en 1884 [36]. La presión crítica de colapso por pandeo P_c puede calcularse a partir de la siguiente expresión:

$$P_c = \frac{3EI}{R^3} \quad (1)$$

Donde E es el Módulo de Young, I es el Momento de Inercia y R es el radio del aro circular. A partir de esta ecuación puede deducirse fácilmente una expresión para el colapso por pandeo de un tubo sin restricciones. Si se considera la sección transversal de un tubo como un aro circular cuya deformación longitudinal es nula, entonces puede reemplazarse el módulo E por E' . Donde $E' = \frac{E}{1-\nu^2}$ y se deduce de la matriz constitutiva de elasticidad bidimensional con hipótesis de deformación

plana. Si se considera además el momento de inercia para una sección transversal para una tubería de espesor w de la [Ecuación 1](#) se deduce:

$$P_c = \frac{3EI}{(1-\nu^2)R^3} = \frac{E'}{4} \left(\frac{w}{R} \right)^3 \quad (2)$$

Está demostrado experimentalmente que un 'liner' restringido colapsa a una presión mayor que una tubería sin restricciones [19]. Esto llevó a varios investigadores a estudiar el colapso por pandeo de tuberías restringidas o 'liners' sometidos a presión externa.

En 1974 Jacobsen [7] desarrolló una solución semi-analítica para calcular la presión crítica de colapso de un 'liner' de diámetro exterior menor al diámetro interno de la tubería receptora. Es decir, permite considerar un 'gap' entre ambas tuberías. Jacobsen consideró a la presión crítica de colapso como aquella a la cual aparece la primera deformación plástica.

$$\frac{R}{w} = \sqrt{\frac{\left(\frac{9\pi^2}{4\alpha^2} - 1 \right) \left[\pi - \beta + \alpha \left(\frac{\sin(\beta)}{\sin(\alpha)} \right)^2 \right]}{12 \left(\frac{\sin(\beta)}{\sin(\alpha)} \right)^3 \left[\beta - \frac{\pi d}{2R} - \left(\alpha \frac{\sin(\beta)}{\sin(\alpha)} \right) \left(1 + \frac{\tan^2(\alpha - \beta)}{4} \right) \right]}} \quad (3)$$

$$\frac{\sigma_y}{E'} = \frac{w}{2R} \left(1 - \frac{\sin(\alpha)}{\sin(\beta)} \right) + \frac{PR \sin(\beta)}{E'w \sin(\alpha) \left[1 + \frac{4\alpha R \sin(\beta) \tan(\beta - \alpha)}{\pi w \sin(\alpha)} \right]} \quad (4)$$

$$\frac{P}{E'} = \frac{\left(\frac{9\pi^2}{4\alpha^2} - 1 \right)}{12 \left(\frac{R}{w} \right)^3 \left(\frac{\sin(\beta)}{\sin(\alpha)} \right)^3} \quad (5)$$

Donde σ_y es la Tensión de Fluencia, P_c es la presión crítica de colapso, d es el 'gap' máximo entre el 'liner' y α y β son parámetros geométricos definidos en la [Figura 6](#).

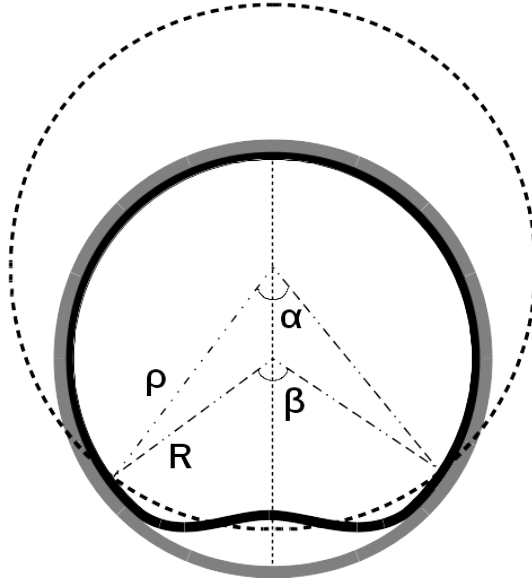


Figura 6: Geometría de un 'liner' colapsado con los parámetros de Jacobsen indicados [7].

En 1977 Glock [27] estudió la estabilidad elástica de un 'liner' sometido a presión externa. Basándose en la teoría de la deformación no lineal y en el principio de la energía potencial mínima dedujo la Ecuación 29:

$$P_c = \frac{E}{(1 - \nu^2)} \left(\frac{w}{D} \right)^{2,2} \quad (6)$$

La ecuación de Glock fue posteriormente ampliada por Boot [23] en 1998 para considerar la existencia de un 'gap' entre el 'liner' y la tubería receptora:

$$\log \left(\frac{P_c}{E} \right) = m \log \left(\frac{D}{w} \right) + \log c \quad (7)$$

Donde m y c son parámetros que dependen del modo de pandeo y del grado de discrepancia entre los diámetros de la tubería receptora y el 'liner'. Sawy y Moore [28] realizaron un estudio paramétrico con FEA para estudiar el colapso

por pandeo de 'liners' no ajustados, es decir, con un 'gap' entre la tubería receptora y el 'liner'. A partir de un ajuste no lineal de los resultados, los autores obtuvieron un conjunto de tres ecuaciones que permiten calcular tanto P_c como los esfuerzos normales y de flexión N_0 y M_0 :

$$P_c = \frac{E'}{4} \left(\frac{w}{R} \right)^3 \left[\frac{25 + 350(w/R) + 315(d/R)}{0,15 + 65(w/R) + 350(w/R)^2 + 145(w/R)} \right] \quad (8)$$

$$\frac{N_0}{E'R} = \left(\frac{w}{R} \right)^3 \left[\frac{1,15 + 10(w/R) + 15(d/R)}{0,035 + 8,5(w/R) + 35(w/R)^2 + 20(d/R) + 37,5(d/R)^2} \right] \quad (9)$$

$$\frac{M_0}{E'R^2} = \left(\frac{w}{R} \right)^3 \left[\frac{0,055 + 1,75(w/R) + 8,5(d/R)}{0,55 + 16,5(w/R) + 1,75(w/R)^2 + 62,5(d/R) - 85(d/R)^2} \right] \quad (10)$$

Todos los modelos que se describieron asumen un modo de colapso por pandeo de un solo lóbulo. Esto se debe a que es el modo de colapso por pandeo más crítico, es decir, ocurre a una menor presión externa que los demás. Boot ha [23] reportado de todas formas, en base a trabajos experimentales, colapsos por pandeo de dos lóbulos. Más allá de sus resultados, el criterio general de diseño es asumir el modo de pandeo de un lóbulo, que suele ser el más crítico [8].

2.1.2 Colapso elástico e inelástico

El colapso por pandeo está dominado por factores geométricos y de propiedades del material. Los parámetros fundamentales son la w/D (espesor/diámetro) y la relación entre deformaciones elásticas y plásticas. La relación entre ambos factores determina el tipo de colapso: elástico o inelástico. En el caso inelástico, la deformación plástica se manifiesta previamente a la presión crítica de colapso. Por el

contrario en el caso elástico, la presión crítica se alcanza sólo con deformaciones elásticas. En el caso de materiales elastoplásticos, el colapso elástico sucede a w/D pequeñas ('liners' esbeltos) y relaciones tensión de fluencia-módulo (σ_y/E) pequeñas. Mientras que el colapso inelástico se favorece a relaciones w/D y (σ_y/E) altas. En 2001 El-Sawy [8] utilizó un modelo por elementos finitos y un modelo constitutivo elastoplástico ideal para realizar un estudio paramétrico y evaluar las soluciones de Glock y Jacobsen para diferentes w/D y (σ_y/E). Una de sus conclusiones fue que las ecuaciones de Jacobsen (Ecuación 3) pueden sobreestimar P_c para 'liners' muy esbeltos. Por otro lado, mostró también que en 'liners' poco esbeltos, que tienden a un colapso inelástico, el modelo de Glock (Ecuación 29) puede sobreestimar P_c . A partir de los resultados paramétricos, El-Sawy propuso además, una expresión que permite evaluar la elasticidad o inelasticidad del colapso para materiales elastoplásticos:

$$\frac{\sigma_y}{E'} = 1,45 \left(\frac{w}{D} \right) + 3,93 \left(\frac{w}{D} \right)^2 \quad (11)$$

La Ecuación 11 define el límite entre las zonas elásticas e inelásticas (Figura 7):

En el caso de materiales con comportamientos mecánicos más complejos, como en el caso del HDPE la relación (σ_y/E) no es del todo representativa. Sobre todo, si se considera su alta dependencia con el tiempo y la temperatura. En 2015 abordamos este tema [37] y estudiamos la elasticidad o inelasticidad del colapso en función de la velocidad de sollicitación en 'liners' de HDPE utilizando el TNM como modelo constitutivo. Este tema se aborda en la Parte ii de la tesis.

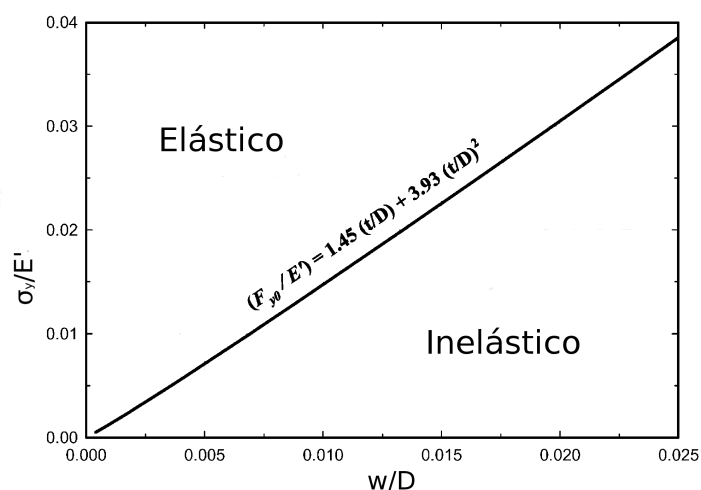


Figura 7: Zona elástica para 'liners' esbeltos e intelástica para 'liners' no esbeltos [8]

2.2 ALTERNATIVAS DE SIMULACIÓN POR FEA

El modelado por FEA de colapso de 'liners' por presión externa fue abordado por varios autores [2, 8, 23, 30–32, 38–42]. Los trabajos abarcan tanto 'liners' metálicos como 'liners' poliméricos y utilizaron diferentes estrategias para resolver la no linealidad geométrica del problema. A continuación se hace un revisión y evaluación de las alternativas de simulación por FEA considerando los aspectos críticos del problema puntual del colapso por pandeo de 'liners' de HDPE.

2.2.1 Método de control por carga y de longitud de arco

En la Figura 8 se representan esquemáticamente en un gráfico carga-desplazamiento casos típicos de puntos críticos que pueden generar una respuesta numéricamente inestable.

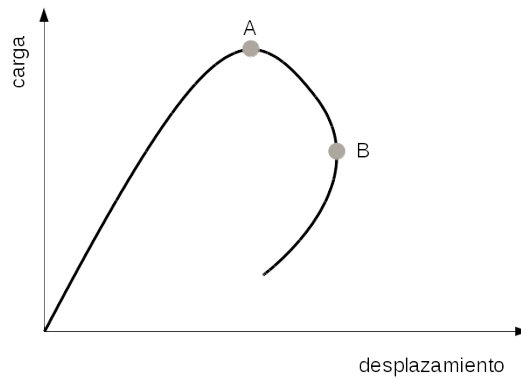


Figura 8: Respuesta inestable de una estructura

El colapso por pandeo es un problema geoméricamente no-lineal en el que la respuesta carga-desplazamiento muestra una 'rigidez negativa' a partir del punto crítico *A* de la Figura 8 y la estructura debe liberar energía de deformación para mantener el equilibrio del sistema. Este tipo de puntos generan conflictos cuando la sollicitación a la estructura se controla por carga. Los casos como el punto *B*, por el contrario, presentan problemas cuando las sollicitaciones se controlan por desplazamiento.

En un análisis estático, en el método de elementos finitos debe resolverse la siguiente ecuación:

$$F(u) = f(u) \quad (12)$$

Donde $F(u)$ es el vector de fuerzas internas y $f(u)$ el de fuerzas externas. Para un comportamiento constitutivo elástico lineal: $F(u) = Ku$. Donde K es la matriz de rigidez y u el vector de desplazamientos. En los comportamientos constitutivos viscoelásticos o viscoplásticos, la velocidad de deformación debe ser considerada.

En los problemas donde la relación carga-desplazamiento es completamente lineal, las fuerzas internas son función lineal de la matriz de rigidez K y las fuerzas

externas no dependen de los desplazamientos. Por lo tanto, el vector $\mathbf{u}$ puede resolverse simplemente calculando $\mathbf{K}^{-1}\mathbf{f}$. En un análisis no lineal las fuerzas internas son funciones no lineales del desplazamiento, es decir, la rigidez del sistema no es constante. Además, las fuerzas externas pueden depender también de los desplazamientos, como sucede en el caso del colapso por presión externa. En estos casos, se requiere entonces de la búsqueda de una solución iterativa.

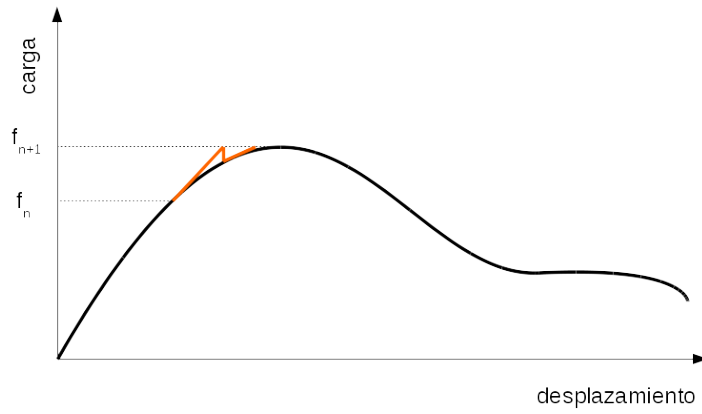
Para que la solución avance a lo largo de la trayectoria de equilibrio es necesario establecer una estrategia de control incremental. Tipos de control habituales son el control de carga, el control en desplazamientos, y el control mixto de ambos parámetros mediante métodos de longitud de arco. En el caso del control por carga, el modelo se plantea imponiendo una carga sobre la estructura. Para encontrar el desplazamiento que satisface el equilibrio dentro del criterio de convergencia, se utiliza generalmente alguna versión del método de Newton. Si bien el método de Newton utilizado para FEA es una versión matricial, la lógica es la misma que en el método para una sola variable. El método de Newton para una función de una sola variable establece que:

$$x_{k+1} = x_k - \frac{y(x_k)}{y'(x_k)} \quad (13)$$

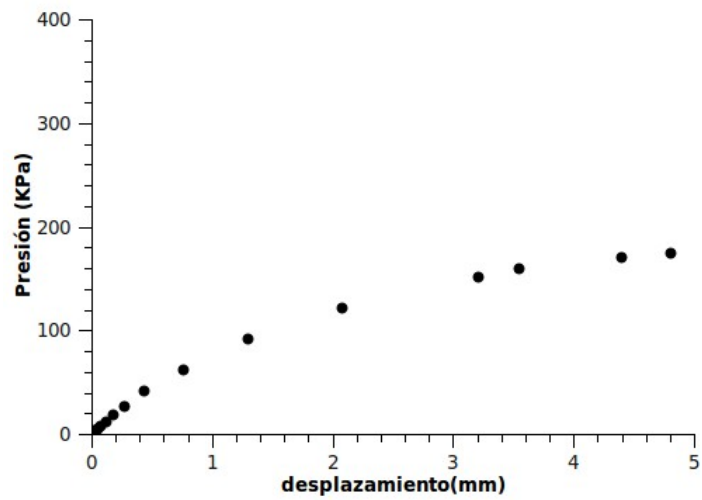
Donde y es una función real derivable en un intervalo $[a,b]$ y y' es su derivada. Las iteraciones se detienen cuando la relación $c_k \equiv y(x_k)/y'(x_k)$ se vuelve lo suficientemente pequeña. En el caso de aplicación para elementos finitos, deben buscarse las soluciones de:

$$\mathbf{F}(\mathbf{u}) - \mathbf{f}(\mathbf{u}) = 0 \quad (14)$$

El control por carga falla en puntos críticos como el que se muestra en la figura [Figura 8](#). Mientras que la carga impuesta aumenta progresivamente, el sistema responde con una 'rigidez negativa', es decir, una disminución de carga para continuar el desplazamiento. Gerard F. [\[2\]](#) utilizó el método de control por carga para estudiar el colapso por pandeo en 'liners' de [PA11](#) bajo solicitaciones 'short-term'. El abordaje del problema consistió en aumentar progresivamente la presión en la superficie externa del 'liner' hasta llegar al punto crítico A de la [Figura 8](#). La [Figura 9](#) muestra la respuesta del modelo con este tipo de control por carga. La gran limitación de este método de resolución es la imposibilidad de estudiar el post-colapso, es decir, el comportamiento de la estructura posterior al punto crítico.



(a) Gráfico esquemático de la respuesta carga desplazamiento para el caso de colapso por pandeo con las iteraciones típicas del método de Newton.



(b) Respuesta de modelo FEA en punto crítico.

Figura 9: Método de simulación por control por carga.

Una forma habitual de resolver este punto crítico es utilizar un sistema de control mixto carga-desplazamiento conocido como el método de longitud de arco [43]. Este método fue utilizado por El-Sawy [8] para estudiar el colapso por pandeo de 'liners' de acero sometidos a presión externa. El método de longitud de arco pertenece a una familia de métodos, en los que factor de carga se considera una variable más. y necesitando, por tanto, una condición de vínculo adicional para esta nueva incógnita. La Ecuación 14 puede reescribirse como:

$$F(u) - \lambda f(u) = 0 \quad (15)$$

Donde λ es el factor de proporcionalidad de carga. En el método de longitud de arco, λ es una incógnita más del problema. Esta nueva incógnita obliga necesariamente a imponer una nueva condición. Riks y Wempner [43] proponen el uso de un incremento de longitud de arco fijo en la curva de carga como condición de vínculo para las iteraciones dentro del paso de carga.

Si bien este método es muy útil para resolver puntos críticos como los que se muestran en la Figura 8, el concepto de tiempo es reemplazado por la 'longitud de arco'. Esto dificulta los análisis con ecuaciones constitutivas dependientes del tiempo.

2.2.2 Elementos hidrostáticos de fluido

Los elementos hidrostáticos de fluido de Abaqus [44] para emular el comportamiento del fluido en la cavidad fueron utilizados por Kyriakides [39] para estudiar la propagación del colapso en 'liners' de acero. La propia formulación de los elementos hidrostáticos de fluido evalúa la relación presión-volumen de cavidad utilizan-

do diferentes modelos de fluido, compresibles e incompresibles. La relación entre cargas y deformaciones queda entonces controlada por el propio comportamiento del fluido, proporcionando una respuesta estable a la estructura. La ventaja en el uso de este tipo de elementos es la facilidad para resolver este problema no lineal con ecuaciones constitutivas dependientes del tiempo.

A continuación se aborda la primera etapa de simulación por [FEA](#). En esta primera etapa, se utilizaron modelos constitutivos sencillos: elástico, elastoplástico ideal y elastoplástico. Se compararon los resultados obtenidos mediante el uso de elementos hidrostáticos y mediante el método de longitud de arco. Los resultados [FEA](#) se compararon además con los resultados obtenidos a partir los modelos analíticos enumerados en la sección anterior.

SIMULACIÓN PRELIMINAR POR FEA Y RESULTADOS DE MODELOS ANALÍTICOS.

3.1 SIMULACIÓN FEA 2D

Los 'liners' se instalan en segmentos de longitudes entre 200 y 1200 metros [45] aproximadamente, dependiendo de la topografía del oleoducto [5]. En estas condiciones, las deformaciones longitudinales resultan despreciables y el problema se puede simplificar como una sección transversal en condiciones de deformación plana [2, 8, 23, 30–32, 40–42]. Por simetría se consideró además sólo una mitad de la sección (Figura 10). Con el fin de inducir el colapso por pandeo, la geometría fue aproximada a una elipse con una relación de 1.0005 entre sus ejes. El contacto tangencial se modeló como un sistema sin fricción y el comportamiento normal como un elástico lineal con un módulo de un orden de magnitud mayor al del HDPE. No se consideró 'gap' entre la tubería receptora y el 'liner'.

El colapso fue modelado en ABAQUS Standard 6.10. El 'liner' fue mallado con elementos cuadriláteros de orden cuadrático de 8 nodos en deformación plana (CPE8R) por su eficiencia en los problemas dominados por la flexión para aproximar superficies curvas. El tubo receptor o 'host' fue modelado como una como un rígido discreto con elementos R2D2 considerando que la tubería receptora de acero tiene una rigidez órdenes de magnitud mayor al 'liner' polimérico.

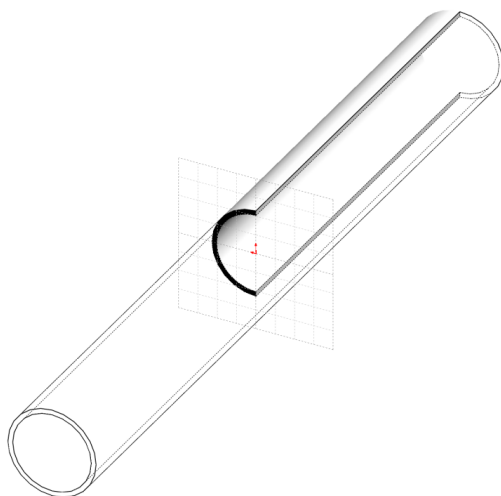


Figura 10: Simplificación geométrica para la simulación 2D.

3.1.1 Materiales y modelado constitutivo

Para esta primera etapa se utilizaron tres modelos constitutivos simples: elástico, elastoplástico ideal y elastoplástico (Figura 11).

Para determinar los parámetros constitutivos se realizaron ensayos de tracción en una máquina de ensayos Instron 4467 con un extensómetro de 12,5 mm de apertura entre cuchillas. Se moldearon placas mediante moldeo por compresión a partir de HDPE en gránulos provisto por DOW, grado DGDA 2490 BK. Se mecanizaron probetas del tipo 'huesito' a partir de las placa de aproximadamente 2mm de espesor. Los ensayos se realizaron con velocidades de travesa de 1 y 50 mm/min (Figura 12).

A partir de los registros tensión-deformación se obtuvieron los valores de tensión de fluencia y módulo que se muestran en la tabla Tabla 1. Se consideró además un Coeficiente de Poisson (ν) de 0,45 sugerido como valor promedio en Handbook of Polyethylene Pipe [46].

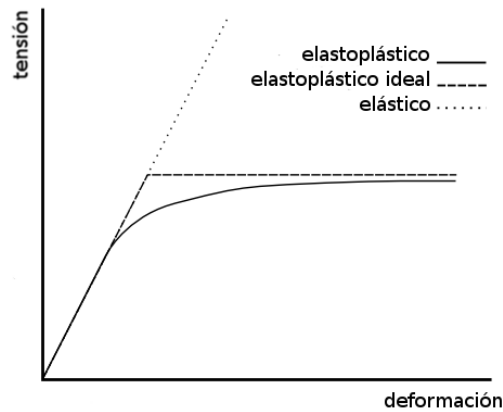


Figura 11: Representación esquemática de los comportamientos constitutivos elástico, elastoplástico ideal y elastoplástico con endurecimiento.

Velocidad de travesa (mm/min)	Módulo de Young (E)(MPa)	Tensión de Fluencia (σ_y)(MPa)
1	1241	26,57
50	1545	30,25

Tabla 1: Propiedades del HDPE a dos velocidades de travesa.

Los tres comportamientos se modelaron con las herramientas incluidas por defecto en el paquete ABAQUS 6.10. Para los tres modelos se consideró un comportamiento elástico lineal hookeano. En el caso elastoplástico se sumaron los registros completos tensión-deformación plástica y para el modelo elastoplástico ideal se consideró sólo el primer punto (tensión de fluencia).

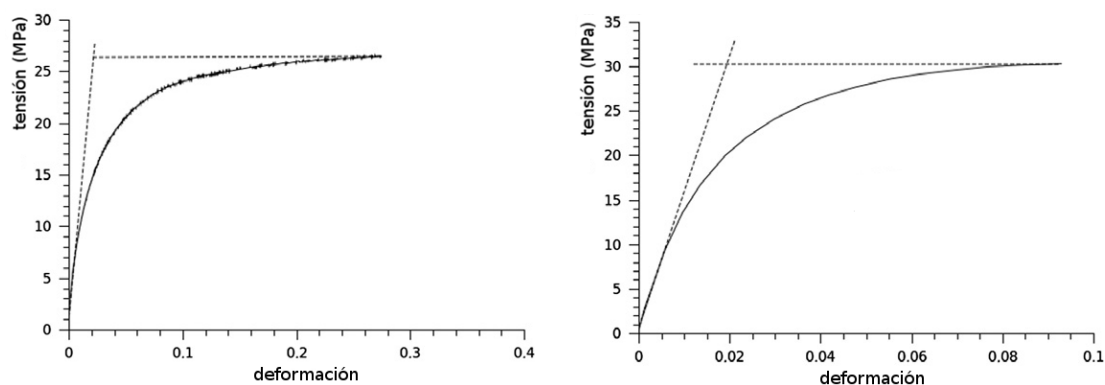


Figura 12: Diagramas tensión-deformación verdaderas obtenidos a partir de los ensayos de tracción a 1 mm/min (a) y 50 mm/min(b)

3.1.2 Simulación con elementos hidrostáticos de fluido y con el método de Riks

Las mallas con elementos hidrostáticos de fluido deben generarse de forma tal que sus nodos sean compartidos con los nodos de los elementos estructurales que definen la superficie en contacto con la cavidad (Figura 13).

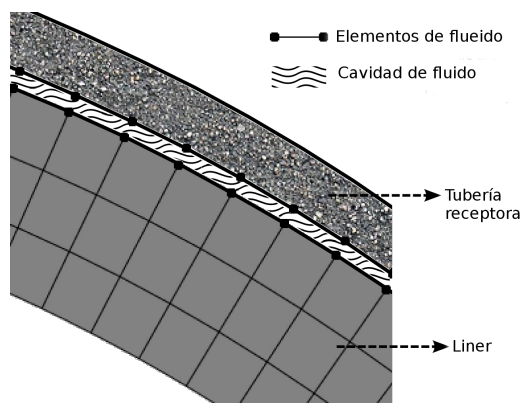


Figura 13: Diagrama esquemático de la cavidad entre el 'liner' y la tubería receptora modelada con elementos de fluido.

Abaqus dispone cuatro elementos hidrostáticos de fluido [Figura 14](#) [44]. Los elementos bidimensionales F2D2, los elementos tridimensionales F3D3 de tres nodos y F3D4 de cuatro nodos y los elementos axisimétricos F3D4. El orden de sus nodos definen la orientación del fluido en la cavidad.

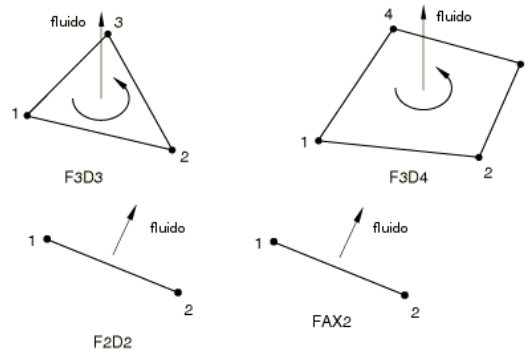


Figura 14: Elementos hidrostáticos de fluido con la orientación de la normal según la disposición de los nodos.

Dado que estos elementos no forman parte del entorno gráfico de Abaqus, se programó un mallador simple en Fortran para incluirlos en el modelo. Para este caso bidimensional, se utilizaron elementos F2D2. El fluido se modeló como un fluido incompresible y la presión de la cavidad se obtuvo aumentando progresivamente la cantidad de fluido mediante la opción 'FLUID FLUX'. Esta opción impone un 'caudal' o tasa de aumento de fluido (q_{cav}) en la cavidad definida por los elementos hidrostáticos. Para las simulaciones con elementos hidrostáticos de fluido se utilizó un análisis estático general típico ('Static General Step').

A modo comparativo, se utilizó también el método de longitud de arco. Abaqus utiliza una versión del método de longitud de arco denominada método de Riks [43, 47, 48]. Para aplicar este método, se impuso una carga distribuida sobre toda la superficie externa del 'liner'. Utilizando un análisis estático de Riks ('Static

Riks Step') se obtiene un registro de proporcionalidad de carga impuesta donde el tiempo es reemplazado por el concepto de 'longitud de arco'.

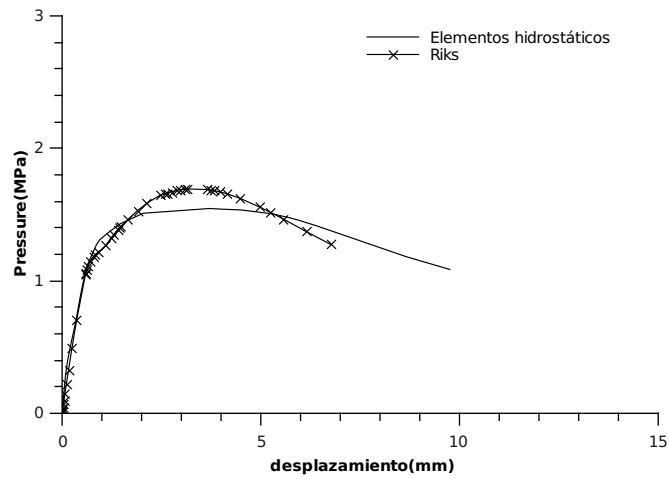
Tanto el uso de elementos hidrostáticos de fluido como el uso del método de Riks permitieron salvar el punto crítico que representa el máximo en la curva de colapso (sección [Subsección 2.2.1](#)) para obtener curvas completas de colapso. En la [Figura 15a](#) se muestran curvas presión anular vs. desplazamiento del eje vertical de la sección transversal ([Figura 10](#)) obtenidas mediante ambas estrategias de simulación.

En la [Figura 15b](#) se muestran las presiones de colapso obtenidas mediante ambos métodos para distintas w/D . La diferencia entre valores de presión obtenidos mediante ambos métodos no supera el %10. Dado que en esta primera etapa los modelos constitutivos no presentan dependencia con el tiempo, se utilizó el método de Riks por su sencillez de aplicación respecto a los elementos hidrostáticos de fluido.

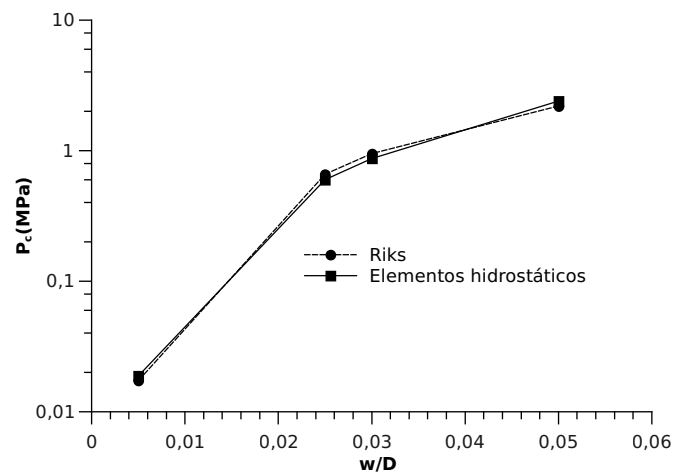
3.1.3 *Influencia del comportamiento constitutivo sobre el comportamiento en colapso*

Se realizaron simulaciones [FEA](#) basadas en los tres modelos constitutivos propuestos, considerando diferentes relaciones de aspecto (w/D). En la [Figura 16](#) se muestran las formas finales de los perfiles colapsados por [FEA](#) para cada uno de los tres comportamientos con propiedades obtenidas a 50 mm/min para un liner de $w/D=0,05$.

Si bien los perfiles de la [Figura 16](#) se muestran completos mediante simetría de espejo, las simulaciones se realizaron sobre una mitad ([Sección 3.1](#)). Las curvas de colapso de estas mismas simulaciones muestran que la influencia del comporta-



(a) Curvas presión externa-desplazamiento para un 'liner' de relación de aspecto $w/D = 0,05$



(b) Presiones críticas de colapso para diferentes w/D

Figura 15: Simulaciones FEA con elementos hidrostáticos y con el método de Riks con modelo elastoplástico con propiedades a 50 mm/min

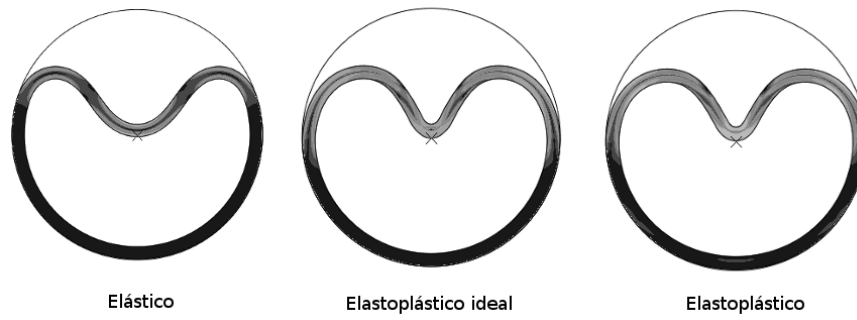


Figura 16: Forma final de los perfiles colapsados para cada uno de los modelos propuestos.

miento constitutivo se pone en evidencia después de la etapa lineal inicial de las curvas de colapso presión-desplazamiento (Figura 17).

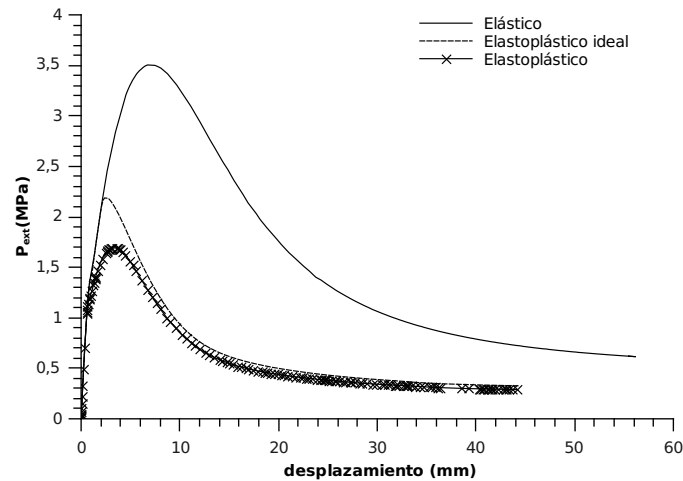


Figura 17: Curvas de colapso según los tres comportamientos constitutivos propuestos con parámetros obtenidos a una velocidad de travesa de 50 mm/min.

Estos registros ponen en evidencia que la deformación plástica influye significativamente para esta relación de aspecto y propiedades de material. La existencia de deformación plástica previa al colapso (máximo en la curva) sugiere que bajo estas condiciones el colapso es inelástico. Tal como se discutió en la [Subsección 2.1.2](#) es

de esperar entonces, que al disminuir w/D se induzca un colapso elástico y las diferencias de comportamiento entre los tres comportamientos constitutivos disminuya. En la Figura 18 se presentan los resultados de las presiones de colapso considerando los tres modelos constitutivos para diferentes w/D .

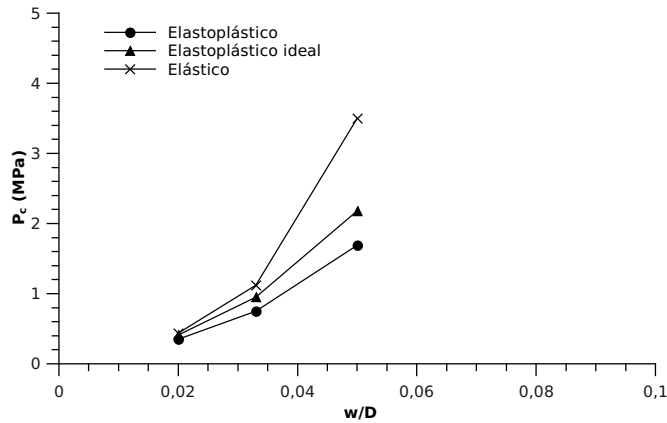


Figura 18: Presiones de colapso en función de w/D para los tres modelos constitutivos considerados (propiedades a 50 mm/min).

Estos resultados muestran que a relaciones w/D bajas, la inelasticidad en el colapso disminuye y las presiones de colapso tienden a ser prácticamente las mismas. En la Subsección 2.1.2 se hizo referencia al estudio de El-Sawy [8] sobre la elasticidad o inelasticidad de colapso. El-Sawy, propuso una ecuación derivada de un modelo FEA para determinar el tipo de colapso considerando un modelo elastoplástico ideal. En la Figura 19 se grafica la Ecuación 11 que define las zonas elástica e inelástica. En contraste, se graficaron puntos que corresponden a las propiedades a 50 mm/min de HDPE (Tabla 1) considerando un modelo elastoplástico ideal a diferentes w/D . Se observa efectivamente un colapso inelástico para un amplio rango de relaciones de aspecto w/D y asumiendo estas propiedades de material.

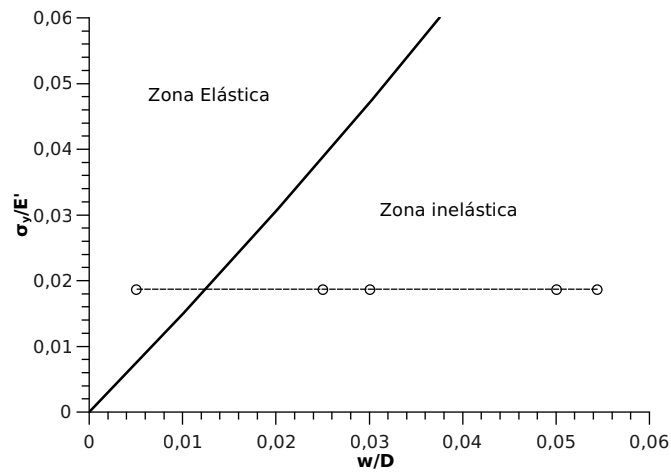


Figura 19: En trazo continuo se muestra la función de El-Sawy. Los puntos representan diferentes pares $w/D - \sigma_y/E' = 0,017$ para HDPE.

3.1.4 Influencia de la velocidad de deformación.

Un punto fundamental que debe considerarse en un material de características viscoplásticas como es el HDPE es la influencia de la velocidad de sollicitación sobre sus propiedades mecánicas. Si se asume por ejemplo un modelo elastoplástico ideal, los parámetros determinados mediante ensayos de tracción, resultan sensibles a la velocidad de travesa (Tabla 1). En la Figura 20 se muestran dos curvas de colapso obtenidas por FEA asumiendo un modelo elastoplástico ideal con propiedades obtenidas a velocidades de travesa de 1 mm/min y 50 mm/min (Tabla 1).

Este resultado es un primer indicio de que la Velocidad de Deformación ($\dot{\epsilon}$) influye significativamente sobre el comportamiento de un 'liner' sometido a este tipo de sollicitaciones. Por otro lado, las velocidades de deformación no son uniformes en todo el volumen del 'liner' sino que varían punto a punto. Los modelos considerados en esta sección resultan, por lo tanto, insuficientes para reproducir eficiente-

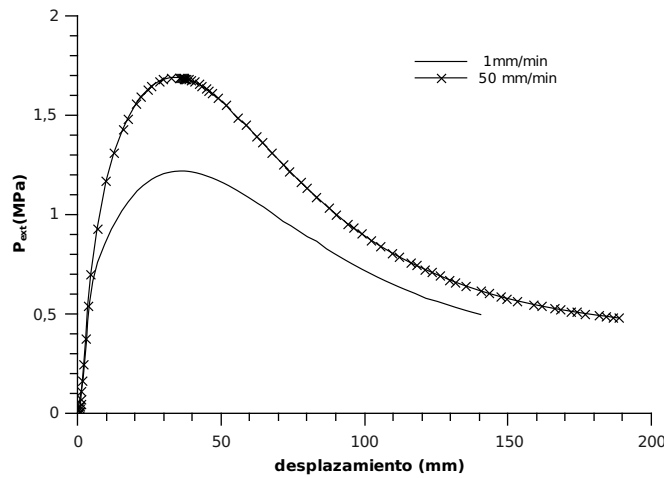


Figura 20: Curvas de colapso considerando un modelo elastoplástico ideal con parámetros determinados a dos velocidades de travesa.

mente este comportamiento ya que sus parámetros están determinados a una única velocidad de deformación. En la sección [Parte ii](#) se describirá la aplicación de un modelo viscoplástico avanzado para reproducir el comportamiento mecánico del [HDPE](#).

3.1.5 Comparación de resultados [FEA](#) con resultados analíticos.

Los resultados de las simulaciones [FEA](#) se contrastaron con los resultados de los modelos analíticos de Glock y Jacobsen, presentados en la [Subsección 2.1.1](#). Como se expuso anteriormente, el modelo de Glock asume un modelo elástico, mientras que el modelo de Jacobsen considera un modelo elastoplástico ideal. Es de esperar que a w/D bajos, para los cuales el colapso tiende a ser elástico, los resultados de Glock sean más representativos que los de Jacobsen. El modelo de Jacobsen, considera como presión crítica de colapso como aquella en la que se manifiesta

el primer punto de deformación plástica. Por lo tanto, su solución resulta más representativa de colapsos inelásticos (w/D altos).

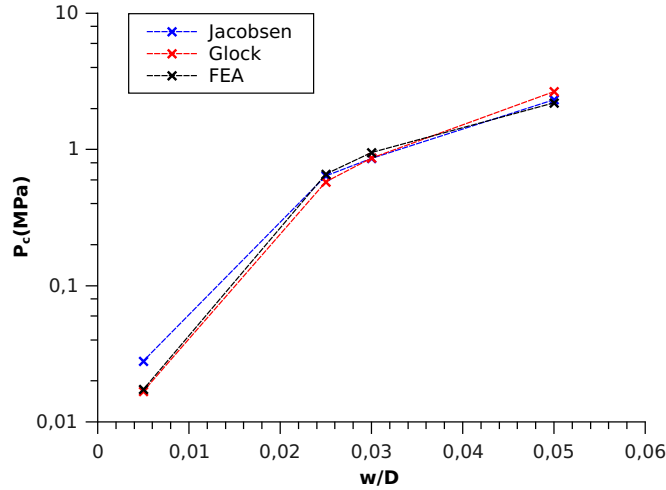


Figura 21: Presiones de colapso obtenidas por los modelos de Glock y Jacobsen, contrastadas con el modelo FEA (propiedades del material a 50 mm/min).

En la Figura 21 se muestran los valores de P_c obtenidos por FEA y por los modelos analíticos de Glock y Jacobsen en función de w/D . A w/D bajos, los resultados de P_c obtenidos por FEA coinciden muy bien con los resultados de la ecuación de Glock. Al aumentar w/D , la tendencia se invierte progresivamente y los resultados FEA tienden a coincidir con mejor con Jacobsen. En otros términos y tomando como referencia los resultados FEA, Jacobsen tiende a sobrestimar el valor de P_c para w/D bajos y Glock para w/D altos.

RESUMEN Y CONCLUSIONES.

Los 'liners' termoplásticos son ampliamente usados en la industria del transporte de petróleo. A altas presiones de operación ciertos gases derivados pueden permear a través de la pared del 'liner'. Durante la despresurización rápida en períodos obligatorios de revisión, estos gases ejercen una presión externa que en ciertos casos deriva en un colapso por pandeo del 'liner'. Existen modelos analíticos que permiten calcular la presión crítica de colapso. Estos asumen comportamientos constitutivos elásticos o elastoplásticos ideales. La naturaleza viscoplástica de los materiales termoplásticos utilizados en 'liners' requiere de modelos constitutivos más complejos que consideren su dependencia con la velocidad de sollicitación y la temperatura. Por otro lado, los modelos analíticos no resultan a menudo versátiles para considerar diferentes condiciones específicas en problemas puntuales como pueden ser defectos superficiales o geométricos.

Una de las dificultades en la simulación FEA de este problema radica en las características no lineales del colapso por pandeo. Un abordaje muy común en este tipo de problemas es utilizar el método de longitud de arco [8, 43, 47, 48]. El método resulta muy efectivo para salvar el punto crítico pero el concepto de tiempo es reemplazado por el de 'longitud de arco'. Esto impide el uso de ecuaciones constitutivas dependientes del tiempo típicas de materiales poliméricos. En esta parte de la tesis se abordó la alternativa de utilizar un análisis estático general de Abaqus ('Static General Step') con elementos hidrostáticos. Este tipo de análisis, con control

de carga, como se utiliza típicamente falla al alcanzar el punto crítico en la curva de colapso (Subsección 2.2.1). La propia formulación de los elementos hidrostáticos de fluido evalúa la relación presión-volumen de cavidad utilizando diferentes modelos de fluido. Esto permite controlar la deformación de la estructura a través del volumen de cavidad (fluidos incompresibles) o de la presión en la cavidad (fluidos compresibles). El control sobre estas variables, no sólo permite generar un análisis estable sino también controlar la tasa de aumento de la presión o el volumen de cavidad. Los resultados FEA demostraron una discrepancia máxima del %10 entre las P_c obtenidas mediante el método de Riks y de elementos hidrostáticos.

Se consideraron tres comportamientos constitutivos para el HDPE: elástico, elastoplástico y elastoplástico ideal. Los parámetros de los modelos se obtuvieron mediante ensayos uniaxiales de tracción a dos velocidades de travesa diferentes. Se evaluaron los resultados FEA aplicando cada uno de los modelos. La influencia de la deformación plástica se hizo evidente sobre el comportamiento del 'liner' y sobre la P_c para un amplio rango de w/D . Se aplicaron ecuaciones analíticas de El-Sawy [8] para determinar la elasticidad o inelasticidad del colapso. Se determinó que efectivamente para un amplio rango de w/D y considerando un modelo elastoplástico ideal el colapso de 'liners' de HDPE es inelástico. Se hizo evidente también la influencia de la velocidad de travesa en la determinación de los parámetros constitutivos y en los resultados FEA. Esto demostró la necesidad de utilizar un modelo constitutivo más complejo que considere las propiedades viscoplásticas del HDPE.

Los resultados FEA se compararon además con los resultados obtenidos mediante los modelos analíticos de Glock y Jacobsen. Los valores de P_c obtenidos por FEA con un modelo elastoplástico ideal, demostraron que Jacobsen sobreestima P_c para valores bajos de w/D y Glock para valores altos de P_c .

Parte II

MODELADO CONSTITUTIVO Y SIMULACIÓN NUMÉRICA.

INTRODUCCIÓN.

5.1 COMPORTAMIENTO MECÁNICO DE POLÍMEROS

Una característica distintiva en el comportamiento mecánico de polímeros es la forma en la que su respuesta a un determinado estímulo de tensión o deformación depende íntimamente de la temperatura o de la velocidad o período de tiempo de aplicación de dicho estímulo. Esta dependencia es un gran contraste respecto del comportamiento de sólidos elásticos como los metales o cerámicos que, a bajos niveles de deformación, obedecen a la ley de Hooke. Es decir, la tensión es proporcional a la deformación e independiente de la velocidad de deformación. En el caso de los líquidos viscosos, el comportamiento mecánico tiene una gran dependencia con el tiempo. Es posible representar su comportamiento con la ley de Newton, la cual establece que la tensión es proporcional a la velocidad de deformación pero independiente de la deformación. El comportamiento de la mayoría de los polímeros puede pensarse como algo entre los sólidos elásticos y los líquidos. A bajas temperaturas y velocidades de deformación altas, muestran un comportamiento más cercano a un sólido elástico, mientras que a altas temperaturas y velocidades de deformación bajas se asemejan más a un líquido. Por esta razón, los polímeros se consideran sólidos *viscoelásticos*, presentan propiedades tanto elásticas como viscosas. Por otro lado, dependiendo de los niveles de deformación, presentan también

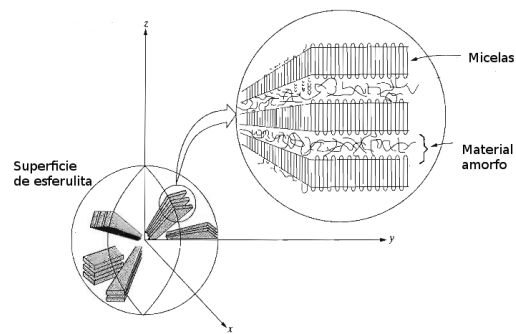
mecanismos de deformación plástica por lo cual se los considera también sólidos *viscoplásticos*.

