

5º CONGRESSO BRASILEIRO DE PESQUISA E DESENVOLVIMENTO EM PETRÓLEO E GÁS



TÍTULO DO TRABALHO:

FLAMBAGEM VERTICAL DE DUTOS SUBMETIDOS À AUMENTO DE TEMPERATURA

AUTORES:

Antônio Eduardo Brandão Grangeiro, Evandro Parente Júnior

INSTITUIÇÃO:

Universidade Federal do Ceará (UFC) – Departamento de Engenharia Estrutural e Construção Civil (DEECC)

Este Trabalho foi preparado para apresentação no 5º Congresso Brasileiro de Pesquisa e Desenvolvimento em Petróleo e Gás- 5º PDPETRO, realizado pela Associação Brasileira de P&D em Petróleo e Gás-ABPG, no período de 15 a 22 de outubro de 2009, em Fortaleza-CE. Esse Trabalho foi selecionado pelo Comitê Científico do evento para apresentação, seguindo as informações contidas no documento submetido pelo(s) autor(es). O conteúdo do Trabalho, como apresentado, não foi revisado pela ABPG. Os organizadores não irão traduzir ou corrigir os textos recebidos. O material conforme, apresentado, não necessariamente reflete as opiniões da Associação Brasileira de P&D em Petróleo e Gás. O(s) autor(es) tem conhecimento e aprovação de que este Trabalho seja publicado nos Anais do 5ºPDPETRO.

FLAMBAGEM VERTICAL DE DUTOS SUBMETIDOS À AUMENTO DE TEMPERATURA

Abstract

Pipelines subjected to high temperature and internal pressure develop significant compressive forces due to the restraint to axial deformation provided by the soil. These compressive forces can reach a critical value inducing lateral (snaking) buckling or vertical (upheaval) buckling and compromising the structural integrity of the pipeline. Therefore, the study of pipeline buckling has great practical importance. This work presents an analytical and a finite element model to study the upheaval buckling. Nonlinear beam elements are used in the numerical analysis allowing the consideration of large displacement and rotations. Since buried pipelines subjected to thermal loads present a symmetric unstable buckling, an appropriate path-following algorithm is used to trace the complete equilibrium path of the model, where the safe temperature increase corresponds to the minimum point of the equilibrium path. Perfect and imperfect pipes are considered and the effect of geometrical imperfections is studied.

Introdução

Durante a vida útil dos dutos, é comum o transporte de fluidos pressurizados em altas temperaturas. Tais condições causam a expansão do duto que tende a ser combatida pelo solo em contato com o duto, levando a criação de forças axiais de compressão. Caso estas forças compressivas atinjam valores críticos, o duto poderá sofrer colapso devido à flambagem, seja no plano horizontal (Flambagem Lateral) ou no plano vertical (Flambagem Vertical). Existem diversos fatores que influenciam e determinam o tipo e a forma como a flambagem ocorrerá. Em janeiro de 2000, um caso de ruptura de um duto por flambagem na Baía de Guanabara (Costa et al, 2003) causou o vazamento de óleo que gerou grandes danos ao meio ambiente, demonstrando a importância deste estudo.

A flambagem de dutos possui similaridades com a flambagem de colunas, ambas causadas pela existência de forças compressivas, no entanto no caso das colunas o comprimento efetivo de flambagem é conhecido a priori uma vez que os tipos e a localização dos apoios são determinados previamente, enquanto que em dutos o comprimento de flambagem é determinado somente no final da solução (Benjamin e Andrade, 2001). Isto ocorre já que ambos os deslocamentos, axial e transversal, são impedidos pelo solo impedindo a flambagem global e tornando a flambagem de dutos um fenômeno local.

Neste artigo são apresentados um procedimento analítico e um procedimento numérico para a investigação da flambagem vertical. O procedimento analítico é baseado no trabalho de Hobbs (1984) em que o duto é considerado como uma viga em base rígida e que apesar das simplificações inerentes ao procedimento, permite uma avaliação dos principais parâmetros que influenciam o problema, tais como o diâmetro e a espessura do duto. Em seguida, é apresentado um modelo baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF) a fim de considerar de modo mais realista o comportamento dos dutos. O procedimento é baseado na análise não-linear de um duto imperfeito, imperfeição esta causada pela presença de um obstáculo (*prop imperfection*) que pode representar uma pedra ou um duto atravessando no sentido transversal.

Ambos os procedimentos visam à determinação da máxima temperatura em que o duto poderá operar sem a ocorrência da flambagem vertical. Os resultados obtidos pelo modelo analítico e pelo modelo

numérico serão comparados de forma a validar ambos os modelos. O modelo numérico será então utilizado para avaliar o efeito das imperfeições geométricas do duto sobre a temperatura segura.

Metodologia

Modelo Analítico para o Estudo da Flambagem Vertical

Hobbs (1984) apresentou um modelo simples para o estudo da flambagem vertical em que o duto é modelado como uma viga longa sobre uma base rígida cujos deslocamentos na direção axial são restringidos pela força de atrito do solo. Esta abordagem é adotada em outros trabalhos (Ju e Kyriakides, 1987; Taylor e Tran, 1993).

Neste modelo, o duto é considerado como inicialmente retilíneo, estando sujeito a uma carga vertical uniformemente distribuída (Peso Próprio + Cobertura do Solo – Empuxo) e a uma força axial compressiva devido à expansão térmica do duto restringida pelo solo. Após a flambagem vertical do duto, o mesmo assume a configuração apresentada na Figura 1, em que W representa a força vertical, μ é o coeficiente de atrito, L_s é o comprimento em que a força de atrito atua, H é a amplitude de flambagem e L é o comprimento de flambagem, que pode ser definido como a distância entre os dois pontos onde o duto toca o solo (touchdown points ou *TDP*'s). Verifica-se que o modo de flambagem é simétrico em relação à origem.

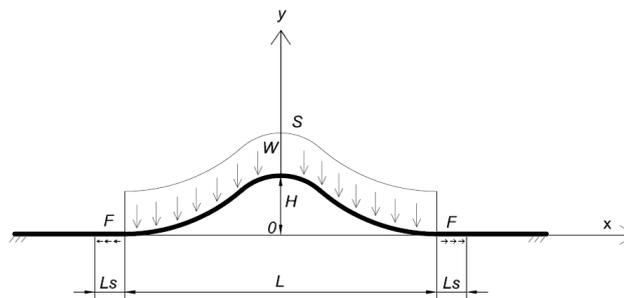


Figura 1 – Modelo de base rígida para flambagem vertical.

Como o modelo considera o duto como uma viga, a forma da região flambada pode ser definida a partir da clássica equação de viga-coluna (Chajes, 1974), em que P representa a força de compressão (incógnita) que atua na