Otro aspecto significativo en el comportamiento mecánico de polímeros es la dependencia de σ_y con la presión hidrostática ($\sigma_{hid} = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$). Este efecto se revela fácilmente variando la componente hidrostática al ensayar el mismo polímero en tracción y en compresión. Habitualmente, la tensión de fluencia de un polímero ensayado en compresión es mayor que ensayado en tracción. Este efecto ha llevado a modificar criterios típicos de fluencia para metales como Tresca o Von Mises para ser adaptados a la dependencia de los polímeros con Presión hidrostática (σ_{hid}).

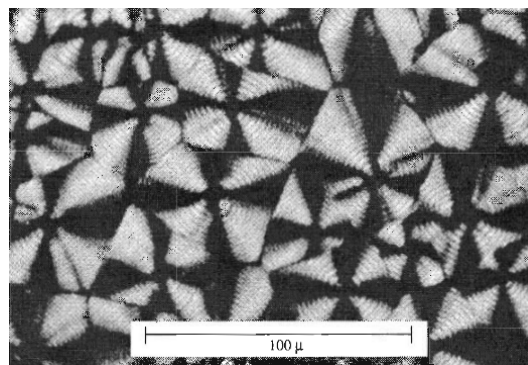
5.2 ESTRUCTURA Y COMPORTAMIENTO MECÁNICO DE POLÍMEROS SEMICRISTALINOS.

Los polímeros semicristalinos están formados por zonas cristalinas y amorfas. Las cadenas poliméricas se ordenan formando cristales en forma de láminas de espesor nanométrico llamadas *micelas*. Dentro de estas estructuras, las moléculas se encuentran plegadas una y otra vez sobre sí mismas. Los pliegues se ubican sobre las caras de las láminas. Cada una de estas micelas contiene varias moléculas, pero la longitud media de las cadenas es muy superior al espesor de la micela. A su vez, las micelas se disponen de forma radial formando esferulitas.

Las micelas se encuentran separadas por material amorfo (Figura 22). El HDPE es un polímero semicristalino con un alto grado de cristalinidad, que varía entre un 80 % y un 95 % [49]. Cabe destacar que a temperatura ambiente el HDPE se encuentra muy por encima de su Temperatura de Transición Vítrea (T_g) (aproximada-



(a) Representación esquemática del detalle de la estructura de una esferulita.



(b) Fotomicrografía con luz polarizada mostrando la estructura esferulítica del polietileno.

Figura 22: Estructura esferulítica en polímeros semicristalinos [9].

mente $-80\text{ }^{\circ}\text{C}$). Esto significa que las regiones amorfas entre micelas se encuentran en estado líquido viscoso.

Los polímeros semicristalinos generalmente se utilizan a una temperatura mayor que su T_g y menor que su Temperatura de Fusión (T_m). Por debajo de su T_g son frágiles y por encima de su T_m son líquidos. Este aspecto es una diferencia fundamental con los polímeros amorfos, que son útiles mecánicamente por debajo de su T_g , ya que a mayores temperaturas son completamente líquidos. Como se mencio-

nó anteriormente, los polímeros semicristalinos en el rango de temperaturas en el que presentan sus mejores propiedades ($T_g < T < T_m$) tienen las zonas cristalinas sólidas y las amorfas líquidas. Considerando su estructura esferulítica, la deformación de los polímeros semicristalinos puede entenderse considerando varios niveles de su estructura. A bajos niveles de deformación las esferulitas se elongan en la dirección de aplicación del esfuerzo pero mantienen su estructura. Las zonas cristalinas se deforman mediante una combinación de mecanismos: 'slip', 'twinning' y transformaciones martensíticas [50]. Por otro lado, la porción de material amorfo en forma viscosa permite el movimiento relativo entre láminas cristalinas. En estas primeras etapas, la estructura se deforma pero permanece esencialmente intacta. A muy altos niveles de deformación, la estructura esferulítica se rompe y se obtiene una morfología más similar a una estructura de fibras [Figura 23](#).

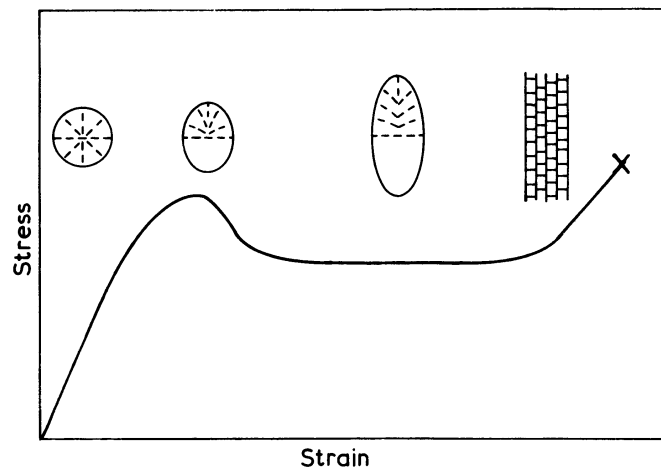


Figura 23: Representación esquemática de los cambios morfológicos en las diferentes etapas de deformación en una sollicitación uniaxial.

5.3 MODELADO CONSTITUTIVO DE POLÍMEROS.

La mecánica del continuo moderna aplicada a polímeros nos puede proveer de ecuaciones que permitan establecer una relación entre tensión y deformación o tensión y velocidad de deformación. En general, el comportamiento mecánico de polímeros involucra una etapa inicial elástica, una fluencia no lineal dependiente de la velocidad de deformación y posteriormente un endurecimiento a grandes deformaciones.

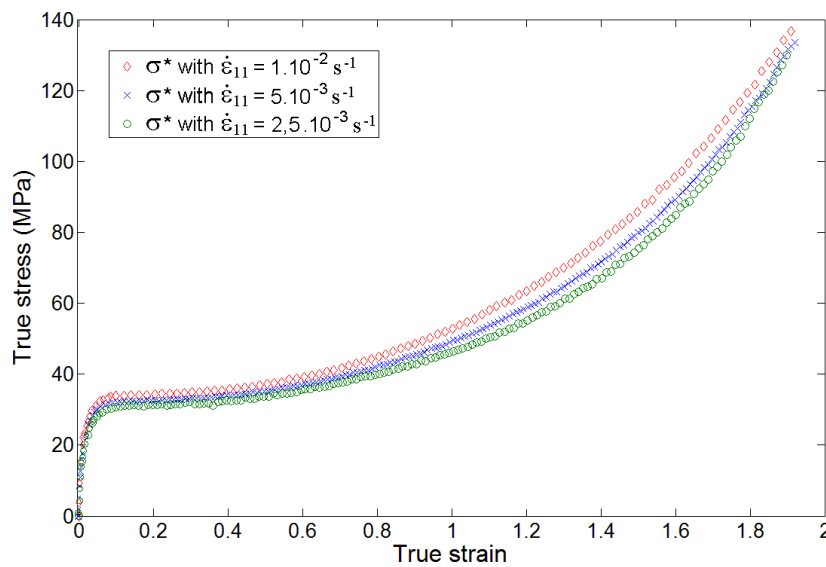


Figura 24: Respuesta tensión deformación del HDPE en tracción uniaxial a grandes deformaciones a distintas velocidades de deformación [10].

Uno de los primeros aportes en el desarrollo de ecuaciones constitutivas para modelar este comportamiento en polímeros fue trabajo de Haward y Thackray [11]. En su trabajo, idealizaron la respuesta mecánica suponiendo dos componentes que actúan en paralelo: un elemento de Maxwell (resorte lineal elástico en serie con un pistón representado por el modelo no lineal de Eyring), que representa la respuesta

elástica inicial y la fluencia, y un elemento entrópico que representa la respuesta no lineal a grandes deformaciones. La [Figura 25](#) muestra una representación esquemática y reológica de descomposición de la deformación tal como fue propuesta por Haward y Thackray.

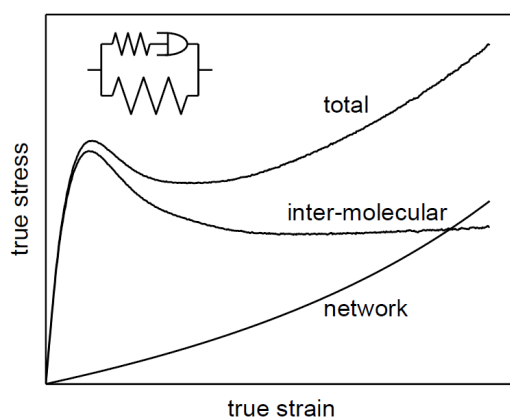


Figura 25: Representación esquemática de la respuesta mecánica dividida en cada uno de los componentes paralelos y la total [11].

El modelado constitutivo de polímeros es actualmente un área de investigación desarrollada con un gran número de avances en los últimos 40 años. Uno de los desarrollos más significativos ha sido el desarrollo de la familia de modelos constitutivos tridimensionales comenzado por Boyce y otros [51–54] que unificó teorías de física macromolecular con los últimos avances en mecánica estadística, mecánica del continuo y mecánica computacional. Estos modelos ofrecieron una herramienta lo suficientemente amplia, apta para un gran rango de condiciones de carga, para poder ser utilizados en forma conjunta con [FEA](#). El trabajo original de Boyce [51] fue dedicado a polímeros amorfos como el Policarbonato ([PC](#)) o Polimetilmetacrilato ([PMMA](#)) sometidos a grandes niveles de deformación. Este desarrollo fue posteriormente mejorado para incluir otros aspectos relacionados a

la deformación de polímeros como anisotropía inducida por deformación, elasticidad de gomas, altas velocidades de deformación, etc [55–62].

Entre estas contribuciones, una muy significativa fue el 'Hybrid Model' introducido por Bergstrom y col. [63], diseñado para capturar la respuesta mecánica de un polímero semicristalino: Polietileno de Ultra Alto Peso Molecular (UHMWPE). Posteriormente, Bergstrom y col. mejoraron ciertos aspectos del 'Hybrid Model' para lograr un modelo más eficiente computacionalmente, el TNM [3]. Por su pertinencia para el modelado de termoplásticos semicristalinos, el TNM resulta una opción adecuada para el modelado de la resupuesta mecánica de 'liners' de HDPE. En esta parte de la tesis, se detalla la implementación de este modelo constitutivo complejo, como así también su evaluación preliminar para el modelado por FEA del colapso por pandeo en 'liners' de HDPE.

5.4 DESCRIPCIÓN DEL THREE NETWORK MODEL (TNM)

El TNM se puede representar mediante un esquema simplificado unidimensional de su comportamiento reológico como el que se muestra en la figura Figura 26:

Las redes *A* y *B* representan la respuesta viscoplástica inicial del material que es capturada a través de dos mecanismos separados de activación de energía, uno correspondiente al dominio amorfo y otro al semicristalino. La red *C* captura el comportamiento hiperelástico total del material, esto es, el endurecimiento entrópico por estiramiento de las cadenas Figura 27.

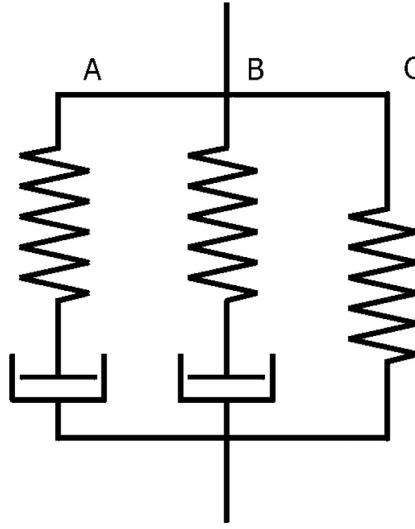


Figura 26: Representación reológica esquemática unidimensional del **TNM**. Los resortes representan los componentes elásticos y los émbolos los componentes viscosos.

El Gradiente de deformación total ($\mathbf{F}_{app}$) se divide en Componente de expansión térmica del gradiente de deformación ($\mathbf{F}^{th}$) y Componente de deformación mecánica del gradiente de deformación ($\mathbf{F}$):

$$\mathbf{F}^{app} = \mathbf{F}\mathbf{F}^{th} \quad (16)$$

A su vez, el gradiente de deformación de las redes A y B se descompone en los componentes elásticos y en los viscoplásticos:

$$\mathbf{F}^{app} = \mathbf{F}_n^e \mathbf{F}_n^v \quad (17)$$

Donde n , toma el valor 'A' para la red 'A' y 'B' para la red 'B'. $\mathbf{F}_n^e$ es el componente elástico del gradiente de deformación cuya relación constitutiva es la ecuación **Ecuación 18**. $\mathbf{F}_n^v$ es el componente viscoplástico de $\mathbf{F}_{app}$ y sus relaciones constituti-

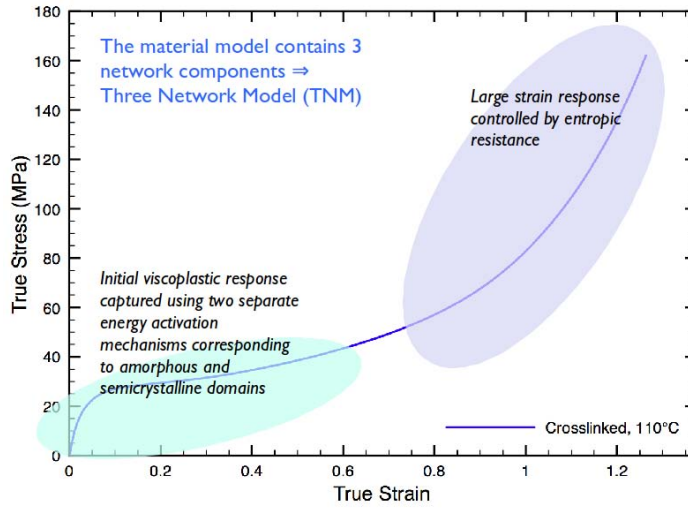


Figura 27: Curva esquemática de tracción uniaxial con los mecanismos de deformación especificados en cada zona [3]

vas son las ecuaciones 20 y 21. La tensión de Cauchy actuando en las redes A y B es:

$$\sigma_n = \frac{\mu_n}{J_n^e \bar{\lambda}_n^{e*}} \left[1 + \frac{\theta - \theta_0}{\hat{\theta}} \right] \frac{\mathbf{L}^{-1}(\bar{\lambda}_n^{e*}/\lambda_L)}{\mathbf{L}^{-1}(1/\lambda_L)} \text{dev}[\mathbf{b}_n^{e*}] + \kappa(J_n^e - 1)\mathbf{1} \quad (18)$$

Donde $J_n^e = \det[\mathbf{F}_n^e]$; $\mathbf{b}_n^{e*} = (J_n^e)^{-2/3} \mathbf{F}_n^e (\mathbf{F}_n^e)^T$ es el tensor de deformación de Cauchy-Green; θ es la temperatura actual, θ_0 la temperatura de referencia, $\hat{\theta}$ es un parámetro del material que especifica la respuesta a la temperatura de la rigidez; $\bar{\lambda}_n^{e*} = (\text{tr}[\mathbf{b}_n^{e*}/3])^{1/2}$ es el estiramiento efectivo de las cadenas y $\mathbf{L}^{-1}(x)$ es la función de Langevin inversa; μ_n es el módulo de corte elástico de la red n y κ es el módulo de compresibilidad. Estas constantes del material pueden ser interpretadas de forma análoga al módulo de corte y de compresibilidad elásticos lineales, con la diferencia de que en el modelo TNM el módulo de corte está escalado por la función de Langevin. λ_L es la 'locking stretch' y da una medida de la respuesta al

endurecimiento hiperelástico a grandes deformaciones. El gradiente de velocidad de las redes A y B tienen la siguiente forma:

$$\dot{\mathbf{F}}_n^v = \dot{\gamma}_n \mathbf{F}_n^{e-1} \frac{\text{dev}[\sigma_n]}{\tau_n} \mathbf{F} \quad (19)$$

Donde la velocidad de corte se define mediante la siguiente ley de potencia:

$$\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_0 \left(\frac{\tau_n}{\hat{\tau}_n + \alpha R(p_n)} \right)^{m_n} \left(\frac{\theta}{\theta_0} \right)^n \quad (20)$$

$\dot{\gamma}_0$ es una constante introducida para consistencia dimensional. $R(x)$ es la 'función rampa'; p_n es la presión hidrostática; τ_n es la norma de Frobenius de la parte desviadora de σ_n ; $\hat{\tau}_n$ es la resistencia al flujo de la red n y da una medida de la tensión de corte a partir de la cual el mecanismo de deformación plástica es dominante; m es el exponente de la ecuación de la ley de potencia y representa la sensibilidad del material a la velocidad de deformación.

La tensión de Cauchy sobre la red C se define de la siguiente forma:

$$\begin{aligned} \sigma_n = \frac{1}{1+q} & \left\{ \frac{\mu_C}{J \lambda_{chain}} \left[1 + \frac{\theta - \theta_0}{\hat{\theta}} \right] \frac{\mathbf{L}^{-1}(\lambda_{chain}/\lambda_L)}{\mathbf{L}^{-1}(1/\lambda_L)} \text{dev}[\mathbf{b}^*] + \kappa(J-1)\mathbf{1} \right. \\ & \left. + q \frac{\mu_C}{J} \left[I_1^* \mathbf{b}^* - \frac{2I_2^*}{3} \mathbf{1} - (\mathbf{b}^*)^2 \right] \right\} \end{aligned} \quad (21)$$

Donde $J = \det[\mathbf{F}]$; $\mathbf{b}^* = J^{-2/3} \mathbf{F}(\mathbf{F})^T$ es el tensor de deformación de Cauchy-Green y $\lambda_{chain} = (\text{tr}[\mathbf{b}^*/3])^{1/2}$.

Dado que las tres redes están en paralelo, tienen el mismo gradiente de deformación y la tensión total es la suma de las tensiones de cada una de las redes.

A continuación se describe el tanto el ajuste del modelo constitutivo como su implementación en el modelo FEA. Por otro lado, se describe también una de las estrategias de verificación del modelado FEA y constitutivo.

SIMULACIÓN FEA CON MODELADO TNM.

6.1 CALIBRACIÓN Y VERIFICACIÓN DEL TNM.

6.1.1 *Materiales.*

Las probetas utilizadas para los ensayos uniaxiales de tracción y compresión ([Subsección 6.1.3](#)) para la calibración del modelo constitutivo y las secciones de 'liner' utilizadas para los ensayos de compresión de aros ([Subsección 6.1.4](#)), se mecanizaron a partir de 'liners' provistos por DOW y procesados con HDPE DGDA 2490 BK. Todas las secciones de 'liners' fueron fabricados de 1500 mm de longitud, 114 mm de diámetro externo y 6,2 mm de espesor.

6.1.2 *Implementación del TNM*

El modelo [TNM](#) se implementó como una rutina (UMAT/VUMAT) para ABAQUS usando las librerías PolyUmod [\[64\]](#). Los parámetros constitutivos se determinaron mediante el software Mcalibration [\[65\]](#) que permite la extracción de parámetros de diversos modelos constitutivos, incluido el [TNM](#), a partir de datos experimentales. El software utiliza un algoritmo de minimización basado en el método Nelder-Mead [\[66\]](#). El método utiliza iteraciones para evaluar la diferencia entre los datos experimentales y las predicciones del modelo con cuadrados mínimos. Tanto los

valores iniciales de los parámetros como los límites superiores e inferiores son predefinidos basándose en datos típicos de materiales termoplásticos [35].

6.1.3 Ensayos mecánicos.

Para la calibración del TNM se realizaron ensayos de tracción y compresión uniaxiales en una máquina de ensayos universales Instron 4467 Figura 28.



Figura 28: Máquina de ensayos universal Instron 4467.

Se mecanizaron probetas tipo 'dogbone-shaped' de tracción y cilíndricas de compresión a partir de los 'liners' como se muestra en la Figura 29. Las probetas de tracción se mecanizaron según las dimensiones de las probetas tipo V C descritas en la norma ASTM D638-03 [67] con una sección transversal de 2,5 x 2,5 mm. Las

probetas de compresión se mecanizaron aproximadamente con una altura de 10 mm y un diámetro de 5 mm, de acuerdo a la relación 2:1 (altura:diámetro) recomendada en la norma ASTM D695 [68].

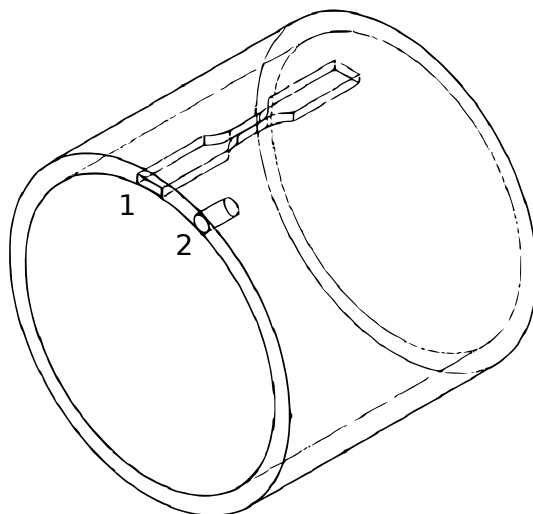
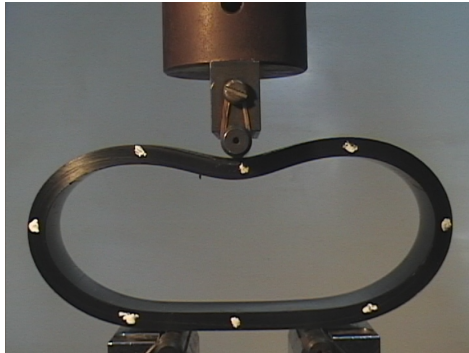


Figura 29: Probetas de tracción (1) y compresión (2) como fueron mecanizadas del 'liner'.

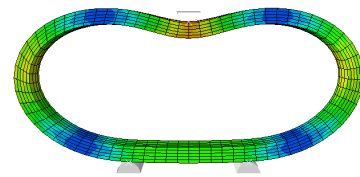
Se utilizaron nueve probetas para cada caso (tracción y compresión). Para determinar los parámetros constitutivos, los ensayos se realizaron a tres velocidades de deformación diferentes, correspondientes a las velocidades de travesa de 1, 10 y 50 mm/min. Los ensayos de tracción se realizaron utilizando un extensómetro de 12,5 mm de distancia entre cuchillas. Para una caracterización completa de la evolución de la deformación, se registraron tanto las respuestas en carga como en descarga. El procedimiento para la determinación de los parámetros constitutivos se describe posteriormente en la [Subsección 6.2.1](#).

6.1.4 Ensayo de compresión diametral de aros.

Una vez que el **TNM** fue calibrado a partir de los ensayos de tracción y compresión, se verificaron las predicciones del modelo. Para tal fin, se realizaron ensayos de compresión diametral de secciones de 'liner' mediante el accesorio de flexión en tres puntos **Figura 30a**. De esta forma, se logró un estado tensional cercano a las condiciones de servicio. Posteriormente se reprodujo dicho ensayo mediante un modelo **FEA** con el **TNM** previamente calibrado. Las secciones o aros de 60 mm de altura, fueron cortadas del 'liner' y ensayadas a 50, 100 y 500 mm/min de velocidad de travesa.



(a) Ensayo físico de compresión diametral de aros.



(b) Simulación **FEA** del ensayo de compresión diametral de aros.

Figura 30: Compresión diametral de aros.

La compresión diametral fue simulada en ABAQUS/Standard utilizando tanto el modelo **TNM** como un elastoplástico tradicional (superficie de fluencia de Von Mises con endurecimiento isotrópico [69]). Ambos modelos se calibraron mediante los ensayos uniaxiales (**Subsección 6.1.3**) y se contrastaron con los resultados experimentales. Para que la comparación sea consistente, el modelo elastoplástico fue calibrado también con las tres velocidades de deformación y utilizando un algorit-

mo de optimización de cuadrados mínimos (Subsección 6.1.2). Considerando que el modelo elastoplástico no es dependiente del tiempo, los parámetros constitutivos que surgen de la optimización, son aquellos que generan la menor diferencia entre los resultados experimentales y las predicciones del modelo para las tres velocidades en simultáneo. Esto permite comparar la superioridad del TNM respecto el modelo elastoplástico clásico para modelar tanto la dependencia con la velocidad de deformación como la dependencia con la presión hidrostática (Sección 5.1).

Para modelar el aro se utilizaron elementos C3D8H (hexaédricos híbridos de 8 nodos) Figura 30b. Se utilizó una condición de contacto tangencial 'frictionless' (sin fricción) y contacto normal rígido ('hard contact' en Abaqus). La carga se aplicó imponiendo un desplazamiento sobre el eje transversal de 50, 100 y 500 mm/min.

6.1.5 Colapso por pandeo: simulación FEA

El colapso por pandeo fue simplificado asumiendo un vacío ideal en la cavidad interior del 'liner' e incrementando el volumen de la cavidad anular entre el 'liner' y la tubería receptora mediante un caudal o tasa de aumento de volumen constante definido como q_{cav} . Esta simplificación se realizó al considerar las condiciones de ensayo de colapso, controladas por volumen de fluido, que serán posteriormente descritas en la Capítulo 9. La simulación se realizó con ABAQUS/Standard 6.9 variando los valores de q_{cav} desde $1^{-8} \text{ cm}^3/\text{s}$ a $1^4 \text{ cm}^3/\text{s}$ y valores de w/D de 0,02 a 0,11. Al igual que lo especificado en la Sección 3.1, el 'liner' se modeló como una media sección transversal con una pequeña deformación elíptica para inducir el pandeo (aproximadamente una relación de 1.0005 entre ambos radios). El 'liner' se modeló considerando un estado de deformación plana con elementos CPE8R y la tubería receptora como sólido discreto con elementos R2D2. Se utilizaron elementos

de fluido FD2D y se impuso el aumento de volumen mediante la opción 'FLUID FLUX' de ABAQUS (Subsección 3.1.2).

6.2 RESULTADOS

6.2.1 *Ajuste de los modelos constitutivos*

En la Figura 31 se muestran los resultados experimentales de los ensayos de tracción y compresión y la predicción del TNM. En ambos casos, puede observarse una respuesta elástica inicial prácticamente independiente del tiempo. A valores de tensión entre los 5 y 10 Mpa el material entra en un régimen viscoplástico dependiente del tiempo. Esta región corresponde al inicio de mecanismos de deformación (Sección 5.1) más complejos de los dominios amorfos y semicristalinos del material [3, 63].

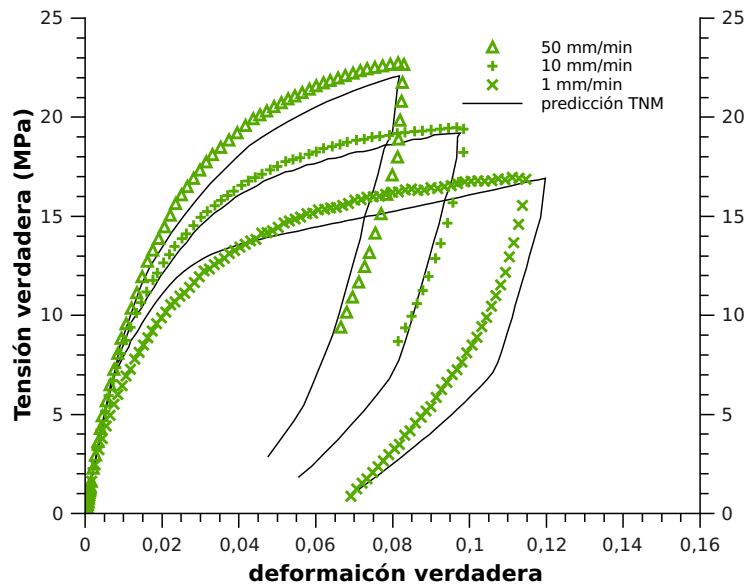
En el TNM los gradientes de deformación de los émbolos (Figura 26), que en la respuesta inicial resultan despreciables, comienzan a aumentar a estos niveles de tensión. También, en esta región, como es de esperar, se observa un mayor endurecimiento al aumentar la velocidad de deformación. Este efecto se observa tanto en tracción como compresión. Al incrementar la velocidad de travesa de 1 mm/min a 50 mm/min, puede apreciarse un aumento aproximado del %30 en la máxima tensión alcanzada. La influencia de la presión hidrostática (Sección 5.1) se aprecia al comparar los mayores niveles de tensión alcanzados en compresión respecto a tracción para los mismos niveles de deformación. Para el caso del TNM se obtuvo un buen ajuste entre los datos experimentales y el ajuste ($R^2 = 0,976$). En las tablas 2 y 3 se presentan los parámetros constitutivos de los modelos TNM y elastoplástico respectivamente.

Parámetro	Descripción	Valor
μ_A	Módulo de corte de la red A	40 MPa
λ_L	'Chain locking stretch' A	1,02
κ	Módulo de compresibilidad	2000MPa
$\hat{\tau}_A$	Resistencia a la fluencia de la red A	2,07 MPa
α	Dependencia de la fluencia con la presión	0,36
m_a	Exponencial de tensión en la red A	5,15
m_b	Exponencial de tensión en la red B	22,35
n	Parámetro de viscosidad	40
$\hat{\tau}_B$	Resistencia a la fluencia de la red B	16,9 MPa
μ_{Bi}	Módulo de corte inicial de la red B	259,3 Mpa
μ_{Bf}	Módulo de corte final de la red B	60,51 Mpa
μ_C	Módulo de corte de la red C	$\simeq 0$
q	Contribución relativa de I_2 a la red C	0

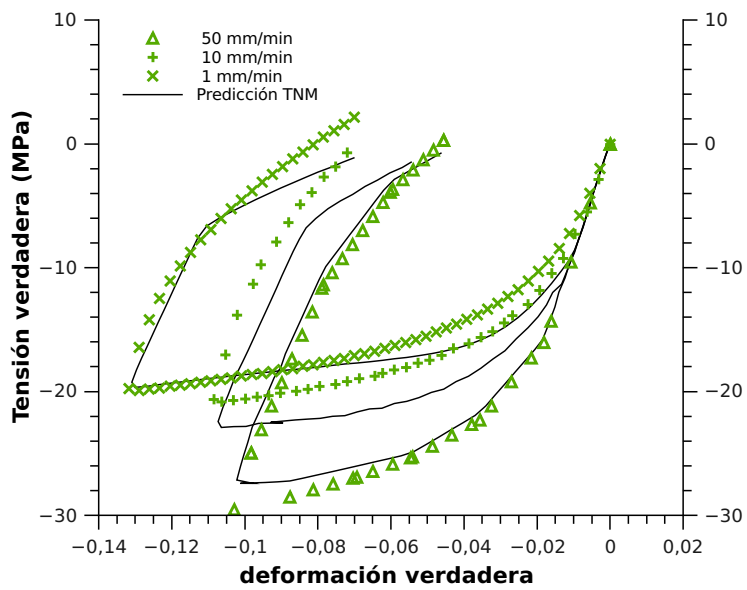
Tabla 2: Parámetros constitutivos del TNM (Todos los valores determinados para temperatura ambiente (298 K)).

Módulo de Young (E)(MPa)	Coeficiente de Poisson (ν)
496,3	0,44
Tensión de Fluencia (σ_y)(MPa)	Deformación plástica
12,9	0
15,7	0,0035
17,6	0,020
26,1	0,131

Tabla 3: Parámetros constitutivos del modelo elastoplástico con endurecimiento (Todos los valores determinados para temperatura ambiente (298 K)).



(a) Ensayos uniaxiales de tracción.



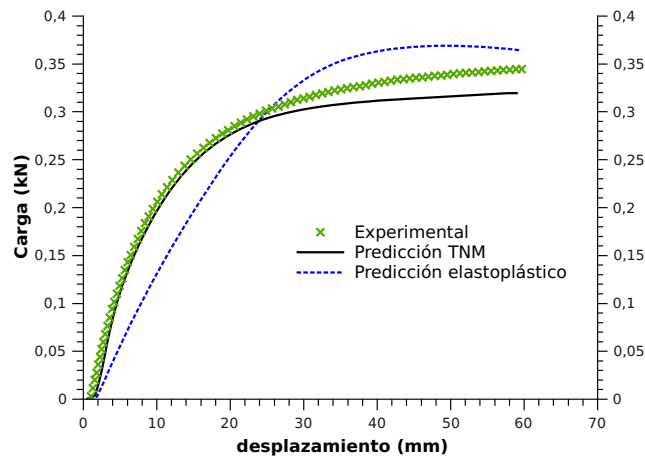
(b) Ensayos uniaxiales de compresión.

Figura 31: Ensayos uniaxiales de tracción y compresión a velocidades de travesa de 1 mm/min, 10 mm/min y 50 mm/min. En verde se muestran los resultados experimentales y en negro la predicción del [TNM](#)

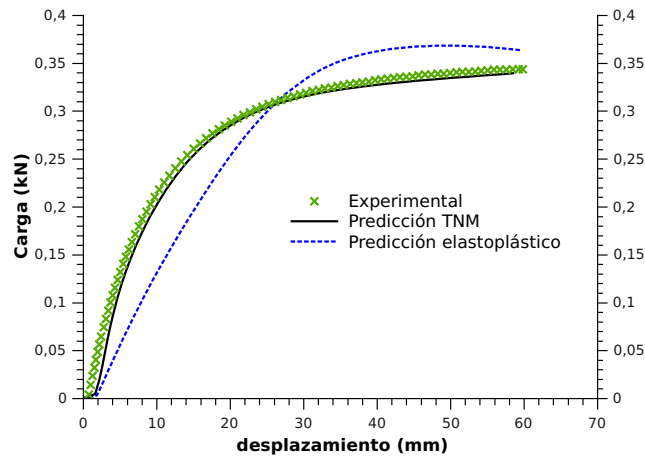
6.2.2 Compresión diametral de aros: simulación FEA y contraste experimental.

Los resultados experimentales de compresión diametral de aros se contrastaron con las predicciones FEA utilizando tanto el modelo TNM como el elastoplástico con endurecimiento. Los resultados para velocidades de travesa de 50, 100 y 500 mm/min se muestran en la Figura 32

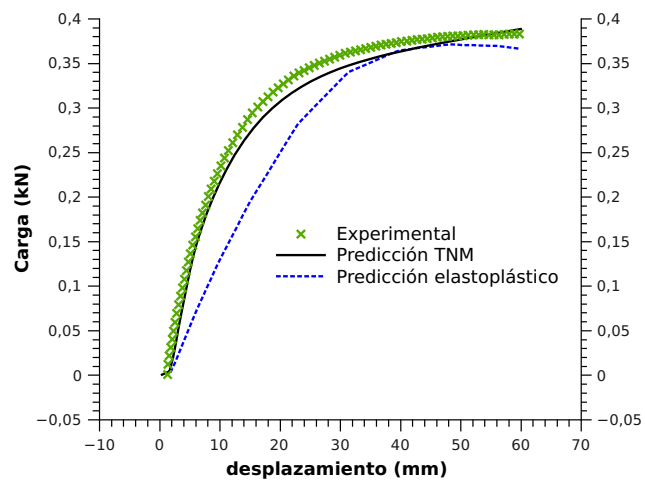
A todas las velocidades de sollicitación puede apreciarse que el modelo elastoplástico tradicional, independiente de la velocidad de deformación, no es capaz de reproducir la rigidez inicial del sistema (la pendiente inicial de la curva fuerza desplazamiento), mientras que el ajuste TNM resulta muy más preciso. Por otro lado, la carga máxima alcanza aumenta a mayores velocidades de sollicitación. Este incremento es consecuencia de la dependencia del material con la velocidad de deformación, es decir, a mayores velocidades de deformación el comienzo de la fluencia requiere de mayores niveles de tensión. Este comportamiento es reproducido correctamente por el modelo TNM, mientras que el elastoplástico siempre predice la misma carga máxima independientemente de la velocidad de sollicitación.



(a)



(b)



(c)

Figura 32: Resultados experimentales y FEA del ensayo de compresión de aros a diferentes velocidades de sollicitación (a) 50 mm/min (b) 100 mm/min (c) 500 mm/min

6.2.3 Colapso por pandeo: simulación FEA.

En la Figura 33a se muestra una sección transversal de 'liner' colapsado en servicio con la típica geometría de un lóbulo. En la Figura 33b, se muestra el resultado de una la simulación FEA con TNM, la cual logra reproducir adecuadamente el perfil del colapso real de la Figura 33a.

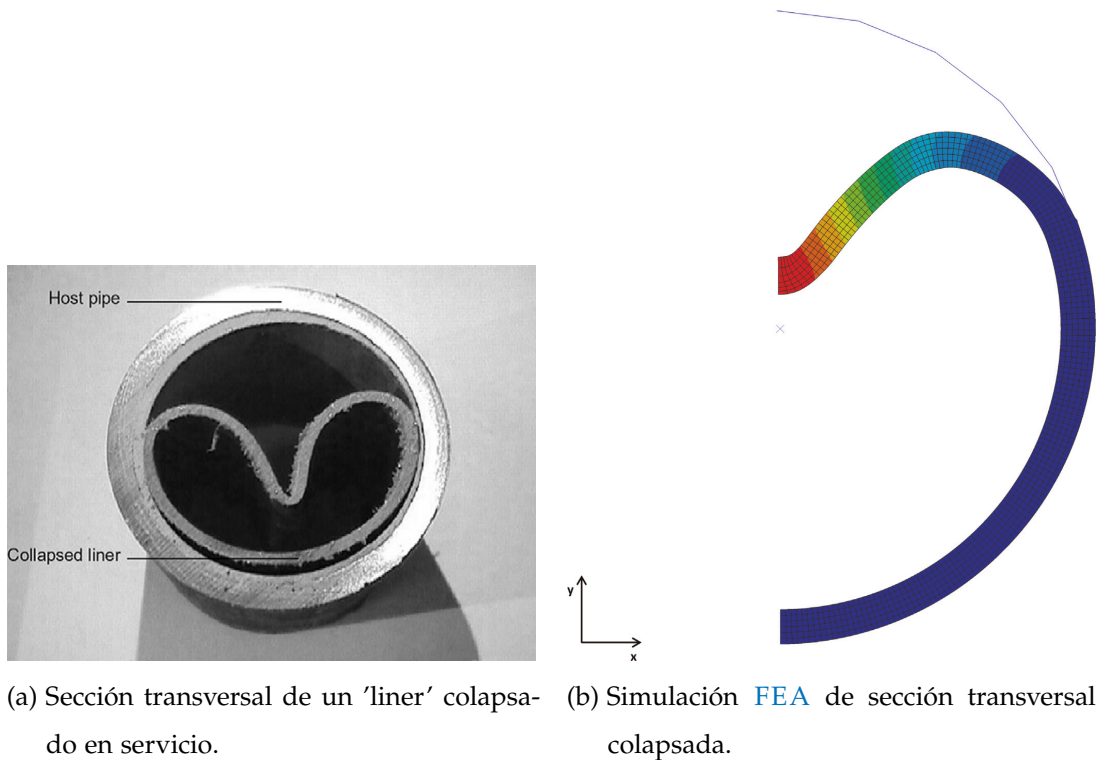


Figura 33: Colapso por pandeo de un lóbulo: (a) simulación FEA (b) colapso real.

Los resultados de las simulaciones FEA se muestran en las figuras 34,36 y 35. El Área de cavidad normalizada (S^*) se define como:

$$S^* = \frac{S_{cav}}{S_0} \quad (22)$$

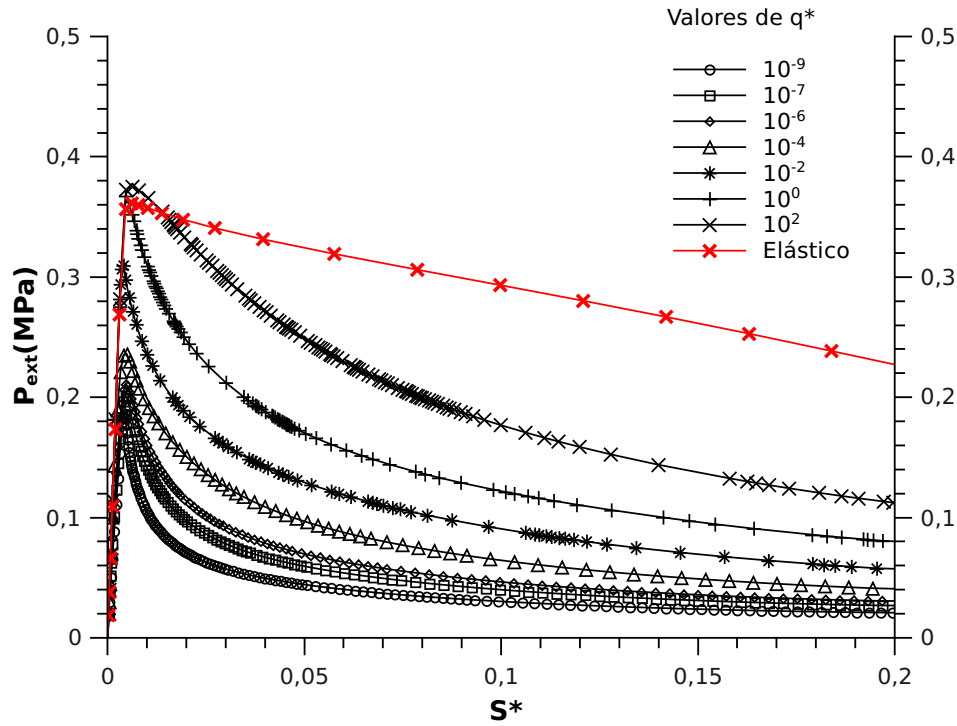


Figura 34: Evolución de la presión externa en función de S^* para un rango de q^* para $w/D=0,03$. En negro se muestran las simulaciones con TNM y en rojo con el modelo elástico ($E=1120$ MPa, $\nu = 0,45$).

Donde S_{cav} es el área actual definida por el lóbulo en la sección transversal y S_0 es el área transversal total definida por la tubería receptora. El parámetro S^* representa el nivel de deformación del 'liner' en la sección transversal. Por otro lado se define q^* como:

$$q^* = \frac{q_{cav}}{V_0} = \frac{V_{cav}}{V_0} \frac{1}{t} = \frac{S_{cav}L}{S_0L} \frac{1}{t} = \frac{S^*}{t} \left[\frac{1}{s} \right] \quad (23)$$

Donde q_{cav} es la tasa de aumento volumétrico de la cavidad anular (Subsección 3.1.2) y V_0 es el volumen de la sección transversal definida por la tubería

receptora, V_{cav} es el volumen anular actual y L es la longitud de la tubería. El parámetro q^* proporciona una medida independiente de la geometría de la velocidad a la cual se deforma la tubería.

La Figura 34 muestra la evolución de la presión anular externa (P_{ext}) en función de S^* a varios valores de q^* para un $w/D=0,03$. Las curvas en negro fueron obtenidas mediante simulaciones con el modelo TNM mientras que la roja muestra la misma simulación con un modelo elástico lineal. El módulo considerado para el modelo elástico fue 1120 MPa, en base a los ensayos de tracción (Figura 31). En las curvas obtenidas con TNM, puede verse que la pendiente inicial es similar para todo el rango de valores de q^* . Este comportamiento está relacionado con la respuesta elástica inicial del material, la cual muestra ser prácticamente independiente de la velocidad de sollicitación, tal como puede notarse también en los resultados de tracción y compresión uniaxial (Figura 31). Por otra parte, para $S^* \geq 0,002$ el efecto en el aumento de q^* se hace evidente. Mayores valores de q^* implican un aumento más rápido del volumen de la cavidad anular y en consecuencia mayores velocidades de deformación. Esto implica una mayor dificultad para activar los mecanismos de deformación plástica, y consecuencia, mayores niveles de presión para deformar la estructura. La curva de colapso obtenida mediante el modelo elástico, por su independencia con la velocidad de deformación, es la misma para cualquier valor de q^* . Se observa que la curva elástica coincide con las curvas obtenidas a mayores valores de q^* hasta llegar al punto máximo de presión (P_c). A partir de ese punto, las deformaciones inelásticas son capturadas por el modelo TNM, mientras que naturalmente, el modelo elástico no las captura.

La Figura 35 muestra la máxima presión alcanzada (P_c) para el mismo perfil de la Figura 34 en función de q^* . En la figura pueden distinguirse tres regiones.

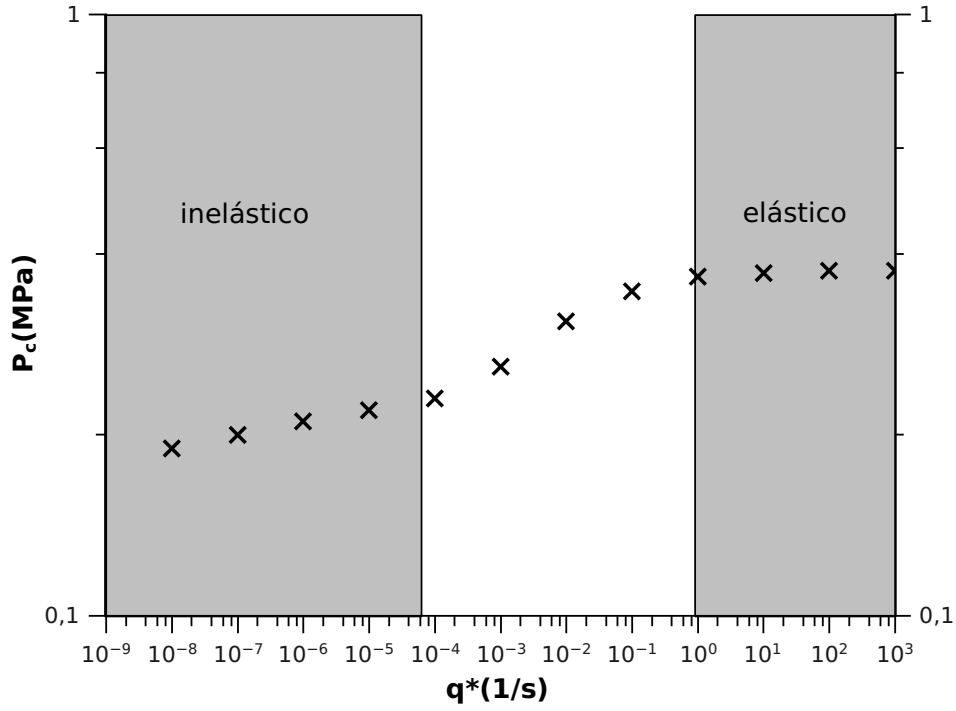


Figura 35: P_c en función de q^* para un $w/D=0,03$.

Para la primera región (valores de q^* bajos) puede obtenerse una relación exponencial que relaciona P_c y q^* :

$$P_c = P_0 (q^*)^R \quad (24)$$

Donde P_c es la presión crítica de colapso, R es un exponente que define la sensibilidad del colapso con q^* y P_0 es un factor preexponencial. Considerando que las curvas están graficadas en escala logarítmica, R representa la pendiente de las curvas. Puede verse que tanto R como el factor preexponencial P_0 varían para cada w/D .

Debido a la dependencia con q^* , puede asociarse esta zona con un régimen de colapso inelástico. Al incrementar q^* se alcanza un valor crítico (q_{cr}^*) sobre el cual la presión de colapso (P_c) se independiza de q^* . Este cambio, puede entenderse como una transición entre los regímenes de colapso inelástico y elástico. El rango elástico está promovido por valores altos de q^* y se caracteriza por su independencia con la velocidad de sollicitación.

Se realizó también un estudio paramétrico FEA para estudiar la influencia de q^* sobre P_c para un amplio rango de valores de w/D (Figura 36).

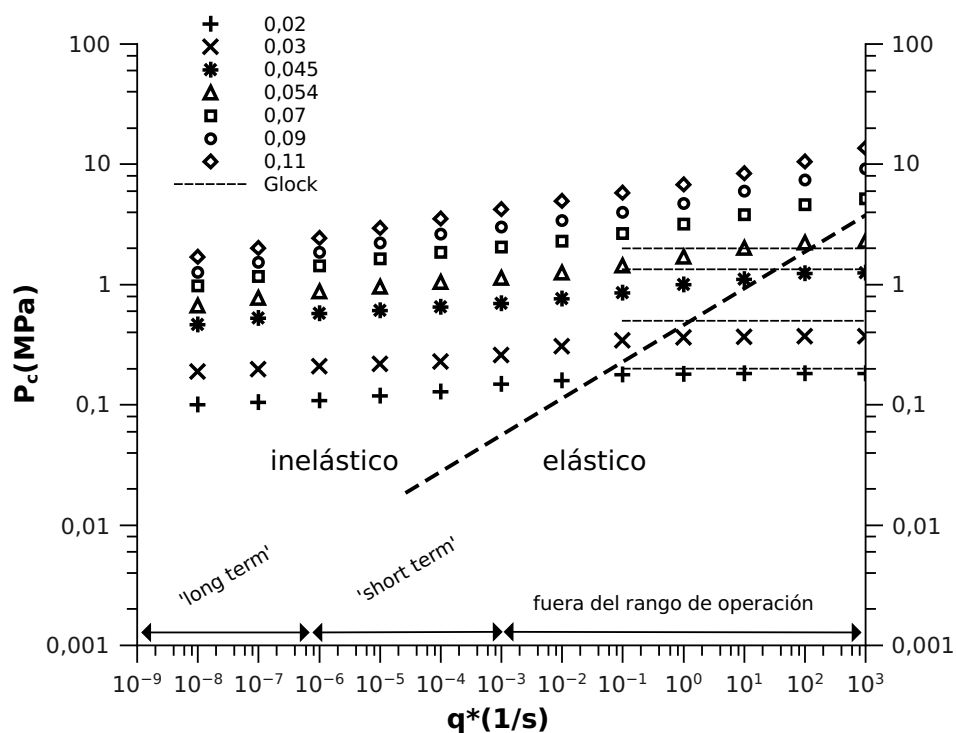


Figura 36: Variación de la P_c con q^* para un amplio rango de valores de w/D . En contraste se muestran las P_c calculadas a partir de la ecuación de Glock. La línea punteada gruesa divide las regiones inelástica y elástica.

Además de los resultados FEA del estudio paramétrico, en la Figura 36 se muestran, en contraste, para los valores más bajos de w/D , las P_c obtenidas a partir de la ecuación elástica de Glock (Ecuación 29). El módulo elástico utilizado para el cálculo de Glock (1120 MPa) fue el obtenido mediante los ensayos de tracción a 50 mm/min de velocidad de travesa (Figura 31). Se utilizó este módulo, al considerar que el orden en los valores de velocidad de deformación de los ensayos de tracción uniaxial a 50 mm/min (0,1 1/s), es cercano a las máximas velocidades de deformación experimentadas por el 'liner' a los niveles de q^* a los que se produce la transición inelástica-elástica (0,1 1/s - 1 1/s).

En la zona inelástica de la Figura 36 puede observarse en cada una de las curvas que la pendiente (R) cambia para cada w/D . De forma similar, el factor P_0 también varía con w/D . La dependencia de R con w/D puede determinarse graficando los valores de las pendientes a cada w/D . Como puede verse en la Figura 37a, la relación puede aproximarse mediante un comportamiento lineal:

$$R = C_1\left(\frac{w}{D}\right) + C_2 \quad (25)$$

De forma similar, en la Figura 37b puede verse que P_0 presenta también una dependencia lineal con w/D :

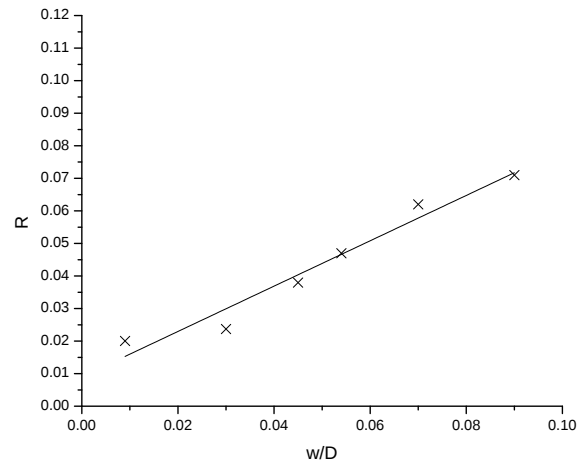
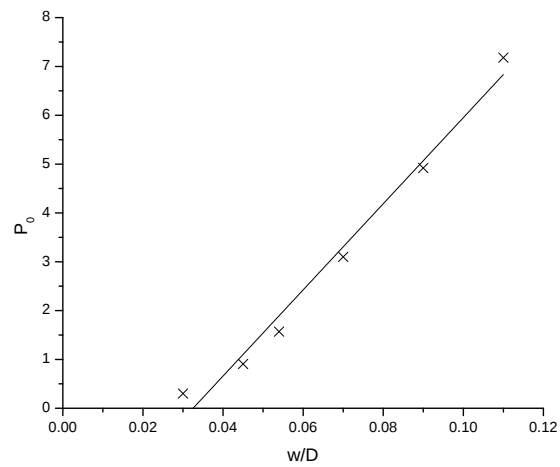
$$P_0 = C_3\left(\frac{w}{D}\right) + C_4 \quad (26)$$

Los valores de C_1 , C_2 , C_3 y C_4 para el HDPE estudiado se presentan en la Tabla 6.2.3.

En la Figura 36 se muestra la división entre los regímenes elástico e inelástico con una línea punteada. Puede verse que dicha transición depende de w/D . A

Constante	Valor
C_1	0,7
C_2	0,0054
C_3	88,19 MPa(s ^{1/R})
C_4	-2,86 MPa(s ^{1/R})

medida que aumenta w/D el valor de q^* necesario para alcanzar el rango elástico es más alto. Esto es consistente con el concepto de que los valores de w/D altos promueven un colapso inelástico y los bajos promueven un colapso elástico (Subsección 2.1.2). En la Figura 36 se muestran además los diferentes rangos de q^* tecnológicamente relevantes (tal como se considera en [19]). Como puede notarse, para el HDPE utilizado en este trabajo, todos los rangos de q^* alcanzables en la práctica generan un colapso dentro del rango inelástico. Es importante destacar que el rango 'long-term' en la Figura 36 se cita sólo a modo de obtener una referencia del orden de tiempo en el que ocurre el colapso para ese rango de q^* . El colapso 'long-term' está generalmente asociado a cargas constantes en el tiempo [19], mientras que el colapso 'short term' considerado en este trabajo se asocia a cargas 'repentinatas' durante la operación o instalación (Sección 1.1 y Capítulo 9).

(a) Efecto de w/D sobre R (b) Efecto de w/D sobre P_0 Figura 37: Efecto de w/D sobre R y P_0

RESUMEN Y CONCLUSIONES.

La característica distintiva en el comportamiento mecánico de materiales poliméricos es la dependencia de su respuesta con la velocidad de sollicitación. Dicha particularidad los distingue notablemente de materiales de uso estructural clásicos como los metales, los cuales obedecen a la ley de Hooke a bajos niveles de deformación. Lógicamente, el comportamiento mecánico de 'liners' poliméricos no está exento de estas características mecánicas particulares. En el [Capítulo 3](#) se mostraron las limitaciones de los modelos constitutivos clásicos (elástico, elastoplástico) al momento de capturar la dependencia del [HDPE](#) con la velocidad de sollicitación.

La mecánica del continuo aplicada a polímeros busca encontrar ecuaciones que permitan establecer una relación entre tensión y deformación o tensión y velocidad de deformación. En general, el comportamiento mecánico de polímeros involucra una etapa inicial elástica, una fluencia no lineal dependiente de la velocidad de deformación y posteriormente un endurecimiento a grandes deformaciones. Una contribución muy significativa para el modelado de materiales poliméricos semicristalinos como el [HDPE](#) fue el modelo 'Hybrid Model' introducido por Bergstrom y col. [63]. Posteriormente, Bergstrom y col. desarrollaron el modelo constitutivo [TNM](#) [3] que presenta ciertas mejoras respecto del anterior.

En este capítulo se modeló la respuesta de 'liners' de [HDPE](#) sometidos a colapso por presión externa, utilizando simulación [FEA](#), empleando el [TNM](#) para modelar su comportamiento constitutivo. Para determinar los parámetros constitutivos del

modelo, se realizaron una serie de ensayos de tracción y compresión uniaxial a diferentes velocidades. La pertinencia de este modelo constitutivo para esta aplicación se verificó contrastando los resultados experimentales y de simulación FEA de un ensayo de compresión diametral de secciones de 'liner'. La dependencia compleja de la respuesta de los 'liners' de HDPE fue analizada modelando el colapso por pandeo incrementando el volumen de fluido en el ánulo definido entre el 'liner' y la tubería receptora a diferentes velocidades. Se determinó que la dependencia del material con la velocidad de deformación tiene una notoria influencia sobre la presión de colapso P_c . La discrepancia entre las predicciones de modelos numéricos y analíticos elásticos con los resultados del TNM, sugieren que en los rangos de sollicitación tecnológicamente relevantes el colapso por pandeo es inelástico. Es decir, existen deformaciones inelásticas previas al colapso que influyen sobre la presión crítica. Por otra parte, se observó una tendencia en los valores de presión crítica de colapso al valor elástico, a medida que la velocidad de sollicitación aumenta. El-Sawy demostró en un trabajo anterior [8] cómo el comportamiento elástico o inelástico del colapso por pandeo en materiales elastoplásticos depende de la relación entre módulo y tensión de fluencia y relación de aspecto. Los resultados paramétricos mostraron entonces, que para materiales con un comportamiento viscoplástico, la elasticidad o inelasticidad del colapso depende además de la velocidad de sollicitación.

En el siguiente capítulo se describe el diseño y construcción de un equipo para reproducir el colapso por pandeo de 'liners' de HDPE a diferentes temperaturas. Los resultados experimentales se utilizaron para verificar definitivamente el modelo FEA mediante simulaciones 3D. El modelo se ajustó también con dependencia con la temperatura y se utilizó para realizar un estudio paramétrico en el rango de temperaturas habituales de operación.

Parte III

ENSAYOS A ESCALA LABORATORIO DE COLAPSO POR PRESIÓN EXTERNA DE 'LINERS' DE HDPE.

INTRODUCCIÓN

8.1 ENSAYOS DE COLAPSO DE 'LINERS' TERMOPLÁSTICOS.

Los ensayos de colapso han sido utilizados habitualmente en la industria para verificar el desempeño de diferentes tipos de 'liners' [25, 70]. Básicamente los ensayos de colapso por pandeo consisten en someter a una presión externa uniforme (hidráulica o neumática) a un 'liner' confinado dentro de una tubería receptora metálica.

Los ensayos se dividen en tres categorías, dependiendo del tiempo al que el 'liner' se somete al ensayo y la forma en la que se aplica la presión:

- 'Short Term': Son típicamente utilizados para determinar la resistencia al colapso por pandeo sometidos a cargas de corto plazo. El 'liner' se somete a una presión externa uniforme que se incrementa gradualmente hasta alcanzar la presión crítica de colapso (P_c) y la posterior propagación del lóbulo. Habitualmente la duración de estos ensayos es menor a una hora.
- 'Medium Term': Se utilizan para determinar el comportamiento de un 'liner' sometido a incrementos graduales de presión. El tiempo prolongado de ensayo permite que el 'liner' se ajuste al tubo receptor entre cada incremento de presión. La duración de este tipo de ensayos es de varios días o semanas, dependiendo de las características del 'liner' y de los incrementos de presión.

- 'Long Term': Los ensayos de colapso 'long term' o 'creep' se realizan en tiempos relativamente largos. Los 'liners' se someten a una presión constante y uniforme por al menos 10.000 hs.

8.1.1 Antecedentes

Se han reportado en la bibliografía dispositivos para ensayos de colapso por pandeo a escala laboratorio sobre 'liners' de distintos materiales poliméricos. Boot y col. [30, 31] estudiaron el colapso por pandeo sobre diferentes tipos de 'liners' tipo Cured in Place Pipes (CIPP). Realizaron ensayos 'short-term' y 'long-term'. Estudiaron la influencia de defectos sobre la presión de colapso y ajustaron un modelo matemático a partir de los resultados experimentales. Bakeer y col. realizaron ensayos 'short-term' y 'long-term' sobre 'liners' de polietileno de alta densidad (HDPE). En su trabajo [19], determinaron la influencia de diferentes factores geométricos sobre la presión de colapso. Por otro lado, Boot y col. también realizaron ensayos sobre HDPE para determinar la influencia del 'swelling' o inchamiento por la absorción de condensados del petróleo sobre la presión de colapso. Pinel y col. estudiaron la influencia del envejecimiento bajo diferentes condiciones sobre el comportamiento de 'liners' de Poliamida 11 (PA11) sometidos a ensayos de colapso.

Los dispositivos de colapso pueden dividirse en dos categorías según la forma en que se aplica la presión externa sobre el 'liner': neumáticos o hidráulicos. En ambos casos, el 'liner' se inserta en una tubería receptora metálica y la cavidad anular definida entre la tubería receptora y el 'liner' se aísla de la cavidad interna del 'liner'. Posteriormente se genera una diferencia de presión entre ambas cavidades hasta lograr el colapso. En el caso de los dispositivos neumáticos, la presión externa se aplica a través de un gas inerte (nitrógeno o aire) [26, 30, 31]. Debido a que

en este caso el fluido es compresible, este tipo de sistemas resultan convenientes para ensayos del tipo 'long-term', donde la presión se mantiene constante durante un período de tiempo determinado y el volumen de la cavidad aumenta como consecuencia de la deformación del 'liner'. Los equipos de colapso hidráulicos se presurizan con fluidos incompresibles como aceite hidráulico o agua [6]. En este caso, el fluido incompresible, facilita el control sobre el volumen de cavidad. La deformación del 'liner' progresa en función del fluido que se inyecta.

Los 'liners' se instalan y operan desde temperaturas cercanas o menores a los 0 ° C [71] hasta unos 60 ° C [72, 73]. Sin embargo, en ninguno de los trabajos mencionados anteriormente se evaluó en forma detallada la influencia de la temperatura sobre la resistencia al colapso inducido por presión externa.

8.2 MÉTODOS DE REHABILITACIÓN CON 'LINERS' TERMOPLÁSTICOS.

Dentro de los métodos de rehabilitación o protección de tuberías con 'liners' termoplásticos más frecuentes, pueden distinguirse dos grupos característicos: el 'sliplining' y el 'close fit lining'. El 'sliplining' es una técnica que consiste en la inserción de una sección de 'liner' de un diámetro externo menor al diámetro interno de la tubería receptora. Las ventajas de esta técnica son la simplicidad, bajo costo y corto tiempo de ejecución. Una vez realizada la excavación hasta la tubería metálica, las técnicas de inserción del 'liner' pueden ser tanto por empuje ('push') como por tirado ('pull'). En la [Figura 38](#) se muestra una figura esquemática de la técnica de inserción por 'sliplining' por empuje del 'liner' dentro de la tubería receptora.

Por otro lado, existen varias técnicas dentro de la categoría 'close fit lining'. Este término hace referencia a todas aquellas técnicas a partir de las cuales el ajuste resultante entre el 'liner' y la tubería receptora es estrecho. Entre ellas se encuen-



Figura 38: Representación esquemática de la técnica de inserción 'sliplining' por empuje [12]

tran el 'U,C,H liner' que consiste en la inserción de una tubería predeformada de HDPE o PVC; el 'Neofit' utilizado para recubrimientos de 'Polyethylene terephthalate' (PET); el 'Softlining' que utiliza resinas poliéster o epoxy como adhesivos y el 'Swagelining' que consiste en la inserción de un 'liner' de diámetro levemente mayor al de la tubería receptora [13].

El 'swagelining' es ampliamente utilizado para tuberías de HDPE [12, 13, 26]. Es una técnica relativamente sencilla y que requiere de pocas excavaciones. Los primeros intentos para rehabilitar tuberías mediante esta tecnología se hicieron con el uso de insertos precalentados. El resultado del calentamiento era la reducción de daños durante la inserción. De todas formas, esto requería de la utilización de equipamiento complementario costoso y que podía generar inconvenientes durante las operaciones. Las mejoras constantes de esta tecnología, permitieron que en la actualidad los 'liners' de HDPE puedan ser insertados sin la necesidad de precalentamiento. La técnica de inserción de 'liners' sin precalentamiento fue utilizada por primera vez en Chester en 1089 [13]. En la actualidad, la técnica consiste en estirar la tubería a través de una placa reductora que reduce el diámetro en aproximadamente un 12 %. Debido a esta deformación temporaria, el 'liner' puede ser introducido dentro de la tubería receptora. Luego de un tiempo de ser insertado,

las dimensiones del 'liner' se recuperan, logrando un ajuste estrecho entre ambas tuberías [Figura 39](#).

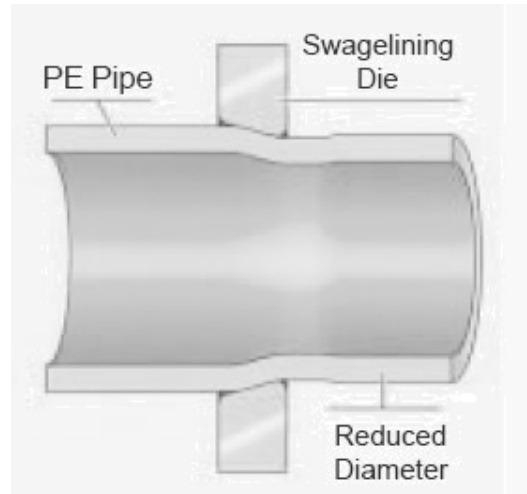


Figura 39: Figura esquemática de la reducción de diámetro durante el proceso de instalación de un 'liner' mediante la técnica de 'swagelining' [[13](#)]

El ajuste estrecho de ambas tuberías tiende a aumentar la presión externa necesaria para generar el colapso por pandeo [[2](#), [8](#)] y por consiguiente, mejora el rendimiento bajo este tipo de solicitaciones. Esto puede deducirse fácilmente de las ecuaciones de Jacobsen o Boot [Subsección 2.1.1](#).

8.3 OBJETIVOS Y ALCANCES.

En el marco de esta tesis, se diseñó y construyó un dispositivo de ensayo de colapso por pandeo para evaluar el comportamiento de 'liners' de [HDPE](#). Las características y alcances de los ensayos fueron las siguientes:

- Temperaturas de ensayo: Los ensayos se realizaron a tres temperaturas diferentes dentro del rango habitual de operación (0°C - 60°C).

- Método de ensayo: El dispositivo se diseñó para realizar ensayos de colapso 'short term' con el fin de estudiar el colapso por pandeo debido a despresurizaciones durante períodos de revisión de tuberías.
- Método de aplicación de presión: Con el fin de controlar las velocidades de sollicitación sobre el 'liner' se aplicó presión hidráulica mediante agua. La utilización de un fluido incompresible permite controlar tanto el volumen de la cavidad, como la tasa de aumento de dicho volumen.
- Inserción del 'liner': El método de inserción del 'liner' dentro del equipo fue diseñado para lograr un ajuste estrecho ('close fit') entre ambas tuberías, de forma similar al método de 'swagelining' enunciado anteriormente.

ENSAYOS DE COLAPSO Y MODELADO FEA 3D

9.1 PROCEDIMIENTO PARA EL EXPERIMENTO FÍSICO Y EL MODELADO FEA.

9.1.1 *Materiales.*

Los 'liners' utilizados para los ensayos de colapso y para la mecanización de probetas para la calibración del modelo constitutivo con dependencia de temperatura, fueron los mismos que los utilizados en la [Subsección 6.1.1](#). Todos los 'liners' provistos por DOW fueron de 1500 mm de longitud, 114 mm de diámetro externo y 6,2 mm de espesor de dimensiones nominales ($w/D=0,054$) y procesados con HDPE DGDA 2490 BK.

Los 5 'liners' utilizados para los ensayos de colapso, se midieron para determinar diámetro y espesor promedio y sus respectivas desviaciones estándar. En seis puntos equidistantes a lo largo de toda la longitud del 'liner' se realizaron dos mediciones perpendiculares de diámetro (12 mediciones de diámetro por muestra). En cada extremo se realizaron dos mediciones de espesor (4 mediciones de espesor por muestra). Los resultados se muestran en la [Tabla 5](#)

Tubo nro.	D_{prom} (mm)	Desv. Est.	w_{prom} (mm)	Desv. Est.
1	114	0,39	6,21	0,06
2	114,18	0,65	6,20	0,07
3	114,03	0,17	6,20	0,14
4	114,08	0,46	6,28	0,03
5	114,13	0,21	6,26	0,05

Tabla 5: Diámetro promedio (D_{prom}), espesor promedio (w_{prom}) y sus respectivas desviaciones estándar para cada muestra.

9.1.2 Criterios de diseño del equipo de colapso.

9.1.2.1 Presión estimada de colapso

El cálculo estimativo de la presión externa necesaria para alcanzar el colapso se realizó tanto por FEA como por modelos analíticos. Estos cálculos fueron anteriores a la implementación del modelo TNM, por lo cual, las simulaciones FEA se realizaron implementando un modelo constitutivo elastoplástico clásico (Subsección 3.1.1). Como fuera demostrado, este modelo no permite reproducir la dependencia temporal del HDPE. Para considerar los efectos de la velocidad de sollicitación, se utilizaron los parámetros constitutivos elastoplásticos obtenidos a velocidades de deformación similares a las existentes durante los ensayos de colapso. En base a las simulaciones FEA de la Sección 3.1 se determinó que los $\dot{\epsilon}$ máximos en el período de tiempo de un ensayo de colapso 'short term' son del orden de 0,0001 - 0,001 1/s. Estos valores de $\dot{\epsilon}$ son cercanos a los obtenidos en los ensayos uniaxiales

Método	P_c (MPa)
Glock	2
Jacobsen	1,12
FEA	1,2

Tabla 6: Presiones críticas de colapso (P_c) calculadas mediante Glock, Jacobsen y FEA.

a 1 mm/min de velocidad de travesa. Por lo tanto, se consideraron los parámetros constitutivos obtenidos a esa velocidad de sollicitación (Tabla 1).

Con los mismos parámetros constitutivos, se calculó P_c mediante las ecuaciones de Glock y Jacobsen (sec:cap1-analiticos). Los resultados analíticos y FEA se presentan en la Tabla 7

En base a estos resultados, se seleccionó tanto la bomba de agua como la tubería metálica receptora.

9.1.2.2 Efectos de borde

La presión crítica de colapso aumenta a medida que decrece la relación L/D (relación longitud-diámetro) del 'liner' por efecto de borde de sus extremos. Frost y col. reportaron en [38] una ecuación empírica que permite determinar la relación entre la presión crítica de colapso de un 'liner' de longitud L y uno de longitud infinita:

$$\frac{P_c^L}{P_c} = 1 + 12,4 \left(\frac{2w}{D} \right)^{0,7} \left(\frac{D}{2L} \right)^4 \quad (27)$$

Donde P_c^L es la presión de colapso para un liner de longitud L , P_c es la presión de colapso para una sección bidimensional en deformación plana, w es el espesor de

pared y D el diámetro. A partir de esta expresión, se deduce que aproximadamente a partir de relaciones $L/D > 3$ ambas presiones se equiparan [Figura 40](#).

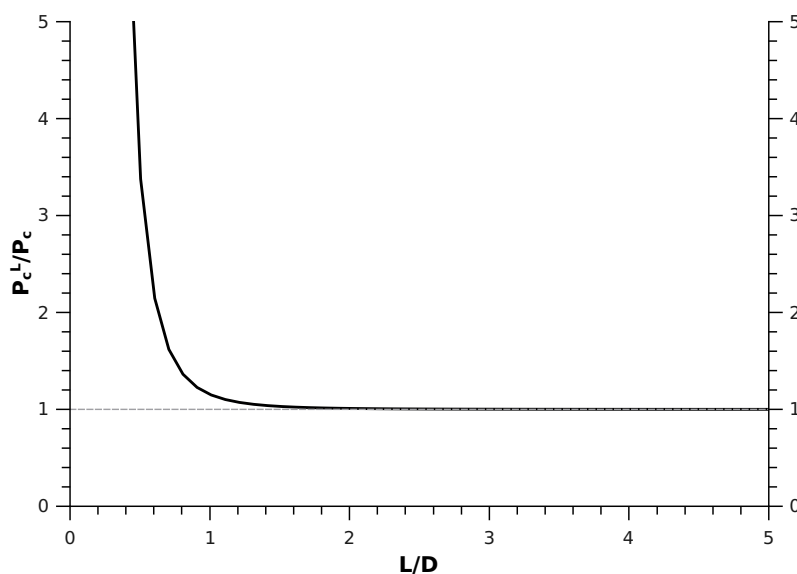


Figura 40: Relación P_c^L/P_c vs. relación L/D para un 'liner' de $w/D=0,054$.

Los 'liners' se instalan de a secciones cuyas longitudes van desde los 200 a los 1200 metros [45]. Dentro de estas longitudes el efecto de los extremos sobre la zona de colapso resulta despreciable. La longitud del equipo de ensayo fue entonces diseñada para que el efecto de los extremos sobre la zona de colapso fuera despreciable. Además de los cálculos obtenidos mediante la [Figura 40](#) se realizaron simulaciones de colapso [FEA 3D](#) de secciones de diferentes longitudes. Al igual que para la estimación de la presión de colapso ([Subsubsección 9.1.2.1](#)), se utilizó un modelo constitutivo elastoplástico con parámetros constitutivos obtenidos a una velocidad de travesa de 1 mm/min. Se realizó además una simulación [FEA 2D](#) en condiciones de deformación plana y se compararon los resultados. En coincidencia con la [Figura 40](#), se observa una tendencia asintótica de la presión de colapso de la

simulación 3D a la presión de colapso de la simulación 2D en deformación plana (Figura 41).

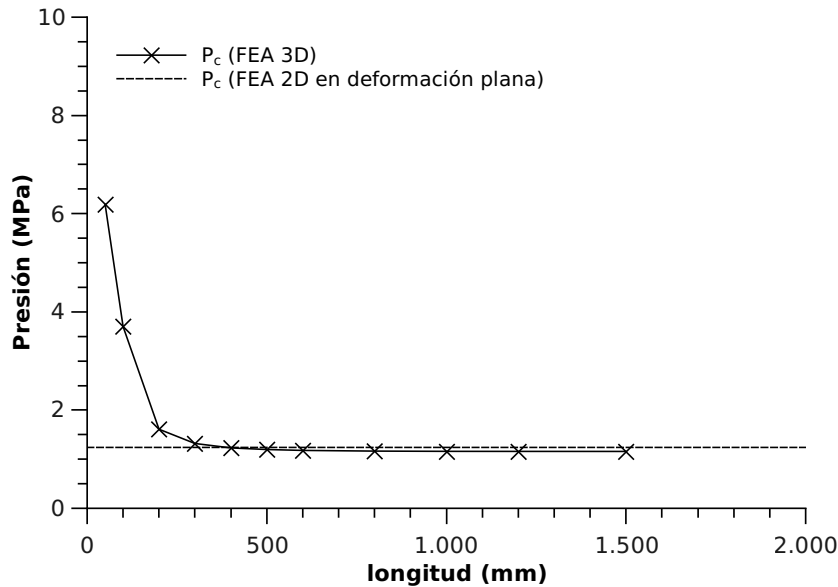


Figura 41: P_c por simulación FEA 3D y 2D para un 'liner' de $w/D=0,054$.

Los resultados FEA (Figura 41) demostraron que los efectos de borde se desprecian aproximadamente partir de valores de $L/D > 4$, algo por encima de lo estimado con la Figura 40.

9.1.3 Descripción general del equipo de colapso.

El diseño, partes principales y principio de funcionamiento del equipo se representan esquemáticamente en la Figura 42. En líneas generales, la máquina consiste en una tubería de acero (tubería receptora) que se encamisa internamente con el 'liner' a ensayar y que permite aumentar progresivamente la presión anular. La presión interna del 'liner' se mantiene constante e igual a la presión atmosférica. El volu-

men intersticial (volumen anular) se mantiene conectado a una bomba hidráulica y a su vez, aislado del volumen interno del 'liner'. Esto permite generar la diferencia de presión necesaria entre ambas cavidades para generar el colapso por pandeo.

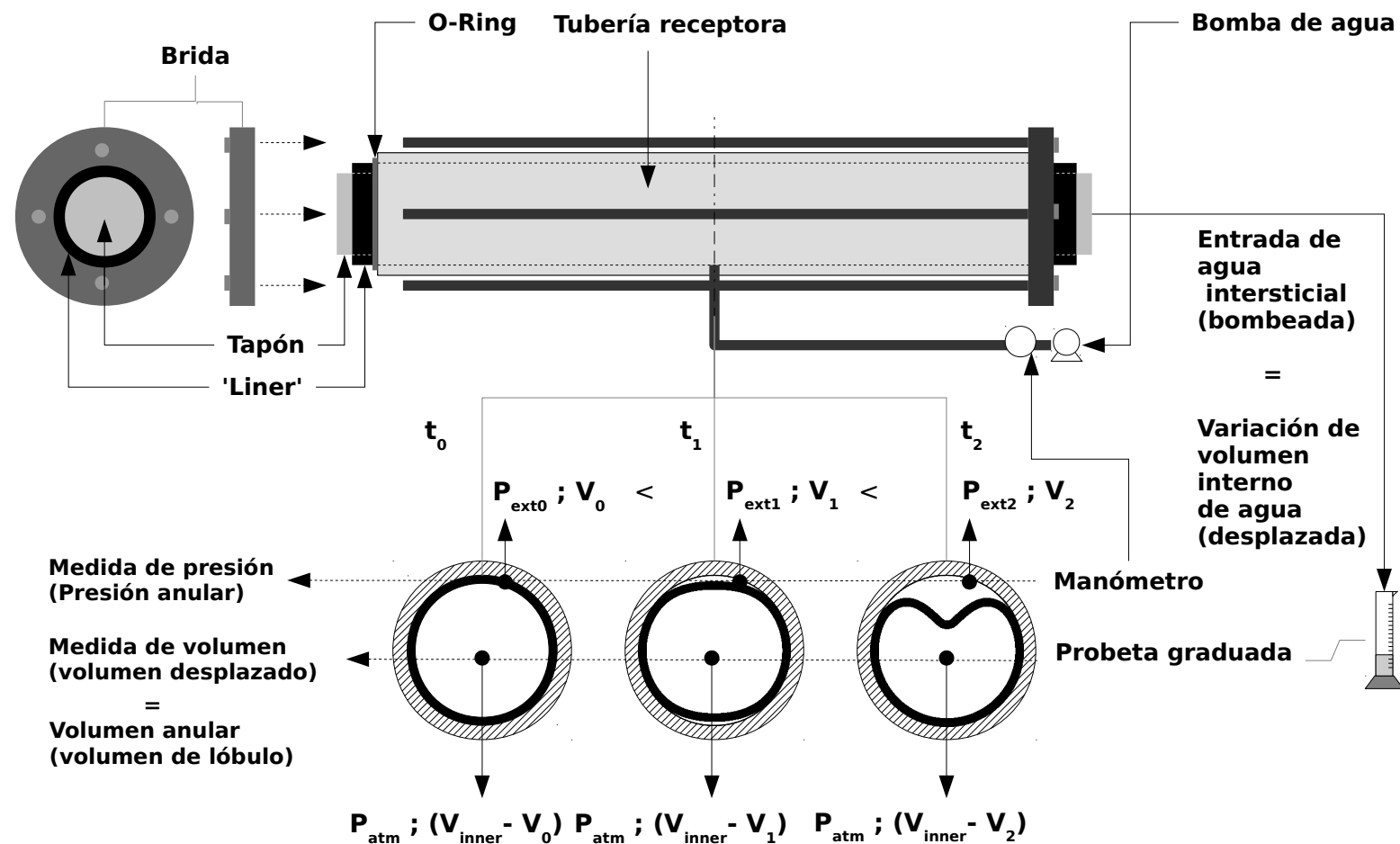


Figura 42: Diagrama esquemático del funcionamiento del equipo.

Como tubería receptora, se utilizó un tubo de acero sin costura de 14 mm que fue mecanizado (alesado) para lograr un diámetro interno (114mm) capaz de alojar los 'liners' disponibles (Tabla 5). Se terminó interiormente con un bruñido para limitar la rugosidad a $10\text{ }\mu\text{m}$. En base a los cálculos realizados para estimar el efecto de los extremos del 'liner' sobre P_c (Subsubsección 9.1.2.2), el equipo se construyó del largo necesario para contener una sección de un metro de 'liner'. Esa longitud, asegura un efecto despreciable de los extremos sobre la zona de colapso. La comunicación del ánulo con la bomba hidráulica se realizó mediante cuatro orificios roscados $1/4$ British Standard (BSP) distribuidos en la parte central del tubo circunferencialmente.

Los sellos en los extremos se diseñaron para contener la presión intersticial sin aportar tensiones longitudinales al ensamble. Esto logró mediante la utilización de o-rings entre las bridas y el tubo receptor, alojados en un asiento cónico a 45 grados. Esta configuración asegura la estanqueidad simultánea entre tubería receptora, 'liner' y bridas en cada uno de los extremos (Figura 43).

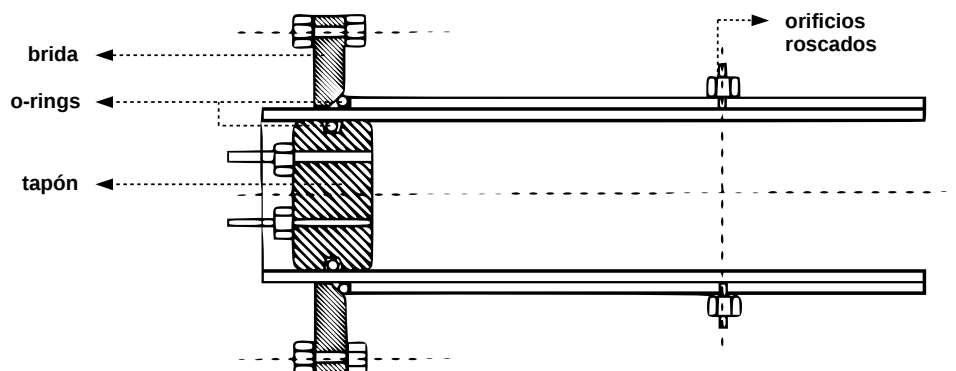


Figura 43: Detalle esquemático del sistema de sellos en cada uno de los extremos.

Las bridas (API 150) tienen como finalidad asegurar la estanquidad del intersticio, pero también sirven como elementos estructurales para la fijación del rack para el tensado del liner durante el procedimiento de inserción. La brida de entrada, tiene asiento cónico con un diámetro ligeramente menor que la brida de salida para asegurar el proceso de reducción de diámetro durante la inserción. La reducción de diámetro es del orden de 0,1mm, comparando el diámetro promedio de los 'liners' (Tabla 5) con el diámetro interno de la tubería receptora (114mm). Las bridas están precargadas mediante cuatro barras roscadas que las unen. Las puntas de las barras sirven también como pernos de fijación del rack de tracción Figura 44.

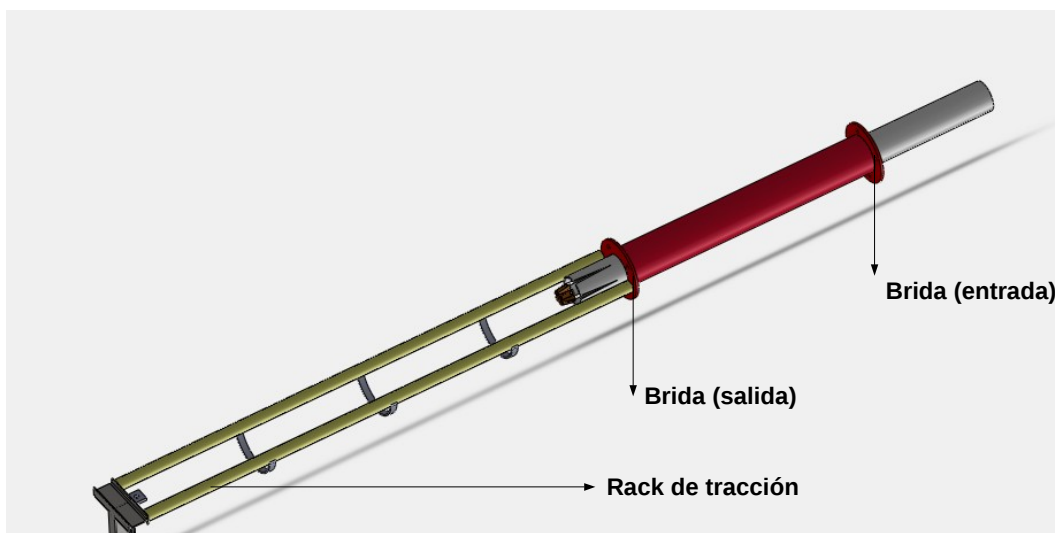


Figura 44: Diagrama esquemático del equipo de colapso con el rack de inserción y bridas.

El rack de tracción se construyó de la longitud necesaria para permitir la extracción 'liner' del interior de la tubería receptora una vez finalizado el ensayo. El proceso de inserción y extracción se realizó mediante un malacate a palanca fijado en el extremo del rack. La selección tanto del malacate como de los elementos estructurales se realizó en base a modelado numérico y cálculos analíticos que dieron una fuerza de inserción aproximada de 12000N.

Para la vinculación del liner con el malacate de tracción se diseñó un dispositivo de unión que aseguró la uniforme distribución y concentricidad del esfuerzo (Figura 45). El diseño está basado en la técnica habitualmente utilizada en campo para la inserción de 'liners' por tirado o 'pulling' (Sección 8.2,[12]). La técnica consiste en mecanizar el extremo del 'liner' en forma de 'pétalos' distribuidos uniformemente en todo el perímetro. Los extremos se unen mediante bulones a un 'cono' con un amarre para el malacate (Figura 45).



Figura 45: 'Liner' insetado en la tubería receptora con su extremo mecanizado en forma de 'pétalos' y unido al malacate.

9.1.4 Ensayos de colapso.

Una vez insertado el 'liner' dentro de la tubería receptora, se esperó un tiempo aproximado de una hora para que las tensiones debidas a la reducción de diámetro se relajen. Los cálculos se realizaron analíticamente considerando una reducción de diámetro de 0,1 mm. Se asumió un comportamiento elástico lineal (Tabla 1) y condiciones de tubo de pared delgada. Las tensiones debidas a la reducción de diámetro calculadas en estas condiciones fueron de 2MPa. Para estimar el tiempo de reposo del 'liner' se realizó un ensayo de relajación de HDPE. Para esto, se mecanizó una probeta tipo 'huesito' a partir del mismo 'liner', se sometió a una deformación uniaxial de tracción constante en una máquina de ensayos Instron 4467 y se midió la evolución de la tensión (Figura 46).

Los datos de la Figura 46 se ajustaron mediante el modelo viscoelástico de Maxwell:

$$\sigma = \sigma_0 \exp\left(\frac{-t}{\tau_0}\right) \quad (28)$$

Se determinó que luego de una hora las tensiones máximas residuales son aproximadamente 0,7 MPa. Estas tensiones residuales resultan mucho menores que las que muestran los modelos FEA durante el colapso que son del orden de los 20MPa.

La presión anular se aplicó mediante una bomba hidráulica manual conectada a través de una tubería metálica a los orificios roscados (Figura 43). A su vez se conectó un manómetro a la salida de la bomba para medir la presión. El agua en la parte interna del 'liner', a presión atmosférica, se mantuvo ocluída mediante tapones. Uno de los tapones, está provisto de una conexión que permite la salida de agua ante una reducción en el volumen interno de la cavidad (Figura 43, Figura 47). Esto permitió obtener una medida indirecta la variación de volumen anular. El

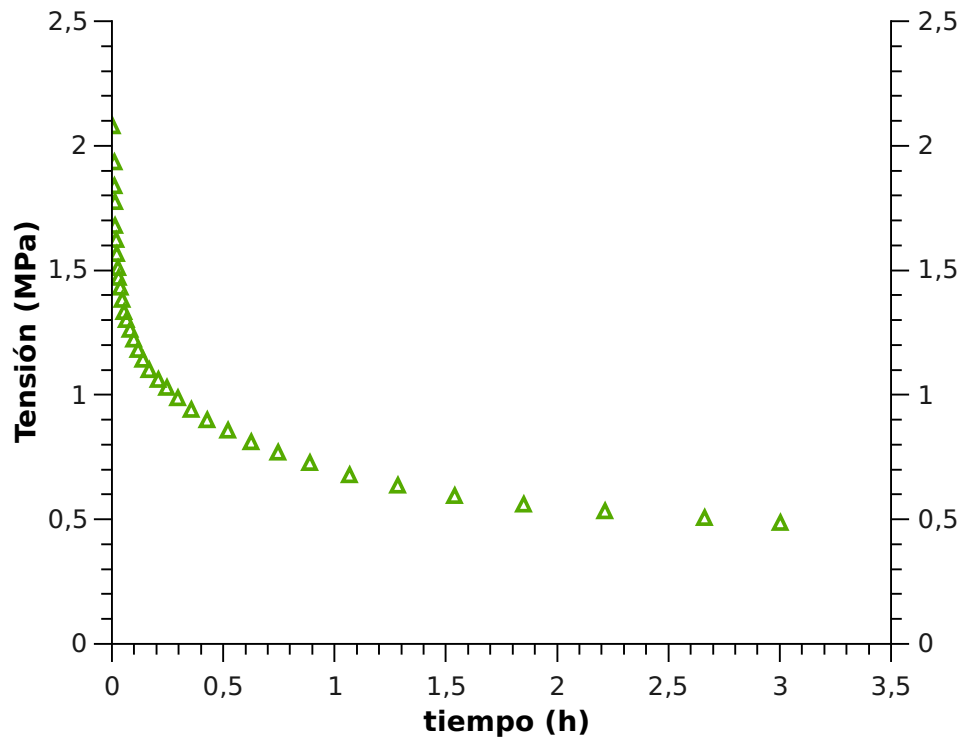


Figura 46: Ensayo de relajación de HDPE

resultado final de cada uno de los ensayos fue un registro de volumen anular vs. presión anular.

Los ensayos a temperaturas distintas de la ambiente se realizaron dentro baños termostatizados (Figura 47). El baño a alta temperatura se calentó mediante vapor y el de baja temperatura se enfrió en una cámara frigorífica y se mantuvo con hielo Figura 47.

El número de muestra, temperatura y tiempo de ensayo se presentan en la



(a) Ensayo de colapso a alta temperatura.

(b) Ensayo de colapso a baja temperatura.

Figura 47: Ensayos de colapso termostatzados a alta y baja temperatura.

9.1.5 Ajuste del TNM con dependencia de la temperatura.

El procedimiento de ajuste del TNM con dependencia de la temperatura fue similar al aplicado en la Subsección 6.1.3. Se mecanizaron probetas de tracción y compresión a partir del 'liner' y se realizaron ensayos uniaxiales en una Instron 4467 equipada con una selda termostática. Los ensayos se realizaron a 3 velocidades de travesa y 4 temperaturas diferentes, de acuerdo a lo mostrado en la Tabla 8.

Las probetas de tracción se mecanizaron según las dimensiones de las probetas tipo V C descritas en la norma ASTM D638-03 [67] con una sección transversal de 2,5 x 2,5 mm. Las probetas de compresión se mecanizaron aproximadamente

Liner	Temperatura °C (K)	Tiempo (minutos)
1	24(297)	15
2	61(334)	10
3	58(331)	10
4	32(305)	15
5	4(277)	15

Tabla 7: Condiciones de ensayos de colapso.

	273 K		298 K		333 K		353 K	
Velocidad transversa	Trac	Comp	Trac	Comp	Trac	Comp	Trac	Comp
1 mm/min	✓	✗	✓	✓	✓	✗	✓	✗
10 mm/min	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✗	✗
50 mm/min	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✗	✗

Tabla 8: Condiciones de ensayos uniaxiales para ajuste del modelo.

con una altura de 10 mm y un diámetro de 5 mm, de acuerdo a la relación 2:1 (altura:diámetro) recomendada en la norma ASTM Do695 [68].

Los resultados de los ensayos mecánicos se utilizaron para obtener los parámetros constitutivos del TNM, agregando dependencia con la temperatura. Los parámetros constitutivos se determinaron mediante el software Mcalibration [65]. Esta segunda calibración se realizó por partes. Esto significa que la optimización no se realizó sobre todos los parámetros de forma simultánea, sino que se utilizaron diferentes regiones de las curvas tensión-deformación según los parámetros constitutivos a determinar (Figura 48). En primer lugar, se utilizaron sólo las curvas de tracción a 298 K. Utilizando sólo los datos tensión-deformación correspondientes a los valores de deformación más bajos ($\epsilon \leq 0,025$) se determinaron los parámetros correspondientes a la respuesta inicial elástica de las redes A y B (μ_a, μ_b) (Figura 48a). Luego se agregaron los datos tensión-deformación a $\epsilon \geq 0,025$ y se optimizaron los valores asociados a la respuesta viscoplástica representada por los émbolos A y B ($\hat{\tau}_A, m_A, m_B, \hat{\tau}_B$) (Figura 48b). Una vez obtenidos estos parámetros, se agregaron las curvas en compresión para obtener el parámetro asociado a la dependencia con la presión hidrostática (α) (Figura 48c). Posteriormente, se agregaron los registros tensión-deformación a las otras temperaturas y usaron sólo las curvas a 1mm/min para determinar la dependencia con la temperatura ($\hat{\theta}$) (Figura 48d). Como temperatura de referencia (θ_0) se usó 273K. Por último, a partir de estos valores se realizó un último ajuste de todos los parámetros en simultáneo (Figura 48e). En esta etapa se determinó también el parámetro elástico de la red C (μ_c), cuyo efecto se manifiesta a muy grandes deformaciones y no influye significativamente en esta aplicación.

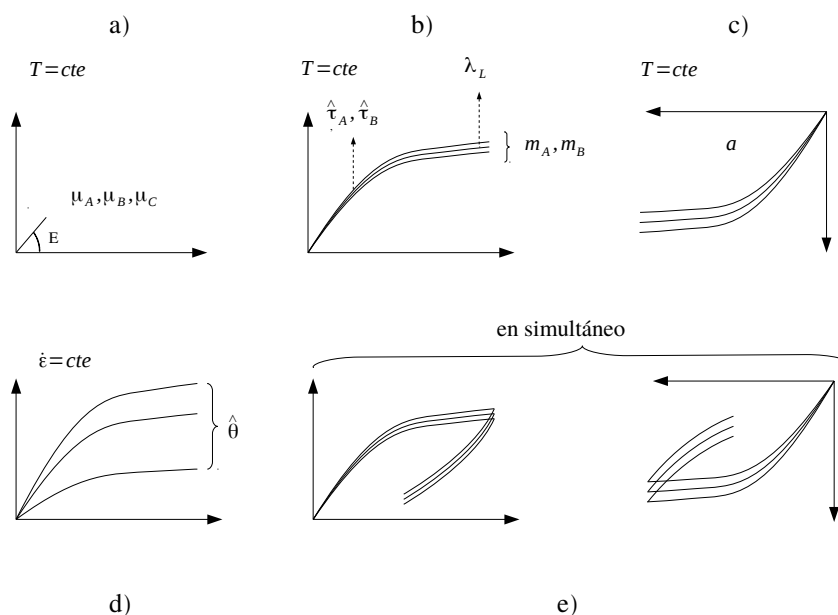


Figura 48: Procedimiento de ajuste de parámetros constitutivos del **TNM**

9.1.6 Modelado **FEA** 3D

El experimento de colapso se simuló numéricamente por **FEA** con ABAQUS/Standard 6.10 utilizando el **TNM** y con el modelo elastoplástico utilizado en la **Subsección 3.1.1**. Se asumió una geometría 3D simplificada por simetría, considerando una cuarta parte de la geometría total (**Figura 49**). Se introdujo una pequeña deformación elíptica en el perfil para inducir el colapso por pandeo de un lóbulo (aproximadamente una relación de 1,0005 entre ambos radios).

El 'liner' se simuló con elementos tridimensionales cuadráticos de 20 nodos (C3D20R). El tubo receptor se modeló como un sólido discreto. Se programó un mallador sencillo en fortran para realizar el mallado con elementos de fluido sobre

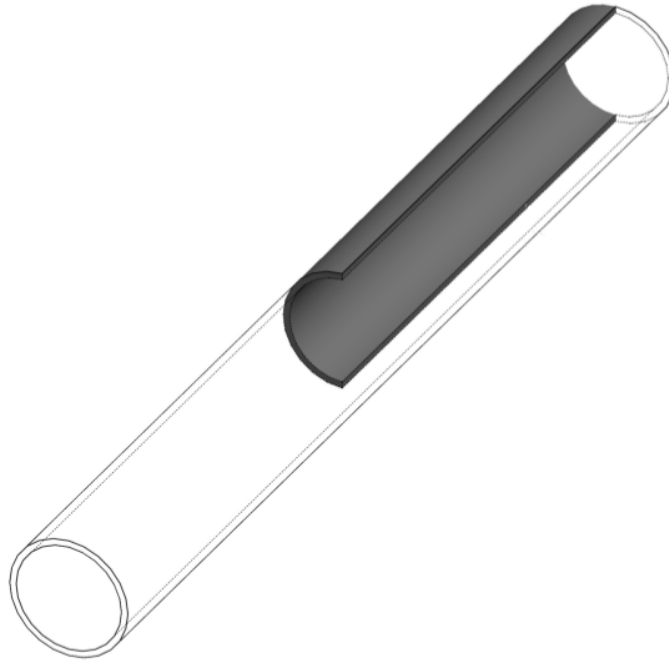


Figura 49: Simplificación del modelo FEA 3D por simetría.

la superficie externa del 'liner' y la interna de la tubería receptora. Para la superficie externa del 'liner' se usaron elementos de fluido F3D3 (triangulares) utilizando los mismos nodos que los definidos para los elementos C3D20R (Figura 50). Para la superficie interna de la tubería receptora se usaron elementos F3D4.

Las simulaciones con el TNM se realizaron a las mismas tres temperaturas que el experimento físico (Tabla 7), mientras que las simulaciones con el modelo elastoplástico se realizaron sólo con los parámetros a temperatura ambiente. Se obtuvieron para ambos casos curvas presión – volumen anular. Los resultados de las simulaciones con TNM se utilizaron posteriormente para validar el modelo por elementos finitos y el modelado constitutivo del HDPE.

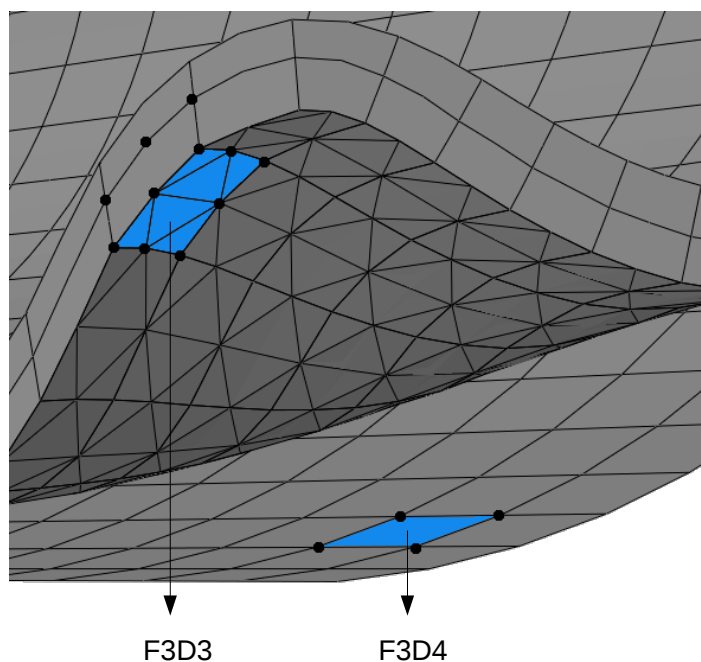


Figura 50: Disposición de los elementos de fluido sobre la superficie externa del 'liner' y sobre la superficie interna de la tubería receptora.

Se utilizó un análisis estático con Abaqus/Standard. Al igual que en la [Subsección 6.1.5](#), se aumentó progresivamente el volumen de la cavidad mediante la opción 'FLUID FLUX' hasta lograr el colapso. El q_{cav} aplicado fue el necesario para emular los tiempos del ensayo físico de colapso (aproximadamente $4,5 \text{ cm}^3/\text{s}$) lo que corresponde a un q^* aproximado de 10^{-3} l/s ([Figura 36](#), [Capítulo 6](#)). Este valor q_{cav} es un valor promedio del aplicado durante el experimento físico. En el experimento, el bombeo de agua se realizó con una bomba manual y el q_{cav} no fue constante. Para corroborar la validez de aplicar un q_{cav} constante promedio, se realizaron dos simulaciones FEA con el modelo TNM. En una se aplicó un q_{cav} según los registros exactos de volumen y tiempo obtenidos durante el experimento físico. En la otra, se aplicó un q_{cav} promedio y se contrastaron los resultados.

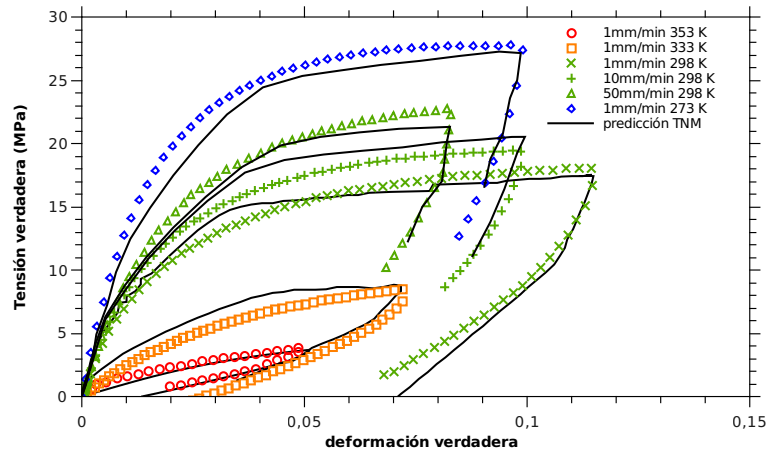
9.1.7 *Análisis paramétrico por FEA*

Con el fin de analizar la influencia de la temperatura y la relación de aspecto w/D sobre la presión de colapso se realizó un estudio paramétrico por FEA. El análisis se realizó mediante un modelo por elementos finitos bidimensional utilizando el modelo constitutivo ya verificado. El modelo se realizó de la misma forma que en la Subsección 6.1.5. Se consideró una media caña por simetría y el perfil se aproximó a una elipse con una relación de 1,0005 entre sus ejes. Se utilizaron elementos cuadráticos CPE8R para el “liner” y se consideró al tubo receptor como un sólido discreto. La cavidad comprendida entre el tubo receptor y el “liner” se simuló, al igual que en la simulación 3D, con elementos de fluido, en este caso tipo F2D2. El q_{cav} se mantuvo constante e igual al aplicado en el caso 3D. Las simulaciones se realizaron variando la relación de aspecto w/D entre 0,03 y 0,11 y la temperatura entre 260 K y 340 K.

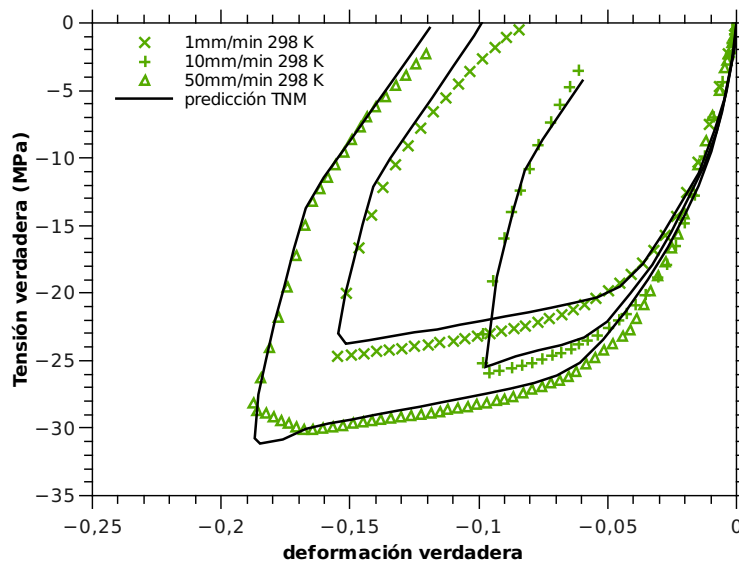
9.2 RESULTADOS

9.2.1 *Ensayos de tracción y compresión uniaxiales y ajuste del TNM*

Los resultados de los ensayos de tracción y compresión a las diferentes velocidades de travesa y temperaturas se muestran en la Figura 51.



(a) Ensayos uniaxiales de tracción.



(b) Ensayos uniaxiales de compresión.

Figura 51: Ensayos uniaxiales de tracción y compresión a velocidades de travesa de 1 mm/-min, 10 mm/min y 50 mm/min y temperaturas de 273 K, 298 K, 333 K, 353 K. Los símbolos muestran los datos experimentales y el trazo continuo negro la predicción del [TNM](#)

Al igual que en la [Figura 31](#) puede observarse una respuesta elástica inicial prácticamente independiente del tiempo para las diferentes velocidades de deformación a 298 K. No sucede lo mismo con la temperatura, cuyo efecto sobre la respuesta elástica inicial es mucho más notoria. Los módulos a 333 K y 353 K para 1 mm/-min de velocidad de travesa, son visiblemente más bajos que los módulos a 273 K y 298 K. Para las curvas a 298 K y 273 K, a valores de tensión entre los 5 y 10 MPa el material entra en un régimen viscoplástico dependiente del tiempo y la temperatura. Las curvas a 333 K y 353 K presentan una dependencia con la temperatura a valores de tensión mucho más bajos, menores a 1 MPa. A una velocidad de travesa constante de 1 mm/min, puede verse un incremento cercano al 400 % del valor de tensión máximo alcanzado entre las curvas a 353 K y a 273 K.

Los valores de los parámetros obtenidos para el [TNM](#) se muestran en la [Tabla 9](#).

9.2.2 Ensayos de colapso

Se obtuvieron colapsos de un sólo lóbulo en todos los ensayos, como se muestra en la [Figura 52](#).

Como se esperaba, el efecto de los extremos restringidos, el lóbulo se generó en la mitad del 'liner' en todos los casos. Por otro lado, no hubo una ubicación angular preferencial del lóbulo en el perímetro del 'liner'. Esto claramente indica que no hubo defectos inducidos por la tubería receptora.

Se registraron valores de presión y volumen de cavidad anular a partir de los ensayos para cada temperatura, según el procedimiento descrito en la [Subsección 9.1.4](#). Las curvas que se obtuvieron ([Figura 53](#)) muestran la típica forma, reportada también en otros trabajos [6].

Parámetro	Descripción	Valor
μ_A	Módulo de corte de la red A	212,16 MPa
λ_L	'Chain locking stretch' A	2,12
$\hat{\theta}_A$	Respuesta de la rigidez con la temperatura	-92,72 K
κ	Módulo de compresibilidad	2000MPa
$\hat{\tau}_A$	Resistencia a la fluencia de la red A	5,78 MPa
α	Dependencia de la fluencia con la presión	0,45
m_a	Exponencial de tensión en la red A	13,1
m_b	Exponencial de tensión en la red B	22.37
n	Parámetro de viscosidad	117,18
$\hat{\tau}_B$	Resistencia a la fluencia de la red B	21,43 MPa
μ_{Bi}	Módulo de corte inicial de la red B	255,8 Mpa
μ_{Bf}	Módulo de corte final de la red B	120,3 Mpa
μ_C	Módulo de corte de la red C	10,79
q	Contribución relativa de I_2 a la red C	0

Tabla 9: Parámetros constitutivos del TNM con dependencia de la temperatura.



(a) 'Liner' colapsado mientras se extrae del equipo.



(b) Vista interior del 'liner' colapsado.

Figura 52: 'Liner' colapsado luego de un ensayo de colapso por pandeo.

Para cada una de las temperaturas, se aprecia un comportamiento lineal a bajos volúmenes, un máximo que se corresponde con la presión de colapso y una posterior caída asintótica de presión que se corresponde con la propagación del lóbulo. La influencia de la temperatura es notoria tanto sobre la pendiente inicial como sobre la presión máxima y la de propagación.

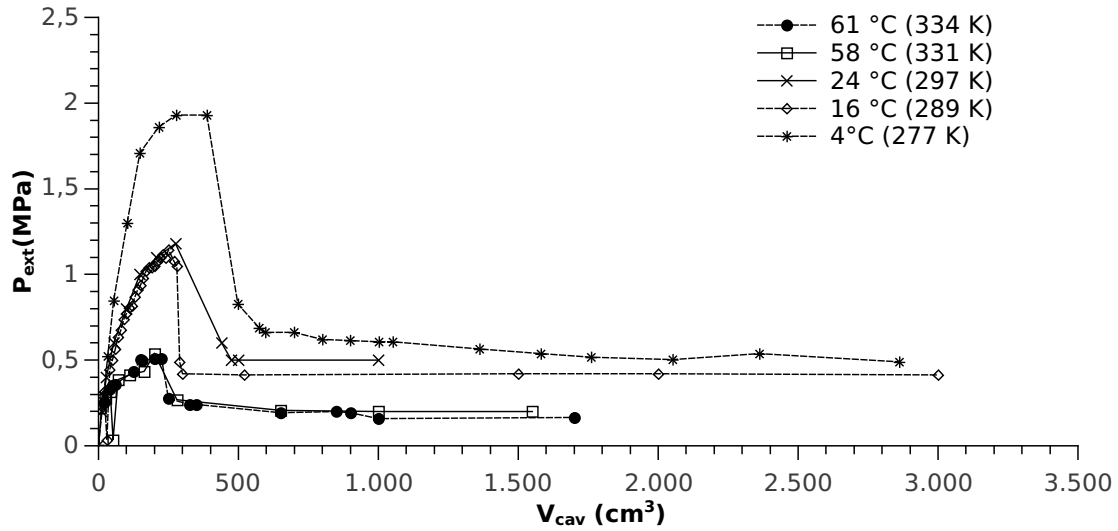


Figura 53: Curvas experimentales de P_{ext} vs. V_{cav} .

9.2.3 Simulación FEA del ensayo de colapso.

9.2.3.1 Simulaciones con el modelo elastoplástico

En la Figura 54 se muestran resultados experimentales a 298 K en contraste con tres curvas obtenidas mediante simulación FEA con modelo un elastoplástico. En la leyenda de la figura, se muestran las diferentes condiciones de velocidad de travesa a las que fueron obtenidos los parámetros elastoplásticos (Tabla 1, Subsección 3.1.1). Para la velocidad de travesa de 1 mm/min se consideraron dos valores de ν .

Todas las curvas muestran la misma pendiente inicial lineal hasta valores aproximados de 20 cm³. A partir de este punto, todas las curvas obtenidas por FEA mediante el modelo elastoplástico se alejan de la experimental. Sin embargo, los resultados muestran que tanto la presión de colapso como la posterior propagación predecidas por el modelo elastoplástico a 1 mm/min coinciden con los valores experi-

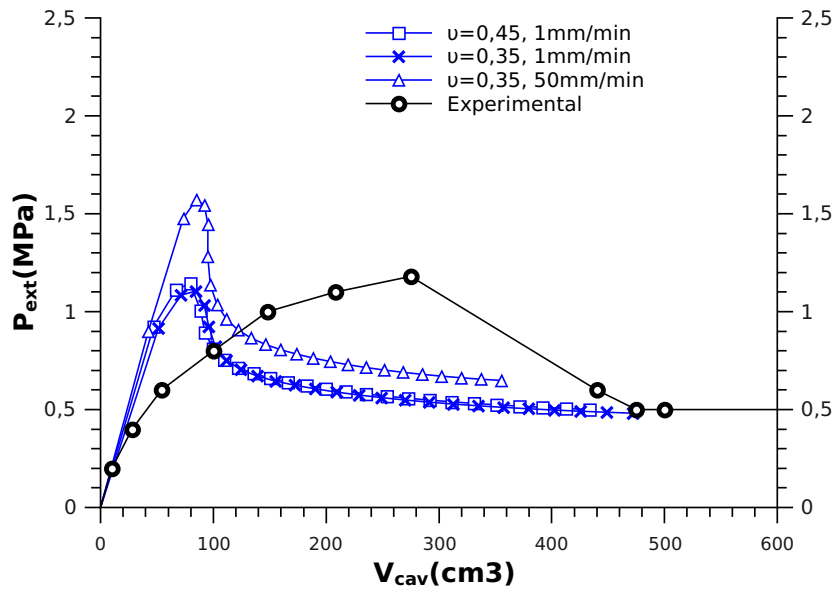


Figura 54: Simulaciones FEA con modelo elastoplástico en contraste con resultados experimentales.

mentales. Tal como se comentó en la Subsubsección 9.1.2.1, los valores de velocidad de deformación ($\dot{\epsilon}$) a esta velocidad de travesa, coinciden con los mayores valores de $\dot{\epsilon}$ durante el ensayo 'short-term'. Los valores de v no parecen afectar significativamente los resultados. La curva obtenida con parámetros a 50 mm/min, muestra una mayor presión de colapso, que se asocia a una mayor tensión de fluencia.

9.2.3.2 Simulaciones con el modelo TNM

En la Figura 55 se muestra el contraste entre los resultados de una simulación FEA 3D según los valores exactos de tiempo y volumen registrados (q_{cav} variable) con otra con un valor de q_{cav} constante promediado en el tiempo ($4,5 \text{ cm}^3/\text{s}$). Si bien el resultado de la curva con q_{cav} promedio se muestra más 'suavizada', el comportamiento es esencialmente el mismo. Esto significa que pequeñas variaciones

en la velocidad de aumento del volumen anular, no modifican el comportamiento general del 'liner'.

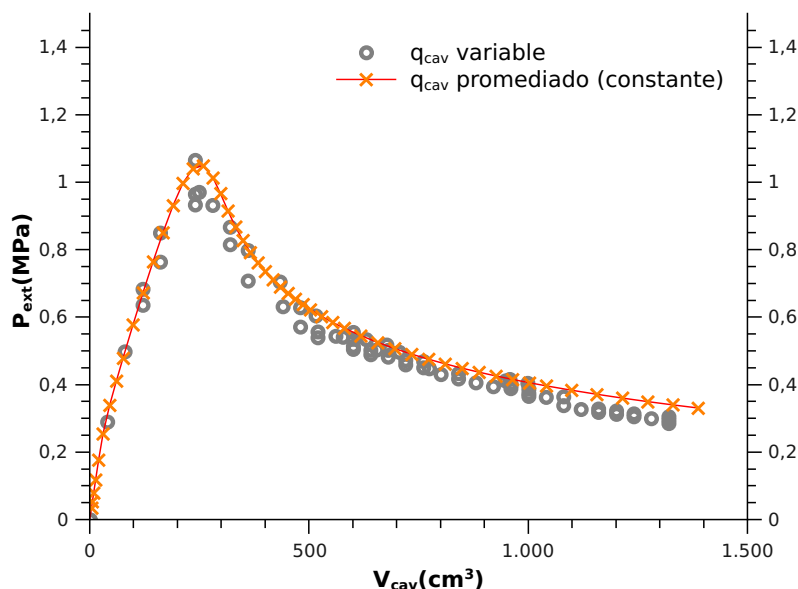


Figura 55: Simulaciones FEA a tasas de aumento de cavidad anular (q_{cav}) constante promedio y variable.

En la Figura 56 se muestra la geometría deformada de una simulación FEA 3D. La Figura 56a muestra la geometría simplificada y la Figura 56b muestra la sección completa del 'liner' deformado mediante un patrón de espejo de (a). Al igual que en los experimentos físicos, en las simulaciones numéricas se obtuvieron colapsos de un lóbulo en todos los casos.

Se registraron los valores de presión y volumen de cavidad obtenidos a partir de las simulaciones numéricas del experimento físico para cada una de las temperaturas de la Tabla 7. Las curvas obtenidas numéricamente se muestran en contraste con las experimentales en la Figura 56. Las geometrías deformadas obtenidas por FEA se muestran superpuestas en las curvas en cuatro instancias de avance del colapso.

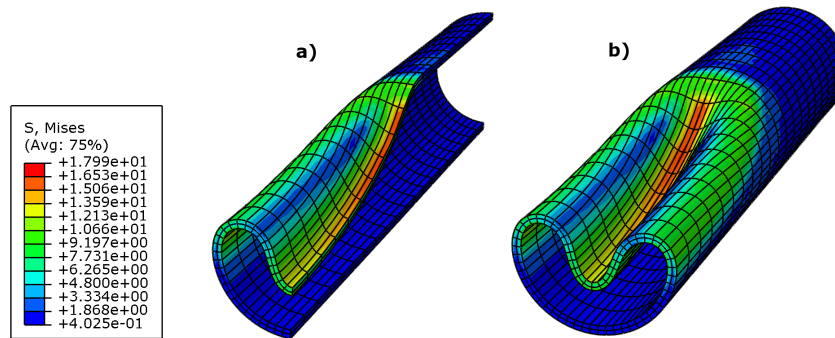


Figura 56: Simulación 3D con las tensiones de Von Misses.

Las simulaciones, mostraron una muy buena reproducción de los resultados del experimento físico. La diferencia porcentual entre P_c experimental y P_c numérico fue del 4,4 % para 4 °C, 8 % para 24 °C y 1 % para 61 °C. La diferencia porcentual se calculó como $(P_c(\text{numérica}) - P_c(\text{experimental})) / P_c(\text{numérica}) \times 100$.

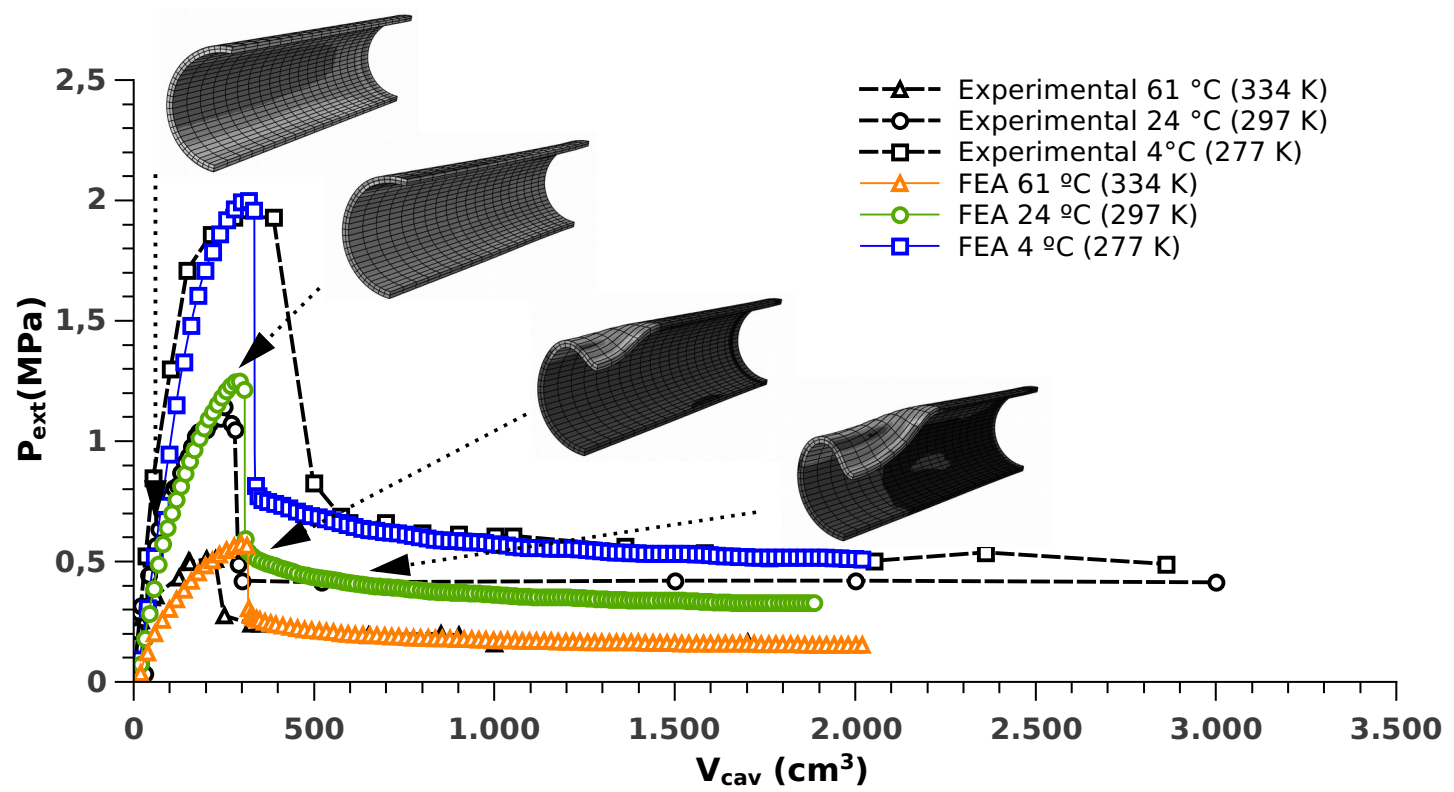


Figura 57: Curvas de colapso. En colores se muestran las curvas FEA y en negro las curvas experimentales.

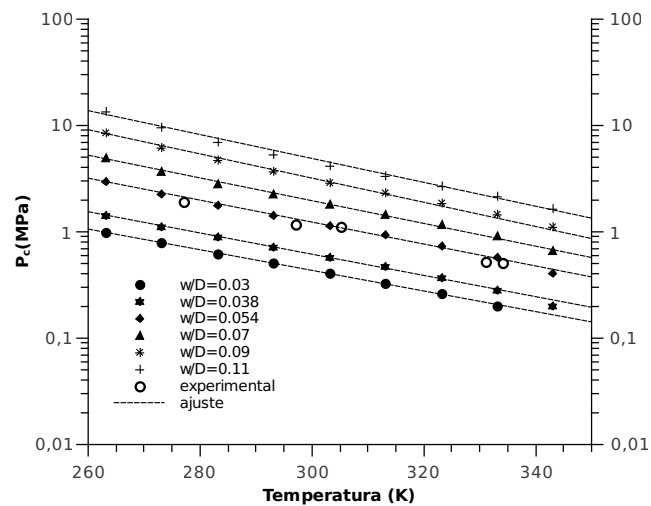
Temperatura (K)	P_c		
	Experimental	FEA 2D	FEA 3D
277	1,94	2,1	2
297	1,14	1,17	1,22
334	0,53	0,58	0,55

Tabla 10: Valores de P_c experimentales, FEA 2D y FEA 3D.

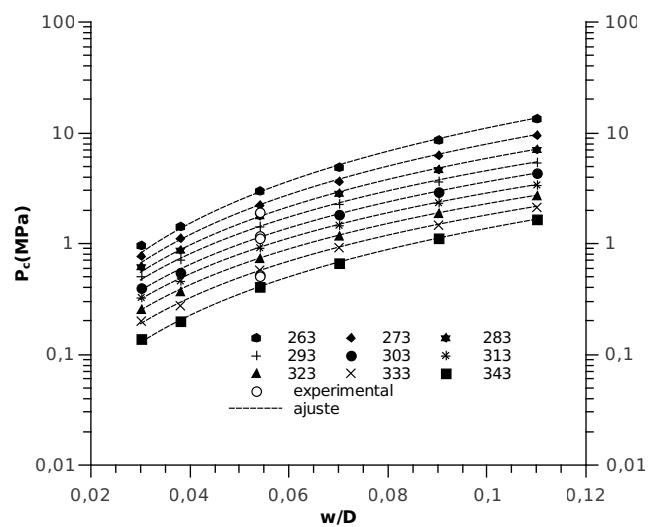
9.2.4 Análisis paramétrico.

En esta sección se muestran los resultados del análisis paramétrico FEA 2D. Como se mostró en la Subsección 9.1.7, el problema en 3D se simplificó a 2D asumiendo condiciones de deformación plana. Para verificar la validez de esta consideración, se muestran en la Tabla 10 los valores de P_c obtenidos mediante la simulación completa 3D y mediante la geometría simplificada 2D a tres temperaturas diferentes. Se midieron discrepancias máximas del 5,7 % entre los valores de P_c 3D y 2D.

Se construyeron dos grupos de curvas de contorno a partir de los resultados FEA 2D. En la figura Figura 58a, se grafican curvas de P_c en escala logarítmica en función de la temperatura a diferentes w/D . En la figura Figura 58b, se grafican curvas de P_c en escala logarítmica en función de w/D a diferentes temperaturas. Los puntos experimentales (experimento físico) se grafican junto a los resultados paramétricos con círculos vacíos, los cuales verifican la validez de las predicciones FEA.



(a) Curvas de P_c (log.) vs. w/D a distintas temperaturas.



(b) Curvas de P_c (log.) vs. Temperatura a distintos w/D .

Figura 58: Resultados del estudio paramétrico FEA 2D.

El análisis paramétrico, realizado para 'liners' con diferentes valores de w/D , mostró un decrecimiento lineal de P_c con la temperatura en una escala semilogarítmica (Figura 58a). Las curvas de contorno correspondientes a cada w/D fueron ajustadas mediante una función exponencial. Puede notarse además que las curvas resultantes son prácticamente paralelas. Esto justifica el uso de un parámetro de escala común para los diferentes valores de w/D . Por otra parte, las curvas de P_c en función de w/D muestran un incremento curvilíneo (ley de la potencia) en todas las temperaturas. Considerando que las curvas son también prácticamente paralelas, los valores de la Figura 58b pueden ser ajustados mediante una ley de potencia con un exponente común.

En 1977 Glock dedujo una expresión analítica que relaciona P_c con w/D considerando un comportamiento elástico [27] (Subsección 2.1.1):

$$P_c = \frac{E}{(1 - \nu^2)} \left(\frac{w}{D} \right)^{2,2} \quad (29)$$

En base a esta difundida expresión, se derivó una relación similar Glock ajustando los datos del estudio paramétrico a la Ecuación 30:

$$P_c(T, w/D) = S(T) \left(\frac{w}{D} \right)^C \quad (30)$$

El parámetro C se ajustó a partir de los datos a temperatura constante (Figura 58b). Se determinó un valor de 1,95, en principio válido para este caso de estudio particular.

El parámetro $S(T)$ involucra la rigidez del sistema dependiente de la temperatura y puede ser calculado a partir de los datos de la Figura 58a:

$$S(T) = \frac{P_c(T, (w/D)_0)}{((w/D)_0)^C} \quad (31)$$

$(w/D)_0$ es una relación de aspecto de referencia y $P_c(T, (w/D)_0)$ es la presión crítica en función de la temperatura a $w/D = (w/D)_0$. Tomando cualquier valor de w/D como referencia, $S(T)$ puede ser deducido ajustando los datos de la [Figura 58a](#) al valor w/D de referencia:

$$S(T) = 4,37 \times 10^5 e^{\frac{-T}{42,09}} \quad (32)$$

Entonces, de la [Ecuación 30](#) se obtuvo una expresión completa que relaciona P_c , w/D y T :

$$P_c(T, w/D) = S(T) \left(\frac{w}{D} \right)^{1,95} \quad (33)$$

Donde P_c es la presión crítica de colapso en MPa, T la temperatura en K y w/D la relación de aspecto del 'liner'.

La [Ecuación 33](#), está graficada en la [Figura 59](#) en un gráfico 3D XYZ. En la figura, están graficados los valores de P_c de la simulación paramétrica [FEA](#) junto a los experimentales.

En la [Figura 60](#) se muestran los resultados de la ecuación original de Glock y los de la [Ecuación 33](#) junto a los resultados [FEA](#) y del experimento físico. Los módulos de Young usados en la ecuación de Glock fueron determinados de los ensayos uniaxiales de tensión para cada una de las temperaturas individuales. La figura muestra que la ecuación de Glock sobreestima P_c . Esto es consistente con la idea de que el colapso de [HDPE](#) en las condiciones habituales de operación tiene un comportamiento inelástico [[37](#), [74](#)] y la ecuación de Glock sólo considera deformaciones elásticas. Esta sobreestimación puede también observarse en la [Figura 36](#) de la [Subsección 6.2.3](#). De todas formas, puede también observarse que las prediccio-

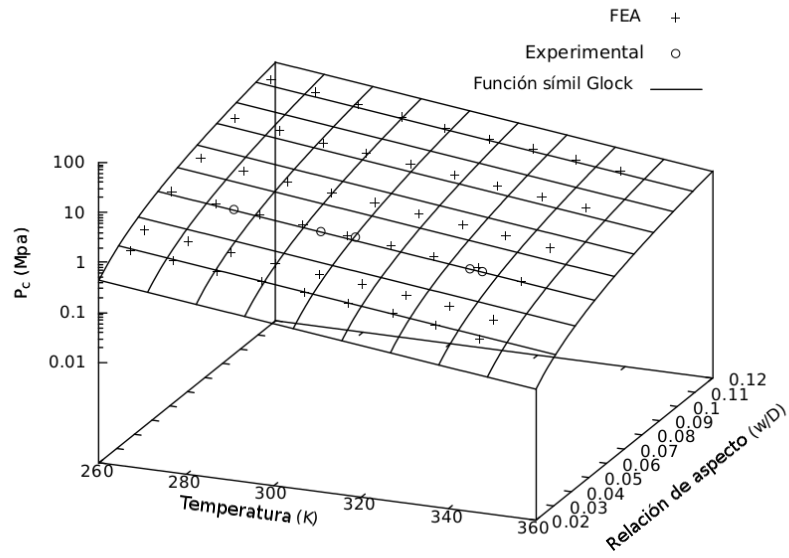


Figura 59: P_c en función de la temperatura y de w/D . Los círculos vacíos son las P_c experimentales, las cruces los resultados FEA paramétricos y con líneas continuas negras está graficada la Ecuación 33

nes de la ecuación de Glock mejora a menores temperaturas y w/D , condiciones que disminuyen las deformaciones inelásticas.

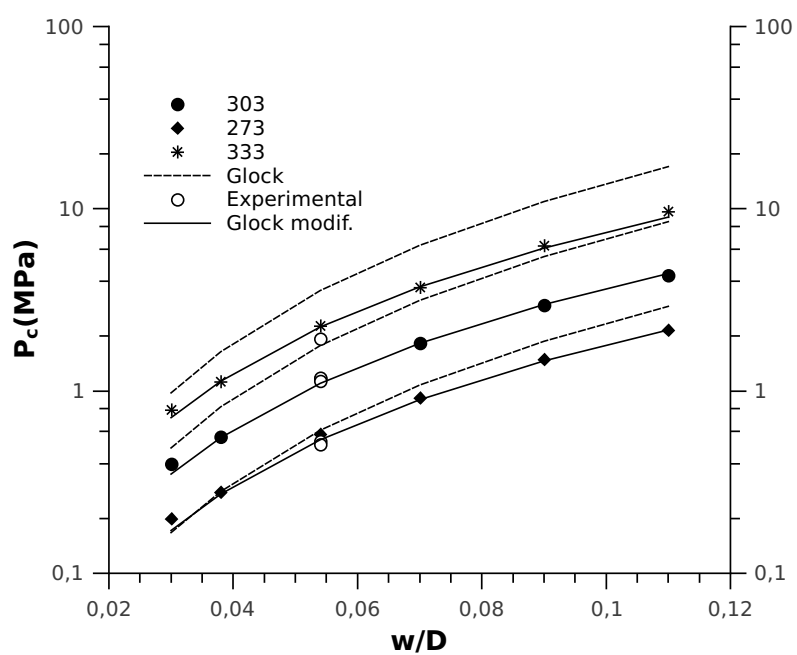


Figura 6o: Resultados de presión de colapso (P_c) FEA y experimentales. En contraste se muestran los resultados de Glock y de la [Ecuación 33](#)

RESUMEN Y CONCLUSIONES.

En esta parte de la tesis se estudió el colapso por pandeo 'short-term' de 'liners' de **HDPE** sometidos a presión externa mediante ensayos experimentales a escala laboratorio y simulaciones **FEA** a diferentes temperaturas. El resultado principal es la deducción de una expresión matemática que permite calcular la presión de colapso a diferentes temperaturas, considerando un régimen de deformación viscoplástico.

Para la simulación **FEA** se utilizó el modelo constitutivo **TNM**. Los parámetros constitutivos se determinaron mediante ensayos de tracción y compresión en diferentes condiciones de temperatura y velocidad de deformación.

Se investigaron los efectos de la temperatura de ensayo (en el rango de 0 a 60 °C) sobre el comportamiento al colapso de los 'liners' de **HDPE**. La presión crítica de colapso (P_c) resultó ser altamente dependiente de la temperatura de ensayo, mostrando una reducción de hasta cuatro veces de 0 °C a 60 °C. Se realizaron simulaciones completas **FEA** 3D del ensayo de colapso 'short-term' a las diferentes temperaturas y se validó con los resultados experimentales. Las simulaciones mostraron una excelente reproducción de los resultados del ensayo físico de colapso. Esto demostró la capacidad de la simulación **FEA** con el modelo **TNM** para simular el comportamiento de 'liners' de **HDPE** sometidos a presión externa. De aquí se comprueba nuevamente que el uso de elementos hidrostáticos de fluido es una alternativa viable para abordar la no linealidad del problema del colapso por pandeo y abordar al mismo tiempo ecuaciones constitutivas dependientes del tiempo.

Adicionalmente, se verificaron las condiciones de deformación plana a las que se encuentra sometido un 'liner' en servicio, al comparar los resultados de las simulaciones 3D verificadas con las 2D en deformación plana. Esto permitió utilizar las simulaciones 2D como una herramienta predictiva para realizar un análisis paramétrico a diferentes temperaturas y relaciones de aspecto. Los resultados del análisis paramétrico se utilizaron para modificar la ecuación elástica de Glock. Esta modificación, permitió reproducir el comportamiento de 'liners' de HDPE bajo un comportamiento viscoplástico. Esta ecuación permite predecir la presión de colapso P_c 'short-term' considerando la relación de aspecto y la temperatura.

Parte IV

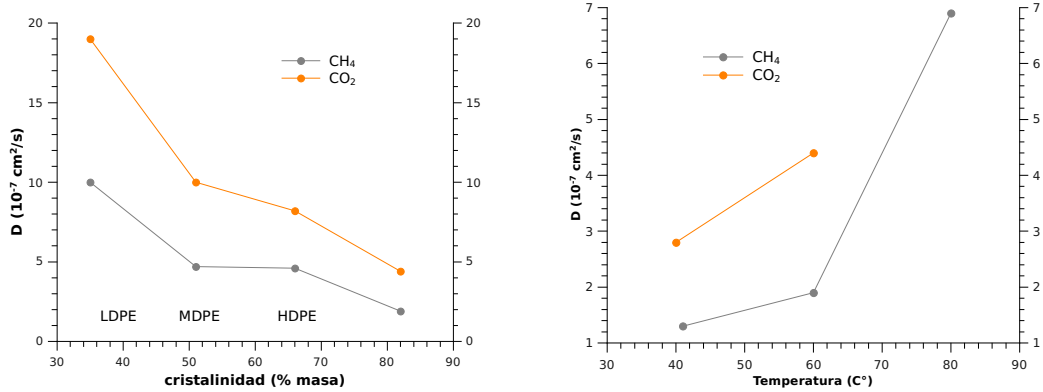
CASO DE ESTUDIO: ANÁLISIS DEL COLAPSO DE UN 'LINER' DE POLIETILENO DETERIORADO DURANTE EL SERVICIO POR EFECTO DE LOS HIDROCARBUROS.

INTRODUCCIÓN

11.1 EFECTO DE LOS HIDROCARBUROS SOBRE EL HDPE

Todos los 'liners' termoplásticos presentan cierta permeabilidad a pequeñas moléculas como CO_2 , CH_4 o H_2S [5, 14, 21]. En el caso del polietileno, la difusividad de especies gaseosas disminuye al aumentar el grado de cristalinidad [14]. Las zonas cristalinas actúan como barreras a la absorción y difusión, mientras que las zonas amorfas resultan fácilmente permeables, considerando que las cadenas en zonas amorfas se encuentran en un estado menos compacto y con mayor movilidad [75, 76]. En la Figura 61a se muestra la dependencia del coeficiente de difusión D con el grado de cristalinidad. Se indican también las denominaciones comunes según el grado de cristalinidad, Polietileno de Baja Densidad. (LDPE), Polietileno de Media Densidad. (MDPE), HDPE.

Hamilton y Savidis encontraron que la absorción de hidrocarburos de bajo peso molecular generan además un efecto de 'swelling' o hinchamiento que resulta en un aumento de aproximadamente un 10 % en peso y una pérdida de módulo elástico [21].



(a) Dependencia de la difusividad con el grado de cristalinidad del polietileno a 60 °C. (b) Dependencia de la difusividad con la temperatura para un HDPE de 82 % de cristalinidad.

Figura 61: Difusividad de CH₄ y CO₂ en polietileno [14].

La Ecuación 34 [5], considera la influencia del 'swelling' sobre la pérdida de módulo elástico para el cálculo de la presión crítica de colapso (P_c) asumiendo un comportamiento de colapso elástico:

$$P_c = E \left(\frac{w}{r} \right)^2 \left(2,334 - 0.0385 \epsilon_{\text{swell}} \frac{r}{w} \right) \quad (34)$$

Donde w/r es la relación de aspecto del 'liner', E es el módulo elástico y ϵ_{swell} es la variación volumétrica por efecto del 'swelling'.

Estos efectos resultan más severos a altas temperaturas Figura 61b. Por lo tanto, para aplicaciones con hidrocarburos no se recomiendan temperaturas mayores a los 65 ° C [5]. En líneas de transporte de agua, se han utilizado temperaturas de hasta 80 ° C sin dificultades [5].

11.2 CONDICIONES DE COLAPSO.

Pueden distinguirse dos condiciones de sollicitación que pueden generar el colapso por pandeo:

- 'Ingreso de fluido incompresible en la cavidad anular.'
- 'Presencia de una masa constante de fluido compresible en la cavidad anular.'

11.2.1 *Ingreso de fluido incompresible en la cavidad anular.*

Esta es la sollicitación impuesta en el ensayo de colapso por pandeo en el [Capítulo 9](#). Es la condición que ofrece mayor control sobre el evento, ya que la incompresibilidad del fluido permite controlar el volumen colapsado. Si se interrumpe el ingreso de fluido en la cavidad anular, la presión de la cavidad anular (P_{ext}) descenderá hasta una presión de equilibrio entre la cavidad anular y la interior. En la [Figura 62](#) se muestra un digrama esquemático de la variación de la presión anular (P_{ext}) y la proporción de volumen de cavidad colapsado (V^*). V^* se define como:

$$V^* = \frac{V_{cav}}{V_0} \quad (35)$$

Donde V_{cav} es el volumen actual de la cavidad anular y V_0 es el volumen total de la tubería receptora. En la [Figura 62](#) puede verse una asíntota vertical para valores de $V^* = 1$, que sería el caso donde la cavidad anular toma el mayor volumen posible dentro de la tubería receptora. El recorrido indicado en color verde muestra un camino posible que puede tomar la presión (P_{ext}) en el caso de alcanzar una

presión crítica (P_c) y detener el ingreso de fluido en la cavidad. En ese caso, la presión descenderá por relajación del material hasta alcanzar un valor de equilibrio (punto B en la Figura 62) entre las cavidades externa e interna con un aumento de volumen prácticamente nulo, considerando que el fluido es incompresible.

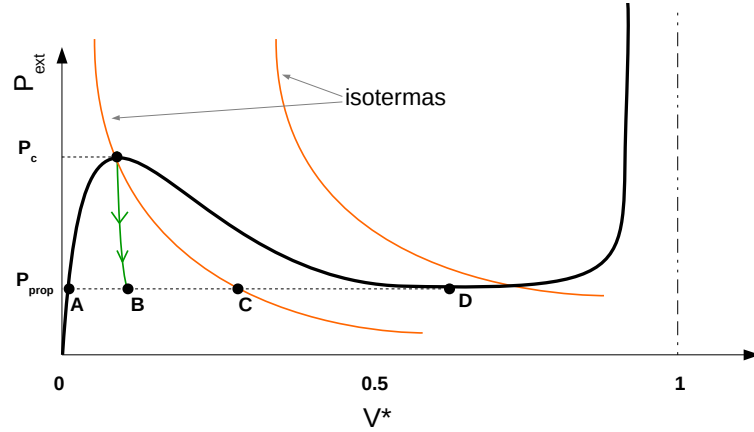


Figura 62: Grafico esquemático de la variación de presión anular (P_{ext}) y el volumen colapsado (V^*).

En el punto B, parte del volumen dentro la cavidad será parte del lóbulo ya colapsado (punto C), mientras que otra parte en el resto de la cavidad se encuentra a la misma presión en el punto A. La proporción de volumen colapsado está dada aproximadamente por [38]:

$$\%V_{colapsado} = \frac{V_B^*}{V_D^*} \quad (36)$$

11.2.2 Masa constante de gas compresible en la cavidad anular.

Este es el caso de mayor relevancia tecnológica. La permeación de gases a través del espesor del 'liner' aloja una masa constante de gases en la cavidad. Esta masa de

gases es la que en los ejercicios de revisión, cuando se disminuye la presión interna del 'liner', ejerce presión en la cavidad anular. Esta presión puede ser suficiente para generar el colapso por pandeo.

En el caso de un gas compresible, asumiendo un comportamiento ideal:

$$PV = nRT \quad (37)$$

Donde n es la cantidad de moles de gas, R la constante universal de los gases y T la temperatura. El producto PV se mantendrá constante, por lo cual, la masa constante de gas en la cavidad definirá isothermas sobre el diagrama $P_{\text{ext}} - V^*$. En la [Figura 62](#), se muestran en color naranja isothermas sobre el diagrama de colapso. Para todas las isothermas menores que aquella que pasa por el punto crítico (máximo en el diagrama), la deformación será estable y uniforme sobre todo el largo del 'liner' sin llegar al colapso. Para el caso de aquella que pasa por el punto crítico, la presión disminuirá siguiendo la isoterma hasta el punto C. Siguiendo el razonamiento para fluidos incompresibles, la proporción colapsada será:

$$\%V_{\text{colapsado}} = \frac{V_C^*}{V_D^*} \quad (38)$$

Esta proporción resulta siempre mucho mayor que en el caso de los fluidos incompresibles. Frost estudió este tema y determinó que aproximadamente las fracciones de volumen colapsado con un fluido incompresible con presión igual a la crítica (máximo en la curva) y una isoterma que pasa por el mismo punto, son 1,86 % y 39 % respectivamente.

En el siguiente capítulo, se hace un breve análisis de un caso de colapso por pandeo de una sección de 'liner' recuperado luego de una falla tras haber sido utilizado durante 6 años en el transporte de hidrocarburos. Se analizan el efecto

de los hidrocarburos sobre las propiedades mecánicas del material y el efecto de dichas propiedades sobre su comportamiento en colapso.

EVALUACIÓN DE 'LINER' COLAPSADO EN OPERACIÓN.

12.1 DETERMINACIÓN DE PROPIEDADES Y SIMULACIÓN.

12.1.1 *Materiales.*

Se utilizaron los datos del **HDPE** de los 'liners' utilizados en las secciones anteriores para los ensayos físicos de colapso y para la calibración del **TNM**. Estos 'liners' se denominarán a partir de ahora como **liner-A**. Por otra parte, se obtuvieron secciones de un 'liner' de **HDPE** fallado en operación (**Figura 63** (a)), a partir de ahora denominado **liner-B**. Los **HDPE** de ambos 'liners' son de densidades similares, $0,959 \text{ g/cm}^3$ (**liner-A**) y $0,9535 \text{ g/cm}^3$ (**liner-B**).

12.1.1.1 *Condiciones de operación y de falla del liner envejecido (liner-B).*

El liner deteriorado fue recuperado del campo por un empresa consultora especialista en transporte petróleo luego de que se detectara un derrame de petróleo provocado por una fuga en un oleoducto metálico [77]. El oleoducto presentaba varios defectos, por lo cual se rehabilitó mediante la instalación de un 'liner' de **HDPE**. El 'liner' se mantuvo en operación durante 6 años desde su instalación. Las condiciones de operación normal del oleoducto eran de 3,2 MPa de presión y 40°C de temperatura. La falla ocurrió luego de detener el bombeo de crudo por la falta de personal a causa de una manifestación de petroleros. Aparentemente el 'liner'

pudo haber sido sometido a una sobrepresión y a las 5 horas de detener el bombeo, se detectó la fuga. El colapso generó la rotura del material varios metros a lo largo de la sección (se muestra el detalle en la [Figura 63\(b\)](#)). El 'liner' es de 150 mm de diámetro y 6 mm de espesor.



(a) Sección de 'liner' colapsada.



(b) Detalle del lóbulo en el extremo del 'liner'.

Figura 63: Sección de 'liner' extraído luego del colapso.

12.1.2 Evaluación de propiedades y ajuste del **TNM**.

Se mecanizaron probetas de tracción y compresión a partir de una porción no deformada del (**liner-B**). Se realizaron ensayos de tracción de rutina siguiendo la norma ASTM D638 [67]. Estas propiedades se contrastaron con las reportadas por el proveedor de la tubería, obtenidas bajo la misma norma antes de ser instalada para evaluar el grado de deterioro del material. Por otro lado, bajo el mismo procedimiento que en Subsección 6.1.3, se realizaron ensayos de tracción y compresión a 1, 10 y 50 mm/min de velocidad de travesa y 298 K de temperatura para determinar los parámetros constitutivos del **TNM** del material envejecido del (**liner-B**).

12.1.3 Simulación de colapso por pandeo de 'liner' con **HDPE** envejecido.

Se realizó la misma simulación **FEA** de la Subsección 9.1.6 con los parámetros constitutivos del **TNM** obtenidos a partir del material envejecido del **liner-B**. Con el fin de obtener resultados comparables, el **liner-B** se modeló con la misma geometría que el A (114 mm de diámetro y 6,2 mm de espesor). La temperatura a la que se realizó la simulación fue de 298 K.

12.2 RESULTADOS

12.2.1 Evaluación de propiedades.

En la Tabla 11 se muestran los valores de módulo (E), tensión de fluencia (σ_f (MPa)) y elongación a la rotura (ϵ_b (%)) obtenidos a partir de los ensayos de tracción del **liner-B**. En la misma tabla, se muestran los mismos valores obtenidos en los ensayos

-	E(MPa)	σ_f (MPa)	ϵ_b (%)
liner-B nuevo	1050	30,18	780
liner-B envejecido	530,96	24,79	53,32
deterioro de propiedad (%)	49,43	17,85	93

Tabla 11: Valores de módulo, tensión de fluencia y elongación a la rotura del 'liner' antes de ser instalado y luego de la falla.

de rutina previos a su instalación y la disminución en cada una de las propiedades en %.

Los resultados muestran un claro deterioro sobre todo el la elongación a la rotura y en módulo elástico.

12.2.2 Ajuste de modelo constitutivo con el material envejecido.

El método de ajuste del **TNM** se realizó de forma similar al realizado previamente [Subsección 9.1.5](#) pero sin dependencia a la temperatura. Todos los valores obtenidos son para una temperatura de 298 K. Los parámetros obtenidos se muestran en la [Tabla 12](#).

Parámetro	Descripción	Valor
μ_A	Módulo de corte de la red A	139,27 MPa
λ_L	'Chain locking stretch' A	6,91
κ	Módulo de compresibilidad	2000MPa
$\hat{\tau}_A$	Resistencia a la fluencia de la red A	10.45 MPa
α	Dependencia de la fluencia con la presión	0,45
m_a	Exponencial de tensión en la red A	9,15
m_b	Exponencial de tensión en la red B	22,37
n	Parámetro de viscosidad	117,18
$\hat{\tau}_B$	Resistencia a la fluencia de la red B	24,73 MPa
μ_{Bi}	Módulo de corte inicial de la red B	188,20 Mpa
μ_{Bf}	Módulo de corte final de la red B	93,92 Mpa
μ_C	Módulo de corte de la red C	29,22
q	Contribución relativa de I_2 a la red C	0

Tabla 12: Parámetros constitutivos del TNM para el material envejecido.

12.2.3 Simulación FEA con parámetros del HDPE envejecido.

En la Figura 64 se muestra el perfil colapsado del material envejecido (por simetría de espejo) con el código de colores que representa los valores de deformación verdadera. En la figura se observan valores de deformación cercanos a los valores de elongación a la rotura medidos anteriormente (Subsección 12.2.1).

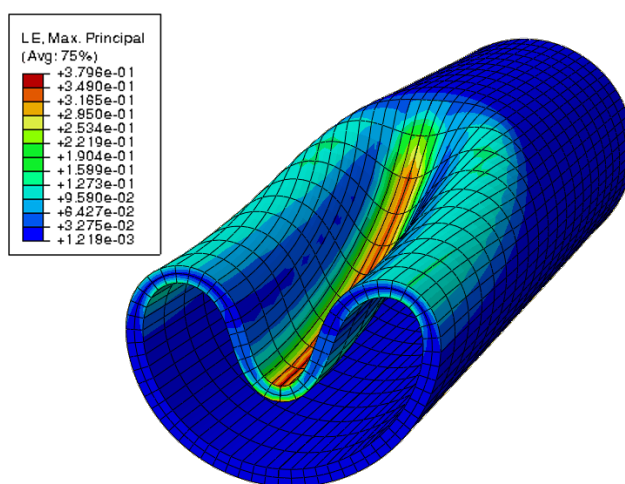


Figura 64: Resultado del colapso simulado por FEA del 'liner' con HDPE envejecido.

En la Figura 65 se muestran en contraste, la curva de colapso FEA obtenida anteriormente con los valores del TNM del liner-A (Subsección 9.2.1) y la curva de colapso FEA con los parámetros del TNM para el liner-B (Subsección 12.2.2).

La curva de colapso del liner-B muestra una presión de colapso (P_c) menor que el A. Hasta valores de aproximadamente 30 cm^3 ambas curvas mantienen un comportamiento lineal. A partir de ese valor, la pendiente de la curva correspondiente al liner-B se muestra mucho menos pronunciada. Esto significa para un mismo valor de presión, la deflexión en la tubería envejecida será mayor que en una sin envejecer Figura 66.

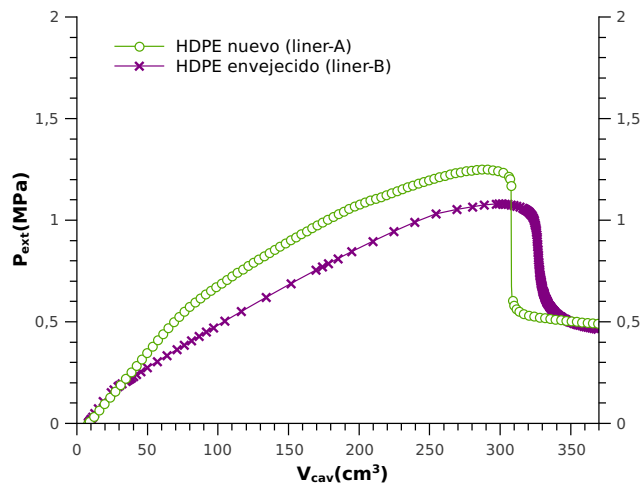


Figura 65: Curvas de colapso obtenidas por simulación FEA de un 'liner' envejecido en contraste con uno nuevo.

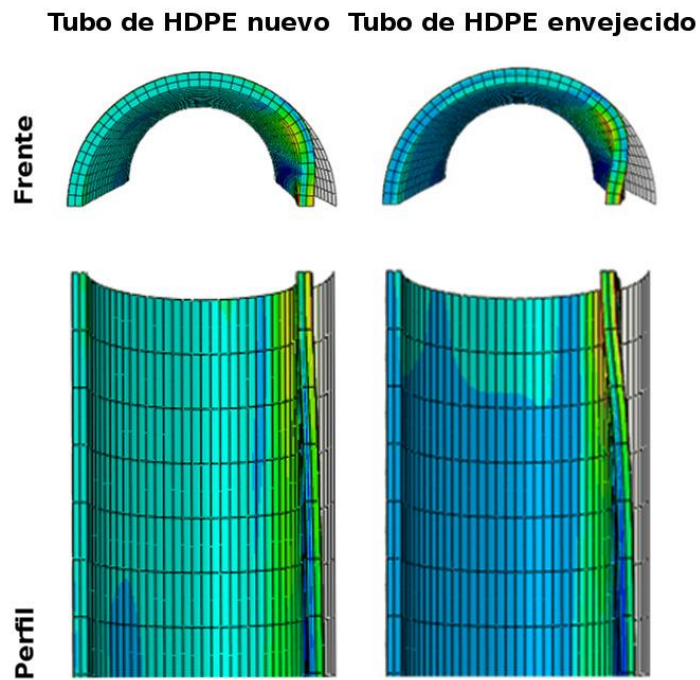


Figura 66: Comparación entre simulaciones de perfiles de 'liner' para el material envejecido y sin envejecer a una misma presión.

RESUMEN Y CONCLUSIONES.

Los principales efectos del envejecimiento por efecto de los hidrocarburos sobre el **HDPE** son un efecto de 'swelling' o hinchamiento que resulta en un aumento de aproximadamente un 10 % en peso y una pérdida de módulo elástico.

En este capítulo se evaluó el deterioro de las propiedades mecánicas en un 'liner' utilizado para el transporte de hidrocarburos y fallado en servicio. Se utilizó también dicho material para obtener los parámetros constitutivos del **TNM** utilizado y verificado anteriormente con un **HDPE** nuevo. A partir de estos parámetros, se realizaron simulaciones que permitieron contrastar el comportamiento de un 'liner' envejecido con uno 'nuevo'. El deterioro en las propiedades del material se hizo evidente en las curvas de colapso por padeo obtenidas por **FEA**.

Si bien no se incorporó un criterio de falla en el modelo **FEA**, las deformaciones habituales en un colapso por padeo pueden ser suficientes para alcanzar la elongación a la rotura de un material envejecido. Por otro lado, como se describió en la **Sección 11.2**, un 'liner' en servicio está sometido a presión externa por gases (flúidos compresibles). Esto implica un riesgo aún mayor por la posible extensión del colapso y los mayores niveles de deformación involucrados.

Parte V

CONCLUSIONES GENERALES Y TRABAJO A FUTURO.

13.1 CONCLUSIONES GENERALES

En esta tesis se han generado herramientas predictivas para el estudio del colapso por presión externa de 'liners' de polietileno de alta densidad. El abordaje fue tanto numérico como experimental a escala laboratorio. La decisión de utilizar elementos hidrostáticos de fluido en el modelo de elementos finitos para modelar el efecto de la presión externa sobre el 'liner', permitió superar las limitaciones de la simulación por control por carga y a su vez incorporar ecuaciones constitutivas dependientes del tiempo. Se utilizaron en una primera instancia modelos constitutivos clásicos: elástico y elastoplástico. Los resultados numéricos con estos modelos mostraron una notoria influencia de la tensión de fluencia sobre la presión crítica de colapso. Esto sugirió la presencia de deformaciones plásticas previas al colapso por pandeo. Posteriormente, se utilizó el modelo constitutivo 'Three Network Model', un modelo viscoplástico especialmente desarrollado para polímeros semicristalinos. Los parámetros del modelo se obtuvieron a partir de ensayos uniaxiales de tracción y compresión a diferentes velocidades de sollicitación y temperaturas. Como verificación preliminar del modelo, se utilizaron ensayos de compresión de secciones de 'liners', los cuales involucran sollicitaciones similares a las del colapso por presión externa. Una vez verificado, se realizó un estudio paramétrico mediante simulaciones simplificadas 2D a diferentes relaciones de aspecto y velocidades de sollicitación. Los resultados paramétricos, mostraron un notorio aumento de la presión crítica de colapso al aumentar la velocidad de sollicitación. Esta dependencia indica la presencia de deformaciones inelásticas previas al colapso. Por otra parte, el aumento de la presión crítica tiende a un valor límite dado por el valor predicho por los modelos analíticos y numéricos que asumen un comportamiento elástico lineal. Esto divide el comportamiento del colapso en una zona inelástica y otra elástica. Para todas las

relaciones de aspecto consideradas, se observó que en el rango de velocidades de sollicitación habituales de operación, el colapso resulta inelástico.

Por otro lado, se diseñó y construyó un equipo de ensayos de colapso por pandeo a escala laboratorio. El equipo fue diseñado para reproducir el colapso por pandeo 'short-term' con un ajuste entre la tubería receptora y el 'liner' tipo 'close-fit'. Los ensayos se realizaron a tres temperaturas diferentes, abarcando el rango de temperaturas habituales de operación con hidrocarburos. Todos los ensayos resultaron en colapsos de un lóbulo. Las presiones críticas de colapso mostraron una dependencia significativa con la temperatura de ensayo.

Las curvas de presión externa en función del volumen anular de los ensayos a escala laboratorio se contrastaron con simulaciones 3D del experimento, utilizando el modelo TNM previamente ajustado. Se observó una muy buena correspondencia entre los resultados del experimento físico y las simulaciones para las tres temperaturas. Luego de esta verificación, se realizó un nuevo análisis paramétrico con un modelo FEA 2D simplificado. Los resultados paramétricos se utilizaron para deducir una ecuación predictiva basada en la clásica ecuación elástica de Glock. Esta nueva ecuación permite calcular la presión crítica de colapso, considerando los efectos de la temperatura y del comportamiento viscoplástico del polietileno.

Por último, se realizó un estudio de caso a partir de un 'liner' real utilizado en el transporte de hidrocarburos, que fuera extraído luego de un colapso por pandeo. Se evaluó el deterioro en las propiedades mecánicas del polietileno por efecto de los hidrocarburos. Se observó una clara disminución en todas las propiedades medidas, sobre todo en el módulo elástico y la elongación a la rotura. Por otro lado, se ajustaron nuevamente los parámetros del TNM a partir del material envejecido y se realizó una simulación de colapso para evaluar los efectos del deterioro del material sobre el comportamiento del colapso. El deterioro del material demostró,

en contraste con el material sin envejecer, una disminución en la presión crítica de colapso y un mayor grado de deflexión.

13.2 TRABAJO A FUTURO

Se proponen las siguientes líneas de trabajo a futuro:

- Mejorar el equipo de ensayos de colapso incorporando diferentes velocidades de sollicitación y 'Digital image correlation' (DIC) para obtener el campo de deformaciones en tiempo real.
- Mejorar el modelo por elementos finitos para simular la propagación del colapso en secciones largas y predecir el grado de daño total.
- Estudiar con mayor detalle el efecto de los hidrocarburos sobre el comportamiento del colapso y elaborar herramientas predictivas que permitan incorporar esta variable para estimar la presión crítica de colapso.

Parte VI

SEPARATAS: SELECCIÓN DE PUBLICACIONES QUE
SURGEN DE ESTE PROYECTO.

Contents lists available at [SciVerse ScienceDirect](#)

Engineering Failure Analysis

journal homepage: www.elsevier.com/locate/engfailanal

Numerical tool to model collapse of polymeric liners in pipelines

Federico Rueda, José Luis Otegui*, Patricia Frontini

INTEMA (CONICET – Universidad Nacional de Mar del Plata), J.B. Justo 4302, 7600 Mar del Plata, Argentina

ARTICLE INFO

Article history:

Received 14 June 2011

Received in revised form 5 October 2011

Accepted 9 October 2011

Available online xxxx

Keywords:

Polymeric liners

Collapse failure

Critical pressure

FEM model

ABSTRACT

Polymeric liners are widely used in the gas and oil transportation industry. They provide improved corrosion resistance to metallic tubes and they also are used in rehabilitation of deteriorated pipelines. Oil derived gases permeate across the liner wall; which during rapid depressurization produce external pressure that in many cases lead to buckling collapse of the liner. A number of simple models to calculate critical pressure for buckling collapse are available, but these models do not account for surface or geometrical defects that are usually present in liners under service conditions. The non-linear characteristics of the problem generate convergence issues that make it difficult for classical FEM to reproduce the actual behavior of experimental curves. This paper is concerned with simulation of the buckling collapse of HDPE liners. Three ways to raise and resolve the issue of liner collapse have been used in this study. Two of them, the General Static Model and the Riks Static Method have been used before for similar simulations. Innovatively in this work, a non-conventional approach to finite element analysis (FEA) which makes use of hydrostatic elements has been tried for the first time. This approach has the inherent advantage of allowing the use of time-dependent material constitutive models. Three types of constitutive models were considered to model HDPE stress–strain behavior: elastic, ideal elastic–plastic and an elastic–strain hardening plastic model that takes into account the complete deformation curve determined from uniaxial tensile experiments. Validation of the simulations are made by comparing the results with analytical, or semi-analytical models and with results from previous publications. The collapse of polymeric liners in the presence of external pressure is adequately reproduced by the finite elements method (FEM) models developed.

© 2011 Elsevier Ltd. All rights reserved.

1. Introduction

Liners used for internal protection of pipes have had two main engineering applications: as a method of corrosion protection in transport of aggressive chemical agents and rehabilitation of damaged pipes. The rehabilitation technique known as relining was first developed in Europe and North America for the rehabilitation of water pipes [1]. Liners can fail after a certain time in service, causing major economic losses. Of these failures, those occurring during rapid decompression of pipelines are of interest for this study. Sudden decompression could occur with certain frequency, either due to service stoppages or shut downs for inspection or maintenance [2].

Avoiding failures of liners led to recent studies aimed to elucidate mechanisms and root causes of liner failures [3–6]. Some organic components in oil are capable of penetrating plastic materials, preferably in their amorphous phases. This interaction can be seen as an effect of physical swelling, caused by the rupture of the attraction of the intermolecular link due to the presence of migratory species.

* Corresponding author.

E-mail address: jotegui@fi.mdp.edu.ar (J.L. Otegui).

Polymers in high pressure operation dissolve CO_2 and CH_4 gases which are dissolved in oil. They permeate through the wall of the thermoplastic material, to balance the internal pressure of the pipe with that of the outer annulus or gap between the liner and the pipe wall. Permeation rate increases with the severity of swelling of the liner material, a relevant in-service degradation mechanism when the liner is in contact with hydrocarbons. According to these considerations, after a depressurization liners are subject to stresses generated by excessive pressure on the annular cavity which can lead to the collapse of the liner by radial buckling. Fig. 1 shows a section of a failed liner. It shows how a liner can collapse. There are also other types of failures [7–9] related with thermoformed joints in certain host pipe geometries that represent potential failure sources. These could generate micro-cracks and brittle fracture of the liner [10]. These types of failures are not considered in this work.

Although annular pressure from gas migration from the bore is the base case investigated here, it is worth noting that the base design case in subsea water injection flowlines is that the liner must be resistant to vacuum collapse. A vacuum could arise if the pressure in the reservoir is lower than a column of injection water of the same depth and the injection pumps shut down without wellhead valves closing. This would enable injection water to flow down into the reservoir pulling a vacuum behind it.

Analytic models allow calculating the critical pressure which causes the elastic collapse by buckling of a restrained tube under external pressure. The Glock model [11] is based in the principle of minimal potential energy and the non-linear deformation theory:

$$P_{cr} = \frac{E}{1 - \nu^2} \cdot \left(\frac{t}{D} \right)^{2.2} \quad (1)$$

where E is the elastic Young's modulus for the material, ν is the coefficient of Poisson, and t and D are pipe thickness and diameter respectively. This elastic model does not consider that the material can deform plastically; this model is useful in thin walled pipes that fail by elastic buckling before yielding. Jacobsen [12] developed a semi-analytical model which considers yielding, according to the following system of equations:

$$\frac{R}{t} = \sqrt{\frac{\left(\frac{9\pi}{4\beta^2} \right) \cdot \left[\pi - \alpha + \beta \cdot \left(\frac{\sin \alpha}{\sin \beta} \right)^2 \right]}{12 \cdot \left(\frac{\sin \alpha}{\sin \beta} \right)^3 \cdot \left[\alpha - \pi \cdot K - \beta \cdot \frac{\sin \alpha}{\sin \beta} \cdot \left(1 + \frac{\tan^2(\alpha - \beta)}{4} \right) \right]}} \quad (2)$$

$$\frac{P}{E'} = \frac{\frac{9\pi^2}{4\beta^2} - 1}{12 \left(\frac{R}{t} \right)^3 \cdot \left(\frac{\sin \alpha}{\sin \beta} \right)^3} \quad (3)$$

$$\frac{\sigma}{E'} = \frac{t}{2 \cdot R} \left(1 - \frac{\sin \beta}{\sin \alpha} \right) + \frac{P \cdot R \cdot \sin \alpha}{E' \cdot t \cdot \sin \beta} \cdot \left[1 + \frac{4\alpha R \sin \alpha \tan(\alpha - \beta)}{\pi t \sin \beta} \right] \quad (4)$$

where E' is Young's modulus in plane strain deformation $E/(1 - \nu^2)$, R is pipe thickness radius. Σ is yield strain, P is the collapse pressure and A and B are geometric parameters defined in Fig. 2.

This model considers the critical pressure in which a liner reaches the material yield stress at some point [13]. The model is recommended for the design of metallic liners [14]. In the case of thick pipes, for which yielding occurs before reaching the buckling pressure, the collapse pressure predicted by the model can be lower than the actual failure pressure. But, thin pipes

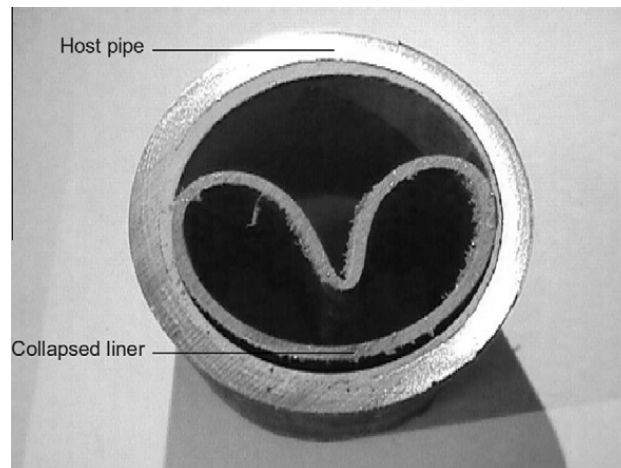


Fig. 1. Section of a collapse failed liner.

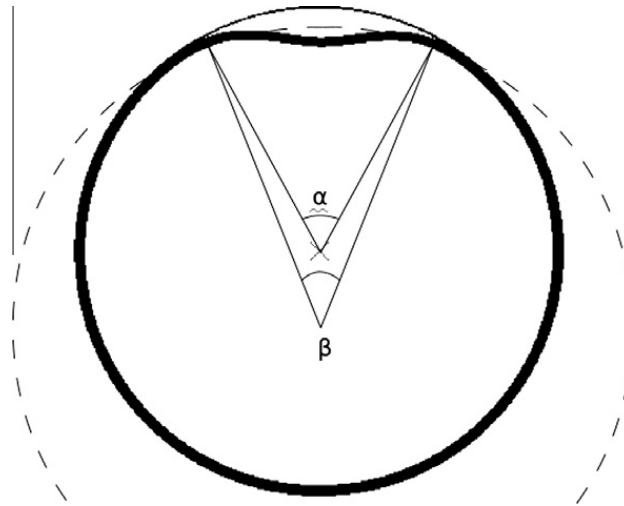


Fig. 2. Schematic of buckling of a liner with a single lobe.

tend to fail by buckling before reaching yield stress, and models could predict a larger critical pressure than the actual failure pressure.

El-Sawy [13] based his FEM analysis in determining whether the liner collapses elastically or plastically:

$$\frac{\sigma_y}{E} = 1.45 \left(\frac{t}{D} \right) + 3.93 \left(\frac{t}{D} \right)^2 \quad (5)$$

Eq. (5) determines the limit between both collapse types, and depends upon t/D and σ_y/E . Both Glock and Jacobsen models consider the shape of the final cross section of the collapsed tube as a single lobe shape. This failure mode is the most critical and is shown in an actual case in Fig. 1. These models are limited to considering the material as elastic – ideally plastic; they are not able to model the mechanical behavior with constitutive equations. Aside from the limitations described, these analytical models are not able to analyze the influence of geometrical or surface defects present in a real situation.

The purpose of this study is the development of a FEM model of liners which allows introducing experimental data relating to the in-service mechanical behavior of the liner material and specific geometric and surface conditions. The model developed in this work is intended to be used as a general tool, not only in failure analyses but also in the design stage. This article describes a specific model developed with FEM to assess the incidence of common geometric defects in an HDPE liner. A very small out of roundness is introduced in the FEM mesh to nucleate buckling; validation of the model is carried out by contrasting results with analytical predictions.

2. Numerical and testing procedures

2.1. Purpose and methods

At this stage, the developed model is not intended to predict the actual values of collapse pressure of a real component. The material was modeled as elastic–plastic with strain-hardening, from data obtained in HDPE tensile tests. This behavior was introduced into the Abaqus software environment using a table with stress and plastic strain data. It must be borne in mind that the mechanical behavior of a polymeric component is highly dependent on temperature, time, applied stresses, and strain rate. These are strongly influenced by prolonged contact with oil or other fluids transported by the pipeline.

The collapse of polymeric liners in the presence of external pressure is reproduced in this study by finite element modeling. Different types of constitutive models for the HDPE material and various FEM analysis approaches were applied. Validation of the method was carried out by comparison with analytical and semi-analytic models previously described; numerical results were also compared with results from previous publications.

Frost et al. modeled the collapse behavior of liners confined within rigid steel pipes [15]. They studied the axial stability of collapse under different loading conditions and the effect of restraint at the liner ends. They found that the effect of end restraint can be neglected, except in the case of short liners, where buckling collapse can be inhibited. Their work demonstrated that the effect of restraint at the liner ends can be neglected for long liners, with length to radius L/R values greater than about 2. This is indeed the normal case in practical applications. Liners are installed in lengths ranging from 200 to 1200 m, so that longitudinal deformations are heavily constrained, and axial strains are practically null. This allows considering a section of pipe of a certain length L under plane strain. In this study, $L = 2D$, as also done in previous works [13,16]. The full 360° profile of the liner was originally modeled in order to visualize the shape of the collapse; afterwards symmetry was used to model only half the cross section.

A small degree of ovalization was introduced to induce buckling collapse. The ratio between larger and smaller diameters was kept at 1.0005; that is, ovalization is only 0.05%. The lengths of the two radii within the smallest diameter were kept identical; thus imposing a symmetric figure. This symmetry induced a single-lobe buckling.

2.2. Tensile testing and constitutive model of liner material

Bone-shaped test pieces were machined from a 2 mm thick compression molded HDPE plate. Tensile tests were conducted with an extensometer to characterize elastic Young's module. A Poisson's ratio of 0.35 was initially defined, which represents an average for measured values in liner materials.

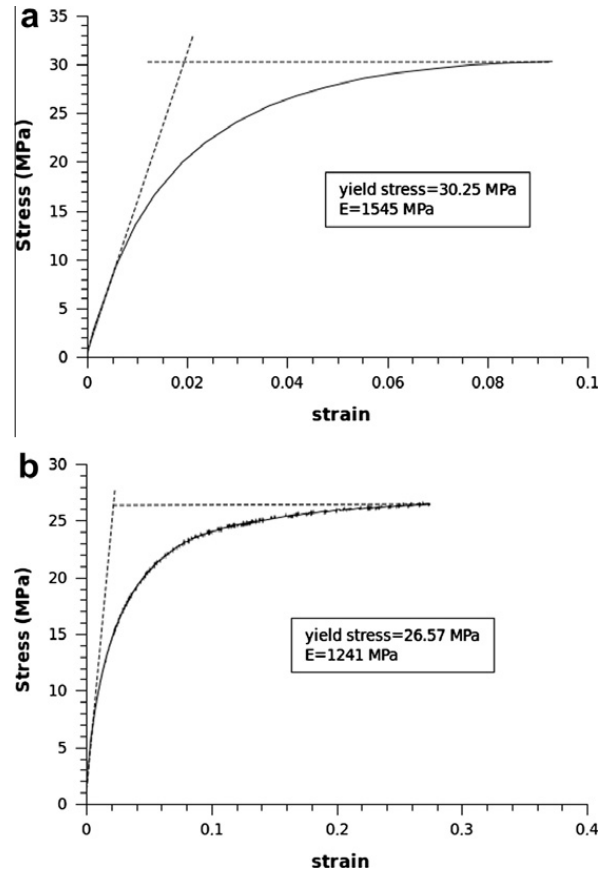


Fig. 3. HDPE tensile tests at two different strain rates. Fig 3a – 50 mm/min. Fig. 3b – 1 mm/min.

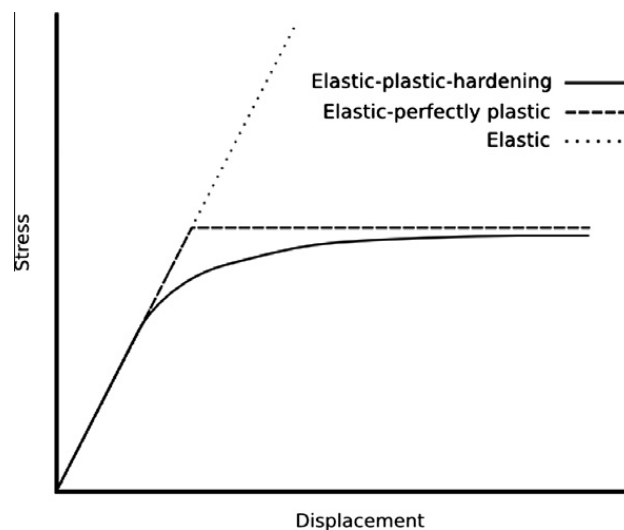


Fig. 4. Constitutive models for liner material.

Three basic constitutive models were considered to assess their influence in the collapse behavior. These are elastic, elastic-ideal plastic, and elastic plastic with strain hardening as illustrated in Fig. 4.

2.3. FEM models

Three ways to raise and resolve the issue of modeling liner collapse have been used in this study. All three cases involve a static analysis, although in different ways. This means that the complete collapse is considered as a series of successive equilibrium steps. The absence of time as a variable would in principle not allow coupling a visco-elastic constitutive equation. The static analysis is valid for the constitutive models so far considered (Fig. 4) [13,16]. Three methods are considered, these are called general static, static with hydrostatic elements, and Riks general static.

When loading has a large bending component it is advisable to use linear and quadratic functions. In this study the liner is modeled with quadratic 8-node quadrilateral elements in plane strain (CPE8R) using the Abaqus 6.9 software. The host tube was modeled in certain cases as an analytical rigid surface or a discrete rigid. The host is considered to be a buried steel tube, which has a practically infinite rigidity compared with that of the HDPE. Contact between the outer surface of the liner and the host is modeled considering normal and tangential behaviors. To comply with the rigid tube assumption, the tangential behavior is modeled as a system without friction, and the linear elastic normal stiffness is taken as 10 times larger than that of the liner.

Since collapse represents a limit for linearity, the resolution of the finite element problem consists of the incremental application of load. The General Static Model was first used due to its simplicity [16]. A uniform and linearly increasing pressure was applied on the external surface of the liner profile. The host tube was modeled as an analytical surface. As the applied load grows, the profile is deformed up to collapse leading to pressure versus displacement curves according to the one shown in Fig. 5. The two main emerging disadvantages are the instability of calculation in post buckling, and that the model can never reproduce correctly a complete pressure versus actual deformation curve. The model imposes a linearly growing pressure, but in the actual case pressure is a function of the volume of gas contained in the annulus between liner and tube. Actual experimental pressure versus deformation curves (Fig. 6) present a fall at the time of the collapse, when the volume of

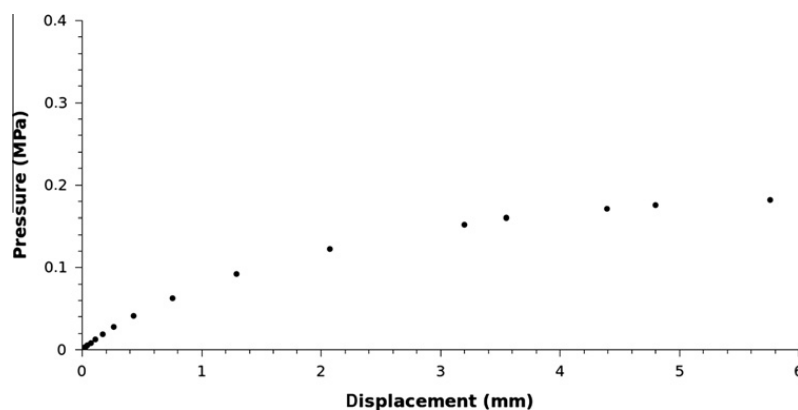


Fig. 5. FEM curve for pressure versus radial deformation of HDPE liner.

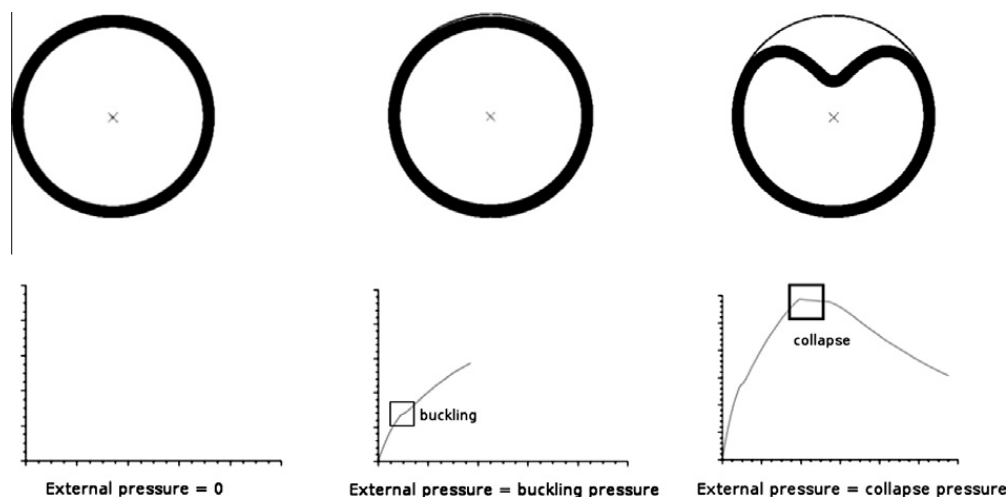


Fig. 6. Schematic representation of liner collapse under external pressure according to Pinel et al. [19].

the annulus suddenly grows. The imposition of increased pressure after collapse generates problems of convergence in the calculation.

The Riks Static Method uses iterative solutions to each increase of load to approximate the movement of the structure to a condition of equilibrium [17]. This condition is often expressed through the system of equations:

$$r = \lambda q - f(u) = 0 \quad (6)$$

where u is the nodal displacement vector, f is the vector of internal forces depending of u , q is the vector of external nodal forces, λ is a multiplier factor of vector q and r is the vector of residual or unbalanced forces. In classical procedures, a solution is sought iteratively at each load increase to reduce the factor r , the factor λ remains constant. This solution process, which specifies load jumps for which λ is constant, is called Load Control Method.

In structures with critical response conditions the system of equilibrium Eq. (4) might not have a solution if the factor λ remains constant in the calculation process. In these cases it is impossible to know the value of the loads λq corresponding to such critical points, or the behavior of the structure in post-critical states. One way to avoid this drawback is to treat the factor λ as another variable of the problem, so that the system (4) has a solution [17]. This method is recommended by Abaqus for behaviors with a high degree of non-linearity, as is the case of buckling collapse. This technique was applied and results were compared with similar works [13] and analytical results.

The Static Model with hydrostatic elements is used to represent fluid-filled cavities, in this case the gap or annulus between the host pipeline and the liner. The fluid can be modeled as (compressible) pneumatic or (incompressible) hydraulic. These elements share the nodes with the cavity filled with fluid; and represent an internal shell in a three-dimensional cavity or a one-dimensional perimeter in a two-dimensional profile (Fig. 7).

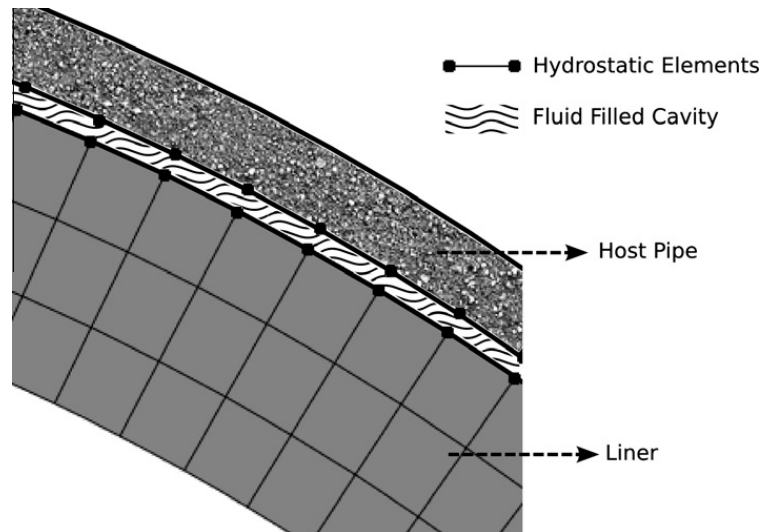


Fig. 7. Cavity with fluid elements.

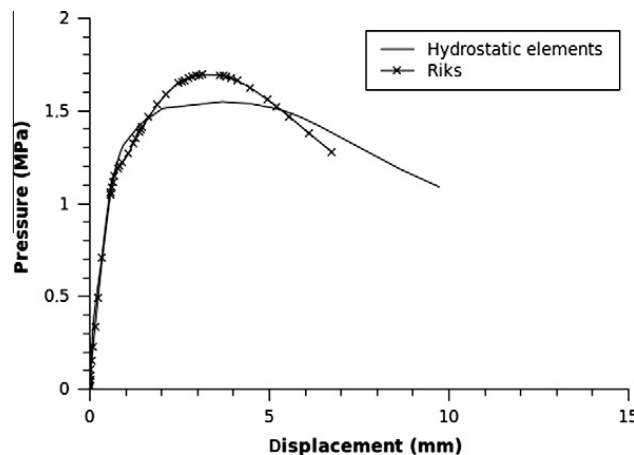


Fig. 8. Comparison between pressure versus displacement curves obtained with hydrostatic elements and Riks method for HDPE tube with $t/D = 0.05$ and an elastic-plastic model.

Temperature and pressure conditions are initially imposed. The amount of fluid retained in the annulus is progressively augmented with a constant flow. The increasing amount of fluid in the cavity increases pressure, which gradually deforms the cavity (the liner in this case). The quantity of retained fluid is increased with a defined flow. Volume and pressure of the annulus are consistently calculated by a node reference, both as a function of applied fluid flow. In this way the pressure suddenly drops at the time of the collapse, as happens in an actual collapse due to external pressure.

The difficulty of applying such elements lies in that they are not part of the graphic environment of Abaqus. In this work these elements are added directly in the analysis file as user-defined code; a software to build meshes with these elements was developed in Fortran 90. An advantage of this method over Riks method is that it can be used in a dynamic analysis. This is useful when implementing a visco-elastic constitutive equation. Such elements were not used in any previous works to model collapse. The great potential of this method is related to the capability of use a time dependent constitutive equation or a dynamic load. This is not possible using Riks method.

2.4. Analytical solutions

The analytical solutions by Glock (1) and Jacobsen (2–4) were considered for a comparison with FEM results. A routine in SciLab (numerically oriented programming software) was programmed for the resolution of the Jacobsen system of Eqs. (2)–(4) applying Genetic Algorithms.

3. Results

The mesh size used in the FEM model was approximately 1/4 of pipe thickness. A convergence analysis was conducted to prove its viability, by comparing the results of models with mesh/pipe wall thickness relationships of 1/10 and 1/4. Then, a 1/4 mesh was used for all work. For the verification of methods, pressure–displacement curves obtained with hydrostatic elements were compared with results using Riks method (Fig. 13). Two representative pressure curves corresponding to each method are depicted in Fig. 8.

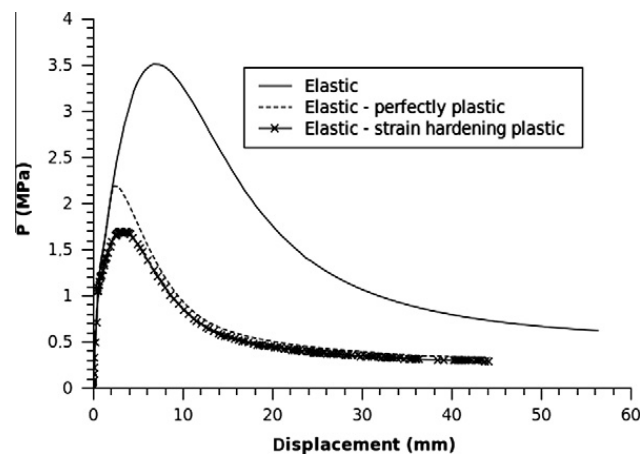


Fig. 9. Pressure curves for a $t/D = 0.05$ pipe with the three constitutive models (Riks method was used).

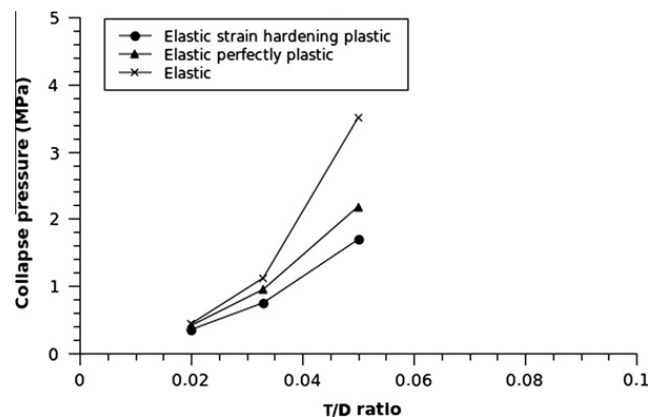


Fig. 10. Collapse pressures converge when decreasing t/D .

Predicted shapes of the collapsed section were also analyzed. The profiles were drawn in such a way as to induce buckling in a single lobe. These are the most critical since they occur in real structures at the lowest pressure. As mentioned in earlier work [18], even in the case of a single lobe collapse there is a trend that begins with the formation of two lobes.

Simulations based on the three proposed models were conducted for different t/D ratios, using Riks method. According to experimental data from the left curve in Fig. 3 the elastic model considered an elastic module of 1545 MPa. The same elastic module and 30.25 MPa yield stress were used for the ideal elastoplastic model. The whole curve in Fig. 4 was used for the elastoplastic with strain hardening model. When applying these different models, results differ mostly after buckling or in the linear first part of the pressure versus displacement curve (Fig. 9).

It can be seen that the largest collapse pressure is predicted by the elastic model, while the smallest corresponds to the elastoplastic case with hardening model. These differences would decrease if the ratio t/D decreases. At lower t/D ratios, the probability of elastic collapse increases, while at larger t/D ratios the collapse tends to be inelastic [13]. This behavior is associated with the relationship between the pressures for elastic collapse and the onset of plastic deformation. The lower of the two will define the type of collapse. It is noted in Fig. 10 that the collapse pressures converge with decreasing t/D , and diverge for larger t/D ratios. This is in line with the fact that the elastic character of the collapse increases with decreasing t/D .

Fig. 11 represents Eq. (5) for the relationship $\sigma_y/E' = 0.017$ corresponding to HDPE. The lowest value of t/D falls in the area of elastic collapse, while the other values are within the inelastic zone.

The most important difference in the final form of the collapsed tube is seen between the elastic model and the other two (Fig. 12). The ideal elastoplastic and elastoplastic with hardening models more adequately resemble the actual final shape shown in Fig. 1.

The model of Jacobsen considers only the elastic modulus and the yield strength of the material, so the FEM model used to contrast the results with Jacobsen was the ideal elastoplastic model with $E = 1545$ and $\sigma_y = 30.25$. FEM simulations were carried out with Riks method including hydrostatic elements with different t/D ratios. These are compared with the results of the equations by Jacobsen and Glock in Fig. 13.

Percent differences are plotted in Fig. 13a. FEM results with Riks method and hydrostatic elements differ less than 10%. When compared with Jacobsen equations, the largest difference occurs for the lowest t/D ratios. This positive difference of almost 50% further indicates that Jacobsen may overestimate the collapse pressure for low t/D . The Jacobsen model considers the critical pressure as the pressure for which first yielding in the line material occurs.

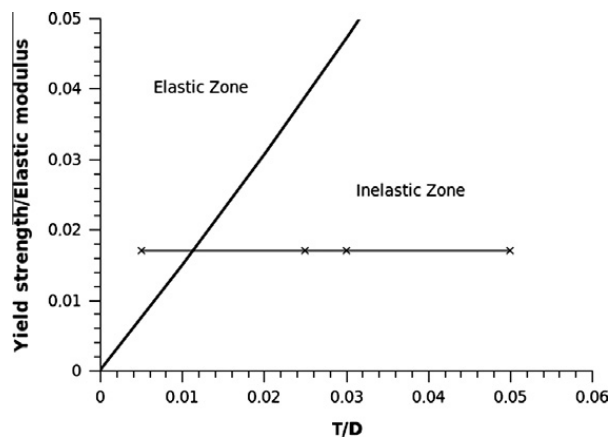


Fig. 11. Limit between both collapse types (Eq. (5)), for $\sigma_y/E' = 0.017$.

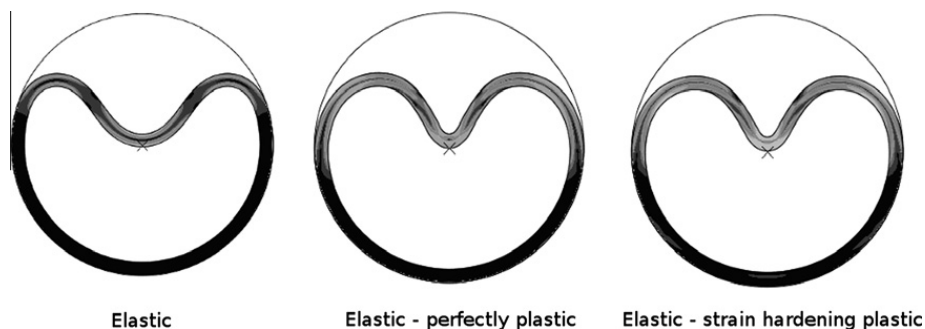


Fig. 12. Final collapse shape for pipes with $t/D = 0.05$.

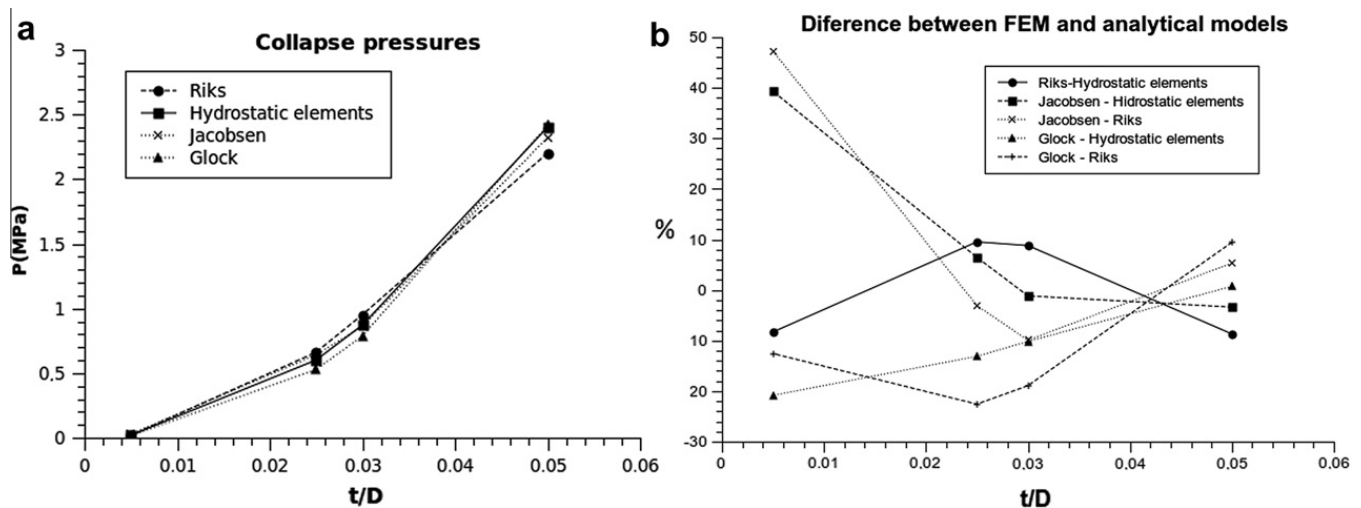


Fig. 13. (a) FEM predictions of collapse pressure and (b) Compared with results by Jacobsen and Glock.

Considering from Fig. 11 that for $t/D = 0.005$ collapse is elastic, these results are logical since buckling collapse precedes plastic deformation. In this case, the Glock model is more efficient. Increasing t/D the difference between FEM and Jacobsen is reduced. However, no great improvement is seen with respect to the model of Glock for the cases under consideration. Therefore, this method, which is easily solved, might be a good way for immediate calculation.

4. Conclusions

Polymeric liners are widely used in the gas and oil transportation industry. At high operation pressures, some oil derived gases permeate the liner wall. During rapid depressurization these gases produce an external pressure that in some cases leads to the buckling collapse of the liner. A number of models to calculate critical collapse pressure are available, which assume elastic or elastic perfectly plastic behavior of liner material. But these models do not account for surface or geometrical defects.

The difficulty to reproduce buckling collapse is related to the non-linear characteristics of the problem. In this work, a non-conventional approach to finite element analysis is used, in order to simulate buckling collapse of HDPE liners. Three constitutive models are considered for HDPE stress-strain behavior: elastic, elastic-plastic with strain hardening and data matching uniaxial tensile experiments.

Previous numerical models show that the effect of restraint at the liner ends can be neglected in all practical applications [15]. Semi-analytical and analytical methods such as those by Jacobsen and Glock have been developed to model the collapse induced by external pressure. However, they are unable to describe the whole process as they only give a critical value of pressure. In order to fully describe the problem it is necessary to use FEM simulation. Previous attempts to deal with the problem did not simulate the post-collapse pressure drop. Recent publications have shown the pertinence of FEM based simulations with the Riks method to solve the issue [13]. Riks method has the advantage of being a numerically stable and simple procedure to solve this problem. However, it cannot be used in dynamic conditions, that is, it would be impossible to apply to viscoelastic constitutive equations.

The hydrostatic elements introduced by the authors enabled FEM modeling of the whole process of elastic and inelastic collapse of polymer liners, under dynamic or static conditions. Maximum differences between FEM results using Riks model and hydrostatic elements is 10%.

Results also show that for HDPE liners, given their σ_y/E' relationship, the application of the method of Jacobsen is not justified. While Jacobsen is more effective for some t/D ratios, the implementation of Glock method is much simpler, yet maximum differences with FEM are 22% over the entire range. On the other hand, very low t/D ratios lead to mostly elastic collapses; here Jacobsen method over-predicts critical pressures for up to 60%.

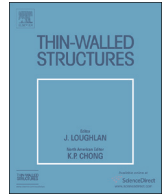
From these results it emerges that hydrostatic elements may be a suitable tool for time-dependent problems. Further work is in progress in order to experimentally reproduce the collapse of a plastic liner and to check the prediction capacity of the proposed methodology.

Acknowledgements

This research work was funded by the following Argentine Institutions: CONICET PIP 112 200801 00682, MINCYT PICT 2010 0582 and University of Mar del Plata (Grant 15//G265).

References

- [1] Engle E. HR-370 Pipe rehabilitation with polyethylene pipe liners; 2003.
- [2] Canadian Standards Association. CSA Z662-03 Oil and gas pipeline systems; 2003.
- [3] Daniel B, Lebsack BP, Hawn Dorwin E, Egner Randy. United pipeline systems Inc., extending liner installation lengths. *Corrosion* 2004 [Paper No. 04714].
- [4] Goerz Kevin, Simon Luc, Little Jim, Egner Harley Fear, Hawn Dorwin. A review of methods for confirming integrity of thermoplastic liners-field experiences. *Corrosion* 2004 [Paper No. 04703].
- [5] Szklarz Karol E, Shell Canada Ltd., Baron John J, J. Baron Project Services Inc.. Learnings from thermoplastic liner failures in sour gas pipeline service and replacement liner design and installation. *Corrosion* 2004.
- [6] NACE. RP0304-2004 liners for oilfield pipelines; 2004.
- [7] Mason JF, Alkire JD. Effect of rapid decompression conditions on liner materials. *Corrosion* 2000 [Paper No. 04714].
- [8] Boot JC, Naqvi MM. The structural characterization of corrosion-resistant linings for hydrocarbon pipelines. *Corrosion* 2000 [Paper No. 00777].
- [9] Genoni Massimo, Bulleri B, Ticci A. NUPI SpA, James Sutherland, Nupi Americas Inc., engineering thermoplastic-liners. *Corrosion* 2004 [Paper No. 04705].
- [10] Edwards Dale B. The effects of high stress and material constraint on the fracture appearance of a polyethylene liner pipe. *Antec* 2004;2764–8.
- [11] Glock D. Behavior of liners for rigid pipeline under external water pressure and thermal expansion. *Der Stahlbau* 1977;7:212–7.
- [12] Jacobsen S. Buckling of circular rings and cylindrical tubes under external pressure. *Water Power* 1974;26(December):400–7.
- [13] El-Sawy KM. Inelastic stability of tightly fitted cylindrical liners subjected to external uniform pressure. *Int J Thin-Wall Struct* 2001;39(9):731–44.
- [14] Berti D, Stutzman R, Lindquist E, Eshghipour M. Buckling of steel tunnel liner under external pressure. *J Energy Eng (ASCE)* 1981;24(3):55–89.
- [15] Frost SR, Korsunsky AM, Wu Y-S, Gibson AG. 3-D Modelling of liner collapse. In: Conference NACE; 2000 [Paper No. 000779].
- [16] Gerard Franck, Dang Patrick, Mason James F. Design analysis of Polyamide-11 liners: operating higher than the critical buckling pressure. *Corrosion* 2004 [Paper No. 04712].
- [17] Sancho Aznal JM, Ortiz Herrera J. Implementación de los Métodos de Riks-Wempner, Batoz-Dhatt, Powell-Simons y otros en el Programa De Elementos Finitos FEAP. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, vol. 7; 1991. p. 265–88.
- [18] Zhu Meihuan, Hall David E. Creep induced contact and stress evolution in thin-walled pipe liners. *Thin-Wall Struct* 2001;39:939–59.
- [19] Pinel E, Mason J, O'Brien IG. Experimental investigation of buckling in highly aged polyamide-11 liners. *Corrosion* 2004 [Paper No. 04713].



External pressure induced buckling collapse of high density polyethylene (HDPE) liners: FEM modeling and predictions

F. Rueda^{a,*}, J.P. Torres^a, M. Machado^b, P.M. Frontini^a, J.L. Otegui^a

^a Instituto de Tecnología y Ciencia de Materiales, Universidad Nacional de Mar del Plata, B7608FDQ Argentina

^b Johannes Kepler University Linz, Institute of Polymer Product Engineering, Altenbergerstrasse 69, 4040 Linz, Austria

ARTICLE INFO

Article history:

Received 4 December 2013

Received in revised form

5 March 2015

Accepted 27 April 2015

Keywords:

Buckling collapse

Constitutive modeling

HDPE liners

Finite element modeling

ABSTRACT

Thermoplastic polymers such as HDPE are nowadays widely used as lining materials for oil and gas pipelines. However, during maintenance or unexpected service stoppages, these liners can undergo external pressure induced buckling collapse. The objective of this work is to assess the mechanical response of HDPE liners undergoing buckling collapse by means of Finite element modeling (FEM) simulations on Abaqus 6.10. To accomplish this, an advanced constitutive model, namely the Three Network Model (TNM) was employed. In order to determine the input parameters for the model, a series of tensile and compressive uniaxial tests were conducted. The suitability of the model for this particular application was assessed by contrasting the simulation and the experimental results of a diametral compression test. The complex strain rate and pressure dependent mechanical response of HDPE liners was analyzed by modeling the buckling collapse dynamic event as an increasing volume of fluid entering the gap cavity between liner and host pipe. The model predictions allowed establishing a mathematical relationship between the depressurization velocity of the tubes and the resulting collapse pressure. These relations can be used to improve the current design guidelines for plastic liners.

© 2015 Published by Elsevier Ltd.

1. Introduction

Nowadays the use of polymers in the gas and oil transportation industry is widely spread. One of their main uses is as lining materials for oil and gas pipelines. These liners serve the function of providing internal protection of metallic tubes mainly in two different situations; namely in providing enhanced corrosion resistance from aggressive chemical agents, and, in rehabilitating/lining damaged pipelines. During these situations, pipelines are slip lined with a polyethylene liner that replaces the inoperative section of the tube [1]. However, there is a number of ways in which polymeric liners can fail in service after a certain time. The present study is specifically concerned with the buckling collapse of liners induced by external pressure. This failure mode takes place by the combined action of two separate factors: (i) the permeation of oil derived gases through the liner wall for extended periods of time, and (ii) the rapid decompression of pipelines that can occur during service stoppages or maintenance and inspection shutdowns [2].

A number of studies have been devoted to understand the underlying mechanisms that eventually lead to liner failure [3–6].

Material failure is associated with the phenomenon known as physical swelling [7,8]. This occurs when some organic components, such as the CO₂ and CH₄ dissolved in oil, penetrate into the polymer macromolecular chain network of the liner aided by the high pressure operating conditions, increasing the space between molecules and decreasing the intermolecular bonding. As this operation takes place, the migratory gases can permeate throughout the liner wall and gradually balance the pressure difference between the inside of the liner and the annular region consisting of the gap between the liner and the pipe wall. This permeation mechanism worsens recursively since permeation rate increases with the severity of swelling of the liner. Finally, buckling collapse occurs when the liner is intentionally decompressed and the external pressure built up by the confined gases in the annular region, generates a stress state in the liner that induces the radial buckling failure.

On the other hand, a number of analytical models that deal with the buckling collapse of metallic tubes under external pressure have been developed in the literature [9–11]. In [9], Glock derived a model, based on the principle of minimal potential energy and non-linear deformation theory, which allowed for the determination of the critical pressure for the buckling collapse of a restrained tube under external pressure. It must be noted that Glock's model does not account for plastic deformation and therefore it is mainly restricted to thin walled pipes that fail by

* Corresponding author.

E-mail address: federico.rueda@fi.mdp.edu.ar (F. Rueda).

elastic buckling before yielding. Conversely, in [10] Jacobsen developed a semi-analytical model which predicts the critical pressure at which a tube experiences yielding at some location. This critical pressure value can be used as a conservative design value for the design of thick pipes, for which yielding occurs before reaching the buckling pressure. Following this, in [11] El-Sawy defined two different collapse regimes: (i) elastic buckling collapse, where buckling failure occurs before the pipe reaches the material yield stress at any point; and (ii) inelastic buckling collapse, which occurs after the onset of plastic deformation and, therefore, at a higher pressure than the critical pressure for reaching material yield stress. While considering that low thickness-to-diameter (w/D) aspect ratios and high yield-to-stiffness (σ_y/E') ratios tend to favor elastic collapse, and that high w/D ratios and low σ_y/E' ratios favor inelastic collapse, El-Sawy proposed a relationship that allows for the identification of collapse regime as a function of these ratios for an ideal elastoplastic material:

$$\frac{\sigma_y}{E'} = 1.45\left(\frac{w}{D}\right) + 3.93\left(\frac{w}{D}\right)^2 \quad (1)$$

where w is the pipe wall thickness, D is the pipe diameter, σ_y is the yield stress, $E' = E/(1 - \nu^2)$, E is the elastic modulus and ν is Poisson's ratio. The resulting w/D vs. σ_y/E' curve denotes the limit between elastic and inelastic collapse. It is important to remark that these analytical solutions are restricted to purely elastic or ideal elastoplastic behavior and are then insufficient to describe the behavior of time-dependent materials such as thermoplastic polymers, for which the relationship σ_y/E' is highly strain-rate dependent and therefore different for every point along the pipe's cross-section.

Nevertheless, these analytical models [9,10] cannot analyze the influence of geometrical or surface defects, so commonly generated during the manufacturing, storage, transport and installation stages, and are only useful for obtaining a critical pressure value and are not able to describe the whole deformation process. To overcome these limitations, Rueda et al. [12] were able to develop the FEM model for the simulation of the buckling collapse of HDPE liners. In their work, they successfully simulated an overall buckling collapse situation by introducing hydrostatic fluid elements in the model to allow for hydraulic effects. For the description of material constitutive response, they analyzed 3 different types of material behavior: linear elastic and linear elastoplastic with and without strain hardening. Their investigation served as the first step for the prediction of actual failure situations since it showed that the collapse event could be effectively simulated by FEM analysis in order to account for time-dependent effects. Unfortunately, the traditional constitutive models used in all previous investigations cannot account for the intrinsic strain-rate, pressure and temperature dependence of polymer mechanical behavior and therefore are not adequate to reproduce the complex multiaxial stress response and rate-dependent deformation evolution that will take place during an actual rapid pipe depressurization situation. As a consequence, it remains to include into the analysis an advanced constitutive model capable of accounting for the intricate response of polymers.

Constitutive modeling of polymers is currently a well-established field with a large number of advances over the last 40 years. In this regard, one of the most successful developments has been the family of tridimensional constitutive models started by Boyce and coworkers [13–17], which brought together current theories of macromolecular physics with recent work in the fields of statistical mechanics, continuum mechanics, and computational mechanics. These models employ a constitutive framework intended to be general enough to capture material behavior over a wide range of loading conditions, in order to be appropriate for their use in FEM analysis. The original work of Boyce et al. [13] was concerned with the large viscoplastic deformation of amorphous

polymers, such as polycarbonate (PC) and acrylic glass (PMMA). So far, this constitutive approach has been consecutively enhanced in order to include additional features of polymer deformation such as, strain induced anisotropy, rubber elasticity, thermo-mechanical coupling, high strain-rate testing and so on. Among these, a notable contribution was the Hybrid Model (HM) of Bergstrom et al. [18] which was designed for capturing the mechanical response of a semi-crystalline polymer: Ultra-high molecular weight polyethylene (UHMWPE). Following this, in [19], Bergstrom et al. developed the Three Network Model (TNM) which is a further refinement of the HM model to be more accurate and computationally efficient. For its pertinence regarding semi-crystalline thermoplastic polymers, the TNM model results in a suitable choice for modeling the mechanical response of HDPE liners. In the present work, the evaluation and validation of the TNM model, for its use in the FEM to accurately predict the buckling failure in pipes in a varying range of temperature and loading-rate conditions, is performed.

2. Experimental

2.1. Uniaxial tensile and compression tests

For the calibration of the TNM material model, tensile and compression tests were performed on an Instron 4467 universal testing machine. Tensile and compression specimens were machined out from a supplied liner. A total of nine specimens for each loading case were used. In order to univocally determine the viscous parameters, the tests were carried out at 3 different strain-rates, corresponding to cross head speeds of 1, 10 and 50 mm/min. Tensile tests were performed using an extensometer of 12.5 mm gauge length on 2.5 mm $\times$ 2.5 mm cross-section dogbone-shaped specimens (the remaining specimen dimensions correspond to the type V^C specimens described in the ASTM D638-03 standard test method [20]). Compression tests were carried out employing specimens of approximately 10 mm in height and 5 mm in diameter according to 2:1 (height:diameter) ratio recommended in [21]. For a complete characterization of deformation evolution, both loading and unloading response was registered. The analytic procedure for parameter determination from uniaxial tests results is explained later in Section 3.1.

2.2. Diametral compression test

Once the TNM constitutive model was calibrated using uniaxial test results (see Section 3.1), the following logical step was to validate the model predictions for a stress state that is closer to the actual service conditions. To this aim, diametral compression tests were carried out using the 3-point flexure test fixture (Fig. 1a). 57 mm ring-shaped specimens were cut from the liner and loaded at 50, 100 and 500 mm/min crosshead speeds.

3. Computational efforts

3.1. Constitutive model

The main aspects of the TNM model constitutive framework will be described below, more details on the formulation can be found in the original works [18–19]. The TNM model consists of three networks acting in parallel. A simplified unidimensional rheological representation can be seen in Fig. 2.

Networks A and B represent the initial viscoplastic response, which is captured using two separate energy activation deformation mechanisms corresponding to amorphous and semicrystalline

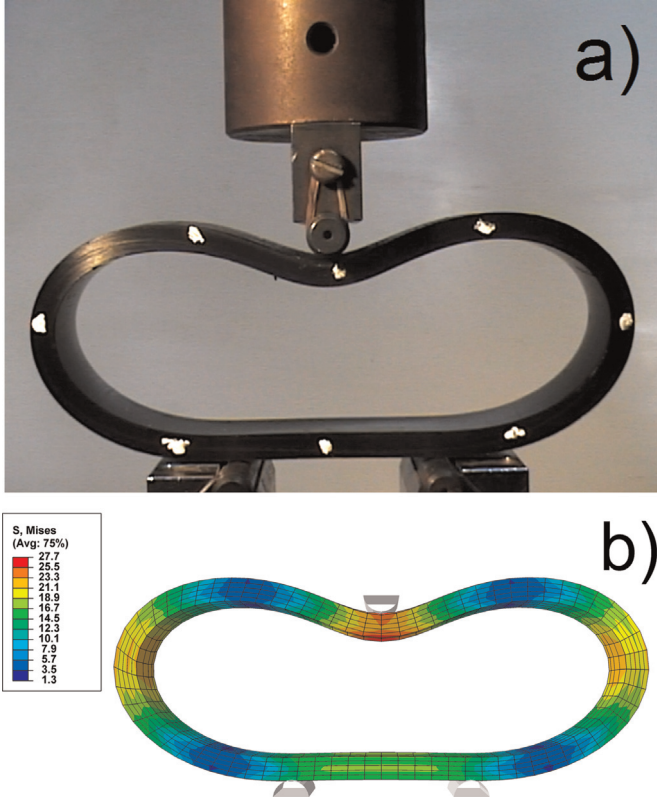


Fig. 1. Diametral compression test for the liner ring section. (a) Experimental setup. (b) FEM simulation. (All stresses in MPa).

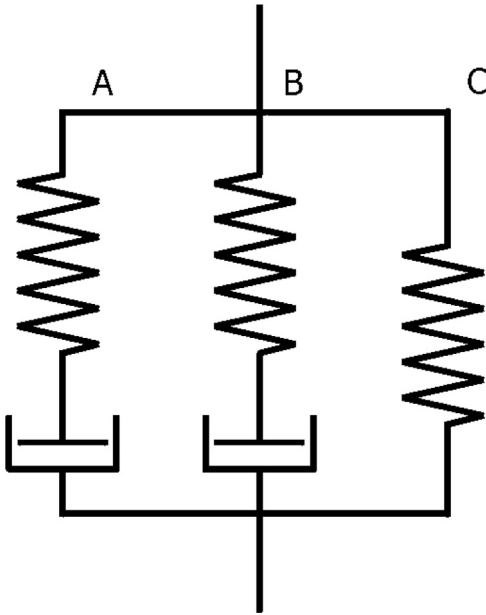


Fig. 2. Rheological unidimensional representation of the TNM constitutive model.

domains of the polymer. Network C captures the overall non-viscous hyperelastic component of the material response, i.e. the entropic chain stretch hardening. The total deformation gradient (F^{app}) of the assembly is decomposed into a thermal expansion component (F^{th}) and a mechanical deformation component (F):

$$F^{app} = FF^{th} \quad (2)$$

The mechanical deformation gradient of networks A and B are further decomposed into elastic and viscoplastic components:

$$F = F_n^e F_n^v \quad (3)$$

where n takes the value A and B, for networks A and B correspondingly. F_n^e is the elastic component of the deformation gradient, which is constitutively determined from Eq. (4). F_n^v is the viscoplastic component of F and is constitutively determined from Eqs. (6) and 7).

The Cauchy stress acting in networks A and B has the following form:

$$\sigma_n = \frac{\mu_n}{J_n^e \lambda_n^{e*}} \left[1 + \frac{\theta - \theta_0}{\hat{\theta}} \right] \frac{L^{-1}(\bar{\lambda}_n^{e*}/\lambda_L)}{L^{-1}(1/\lambda_L)} \text{dev}[\mathbf{b}_n^{e*}] + \kappa(J_n^e - 1)\mathbf{1} \quad (4)$$

where, $J_n^e = \det[F_n^e]$; $\mathbf{b}_n^{e*} = (J_n^e)^{-2/3} F_n^e (F_n^e)^T$ is the Cauchy–Green deformation tensor; θ is the current temperature; θ_0 is a reference temperature; $\hat{\theta}$ is a material parameter specifying the temperature response of stiffness; $\bar{\lambda}_n^{e*} = (\text{tr}[\mathbf{b}_n^{e*}]/3)^{1/2}$ is the effective chain stretch and $L^{-1}(x)$ is the inverse Langevin function; μ_n is the elastic shear modulus of network n and κ is the bulk modulus. These material constants can be interpreted as analogous to the linear elastic shear and bulk modulus, with the difference that in the TNM model the shear modulus is scaled by the Langevin function. λ_L is the locking stretch and gives a measure of the hyperelastic hardening response at large strains.

The velocity gradient of networks A and B have the following form:

$$\dot{F}_n^v = \dot{\gamma}_n F_n^{e-1} \frac{\text{dev}[\sigma_n]}{\tau_n} F \quad (5)$$

Where the flow rate $\dot{\gamma}$ is given by a power-law flow equation:

$$\dot{\gamma}_n = \dot{\gamma}_0 \left(\frac{\tau_n}{\hat{\tau}_n + aR(p_n)} \right)^{m_n} \left(\frac{\theta}{\theta_0} \right)^n \quad (6)$$

Here $\dot{\gamma}_0 [1/s]$ is a constant introduced for dimensional consistency, $R(x)$ is the ramp function; p_n is the hydrostatic pressure; τ_n is the Frobenius norm of the deviatoric part of σ_n ; $\hat{\tau}_n$ is the flow resistance of network n and gives a measure of the shear stress at which plastic flow becomes a dominant deformation mechanism; m is the stress exponential of the power-law equation and mainly determines the material strain-rate sensitivity.

The Cauchy stress acting in network C has the following form:

$$\sigma_c = \frac{1}{1+q} \left\{ \frac{\mu_c}{J \lambda_{chain}} \left[1 + \frac{\theta - \theta_0}{\hat{\theta}} \right] \frac{L^{-1}(\lambda_{chain}/\lambda_L)}{L^{-1}(1/\lambda_L)} \text{dev}[\mathbf{b}^*] + \kappa(J - 1)\mathbf{1} \right. \\ \left. + q \frac{\mu_c}{J} [I_1^* \mathbf{b}^* - \frac{2I_2^*}{3} \mathbf{1} - (\mathbf{b}^*)^2] \right\} \quad (7)$$

where $J = \det[F]$; $\mathbf{b}^* = J^{-2/3} F(F)^T$ is the Cauchy–Green deformation tensor, and $\lambda_{chain} = (\text{tr}[\mathbf{b}^*]/3)^{1/2}$.

Finally, since they are in parallel, the three networks have equal mechanical deformation gradients and the total stress of the system is the sum of each network stress. The TNM model was executed as a user material subroutine (UMAT/VUMAT) for ABAQUS using the PolyUmod material libraries [22].

The constitutive parameters for all presented constitutive models were determined using a parameter-extraction software, namely MCalibration [23], which enables semi-automatic extraction of material parameters using as input different loading cases (monotonic, dynamic mechanical analysis, creep, etc.) with several loading modes (uniaxial, biaxial, plane stress, etc.) for a variety of advanced constitutive models, including elastoplastic behavior

and the TNM model. This software determines parameter values using a minimization algorithm based on the Nelder-Mead simplex method [24]. This method uses iterations to evaluate the difference between the model predictions and the experimental results in a least-squares sense, i.e. using a minimum squares cost function. In each iteration, the method tries new estimations for the constitutive parameters using an approximation criterion and the iterations continue until the cost function reaches an established minimum. Initial values and upper and lower bound values for the optimization method are already predefined in the calibration software using typical thermoplastic material constitutive parameters [19].

3.2. Diametral compression FEM model

The diametral compression test was simulated in ABAQUS/Standard 6.10 using both the TNM model and the traditional elastoplastic model (Von Mises yielding surface with isotropic hardening [25]). Both models were calibrated using the uniaxial test data and were then contrasted with the experimental results. For the comparison to be consistent, the traditional elastoplastic stress–strain relationship was also calibrated using 3 different strain-rates and a least-squares minimization algorithm using MCalibration (see previous section). Since the elastoplastic model is strain-rate independent, this means that the material parameters found are those that produce the smaller difference between the models' prediction and the experimental results for all 3 stress–strain relationships, simultaneously.

This approach allows comparing the prediction capability of the TNM model and its superiority, against the commonly used plasticity model, in modeling the strain-rate dependency and also the pressure dependency (i.e. the influence of the hydrostatic stress, $\sigma_{Hyd} = (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})/3$, on resistance to plastic flow) of polymer behavior. The supports and loading tip were modeled as rigid solids. A total of 1640 C3D8H (8-node linear brick) elements were used to model the liner ring (Fig. 1b). Frictionless tangential and rigid normal contact conditions (termed as “hard contact” in Abaqus) were employed. Loading was modeled by imposing a displacement on the loading tip. Simulations were carried out for 50, 100 and 500 mm/min loading velocities.

3.3. Buckling collapse of a liner: FEM model

The buckling collapse event was simplified assuming an ideal vacuum in the interior cavity of the liner and an increasing volume of fluid entering the liner-pipe annulus cavity at a constant fluid flow rate q_{cav} . This simplification has been made since this situation is easier to reproduce experimentally under controlled laboratory conditions. The event was simulated using ABAQUS/Standard 6.10 for q_{cav} values ranging from 10^{-8} to 10^8 cm³/s, and thickness-to-diameter w/D values ranging from 0.03 to 0.11.

The thermoplastic liner was modeled as a planar bidimensional deformable solid using CPE8R elements and assuming plain strain conditions, i.e. neglecting the effect of restraint at the liner ends. This assumption has proven to be valid for length to radius values greater than 6 [26]. A small elliptical curvature (i.e. a 0.4% difference between the lower-half y-radius and the upper-half y-radius values) was introduced in the upper part of the liner along the y-axis in order to induce single lob buckling (Fig. 3) in this region, which is the most critical failure mode and the most frequently observed in practice. Symmetry conditions were imposed with respect to the vertical axis. The external metallic tube was assumed to be completely rigid in order to save CPU time. The fluid was modeled using F2D2 hydrostatic fluid elements and the depressurization event was modeled by imposing a fluid volume flux

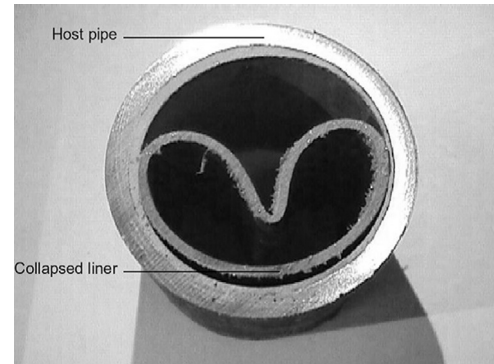


Fig. 3. Single lob failure mode geometry.

using the “fluid flux” option in ABAQUS/Standard. A classical static FEM analysis would have involved imposing a continuously increasing pressure on the outer liner surface. However, for the present analysis, this approach typically fails at the peak (i.e. buckling) pressure. In other words, pressure evolution in the cavity cannot be imposed beforehand as an independent variable. Therefore, the fluid volume flux approach is more pertinent since it models the real cause of pressure increase, i.e. the entrance of a fluid into the annulus. The previous study of the application of this method in modeling liner buckling collapse can be found in [12]. The hydrostatic fluid elements are surface elements that cover the boundary of fluid containing cavity and provide the coupling between the deformation of the fluid-filled solid and the pressure exerted by the contained fluid on the solid surface defined as cavity boundary [25].

4. Results & discussion

4.1. Uniaxial tensile and compression tests

Tensile and compression tests results at different strain rates are shown together in Fig. 4. In both cases, an initial time-independent elastic response can be observed. At a stress value between 5 and 10 MPa the material enters the visco-elastoplastic regime, this region corresponds to the complex onset of different plastic flow mechanisms in the amorphous and semicrystalline domains of the thermoplastic material [18,19]. In the constitutive model, the deformation gradients of the dashpots, which were at

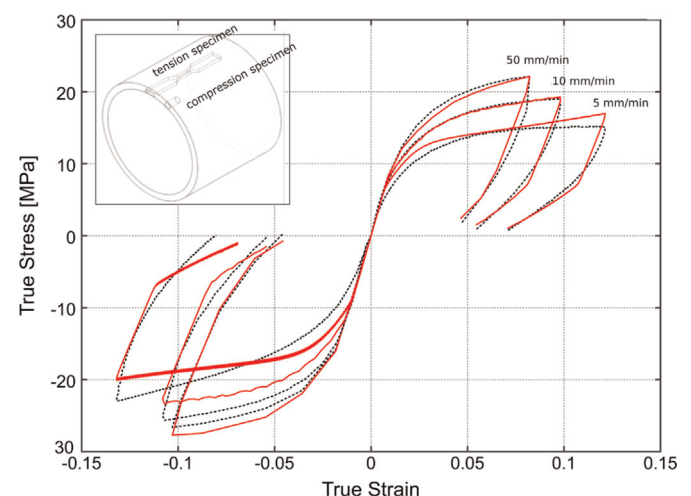


Fig. 4. Uniaxial tensile and compression results at 1, 10 and 50 mm/min cross-head speeds for HDPE. Dotted and solid lines are experimental and model prediction values respectively. The box on the upper left corner shows the tensile and compression specimens as obtained from the liner.

Table 1
Constitutive parameters for the TNM model (all values were determined at ambient temperature).

Symbol	Name	Value
μ_A	Shear modulus of network A	40 MPa
λ_L	Chain locking stretch	1.02
$\hat{\theta}$	Temperature response of stiffness	– 300 K
κ	Bulk modulus	2000 MPa
$\hat{\tau}_A$	Flow resistance of network A	2.07 MPa
a	Pressure dependence of flow	0.36
m_a	Stress exponential of network A	5.15
m_b	Stress exponential of network B	22.35
n	Viscosity parameter	40
$\hat{\tau}_B$	Flow resistance of network B	16.9 MPa
μ_{Bi}	Initial shear modulus of network B	259.3 MPa
μ_{Bf}	Final shear modulus of network B	60.51 MPa
μ_C	Shear modulus of network C	≈ 0
q	Relative contribution of I_2 of network C	0

Table 2
Constitutive parameters for the elastoplasticity model (all values were determined at ambient temperature).

Young Modulus (MPa)	Poisson's ratio
496.3	0.44
Yield Stress (MPa)	Plastic strain
12.9	0
15.7	0.0035
17.6	0.020
26.1	0.131

first negligible, start to flow at these stress values. Also in this regime, hardening is observed with increasing the strain rate, as expected. The material shows strain rate sensitivity both in tension and compression. When increasing the crosshead speed from 1 mm/min to 50 mm/min, a $\approx 30\%$ increase in the value of the maximum attained stress can be observed. Pressure dependency can be observed as the maximum stress achieved in compression is higher than in tension for equal deformation rates. For the TNM model, a very good fit was obtained between experimental and TNM model predictions, with a R^2 (Coefficient of Determination) value of 0.976. The constitutive parameters obtained both for the TNM and the elastoplastic model, are presented in Tables 1 and 2 respectively.

4.2. Diametral compression: FEM simulation

Experimental results for the diametral compression test were contrasted with FEM predictions both using the elastoplasticity with strain-hardening model and the TNM model (obtained as per Section 4.1.). Results for 50, 100 and 500 mm/min crosshead speeds are shown in Fig. 5. At all loading speeds it can be observed that the traditional strain-rate independent elastoplastic model is not able to reproduce the initial stiffness of the system (the initial slope in the force–displacement curve), while the TNM model gives a much more accurate fit. On the other hand, the maximum load attained during the tests increases with the loading speed. This increment is caused by the material strain-rate dependency, in the sense that the required stress for the onset of plastic flow increases with strain-rate. This tendency is well-reproduced by the TNM model whereas the elastoplastic model always predicts the same maximum load regardless of the loading rate.

4.3. Buckling collapse of a liner: FEM simulations

Fig. 6 shows the liner cross-section after failure obtained from the Abaqus simulations, which presents the same buckling profile that is observed experimentally (Fig. 3). Results from FEM simulations are presented in Figs. 7–11.

The normalized area of the liner-pipe cavity, S^* , is defined as follows:

$$S^* = \frac{S_{cav}}{S_0} \quad (8)$$

where S_{cav} represents the current area occupied by the annulus cavity as it is filled and S_0 is the initial cross section bounded by the internal pipe wall. The parameter S^* quantifies the deformation level of the liner cross-section. In addition, a normalized fluid flow rate q^* was defined as follows:

$$q^* = \frac{q_{cav}}{V_0} = \frac{V_{cav}}{V_0} \cdot \frac{1}{t} = \frac{S_{cav} \cdot L}{S_0 \cdot L} \cdot \frac{1}{t} = \frac{S^*}{t} \left[\frac{1}{s} \right] \quad (9)$$

where q_{cav} is the volumetric fluid flow rate in the annulus as defined in Section 3.3, V_0 is the constant volume bounded by the host pipe, V_{cav} is the instantaneous lobe volume and L is the pipe length. The parameter q^* gives a geometrically independent measure of the velocity at which the tube is deforming. Fig. 7 shows the fluid pressure evolution as a function of S^* for several q^* values and $w/D=0.054$. The initial slopes of the P vs. S^* curves are similar for all q^* values, this behavior is related to the initial elastic response of the material which showed negligible strain-rate dependency as was noted in the tensile test results (Fig. 4). However, it can be seen that approximately for $S^* \geq 0.005$, higher q^* values lead to a more rapid increase in fluid pressure with fluid volume. This means that, when the cavity is filled more rapidly, plastic deformation mechanisms in the polymeric liner are more difficult to activate and therefore require a higher external pressure. Fig. 8 shows the maximum pressure attained, i.e. the collapse pressure, as a function of q^* , where three clearly distinct regions can be recognized. From q^* values up to approximately 10^{-2} , an exponential relationship between collapse pressure (P_c) and q^* can be determined:

$$P_c = P_0(q^*)^R \quad (10)$$

where P_c is the collapse pressure, and R is a flow rate sensitivity exponent which is also expected to depend on the pipe cross section dimensions. Due to its rate-dependency, this region can be associated with the inelastic buckling collapse regime. By increasing q^* , a transition region is seen where a critical value q^*_{cr} can be determined, above which the collapse pressure becomes rate-independent. This change in behavior corresponds to the inelastic–elastic transition in collapse regime. Elastic regime is promoted at high q^* values and is characterized by independence of collapse pressure with deformation rate. Since the curves are plotted in a logarithmic scale, the slope represents the magnitude of the exponent R and the intercept represents the value of P_0 .

Following this, to study the influence of geometry on collapse pressure, simulations were carried out for a range of thickness-to-diameter aspect ratios w/D . Fig. 9 presents P_{cr} vs q^* curves for the selected w/D ratios. In the inelastic region shown in Fig. 9, it can be observed that for every curve the slope changes with w/D . Similarly, the value of the pre-exponential term P_0 also depends on w/D . The dependence of R with thickness-to-diameter ratio w/D can be determined by plotting the magnitude of the slope for every w/D value. As can be seen in Fig. 10, this relationship can be approximated as linear dependent:

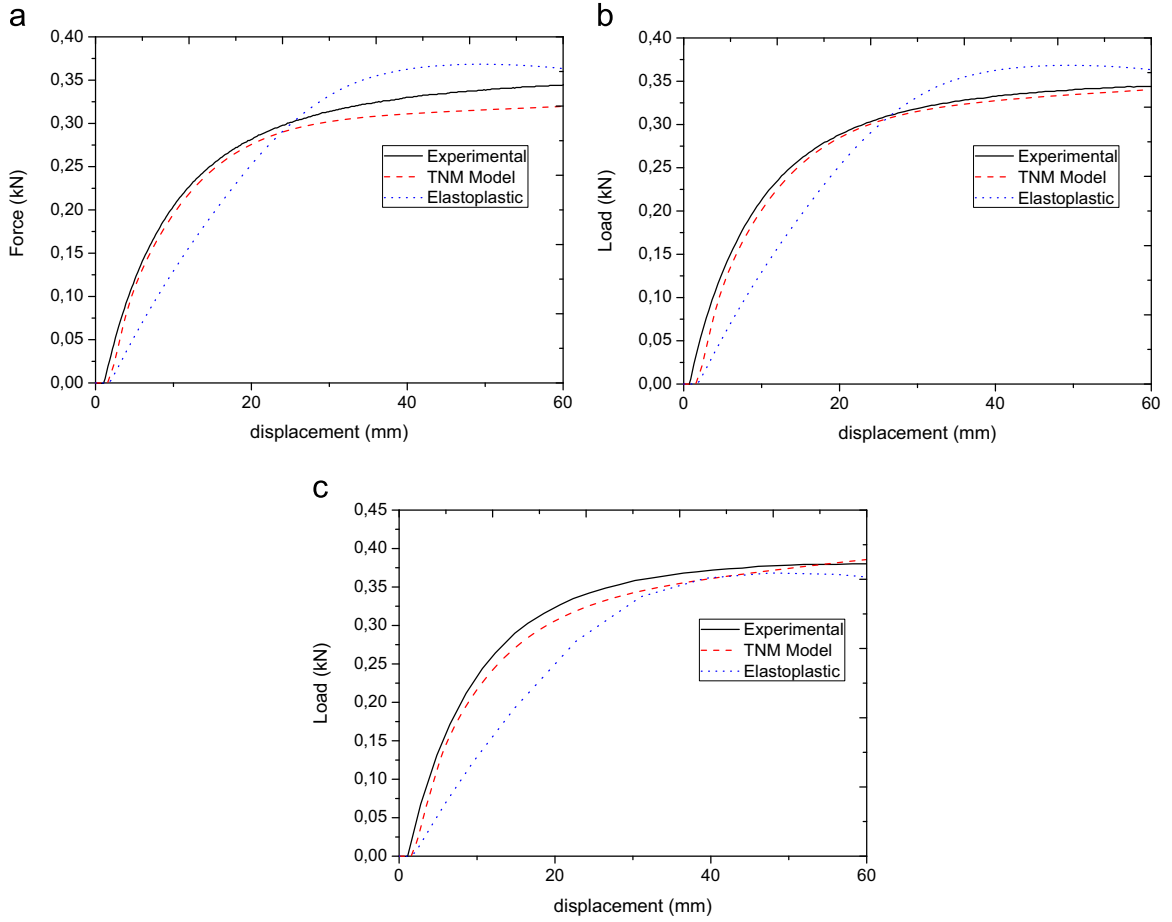


Fig. 5. Diametral compression experimental and FEM results at different loading speeds. (a) 50 mm/min, (b) 100 mm/min and (c) 500 mm/min.

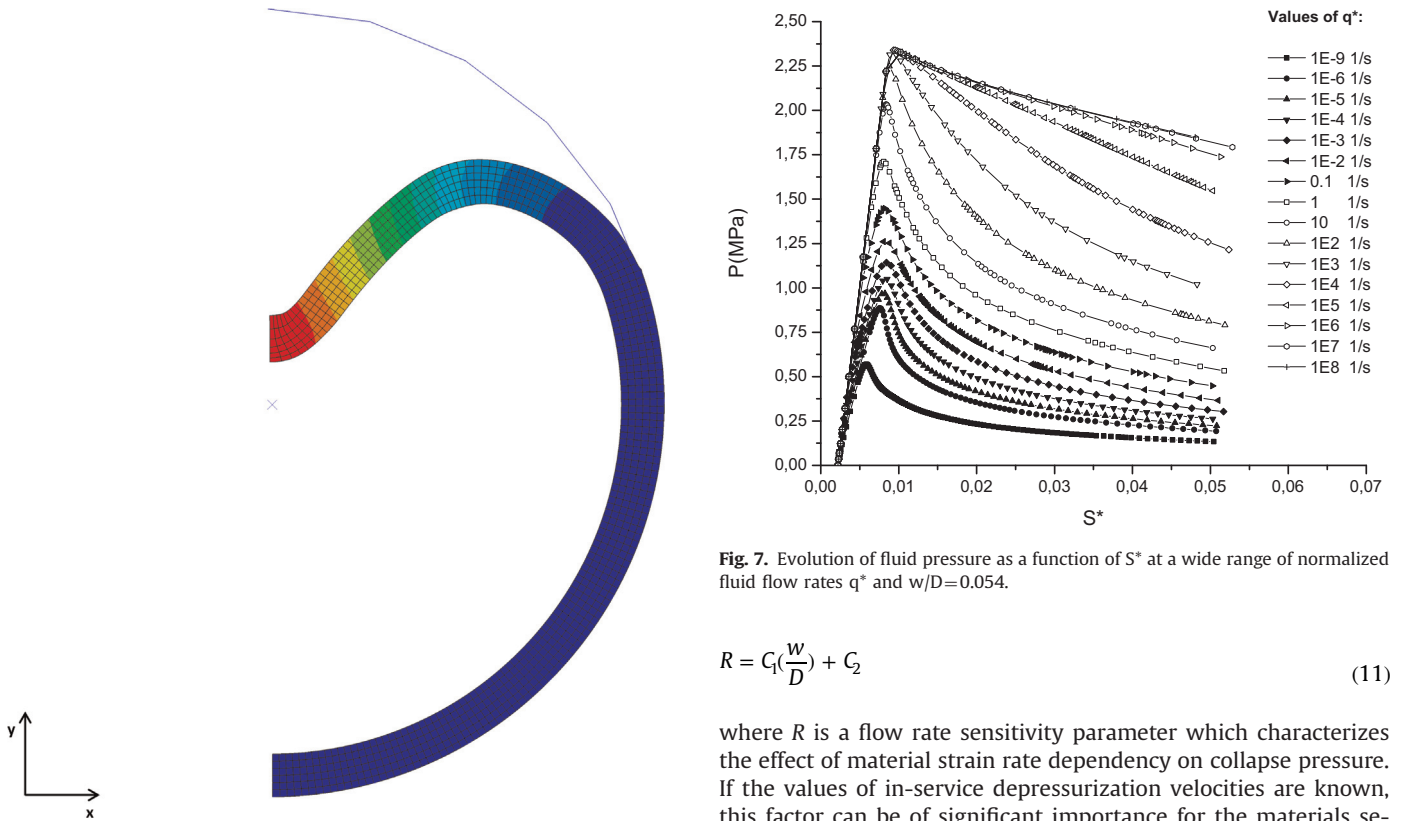


Fig. 7. Evolution of fluid pressure as a function of S^* at a wide range of normalized fluid flow rates q^* and $w/D=0.054$.

$$R = C_1 \left(\frac{w}{D} \right) + C_2 \quad (11)$$

where R is a flow rate sensitivity parameter which characterizes the effect of material strain rate dependency on collapse pressure. If the values of in-service depressurization velocities are known, this factor can be of significant importance for the materials selection process. In addition, as can be seen in Fig. 11, the pre-

Fig. 6. Liner cross-section finite element mesh after buckling failure.

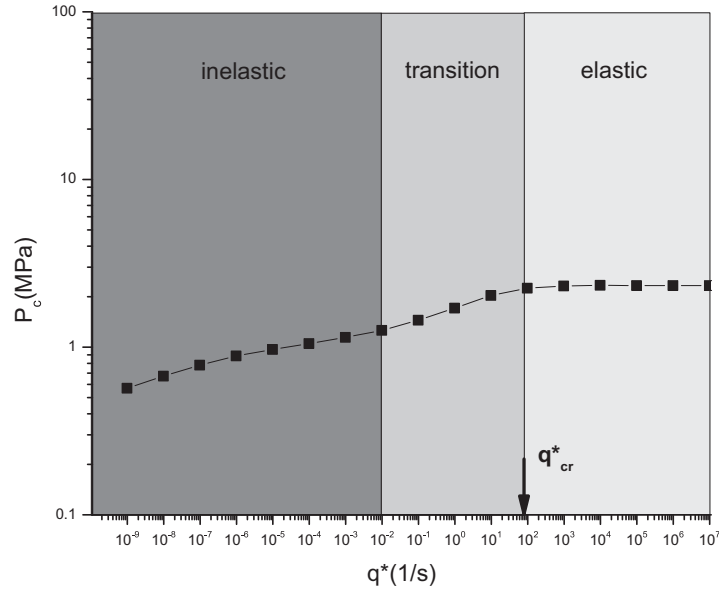


Fig. 8. Collapse pressure and failure regimes as a function of imposed fluid flow rate q^* , for $w/D = 0.054$.

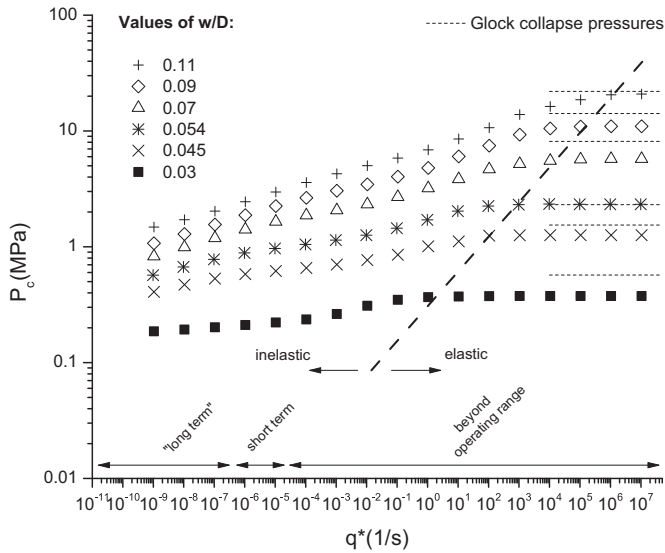


Fig. 9. Effect of parameter q^* on the collapse pressure P_c at different w/D ratios. Glock pressures are also shown for comparison. Elastic parameters used for Glock pressure calculations were evaluated at each strain rate from the linear range of the stress strain curves for the low strain rate regime and taken from [29] at high strain rate regime.

exponential term exhibits linear-dependency with w/D :

$$P_0 = C_3 \left(\frac{w}{D} \right) + C_4 \quad (12)$$

For the studied HDPE, the values for the constants C_1 , C_2 , C_3 and C_4 are depicted in Table 3. On the other hand, Fig. 9 also reveals that the location of inelastic-elastic transition, i.e. the q^*_{cr} value, also depends on w/D . In addition, in Fig. 9 the different ranges of technologically relevant q^* values (as considered by [27]) are shown. It can be seen here that, for the HDPE used in this investigation, all practically achievable q^* values and commonly used w/D values will show inelastic failure mode.

Eqs. (10), (11) and (12) are helpful in giving an understanding of how does polymer strain-rate dependency affects a liner response in service conditions. It is important to note that the strain-rate and temperature dependence in polymers can be correlated using

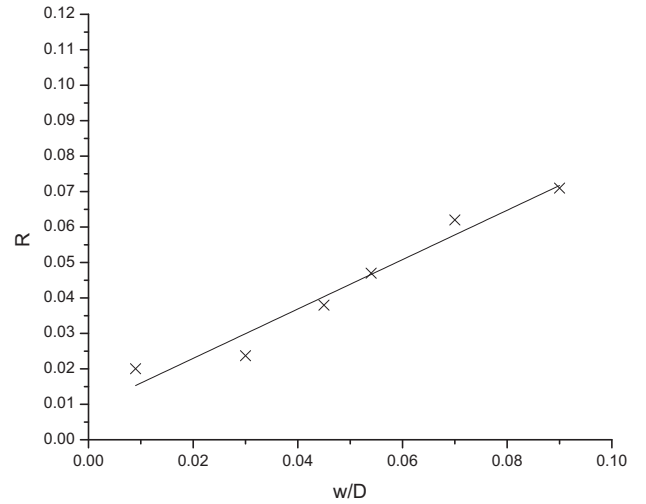


Fig. 10. Effect of w/D on the parameter R .

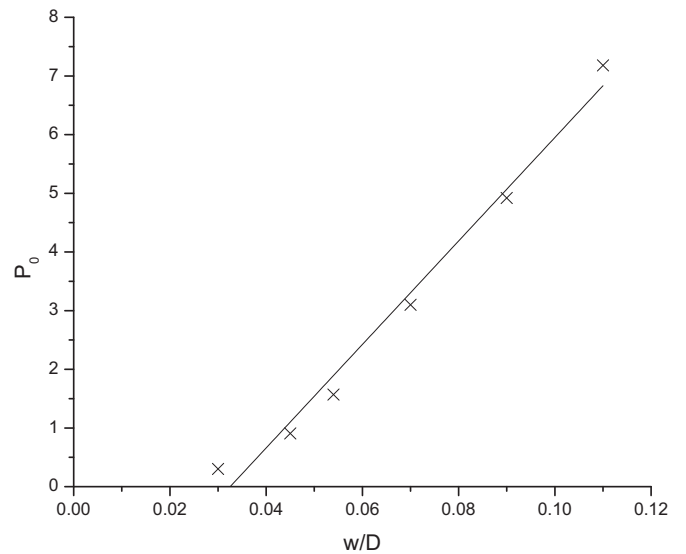


Fig. 11. Effect of w/D on the parameter P_0 .

Table 3

Constants C_1 , C_2 , C_3 , and C_4 of the HDPE liner (all values were determined at ambient temperature).

Symbol	Value
C_1	0.7
C_2	0.0054
C_3	$88.19 \text{ MPa}(s^{1/R})$
C_4	$-2.86 \text{ MPa}(s^{1/R})$

the time–temperature superposition (TTS) principle [28]. Therefore, the analysis presented in this investigation can be used to understand qualitatively how temperature will affect the liner response, in the sense that increasing the strain-rate has a similar effect as decreasing the temperature. However, a detailed analysis of temperature influence will be the focus of a future investigation.

5. Conclusion and forthcoming work

The external pressure-induced buckling collapse of HDPE liners was successfully simulated using the FEM while taking into account the intrinsic non-linear, time-pressure-dependent response exhibited by thermoplastic polymers. The stress-strain response of the considered HDPE material was modeled using the advanced TNM viscoelastic–viscoplastic model. Constitutive parameters were determined from tensile and compression stress–strain curves at different strain rates. The suitability of the obtained parameter of the TNM model for this particular problem was validated by running FEM simulations of the ring compression tests and comparing the results against the experimental data. The buckling failure event was predicted by performing FEM simulations for a wide range of fluid flow rates q^* . It was found that the material strain rate dependency has a significant effect on the collapse pressure P_c which leads to a potential relationship between P_c and q^* defined by an exponent factor R . This exponent factor depends linearly on the geometric thickness-to-diameter ratio w/D for inelastic behavior. Therefore the value of R quantifies the effect of the material strain rate dependency with failure pressure for a specific liner geometry. It also remains as future work to evaluate the prediction capability of the TNM model by comparing P_c values obtained from FEM simulations to collapse pressures determined under a controlled experimental setup.

References

- [1] E. Engle, HR-370 Pipe rehabilitation with polyethylene pipe liners, 2003.
- [2] Canadian Standards Association, CSA Z662-03 Oil and gas pipeline systems, 2003.
- [3] K. Goerz, L. Simon, H. Fear, J. Little, Shell Canada Ltd., A Review of Methods for Confirming Integrity of Thermoplastic Liners-Field Experiences, NACE International, Corrosion, March 28–April 1, 2004, New Orleans.
- [4] J.F. Mason, J.D. Alkire, Effect of rapid decompression conditions on liner materials 2004. 01 December, 1997, New Orleans, La.
- [5] K.E. Szklarz, J.J. Baron, Learnings from thermoplastic liner failures in sour gas pipeline service and replacement liner design and installation, NACE International Corrosion. March 28–April 1, 2004, New Orleans, La.
- [6] NACE, RP0304-2004 liners for oilfield pipelines, 2004.
- [7] M. Farshad, Plastic Pipe Systems, 1st ed., Elsevier, Great Britain (2006), p. 32–33 134–144.
- [8] The Plastics Pipe Institute, Handbook of Polyethylene Pipe. 2nd ed. p. 85–90.
- [9] D. Glock, Behavior of liners for rigid pipeline under external water pressure and thermal expansion, Der Stahlbau (1977) 212–217.
- [10] S. Jacobsen, Buckling of circular rings and cylindrical tubes under external pressure, Water Power (1974).
- [11] K.M. El-Sawy, Inelastic stability of tightly fitted cylindrical liners subjected to external uniform pressure, Int. J. Thin-Walled Struct. (2001) 731–744.
- [12] F. Rueda, J.L. Otegui, P.M. Frontini, Numerical tool to model collapse of polymeric liners in pipelines, Eng. Failure Anal. (2011) 24–34.
- [13] M.C. Boyce, D.M. Parks, A.S. Argon, Large inelastic deformation of glassy polymers, part I: rate-dependent constitutive model, Mech. Mater. (1988) 15–33.
- [14] E.M. Arruda, M.C. Boyce, A three-dimensional constitutive model for the large stretch behavior of rubber elastic materials, J. Mech. Phys. Solids (1993) 389–412.
- [15] E. Arruda, M. Boyce, Effects of strain rate, temperature and thermo-mechanical coupling on the finite strain deformation of glassy polymers, Mech. Mater. (1995) 193–212.
- [16] J.S. Bergström, M.C. Boyce, Constitutive modeling of the large strain time-dependent behavior of elastomers, J. Mech. Phys. Solids (1998) 931–954.
- [17] J.S. Bergström, M.C. Boyce, Large strain time-dependent behavior of filled elastomers, Mech. Mater. (2000) 620–644.
- [18] J.S. Bergström, C.M. Rimnac, S.M. Kurtz, An augmented hybrid constitutive model for simulation of unloading and cyclic loading behavior of conventional and highly crosslinked UHMWPE, Biomaterials (2004) 2171–2178.
- [19] J.S. Bergström, J.E. Bischoff, An Advanced Thermo-mechanical Constitutive Model for UHMWPE, Int. J. Struct. Changes Solids (2010) 31–39.
- [20] ASTM D638-03, Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics, ASTM International, DOI: 10.1520/D0638-03.
- [21] A.S.T.M. D0695-02A, Standard Test Method for Compressive Properties of Rigid Plastics, ASTM International. DOI: 10.1520/D0695-02A.
- [22] PolyUMod–A Library of Advanced User Materials v. 2.4.2, User's Manual. ©Veryst Engineering LLC, 2013.
- [23] J. Bergstrom, Introduction to MCalibration, Software Tutorial, Veryst Engineering LLC, 2013. (www.veryst.com).
- [24] J.A. Nelder, R. Mead, A simplex method for function minimization, Comput. J. 7 (1965) 308–313.
- [25] Abaqus Analysis User's Manual, 2010, Section 11.5.1, DassaultSystèmes, 2010.
- [26] S.R. Frost, A.M. Korsunsky, Y.-S. Wu, A.G. Gibson, 3-D Modeling of liner collapse. In: Conference NACE, 2000.
- [27] R.M. Bakeer, M.E. Barber, S.E. Pechon, J.E. Taylor, S. Chunduru, Buckling of HDPE liners under external uniform pressure, J. Mater. Civil Eng. 11 (4) (1999) 353–361.
- [28] R.J. Young, P.A. Lovell, Introduction to Polymers, second edition, Chapman & Hall, London, UK (1991), p. 340–344.
- [29] N.S.J. Al-Maliqy, Strain rate behaviour of thermoplastic polymers, Loughborough University, 1997 (Doctoral Thesis).

Buckling collapse of HDPE liners: experimental set-up and FEM simulations.

F. Rueda ^a, A. Marquez ^a, J.L. Otegui ^{a, b}, P.M. Frontini ^a

^a INTEMA, Instituto de Ciencia y Tecnología de Materiales, Universidad Nacional de Mar del Plata, B7608FDQ Argentina

^b Presently at Y-TEC (YPF - CONICET), Baradero 777, 1925 Ensenada, Argentina

Abstract

The purpose of this work is to provide a more complete framework for the development of short-term thermoplastic models to improve the design of liners subjected to external pressure. A device to perform short-term physical collapse buckling tests on HDPE liners to emulate in-service behavior under controlled conditions was designed and constructed. Tests were performed to explore the effect of temperature (in the range of 0 to 60 °C) on the buckling parameters of a HDPE pipe confined in a steel host pipe. The constitutive model for this material was calibrated from compression and tensile tests, performed at various strain rates and temperatures. The Three Network viscoplastic material constitutive model was adopted to reproduce material behavior. Full 3 D FEM simulations of collapse buckling tests were conducted and validated against experimental data. Once the 3D full FE model was verified a simplified 2 D model was generated to perform an intensive parametric study considering many temperatures and pipe aspect ratios. With data arising from the parametric study a predictive Glock's type function was derived, which takes into account the effect of temperature and the viscoplastic constitutive behavior of HDPE.

1. Introduction

1.1 Background to the technological problem

Relining deteriorated host pipes with polymeric liners has become an increasingly cost-effective popular method of pipeline rehabilitation. One of its main applications is for oil and gas pipelines. These liners serve the function of providing internal protection of metallic tubes mainly in two different situations; namely in providing enhanced corrosion resistance from aggressive chemical agents, and in rehabilitating already damaged pipelines [1].

In principle, any thermoplastic material can be used as a liner for oilfield pipelines provide they meet certain key properties at service temperature [2]. However, because of its relatively low cost, widespread availability, ease of production and installation and long history of service in oil and gas applications, HDPE (high density polyethylene) is the most frequently used thermoplastic for oilfield pipeline liners [3].

Despite HDPE liners are regularly used in the oil and chemical industry, they suffer one drawback: during normal operation gases present in the conveyed fluid permeate into the annulus volume between the liner and the host pipe. In the case of a sudden (intentional or accidental) loss of pressure, this can cause the liner to collapse due to external hydrostatic pressure if the wall thickness and the mechanical properties of the liner are not sufficient. When the external pressure is higher than the internal one, the liner will be subjected to a net external pressure that may destabilize the liner once the net pressure exceeds a critical value. This external pressure will induce deflections of the liner within the host pipe. To prevent liner collapse, the thickness of a liner must be chosen to resist this external pressure over the lifetime of the system [4].

Usually, buckling collapse of HDPE liners induced by external pressure takes place by the combined action of two separate factors: i) the permeation of oil derived gases through the liner wall for extended periods of time, and ii) the rapid decompression of pipelines that can occur during service stoppages or maintenance and inspection shutdowns [5].

A number of studies have been devoted to understand the underlying mechanisms that eventually lead to liner failure [6-9]. Material failure is associated with the phenomenon known as physical swelling [10-11, 12]. This occurs when some organic components, such as the CO_2 and CH_4 dissolved in oil, aided by the high pressure operating conditions penetrate into the polymer macromolecular chain network of the liner, increasing the space between molecules and decreasing the intermolecular bonding. As this operation takes place, the migratory gases can permeate

throughout the liner wall and gradually balance the pressure difference between the inside of the liner and the annular region or gap between the liner and the pipe wall. This permeation mechanism worsens recursively since permeation rate increases with the severity of liner swelling. Finally, buckling collapse occurs when the liner is decompressed and the external pressure, built up by the confined gases in the annular region, generates a stress state in the liner that induces the radial buckling failure. Figure 1 depicts a typical one-lobe collapse. Hydrocarbon absorption causes reduction in modulus, which reduces the critical buckling pressure. HDPE liners are installed and operated at temperatures from 0°C [13] to 65 °C [14-15, 2]; this effect is more severe at higher temperatures. [12].

Figure 1 – In-service liner buckling collapse

The depicted collapse phenomenon typically occurs within 1 hour and it is called short-term collapse. Conversely, when constant loads are applied over a long time, long-term [7] or creep buckling occurs, this type of failure is beyond the scope of this paper.

Liners buckling resistance under short-term loads is typically examined by performing the so-called short-term tests [7]. In a short-term test a uniform external radial pressure is applied on a liner encased in a rigid chamber. The pressure is increased gradually until it reaches a maximum value known as collapse pressure or critical pressure (P_c). At this moment the liner collapses and pressure decreases while lobes volume increases.

The purpose of this work is to provide a more complete framework for the development of improved short-term liner design models. To this aim we designed and constructed a test device to develop short-term collapse buckling tests on HDPE liners under controlled conditions. Tests were performed to examine the effect of testing temperature (from 0 to 60 °C) on the buckling characteristics of a HDPE pipe confined in a steel host pipe.

The predictive capacity of a recently obtained mathematical procedure for the calculation of buckling pressure under viscoplastic regime [16] is evaluated by comparing predictions with laboratory testing. This mathematical procedure combines FEM structural simulation with Three Network viscoplastic material constitutive model [16-18]. Material behavior was calibrated from compression and tension tests data determined at various strain rates and temperatures.

Full 3D FEM simulations were conducted and validated against experimental buckling collapse data. Once the validity of the model was univocally verified, simplified 2D simulations were also carried out and recursively validated against full 3D simulations. Based on these 2D simulations, an intensive parametric study considering many temperatures and pipe thickness-to-diameter aspect ratios (W/t) was conducted. From the obtained parametric data, a predictive Glock's type function [10] was constructed which takes into account the effect of temperature and the viscoplastic constitutive behavior of HDPE. We believe that this model could be used in the future to represent long term behavior as well.

1.2 Prediction of time-temperature dependent buckling collapse pressure

In recent years a considerable amount of research has been undertaken to better understand and quantify the structural performance of lined pipe systems [6-11,16-23,15, 24-25,12, 26-27, 4]. Although existing design methodologies do recognize the importance of liner buckling [6-9], they have been extensively criticized for being too simplistic, not correctly modeling the behavior of the lining, and producing unduly conservative results [20].

Most of the earlier studies for the instability of liners were only concerned with elastic instability [7,10,11,26] and did not consider any material inelasticity or plasticity [27]. Therefore, those studies may help in estimating the buckling pressure of thin liners that are only expected to buckle elastically, prior to any material yielding. However it is known that material yielding would affect the mechanical and buckling behavior of liners [8].

One of the main shortcomings regarding modeling HDPE liners performance is the intrinsic non linearity of polymer behavior [19]. In contrast with steel which exhibits well-defined material yielding, polymers have no well-defined yield stress and their mechanical behavior is time dependent.

The non-linear characteristics of the problem generate convergence issues that make it difficult for classical FEM to reproduce experimental behaviour. Moreover, these models are not adequate to reproduce the complex multiaxial stress response and rate-dependent deformation evolution that will take place during an actual rapid pipe depressurization situation. Consequently, a different approach was devised and implemented in previous investigations [16-18] by the authors. On one hand we demonstrated the pertinence of using fluid elements in finite element modeling (FEM) to simulate collapse buckling of confined liners. This innovative approach allowed simulating the post-collapse pressure drop, to reproduce dynamic loading histories and to

incorporate time-dependent material constitutive models. The hydrostatic elements introduced by the authors enabled FEM modeling of the whole process of elastic and inelastic collapse of polymer liners, under dynamic or static conditions.

It was also shown that an advanced viscoelastic–viscoplastic model available in literature, the so-called Three Network Model, TNM, [28] is able of reproducing the complex mechanical response of an HDPE liner at different loading rates [16,18]. The strain rate and pressure dependent mechanical response of HDPE liners was assessed by modeling the buckling collapse dynamic event as an increasing volume of fluid entering the gap cavity between liner and host pipe. It was found that the material strain rate dependency has a significant effect on the collapse pressure (P_c). The influence of w/D in the non-linear inelastic buckling behavior was established, thus extending El Sawy analysis [8] to time dependent materials.

In the present paper the constitutive TNM model's performance is directly assessed by comparing experimental and predicted failure pressures of HDPE liners, confined in a steel host pipe pressurized to failure at different environmental temperatures.

2. Experimental

Theoretical and numerical treatments in principle enable the development of improved design procedures, however, there is an acute shortage of good quality physical test data in the literature with which to verify and calibrate the mathematical models. So that a device was designed and constructed in order to generate a physical collapse of HDPE liners.

2.1 Materials

One meter long HDPE tubes with 0.054 w/D aspect ratio (114 mm outside diameter and 6.2 mm wall thickness) were used for calibration of constitutive models and buckling collapse tests. Pipe samples were processed with HDPE DGDA 2490, kindly provided by DOW.

2.2 Testing setup for experimental collapse of liners.

The layout of the apparatus, main parts and working principle are represented in the schematic diagram of Figure 4. Briefly, the equipment consists of a steel host pipe swagelined with the plastic "liner" to be tested.

The device allows progressively increasing pressure in the interstice between the pipe and the liner, up to achieving the collapse of the latter. The pressure within the inner volume of the liner is maintained constant and equal to atmospheric pressure, so that the interstitial volume must be confined and sealed separately from the inner volume of the liner. This generates the necessary pressure difference between the outside and the inside of the "liner" to achieve collapse.

A key consideration in the design of the device was the need to emulate the same plane strain condition to which liners are subjected in service. This is associated to the fact that liners are installed in lengths that range from 200 to 1200 meters [29]. This suppresses boundary conditions of the endings of the liner in the collapsed area. As a primary approximation, in order to meet the minimum length needed to reproduce this effect, finite element modeling and simulation of collapse were done at different pipe lengths assuming a perfect elasto-plastic material behavior as in our first paper [17]. We observed an asymptotic trending to plane strain condition with increasing pipe length, as shown in Figure 2.

Figure 2 – Buckling collapse critical pressure as a function of pipe length obtained by FEM assuming a perfect elastic-plastic material behavior.

For a length of the pipe above four times its diameter (in this case, about 0.45 meters), the results are independent of length. Under these considerations the device was designed to accommodate a one meter long liner. A 14 mm thick seamless tube was used; its bore was machined to achieve a controlled interference with the outer diameter of the liners. Four circumferentially distributed $\frac{1}{4}$ BSP connections were provided in the central part of the tube to communicate interstitial pressure. The design of sealings (Figure 5) at pipe endings contemplates the need for suppressing longitudinal restraint to the liner. This was achieved using O- rings confined between flanges and pipe, in 45 degree conical seats.

A system to insert the liner within the hosting pipe using the technique known as swagelining (Figure 3) was also designed. Two API 150 flanges serve as structural elements for fixing the rig and tension the "liner" during the insertion procedure, while ensuring gap sealing. The inner diameter of the insertion side flange is smaller than the other flange, to secure the swaging process by Poisson effect during insertion. Four threaded rods connect both flanges to preload the

assembly, and their tips serve as fixing bolts for the pulling rig. The rig is long enough for the liner to be extracted out of the hosting pipe once finished the test.

Figure 3 - Liner insertion system for buckling collapse tests.

Numerical simulation reproducing test conditions showed that maximum insertion load for the liner is, roughly, 12000 N. This value, with an appropriate safety factor, was used to dimension the loading structures. A winch was used to exert the load through a pulling head that ensures load concentricity and uniform distribution,.

The test procedure included increasing the external pressure exerted on the "liner" by pumping water into the gap until collapse. Interstice (gap) pressure and the evolution of the water volume during were continuously measured using digital gauges during the buckling process.

Figure 4 – Schematic diagram of liners buckling tests setup.

Figure 5 – Detail of sealing design

Tests at different temperatures were conducted in a thermostatic water bath (Figure 5). Predetermined temperatures were maintained either by controlled direct injection of steam into the bath or by adding ice. All test times were within the so-called "short term" regime, that is a loading time no longer than 30 minutes [7]. Sample number, test temperature, and total test time are summarized in table 1.

Table 1 – Buckling collapse test conditions.

2.3 Uniaxial tensile and compression tests

Constitutive material behavior was determined by performing, tensile and compression tests

on an Instron 4467 universal testing machine. Tensile and compression specimens were machined out from a supplied liner (Figure 6); nine specimens for each loading case were used. Tests were carried out at 3 different cross head speeds and 4 different temperatures, according to the configuration shown in Table 2.

Table 2 - Uniaxial tensile and compression tests: temperature and cross head speed conditions.

Tensile tests were performed in 2.5 mm x 2.5 mm cross-section dogbone-shaped specimens (remaining dimensions correspond to type V^C specimens in ASTM D638-03 [30]). Compression tests were carried out in 10 mm long, 5 mm diameter specimens, following the 2:1 (height : diameter) ratio recommended in [31]. For a complete characterization of deformation evolution, both loading and unloading responses were recorded at each temperature.

Figure 6 – Tension (1) and compression (2) specimens as machined from the original pipe .

3. Computational modeling

3.1 Material Constitutive Model

In what follows the main features of the Three Network model, TNM , adopted as constitutive framework for through this work are described. More details on the formulation can be found in the original works [29,33] and in our previous paper [16]. The TNM model consists of three networks acting in parallel. A simplified one-dimensional rheological representation can be seen in Figure 7.

Figure 7 - Rheological one-dimensional representation of the TNM constitutive model.

Networks A and B represent the initial viscoplastic response, which is captured using two separate energy activation deformation mechanisms corresponding to amorphous and semicrystalline domains of the polymer. Network C captures the overall non-viscous hyperelastic component of the material response, i.e. the entropic chain stretch hardening. The total deformation gradient (F^{app}) of the assembly is decomposed into a thermal expansion component (F^{th}) and a mechanical deformation component (F):

$$F^{app} = F F^{th} \quad (1)$$

The mechanical deformation gradient of networks A and B are further decomposed into elastic and viscoplastic components:

$$F = F_n^e F_n^v \quad (2)$$

Where n takes the value A and B, for networks A and B correspondingly. F_n^e is the elastic component of the deformation gradient, which is constitutively determined from Eq. 3. F_n^v is the viscoplastic component of $\mathbf{F}$ and is constitutively determined from Eqs.5&6.

The Cauchy stress acting in networks A and B has the following form:

$$\boldsymbol{\sigma}_n = \frac{\mu_n}{J_n^e \lambda_n^{e*}} \left[1 + \frac{\theta - \theta_0}{\hat{\theta}} \right] \frac{\mathcal{L}^{-1}(\overline{\lambda_n^{e*}} / \lambda_L)}{\mathcal{L}^{-1}(1 / \lambda_L)} \text{dev}[\mathbf{b}_n^{e*}] + \kappa (J_n^e - 1) \mathbf{1} \quad (3)$$

Where, $J_n^e = \det[\mathbf{F}_n^e]$; $\mathbf{b}_n^{e*} = (J_n^e)^{-2/3} \mathbf{F}_n^e (\mathbf{F}_n^e)^T$ is the Cauchy-Green deformation tensor; θ is the current temperature; θ_0 is a reference temperature; $\hat{\theta}$ is a material parameter specifying the temperature response of stiffness; $\bar{\lambda}_n^{e*} = (\text{tr}[\mathbf{b}_n^{e*}]/3)^{1/2}$ is the effective chain stretch and $L^{-1}(x)$ is the inverse Langevin function; μ_n is the elastic shear modulus of network n and κ is the bulk modulus. These material constants can be interpreted as analogous to the linear elastic shear and bulk modulus, with the difference that in the TNM model the shear modulus is scaled by the Langevin function. λ_L is the locking stretch and gives a measure of the hyperelastic hardening response at large strains.

The velocity gradient of networks A and B have the following form:

$$\dot{\mathbf{F}}_n^v = \dot{\gamma}_n \mathbf{F}_n^{e-1} \frac{\text{dev}[\boldsymbol{\sigma}_n]}{\tau_n} \mathbf{F}_n \quad (4)$$

Where the flow rate $\dot{\gamma}$ is given by a power-law flow equation:

$$\dot{\gamma}_n = \dot{\gamma}_0 \left(\frac{\tau_n}{\hat{\tau}_n + aR(p_n)} \right)^{m_n} \left(\frac{\theta}{\theta_0} \right)^n \quad (5)$$

Here $\dot{\gamma}_0 \left[\frac{1}{s} \right]$ is a constant introduced for dimensional consistency, $R(x)$ is the ramp function; p_n is the hydrostatic pressure; τ_n is the Fronebius norm of the deviatoric part of $\boldsymbol{\sigma}_n$; $\hat{\tau}_n$ is the flow resistance of network n and gives a measure of the shear stress at which plastic flow becomes a dominant deformation mechanism; m is the stress exponential of the power-law equation and mainly determines the material strain-rate sensitivity.

The Cauchy stress acting in network C has the following form:

$$\boldsymbol{\sigma}_C = \frac{1}{1+q} \left\{ \frac{\mu_C}{J\lambda_{chain}} \left[1 + \frac{\theta - \theta_0}{\hat{\theta}} \right] \frac{\mathcal{L}^{-1}(\lambda_{chain}/\lambda_L)}{\mathcal{L}^{-1}(1/\lambda_L)} \text{dev}[\mathbf{b}^*] + \kappa(J-1)\mathbf{1} + q \frac{\mu_C}{J} \left[I_1^* \mathbf{b}^* - \frac{2I_2^*}{3} \mathbf{1} - (\mathbf{b}^*)^2 \right] \right\} \quad (6)$$

where $J = \det[\mathbf{F}]$; $\mathbf{b}^* = J^{-2/3} \mathbf{F}(\mathbf{F})^T$ is the Cauchy-Green deformation tensor, and $\lambda_{chain} = (\text{tr}[\mathbf{b}^*]/3)^{1/2}$.

Finally, since they are in parallel, the three networks have equal mechanical deformation gradients and the total stress of the system is the sum of each network stress.

The TNM model was executed as a user material subroutine (UMAT/VUMAT) for ABAQUS using the PolyUmod material libraries [34].

3.2 Constitutive Model Calibration

Model parameters calibration was performed using uniaxial tensile and compression experimental data specifically determined for this purpose (see experimental section). The constitutive parameters were determined using a parameter-extraction software, namely MCalibration [34], which enables semi-automatic extraction of material parameters using as input different loading cases (monotonic, dynamic mechanical analysis, creep, etc.) with several loading modes (uniaxial, biaxial, plane stress, etc.) for a variety of advanced constitutive models, including the TNM model. This software determines parameter values using a minimization algorithm based on the Nelder-Mead simplex method [35]. This method uses iterations to evaluate the difference between the model predictions and the experimental results in a least-squares sense, i.e. using a minimum squares cost function. In each iteration, the method tries a new estimation for the constitutive parameters using an approximation criterion and the iterations continue until the cost function reaches an established minimum. Initial values and upper and lower bound values for the optimization method are already predefined in the calibration software using typical thermoplastic material constitutive parameters [28].

3.3 Numerical simulation of collapse buckling test

3.3.1 Full 3 D FEM simulations

Buckling collapse tests were simulated by FEM model in ABAQUS/Standard 6.10 using the TNM model. The FEM model was performed in a 3D simplified geometry of a quarter of the original as showed in Figure 8a. A small elliptical curvature (i.e. a 0.4% difference between the lower-half y-radius and the upper-half y-radius values) was introduced in the upper part of the liner along the y-axis in order to induce single lobe buckling (Fig. 1) in this region. Single lobe buckling is considered the most critical failure mode and the most frequently observed in practice.

Figure 8 – Simplification of FEA by symmetry for 3D (A) and 2D (B) models.

The thermoplastic liner was modeled using C3D20R elements and assuming the steel pipe holder as a discrete rigid. The fluid was modeled using F3D3 hydrostatic fluid elements and the

depressurization event was modeled by imposing a fluid volume flux using the “fluid flux” option in ABAQUS/Standard. A classical static FEM analysis would have involved imposing a continuously increasing pressure on the outer liner surface. However, for the present analysis, this approach typically fails at the peak (i.e. buckling) pressure. In other words, pressure evolution in the cavity cannot be imposed beforehand as an independent variable. Therefore, the fluid volume flux approach is more pertinent since it models the real cause of pressure increase, i.e. the entrance of a fluid into the annulus. An example of the application of this method in modeling liner buckling collapse can be found in [17]. The hydrostatic fluid elements are surface elements that cover the boundary of the fluid-containing cavity and provide the coupling between the deformation of the fluid-filled solid and the pressure exerted by the contained fluid on the solid surface defined as cavity boundary [36].

Prediction capabilities of these simulations are validated against physical collapse experiments. Thus, simulations were run for every of the three temperatures selected for the physical collapse experiments. The imposed fluid volume flux in FEM model was $130 \text{ cm}^3/\text{min}$, approximately the same fluid volume flux of the physical experiment, to achieve in both cases a total test time between 10 and 15 minutes. The latter procedure allows to univocally validate 3-D FEM geometric simulation and TNM constitutive model as illustrated in 4.3 section.

3.3.2 2D FEM simulations and Parametric analysis

With the aim of exploring the influence of temperature and aspect ratio (w/D) on P_c , a numerical parametric analysis was performed. Simpler 2D FEM simulations were executed and their pertinence verified against full 3D FEM simulations. In the 2D situation a unit length strip of the liner is only considered because of the long cylindrical geometry of the liner (i.e. plane strain conditions prevail) and half of the liner is only modelled due to symmetry (Figure 8b). The thermoplastic liner is now considered to be a planar bidimensional deformable solid using CPE8R elements and assuming plain strain conditions, i.e. neglecting the effect of restraint at the liner ends. This assumption has proven to be valid for length to radius values greater than 6 [24]. A small elliptical curvature (i.e. a 0.4% difference between the lower-half y-radius and the upper-half y-radius values) was introduced in the upper part of the liner along the y-axis in order to induce single lobe buckling. The external metallic tube was assumed as discrete rigid and the fluid was modeled following the same approach as 3D model but using F2D2 bi-dimensional hydrostatic fluid elements. The aspect ratio was varied from 0.03 to 0.11 and the temperature with an increment of

0.015 to cover some practical ranges involving thin and thick liners. The temperature was varied from 265 K° to 345 K° with an increment of 10 K° to cover practical operating range [13-15].

4. Results

4.1 Uniaxial tensile and compression tests

Tensile and compression tests results at different strain rates and temperatures are shown together in Figure 9. Stress-strain traces are presented for 1, 10 and 50 mm/min cross-head speeds and temperatures of 273, 298, 333 and 353 K. Points and solid lines are experimental and model prediction values, respectively.

a)

b)

Figure 9 – HDPE uniaxial tensile (A) and compression (B) stress-strain traces

At a stress value between 5 and 10MPa the material enters the visco-elastoplastic regime, this region corresponds to the complex onset of different plastic flow mechanisms in the amorphous and semicrystalline domains of the thermoplastic material [28,32]. In the constitutive model, the deformation gradients of the dashpots, which were at first negligible, start to flow at these stress values. Also in this regime, hardening is observed with increasing the strain rate and decreasing temperature, as expected. The material shows strain rate and temperature sensitivity both in tension and compression. When increasing the crosshead speed from 1 mm/min to 50 mm/min at constant temperature of 298 °K, a ≈30% increase in the value of the maximum attained stress can be observed. At constant crosshead speed of 1 mm/min, when decreasing temperature from 353 °K to 273 °K, ≈400% increase in the value of the maximum attained stress can be observed. Pressure dependency can be observed as the maximum stress achieved in compression is higher than in tension for equal deformation rates. For the TNM model, a very good fit was obtained between experimental and TNM model predictions, with a R^2 (Coefficient of Determination) value of 0.976.

The constitutive parameters obtained for the TNM model are presented in Table 3.

Table 3: constitutive parameters for TNM model

4.2 Physical buckling collapse tests

A single lobe collapse mode was verified for all of the buckling collapse tests, as shown in figure 10. As expected, due to the effect of restricted ends, the lobes appeared always in the middle of the liner. Furthermore, there was no preferential angular lobe location in the liner. This clearly indicates that there are no defects induced by the steel host pipe contact.

Figure 10 – Collapsed liner after laboratory buckling collapse test: a) while the pipe is extracting outside the host steel pipe b) an inside view.

Pressure and cavity volume data were recorded continuously during all buckling tests, for each of the three temperatures, and then plotted together as depicted in Figure 11. Deformed geometries obtained by FEM simulations are showed at four stages of collapse, indicated by arrows over each curve. Irrespectively of the test temperature, all of the curves display the typical shape already reported for short-term buckling collapse test [25].

Figure 11 – Buckling collapse curves. Dotted and solid lines are experimental and predicted FEM results respectively.

As expected, pressure increases with the increase in the cavity volume up to a maximum value corresponding to the collapse pressure, P_c . A linear trend is only evident at low volumes. After this maximum an abrupt drop of pressure was verified and a subsequent asymptotic decrease of pressure was detected in correspondence with lobe propagation. The influence of temperature on the phenomenon is evident to the naked eye. The lower the temperature, the higher P_c and the steeper the slope value.

4.3 Numerical simulation of buckling collapse tests: 3D full FEM

Figure 11 also shows the results of numerical simulations plotted together with data recorded during physical buckling collapse tests. Traces show pressure evolution against the increase of cavity volume while FEM frames depicting geometry evolution during collapse test. As in physical tests, all numerical simulations showed one lobe collapse buckling. Figure 12 (a) shows a simplified deformed geometry as used in FEM model. Figure 12 (b) shows a mirror pattern of (a), for a cross-cut view of buckling at the middle of the liner.

An excellent agreement between simulations and physical experimental results (single points in the figure 11) was found. Only small discrepancies of 4,4 % for 4 °C, 8% for 24 °C and 1% for 61 °C were found for P_c , considering percentage difference as $P_c(\text{experimental})/P_c(\text{numerical}) \cdot 100$. These excellent results serve as a verification of the predictive quality of the TNM constitutive model for HDPE engineering applications.

Figure 12 – Von Mises stress contours of deformed geometry obtained by FEM simulation The box on the left side shows color references of Von Mises stress values.

4.4 Parametric analysis

The 2D FEM results of the parametric study are presented in this section. As stated in the “computational modeling” section, the 3D problem was approximated by a simplified 2D analyses assuming plane strain conditions and symmetry. To check the validity of 2D assumptions P_c values are compared in Table 4. Maximum discrepancies of 5.7% were measured between 3D and 2D FEM P_c values.

Table 4

Two sets of parametric contour curves were then constructed using the 2D approximation. In figure 13-a P_c (log) is plotted against temperature at constant w/D ratios while in figure 13-b P_c (log) is plotted against w/D ratio for every tested temperature. Experimental data points (hollow

points in figure 13) are plot together with simulated data which further support the validity of our predictions.

The parametric analysis performed for pipes having different w/D relationships showed a linear decreasing trend of P_c with temperature in the semilogarithmic plot (Figure 13 a) . Then, the $P_c(T)$ contour lines corresponding to each $(w/D)_i$ values may be fitted to an exponential function. It is also noted that the resulting lines are nearly parallel. This justifies the use of a common scale parameter, for different aspect ratios.

Conversely, P_c (log) vs. w/D plot show an increasing curvilinear trend at every temperature. This suggest that data condensed in Figure 13 b can be fitted to a single power law since curves are also nearly parallel.

Figure 13. P_c (log) against temperature (a) and P_c (log) against aspect ratio. Hollow and solid points are physical experimental results and numerical experimental results respectively; dotted lines are numerical results fittings.

In 1977 [10], Glock derived an analytical expressions relating buckling pressure with pipe geometry (w/D) valid within the elastic regime,

$$P_c = \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{w}{D} \right)^{2.2} \quad (7)$$

Inspired in this famous relation we derived a Glock-like relation by fitting the data arising from the parametric study to equation (8) as follows:

$$P_c(T, w/D) = S(T) \left(\frac{w}{D} \right)^C \quad (8)$$

The C parameter was calibrated from data at constant temperature condensed in figure 13 (b)) . A value of 1.95 was determined for this particulate case.

The parameter $S(T)$ involves temperature dependent stiffness of the system and it can be calculated from data condensed in figure 13 (a)) as follows:

$$S(T) = \frac{P_c(T, (w/D)_0)}{((w/D)_0)^C} \quad (9)$$

$(w/D)_0$ is a reference aspect ratio and $P_c(T)$ is the critical pressure expressed as a function of temperature at $(w/D)_0$. Taking any w/D value as reference, $S(T)$ is calibrated by scaling curves to the reference value

$$S(T) = 4.37 \times 10^{-5} e^{\left(\frac{-T}{42.09}\right)} \quad (10)$$

Then, from equation 8 a full expression of the equation relating P_c , T and (w/D) was developed:

$$P_c \left(\frac{w}{D}, T \right) = S(T) \left(\frac{w}{D} \right)^{1.95} \quad (11)$$

Where P_c is the buckling collapse critical pressure expressed in Mpa, T is the test temperature expressed in K and (w/D) is the aspect relation of the pipe.

Equation 11 is plotted in a 3D XYZ graph. Both P_c values arising from physical and FEM experiments are plotted together in Figure 14 (a).

Figure 14. P_c (log) against temperature and aspect ratio. Hollow points and crosses are physical and numerical results respectively; solid lines are the graphical representation of equation (11).

Predictions by equation 11 and the original Glock equation are contrasted against physical and FEM data harvest for the three temperatures of physical collapse buckling test in figure 15. Young's modulus values used in Glock equation were those determined in the uniaxial tensile experiments at each individual temperature (figure 9). This figure clearly shows that Glock equation overestimates P_c , consistently with the idea that collapse buckling of HDPE liners is highly inelastic [16,18] whereas, Glock equation only considers elastic deformations. Nevertheless, it can be appreciated that Glock predictions become more accurate at lower temperatures and low w/D ratios, for which less inelastic deformations are developed.

Figure 15. P_c physical and numerical results against aspect ratio.

5. Conclusions

Short-term collapse buckling phenomena of HDPE liners confined in a steel host pipe was explored in this work. Tests undertaking increasing external pressure to failure were physically performed and then, simulated using FEA. The main outcome of this research is the developing of a predictive mathematical procedure for the calculation of buckling pressure under viscoplastic regime.

Material constitutive response was determined from compression and tension tests performed at various strain rates and temperatures. As in previous work, a Three Network viscoplastic constitutive model was adopted [16].

The effect of testing temperature (from 0 to 60 °C) in the buckling characteristics of a HDPE pipe confined in a steel host pipe was examined. Critical buckling collapse pressure resulted highly dependent of test temperature, decreasing four times between 0 °C and 60 °C respectively.

Full 3D FEM simulations of the short-term (less than 30 min) collapse buckling experiments were conducted and validated against experimental data. The laboratory tests exhibited an excellent correlation with the theoretical predictions. So, this paper serve as a univoque verification of the predictive quality of Three Network viscoplastic constitutive model for HDPE pipe engineering applications [16,18]. From these results it also emerges that hydrostatic elements first introduced by us [17] is a suitable FEM tool for time-dependent problems allowing to reproduce the whole collapse event and not only the critical pressure.

In addition, in-service plane strain conditions were verified comparing results of complete 3D buckling collapse test simulation with planar bidimensional simulation assuming plain strain conditions. This allowed to use simplified 2D simulations as predictive tool. A parametric analysis were conducted by using 2D simulations at many temperatures and aspect ratios. Parametric results were used to modify Glock's elastic solution in order to represent HDPE liners viscoplastic behavior. The proposed equation is capable of predicting critical collapse pressure taking into account for the effect of temperature, strain rate and aspect ratio

. This relationship may be very useful at the time of designing new polyethylene liners since it only requires the knowledge of material constitutive response.

We believe that mathematical procedure developed could be used in the future to represent long term behavior as well.

Acknowledgements

This research work was partly funded by CONICET (Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas de la República Argentina), grant PIP 00193/12, and by Agencia de Promoción Científica (argentina), grant PICT 0582/10. Authors thank Dow for kindly supplying material.

References

- [1] G. Wróbel, A. Pusz, M. Szymiczek, K. Michalik “Swagelining as a method of trenchless pipelines rehabilitation” Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 2009
- [2] Oil and Gas Pipelines: Integrity and Safety Handbook. R. Winston Revie.pp. 451.
- [3] <http://www.aldyl.com.ar/petroleo.php>
- [4] Creep induced contact and stress evolution in thin-walled pipe liners Meihuan Zhu, David E. Hall Thin-Walled Structures 39 (2001) 939–959.
- [5] The Plastics Pipe Institute, Handbook of Polyethylene Pipe. 2nd ed. p. 418.
- [6] Frank Gerard, Patrick Dang, and James F. Mason. Design ananlysis of polyamide-11 liners: operating higher than the critical buckling pressure. Corrosion, (04712), 2004.
- [7] Bakeer, R., Barber, M., Pechon, S., Taylor, J., and Chunduru, S. . ”Buckling of HDPE Liners under External Uniform Pressure.” J. Mater. Civ. Eng., 11(4) (1999), 353–361.
- [8] KM. El-Sawy, Inelastic stability of tightly fitted cylindrical liners subjected to external uniform pressure. International Journal of Thin-Walled Structures, 2001, pp.731–744.
- [9] S. Jacobsen, Buckling of circular rings and cylindrical tubes under external pressure.Water Power, 1974.
- [10] D Glock. Behavior of liners for rigid pipeline under external water pressure and thermal expansion. Der Stahlbau, 1977.
- [11] Boot JC. Elastic buckling of cylindrical pipe linings with small imperfections subject to internal pressure. Trenchless Technology Research 1998;12:3–15.

- [12] ENGINEERING THERMOPLASTIC-LINERS. B. Bulleri, A. Ticci, M. Genoni, J. Sutherland Corrosion 2004, NACE, Paper 04705.
- [13] Technical Note 814-TN Engineering Considerations for Temperature Change. Performance Pipe, A division of Chevron Phillips Chemical Company LP.
- [14] Final Supplemental Environmental Impact Statement for the Keystone XL Project Executive Summary January 2014 – Appendix S. United States Department of State Bureau of Oceans and International Environmental and Scientific Affairs. January 2014.
- [15] Mason J. F. , Alkire J. D. Effect of rapid decompression conditions on liner materials. Corrosion 2000. Paper nro. 00782.
- [16] F. Rueda, J.P. Torres, M. Machado, P.M. Frontini, J.L. Otegui, External pressure induced buckling collapse of high density polyethylene (HDPE) liners: FEM modeling and predictions. Thin-Walled Structures, Volume 96, November 2015, Pages 56–63
- [17] F. Rueda, J. L. Otegui, and P. M. Frontini. Numerical tool to model collapse of polymeric liners in pipelines. Engineering Failure Analysis, pages 24–33, 2011.
- [18] F. Rueda, J.P. Torres, and P.M. Frontini. Constitutive modeling and computational simulations of the external pressure induced buckling collapse of high density polyethylene (hdpe) liners. 13th International Conference on Fracture, Beijing, China, June 2013.
- [19] Boot J.C. Toropova I., Javadi A. A. Predicting the creep lives of thin-walled cylindrical polymeric pipe linings subject to external pressure. International Journal of Solids and Structures 40 (2003) 7299–7314.
- [20] J.C. Boot, A.A. Javadi, I.L. Toropova, “The structural performance of polymeric linings for nominally cylindrical gravity pipes”; Thin-Walled Structures 42 (2004) 1139–1160
- [21] Boot, J. C., Welch, A. J., Creep buckling of thin-walled polymeric pipe linings subject to external ground water pressure. International Journal for Thin-Walled Structures, 1996, 24, 191-210.
- [22] Boot and M.M. Naqvi, “The Structural Characterisation Of Corrosion-Resistant Linings For Hydrocarbon Pipelines”; Corrosion 2000, paper No. 00777 J.C
- [23] E. Pinel, J. Mason, and G. O’Brien. Experimental investigation of buckling in highly aged polyamide-11 liners. Corrosion, (04713), 2004.
- [24] S.R. Frost, A.M. Korsunsky, Wu Y-S, A.G. Gibson, 3-D Modeling of liner collapse. In: Conference NACE; 2000.
- [25] Pinel E., Mason J., O'Brien G., Experimental investigation of buckling in highly aged polyamide-11 liners, Corrosion, 2004, paper nro. 04713.

- [26] El-Sawy K, Moore ID. Stability of loosely fitted liners used to rehabilitate rigid pipes. ASCE, J Struct Engng 1998;124(11):1350–8.
- [27] Neural network for the estimation of the inelastic buckling pressure of loosely fitted liners used for rigid pipe rehabilitation Khaled M. El-Sawy , Abdel Latif Elshafei . Thin-Walled. [Volume 41, Issue 8](#), August 2003, Pages 785–800
- [28] J. S. Bergström, J.E. Bischoff, An Advanced Thermo-mechanical Constitutive Model for UHMWPE, International Journal of Structural Changes in Solids, 2010, pp. 31-39
- [29] Lebsack D., Egner R. Hawn D., Extending Liner Installation Lengths. Corrosion 2004, Paper nro. 04714
- [30] ASTM D638-03, Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics, ASTM International,
- [31] ASTM D0695-02A, Standard Test Method for Compressive Properties of Rigid Plastics,
- [32] J. S. Bergström, C.M. Rimnac, S.M. Kurtz, An augmented hybrid constitutive model for simulation of unloading and cyclic loading behavior of conventional and highly crosslinked UHMWPE, Biomaterials, 2004, pp. 2171–2178
- [33] PolyUMod – A Library of Advanced User Materials v. 2.4.2, User's Manual.©Veryst Engineering LLC, 2013.
- [34] Introduction to MCalibration, Software Tutorial, J. Bergstrom, Veryst Engineering LLC, www.veryst.com, 2013.
- [35] Nelder, J.A. and R. Mead, "A Simplex Method for Function Minimization" Computer J., Vol.7, pp 308–313, 1965.
- [36] Abaqus Analysis User's Manual, 2010, Section 11.5.1, DassaultSystèmes, 2010.

Figure1
[Click here to download high resolution image](#)



Figure2

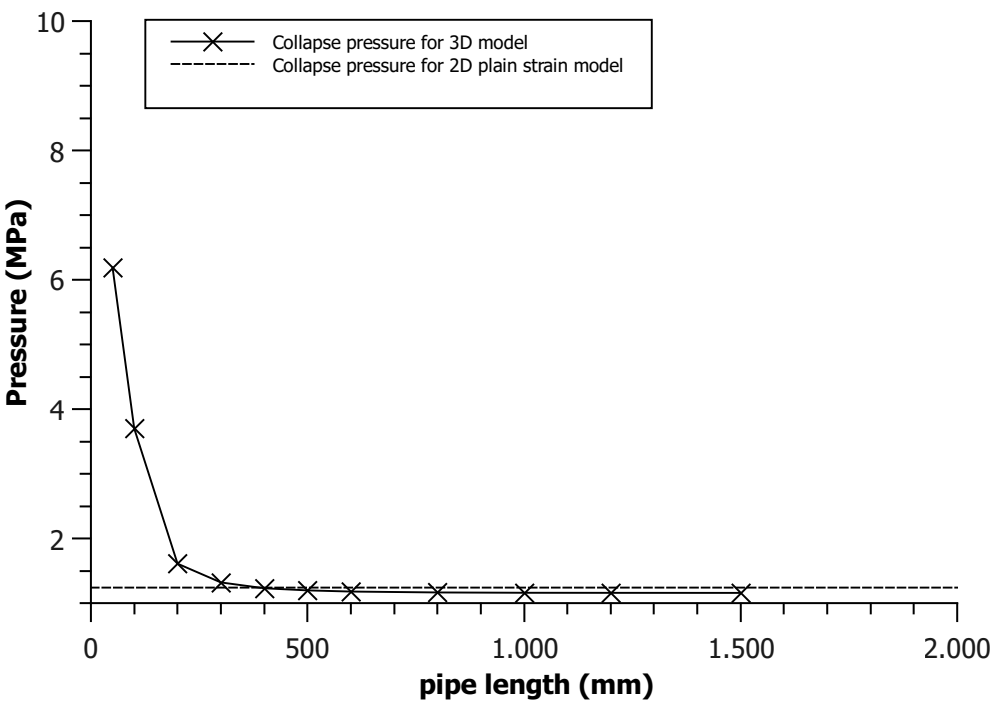


Figure3a
[Click here to download high resolution image](#)



Figure3b
[Click here to download high resolution image](#)



Figure4

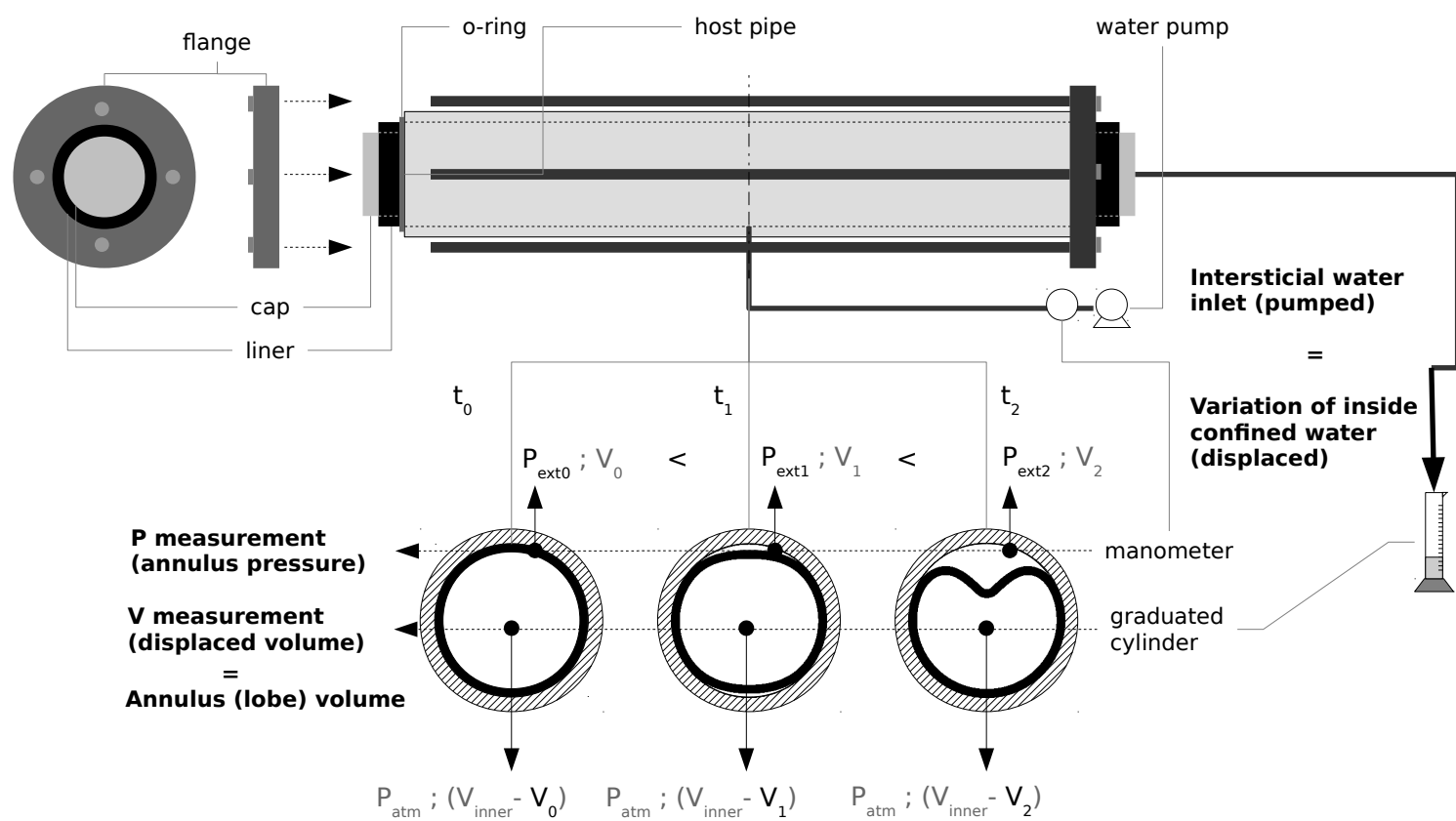


Figure5

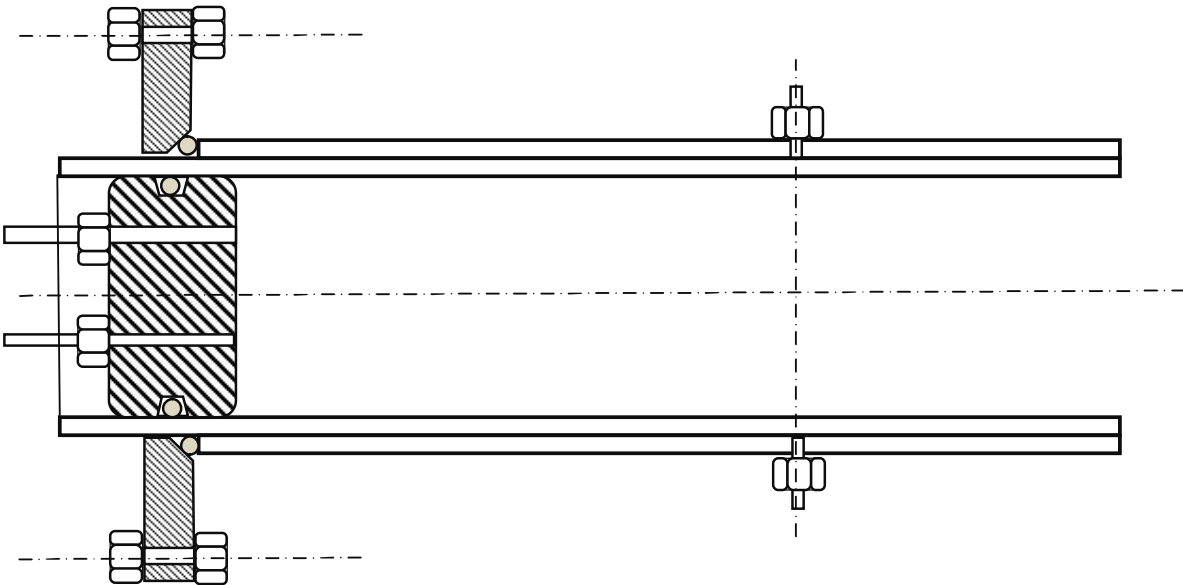


Figure6

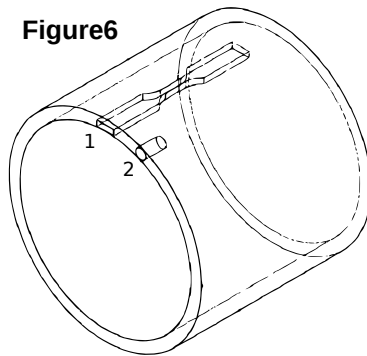


Figure7

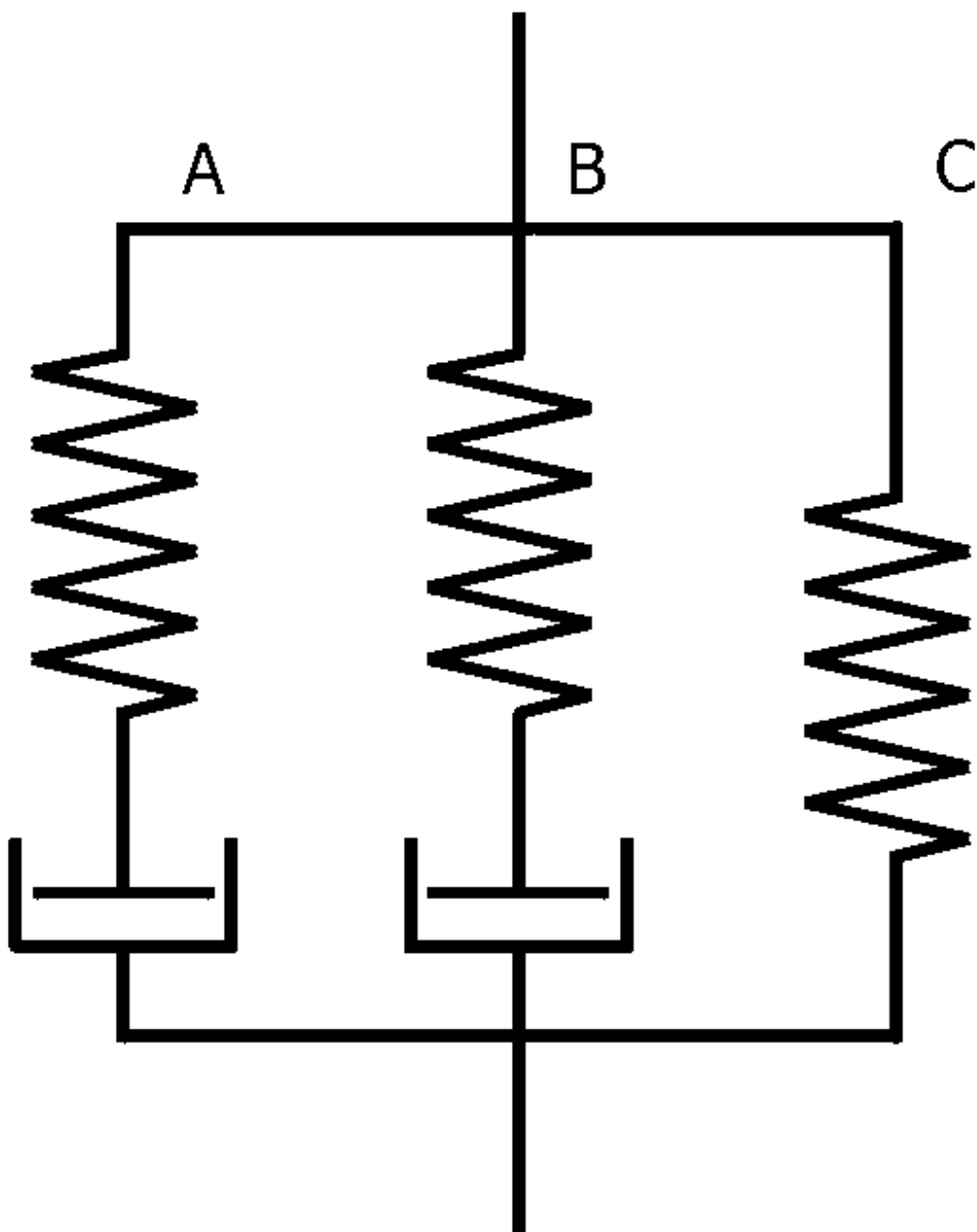


Figure8

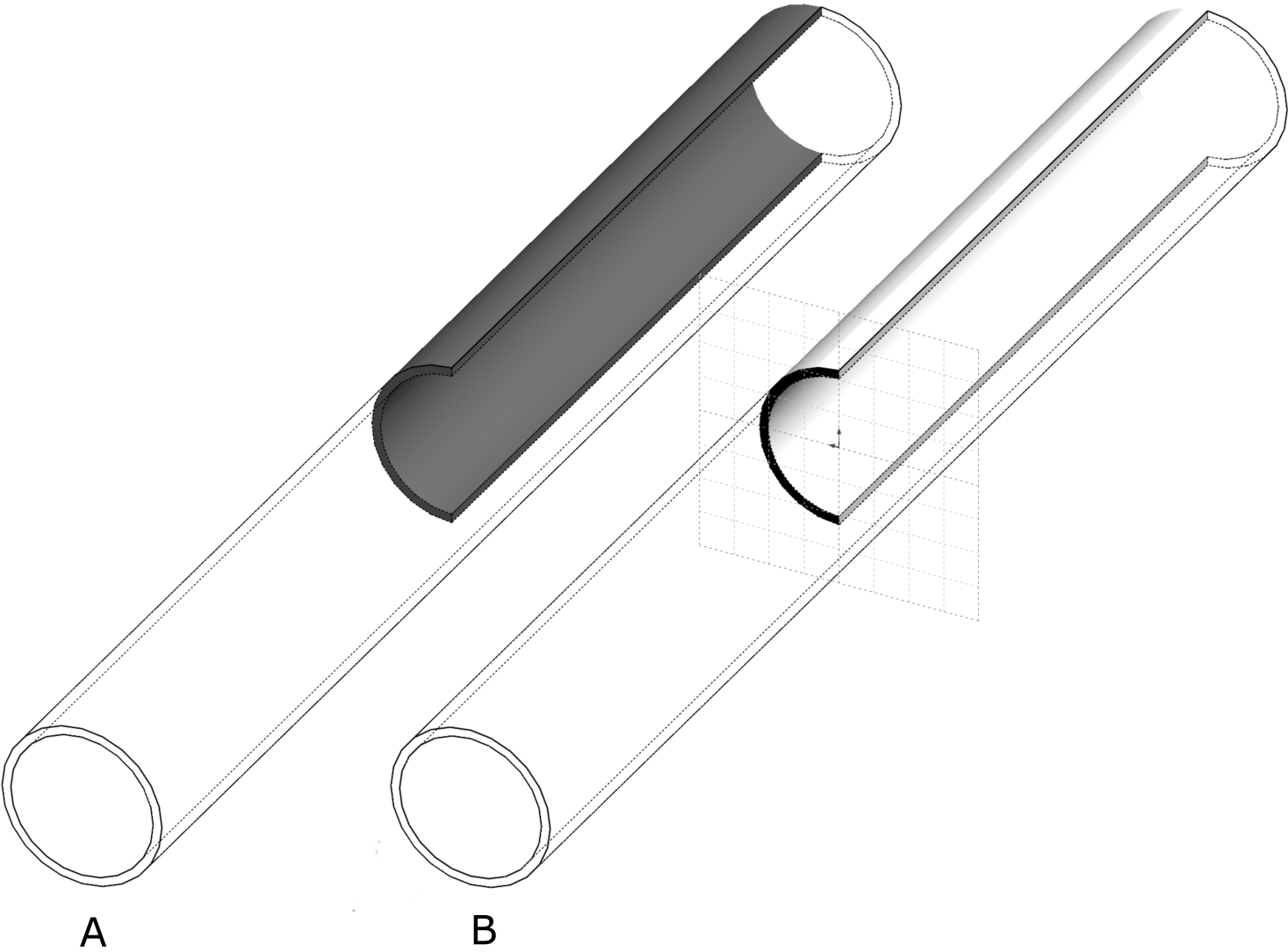


Figure9a

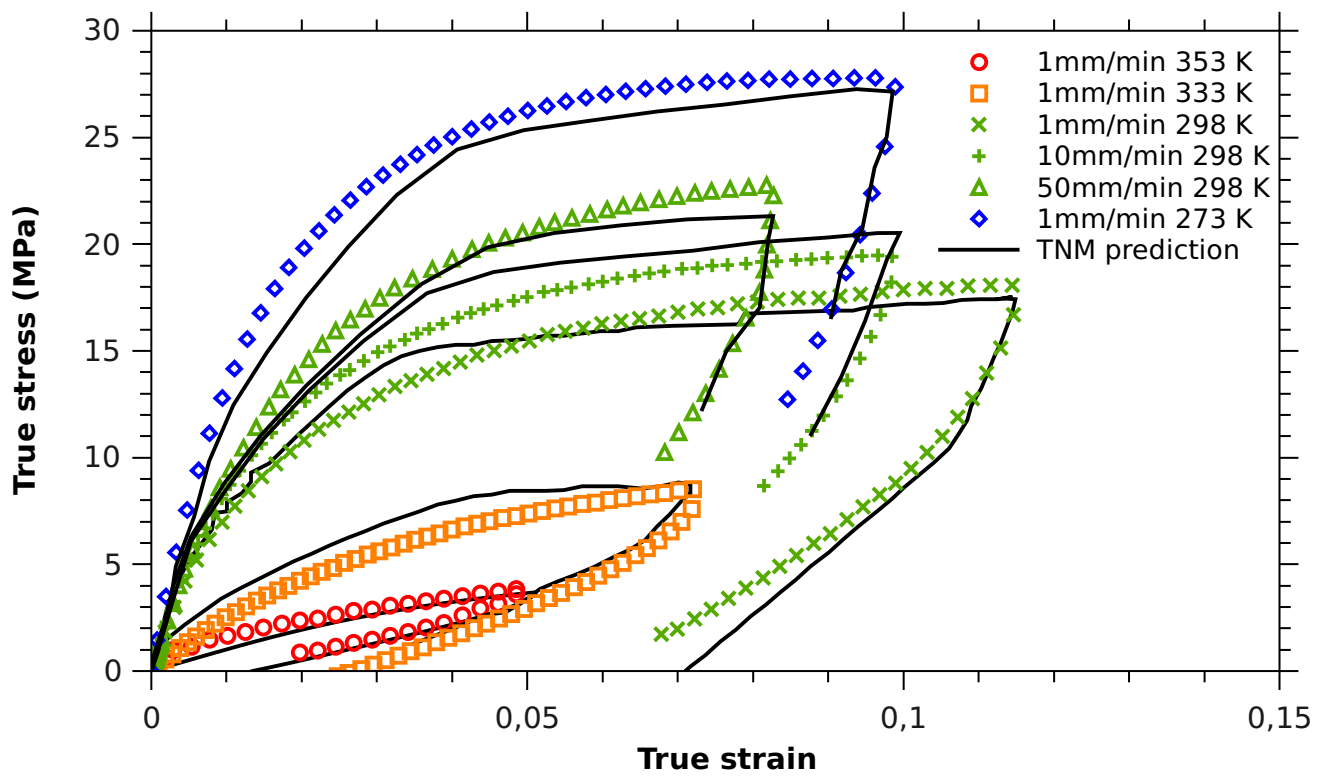


Figure9b

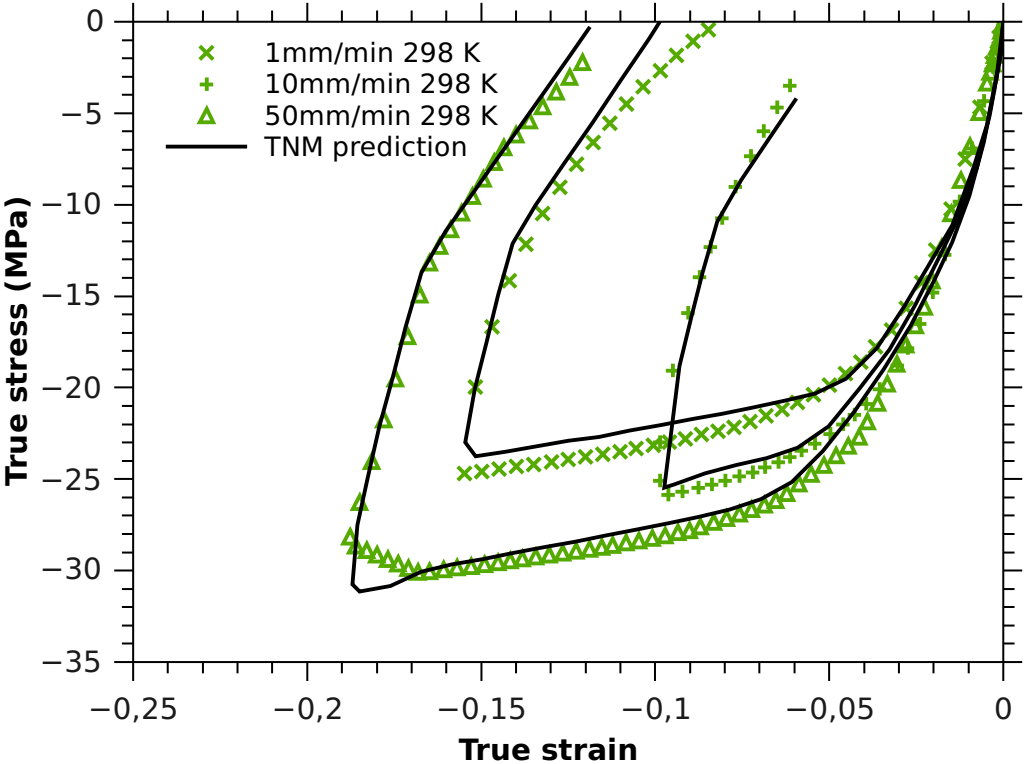


Figure10a
[Click here to download high resolution image](#)



Figure10b
[Click here to download high resolution image](#)



Figure11

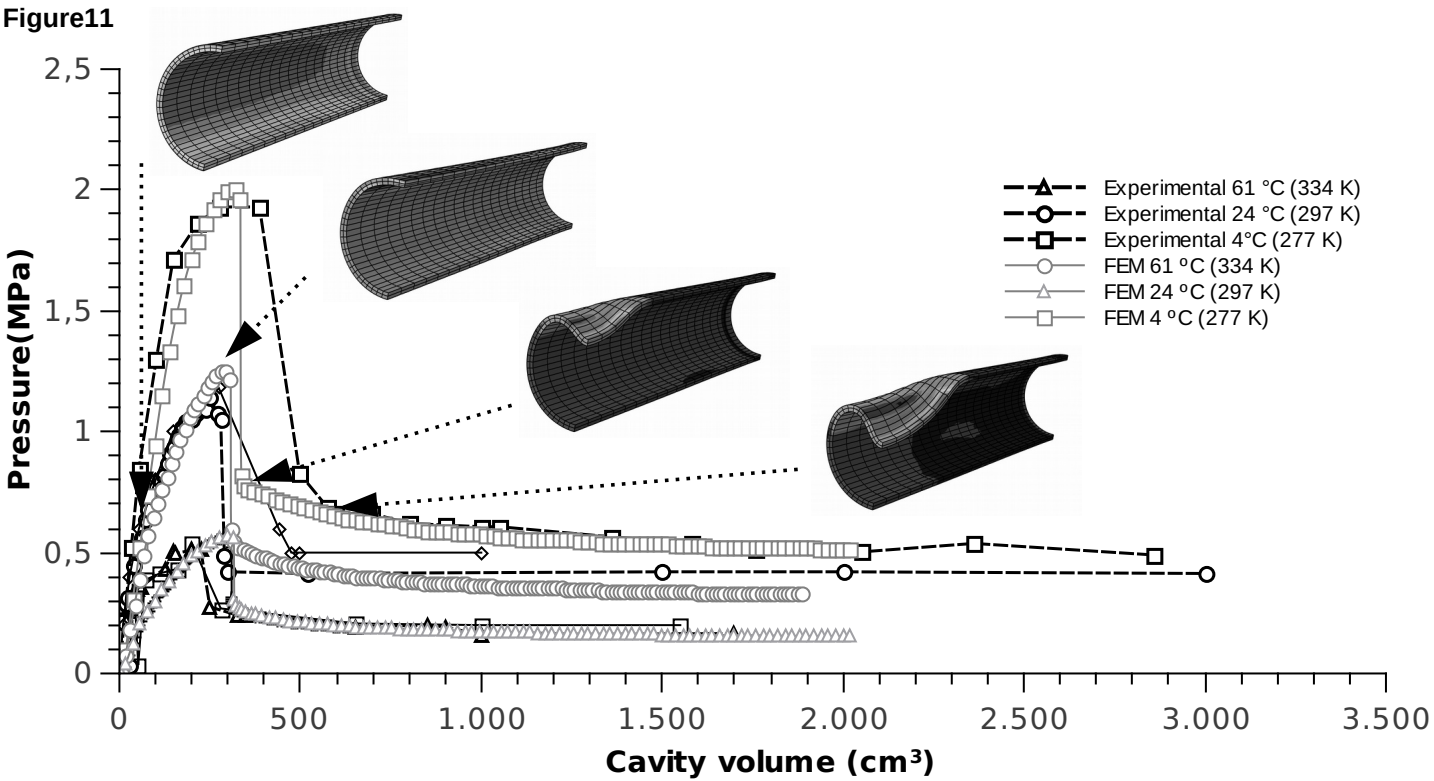


Figure12
[Click here to download high resolution image](#)

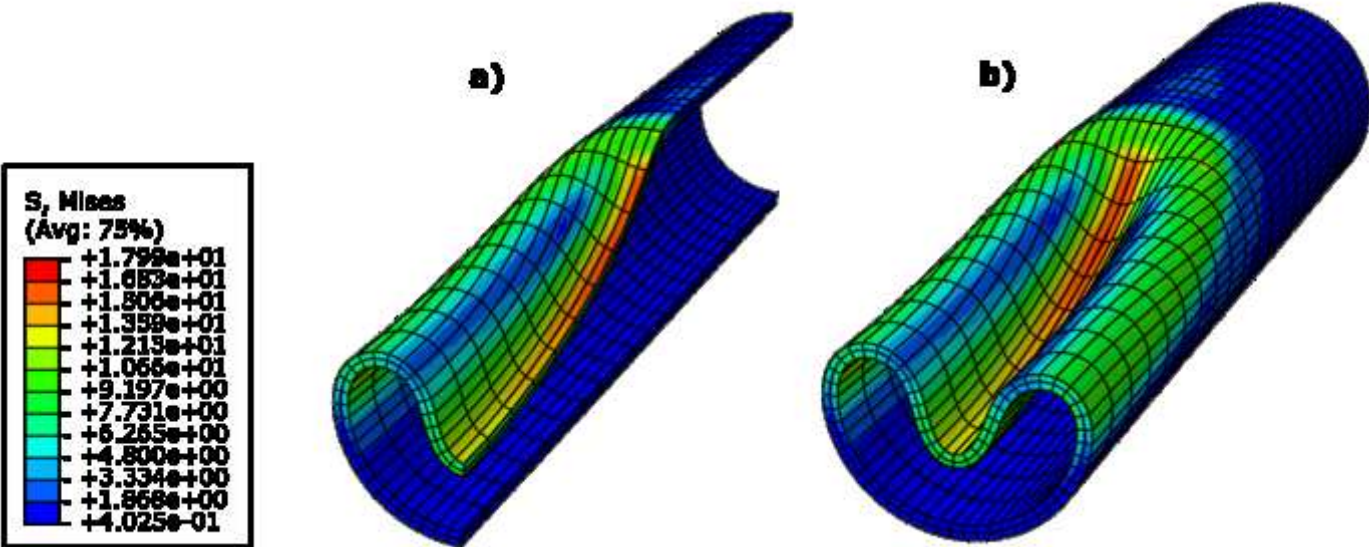


Figure13a

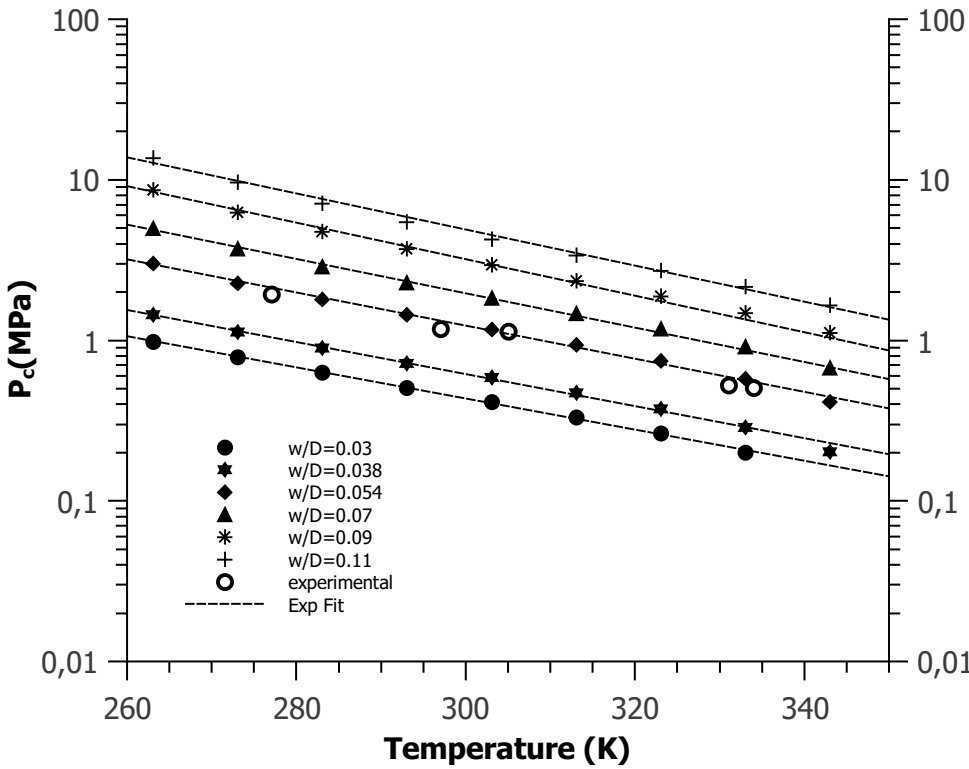


Figure13b

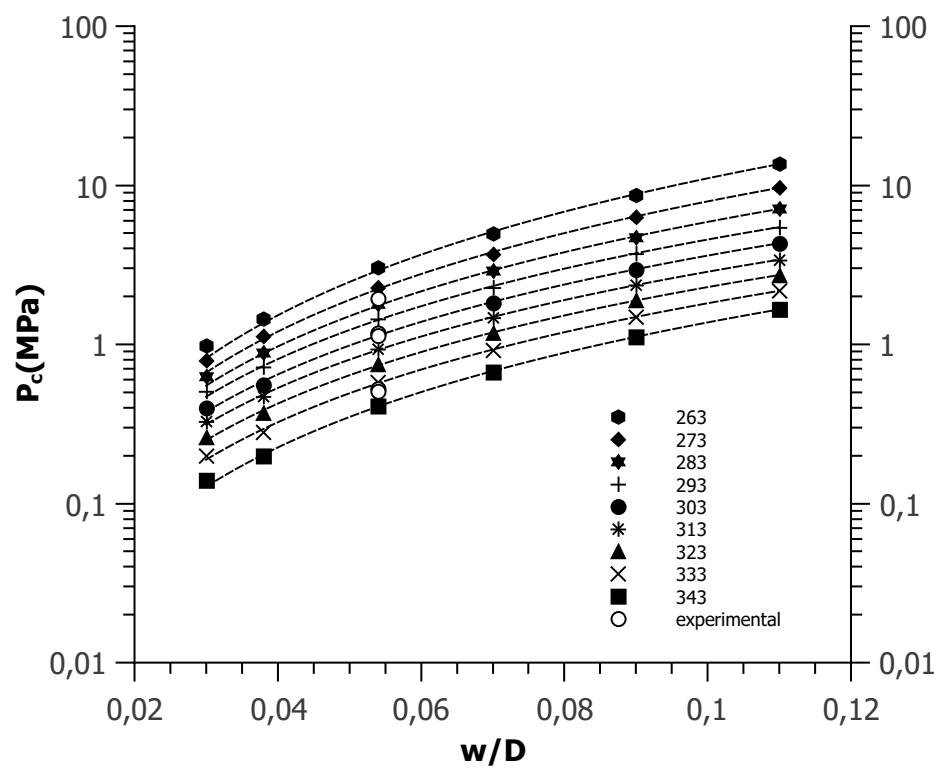


Figure14

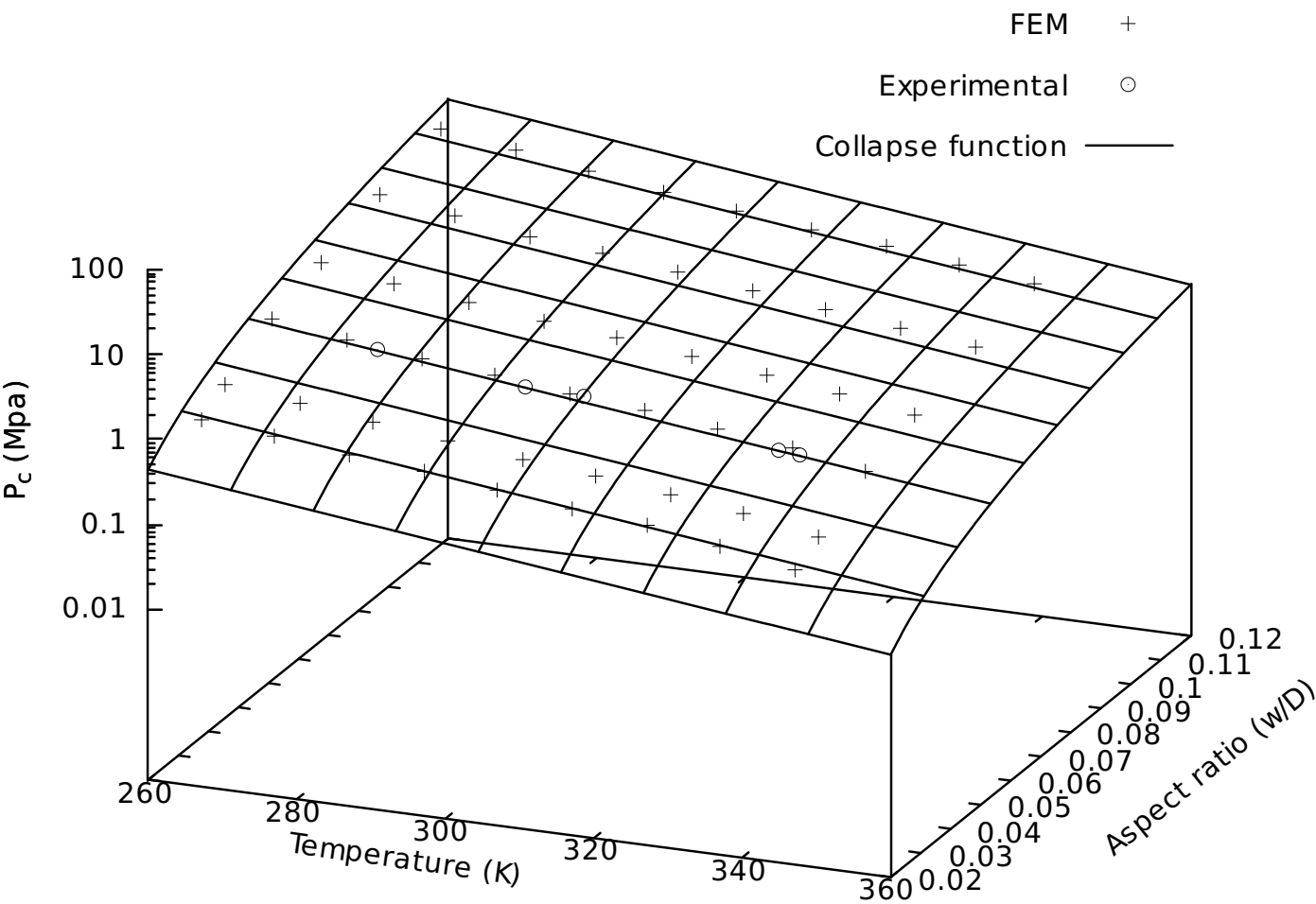


Figure15

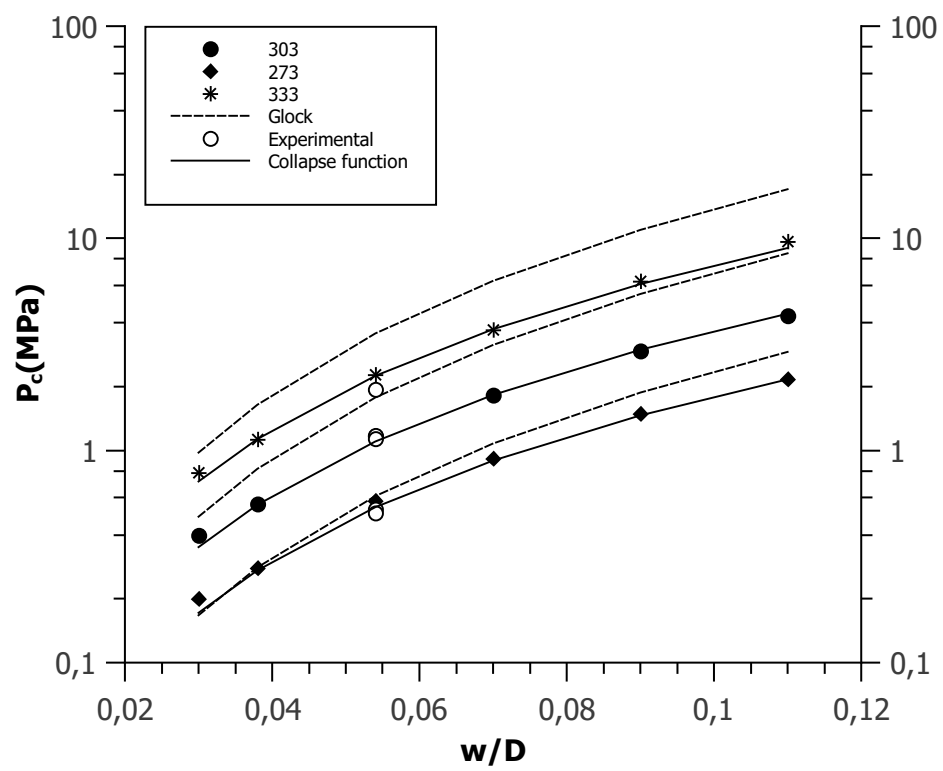


Table1

Liner	Temperature °C (K)	Test duration (minutes)
1	24(297)	15
2	61(334)	10
3	58(331)	10
4	32(305)	15
5	4(277)	15

Table2

Cross head speed	273 K°		298 K°		333 K°		353 °K	
	T	C	T	C	T	C	T	C
	1 mm/min							
10 mm/min								
50 mm/min								

Table3

Symbol	Name	Value
μ_A	Shear modulus of network A	212.16 MPa
λ_L	Chain locking stretch	2.12
$\hat{\theta}$	Temperature response of stiffness	-92.72 K
κ	Bulk modulus	2000 MPa
$\hat{\tau}_A$	Flow resistance of network A	5.78 MPa
a	Pressure dependence of flow	0.45
m_a	Stress exponential of network A	13.1
m_b	Stress exponential of network B	22.37
n	Viscosity parameter	117.18
$\hat{\tau}_B$	Flow resistance of network B	21.43 MPa
μ_{Bi}	Initial shear modulus of network B	255.8 MPa
μ_{Bf}	Final shear modulus of network B	120.3 MPa
μ_C	Shear modulus of network C	10.79
q	Relative contribution of I_2 of network C	0

Table4

Temperature (K)	P _c (MPa)		
	Experimental	FEM 2D	FEM 3D
277	1.94	2.1	2
297	1.14	1.17	1.22
334	0.53	0.58	0.55

BIBLIOGRAFÍA

- [1] S. Tymkowicz. Pipe rehabilitation with polyethylene pipe liners. Technical report, Iowa Department of Transportation, 1995.
- [2] Frank Gerard, Patrick Dang, y James F. Mason. Design ananlysis of polyamide-11 liners: operating higher than the critical buckling pressure. *Corrosion*, (04712), 2004.
- [3] J. S. Bergstrom y J. E. Bischoff. An advanced thermomechanical constitutive model for UHMWPE. *The International Journal of Structural Changes in Solids*, 2 (1):31–39, 2010.
- [4] Julio Cortázar. *Rayuela*, página 174. Fundacion Biblioteca Ayacuch, 2da edición, 1963.
- [5] *Oil and gas pipelines. Integrity and safety handbook.*, páginas 447–455. Wiley, 2015.
- [6] E. Pinel, J. Mason, y G. O'Brien. Experimental investigation of buckling in highly aged polyamide-11 liners. *Corrosion*, (04713), 2004.
- [7] S. Jacobsen. Buckling of circular rings and cylindrical tubes under external pressure. *Water Power*, 26(400-7), 1974.
- [8] K.M. El-Sawy. Inelastic stability of tightly fitted cylindrical liners subjected to external uniform pressure. *International Journal of Thin-Walled Structures*, páginas 731–744, 2001.

- [9] Jr. W. D. Callister. *Introducción a la ciencia e ingeniería de los materiales*. Department of Materials Science and Engineering, The University of Utah, 3ra edición, 2007.
- [10] A. Blaise, S. André, P. Delobelle, Y. Meshaka, y C. Cunat. Identification of the true elastic modulus of high density polyethylene from tensile tests using an appropriate reduced model of the elastoviscoplastic behavior. *arXiv preprint arXiv:1206.4268.*, 2012.
- [11] R. N. Haward y G. Thackray. The use of a mathematical model to describe isothermal stress-strain curves in glassy thermoplastics. *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 1968.
- [12] *Handbook of Polyethylene Pipe*, páginas 409–418. The Plastics Pipe Institute, 2da edición.
- [13] G. Wróbel, A. Pusz, M. Szymiczek, y K. Michalik. Swagelining as a method of trenchless pipelines rehabilitation. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 2009.
- [14] B. Flaconneche, J. Martin, y M. H. Klopffer. Permeability, diffusion and solubility of gases in polyethylene, polyamide 11 and poly (vinylidene fluoride). *Oil Gas Science and Technology*, 56(3):261–278, 2001.
- [15] Iowa Department of Transportation. Pipe rehabilitation with polyethylene pipe liners, hr-370, construction report, 1995.
- [16] L. Maine L. y K. Hicks. Plastic lined pipelines for corrosion control. In *Plastic Pipes 1X, Proceedings of Conference organised by The Institute of materials*, Edinburgh, 1995.

- [17] S.R. Frost, L. Maine, y J. Cambers. New solutions to liner collapse in hydrocarbon flowlines. In *Oilfield Engineering with Polymers II, Proceedings of Conference*, Londres, 1998.
- [18] *Handbook of Polyethylene Pipe*, páginas 85–90. The Plastics Pipe Institute, 2da edición, 2009.
- [19] R. Bakeer, M. Barber, S. Pechon, J. Taylor, y S. Chunduru. Buckling of HDPE liners under external uniform pressure. *J. Mater. Civ. Eng.*, 11:353–361, 1999.
- [20] S. Brogden, L. Lu, A. Dowe, N. Messina, y J. Robinson. The use of engineering polymers for internal corrosion protection of hydrocarbon pipelines. In *Proceedings of MERL Oilfield Engineering with Polymers*, Londres, 2012.
- [21] Hamilton C. J. y Savidis J.C. Characterisation of thermoplastic liners for steel pipes. In *Proceedings of Conference organised by the Society for Underwater Technology*, Aberdeen, 1996.
- [22] Goerz Kevin, Simon Luc, Little Jim, Fear Egner Harley, y Hawn Dorwin. A review of methods for confirming integrity of thermoplastic liners-field experiences. *Corrosion*, 2004.
- [23] J.C. Boot, A.A. Javadi, y I.L. Toropova. Elastic buckling of cylindrical pipe linings with small imperfections subject to internal pressure. *Trenchless Technology Research*, 12:3–15, 1998.
- [24] Oil Gas Pipeline Systems standard. Canadian standards association csa z662-03.
- [25] Bakeer R.M. y Barber M.E. Tech. rep. submitted to the louisiana education on quality support fund. 1997.

- [26] J.C. Boot y M.M. Naqvi. The structural characterisation of corrosion-resistant linings for hydrocarbon pipelines. *Corrosion*, (00777), 2000.
- [27] D Glock. Behavior of liners for rigid pipeline under external water pressure and thermal expansion. *Der Stahlbau*, 7:212–217, 1977.
- [28] K.M. El-Sawy y I.D. Moore. Stability of loosely fitted liners used to rehabilitate rigid pipes. *ASCE, J Struct Engng*, 124(1):1350–8, 1998.
- [29] K. H. Lo y J. Q. Zhang. Collapse resistance modeling of encased pipes. *ASTM SPECIAL TECHNICAL PUBLICATION*, 1222(97), 1994.
- [30] J.C. Boot, A.A. Javadi, y I.L. Toropova. The structural performance of polymeric linings for nominally cylindrical gravity pipes. *Thin-Walled Structures*, 42: 1139–1160, 2004.
- [31] J.C. Boot y A. J. Welch. Creep buckling of thin-walled polymeric pipe linings subject to external groundwater pressure. *Thin-Walled Structures*, 3(24):191–210, 1996.
- [32] M. Zhu y D. E. Hall. Creep induced contact and stress evolution in thin-walled pipe liners. *Thin-walled structures*, 39(11):939–959, 2001.
- [33] John. J. Baron K.E: Szklarz. Learnings from thermoplastic liner failures in sour gas pipeline service and replacemnte liner desing and installation. *Corrosion*, 2004.
- [34] Vincenzo S., Mauyed S. M., y Abdullah K. A. Thermoplastic liners for rehabilitation of oil flowline and water injection lines, integrity and service life. In *MENDT 2009*, 2009.

- [35] J. S. Bergström y J.E. Bischoff. An advanced thermo-mechanical constitutive model for uhmwpe. *International Journal of Structural Changes in Solids*, páginas 31–39, 2010.
- [36] M. Lévy. Memoire sur un nouveau cas integrable du probleme de l’elastique et l’une des ses applications. *Journal de Mathematiques Pures et Appliquees*, 5:42, 1884.
- [37] F. Rueda, J. P. Torres, M. Machado, P. M. Frontini, y J. L. Otegui. External pressure induced buckling collapse of high density polyethylene (HDPE) liners: FEM modeling and predictions. *Thin-Walled Structures*, 96:56–63, 2015.
- [38] S.R. Frost, A.M. Korsunsky, Y-S Wu, y A.G. Gibson. 3d modelling of liner collapse. *Corrosion*, (00779), 2000.
- [39] S. Kyriakides y L. H. Lee. Buckle propagation in confined steel tubes. *International Journal of Mechanical Sciences*, 47:603–620, 2005.
- [40] Jaganathan A., Allouche E., y Baumert M. Experimental and numerical evaluation of the impact of folds on the pressure rating of cipp liners. *Tunnelling and underground space technology*, 22, 2007.
- [41] Boot J. C., Toropova I. L., y Javadi A. A. Predicting the creep lives of thin-walled cylindrical polymeric pipe linings subject to external pressure. *International journal of solids and structures.*, 40(26):7299–7314, 2003.
- [42] El-Sawy K. M. y Elshafei A. L. Neural network for the estimation of the inelastic buckling pressure of loosely fitted liners used for rigid pipe rehabilitation. *Thin-walled structures.*, 41(8):785–800, 2003.

- [43] Ramm E. The riks/wempner approach.an extension of the displacement control method in nonlinear analysis. *Non-Linear Computational Mechanics*, página 63, 1882.
- [44] *Abaqus Analysis Users Manual*. Dassault Systèmes, 2010. Section 26.8.1.
- [45] Dan Lebsack. Extending liner installation lenghts. *Corrosion*, 2004.
- [46] *Handbook of Polyethylene Pipe*, página 34. The Plastics Pipe Institute, 2da edición, 2009.
- [47] E. Riks. The application of newton's method to the problem of elastic stability. *Journal of Applied Mechanics*, 39(4):1060–1065, 1972.
- [48] *Abaqus Analysis Users Manual*. Dassault Systèmes, 2010. Section 6.2.4.
- [49] S. Kalpakjian y S.R. Schmid. *Manufactura, ingeniería y tecnología*. Pearson, 1ra edición, 2008.
- [50] SR. J. Young y P. A. Lovell. *Introduction to polymers*. Springer science, 2da edición, 1991.
- [51] M. C. Boyce, D. Parks, y A. Argon. Large inelastic deformation of glassy polymers. part 1: Rate dependent constitutive model. *Mechanics of Materials*, 7: 15–33, 1988.
- [52] M. Arruda y M. C. Boyce. A three-dimensional constitutive model for the large stretch behavior of rubber elastic materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 41(2):389–412, 1993.
- [53] M. Arruda, M. C. Boyce, y R. Jayachandran. Effects of strain rate, temperature and thermomechanical coupling on the finite strain deformation of glassy polymers. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 41, 1995.

- [54] J. S. Bergström y M.C. Boyce. Constitutive modeling of the large strain time-dependent behavior of elastomers. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(5):931–954, 1998.
- [55] J.S. Bergström, C.M. Rimnac, y S.M. Kurtz. Constitutive modeling of the large strain time-dependent behavior of elastomers. *Polymer*, 46, 1998.
- [56] C.P. Buckley y D.C. Jones. Glass-rubber constitutive model for amorphous polymers near the glass transition. *Polymer*, 36(17):3301–3312, 1995.
- [57] P.J. Dooling, C.P. Buckley, y S. Hinduja. The onset of nonlinear viscoelasticity in multiaxial creep of glassy polymers: a constitutive model and its application to pmma. *Polymer engineering and science*, 38(6):892, 1998.
- [58] C. Gerlach, C.P. Buckley, y D.P. Jones. Development of an integrated approach to modelling of polymer film orientation processes. *Chemical Engineering Research and Design*, 76, 1998.
- [59] T.A. Tervoort, E.T.J. Klompen, y L.E. Govaert. A multi-mode approach to finite, three-dimensional, nonlinear viscoelastic behavior of polymer glasses. *Journal of Rheology*, 40, 1996.
- [60] L.E. Govaert, P.H.M. Timmermans, y W.A.M. Brekelmans. The influence of intrinsic strain softening on strain localization in polycarbonate: modeling and experimental validation. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 122, 2000.
- [61] E.T.J. Klompen y col. Modeling of the postyield response of glassy polymers: influence of thermomechanical history. *Macromolecules*, 38, 2005.

- [62] Georges y col. Ayoub. Modelling large deformation behaviour under loading–unloading of semicrystalline polymers: application to a high density polyethylene. *International Journal of Plasticity*, 26, 2010.
- [63] J. S. Bergström, C. M. Rimnac, y S. M. Kurtz. An augmented hybrid constitutive model for simulation of unloading and cyclic loading behavior of conventional and highly crosslinked uhmwpe. *Biomaterials*, 25(11):2171–2178, 2004.
- [64] *A Library of Advanced User Materials v. 2.4.2, User's Manual*. ©Veryst Engineering LLC, 2013.
- [65] Bergstrom J. *Introduction to MCalibration, Software Tutorial*. Veryst Engineering LLC, 2013.
- [66] J. A. Nelder y R. Mead. A simplex method for function minimization. *the computer journal*, 7(4):308–313, 1965.
- [67] Standard test method for tensile properties of plastics. ASTM D638-03, 2003.
- [68] Standard test method for compressive properties of rigid plastics. ASTM D695-02A, 2003.
- [69] *Abaqus Analysis Users Manual*. Dassault Systèmes, 2010. Section 11.5.1.
- [70] Guice L.K., Straughan W.T., Norris C.R., R. D. Bennett, y Iseley D.T. Ttc report on long-term structural behavior of pipeline rehabilitation systems-closure. *No-Dig Engineering*, 3(4), 1996.
- [71] Technical note 814-tn engineering considerations for temperature change. performance pipe. Technical report, A division of Chevron Phillips Chemical Company LP, 2007.

- [72] Final supplemental environmental impact statement for the keystone xl project executive summary. Technical report, United States Department of State Bureau of Oceans and International Environmental and Scientific Affairs, 2014.
- [73] J. F. Mason y Alkire J. D. Effect of rapid decompression conditions on liner materials. *Corrosion*, (00782), 2000.
- [74] F. Rueda, J.P. Torres, y P.M. Frontini. Constitutive modeling and computational simulations of the external pressure induced buckling collapse of high density polyethylene (HDPE) liners. *13th International Conference on Fracture, Beijing, China*, June 2013.
- [75] T. de V. Naylor. Permeation properties. *Comprehensive polymer science*, 2:643–668, 1989.
- [76] F. Mao, J. A. Gaunt, y S. K. Ong. Permeation of petroleum-based aromatic compounds through polyethylene pipes under simulated field conditions. *Permeation of hydrocarbons through polyvinyl chloride (PVC) and polyethylene (PE) pipes and pipe gaskets.*, 1001:138, 2008.
- [77] Comunicación personal de carácter confidencial. Technical report.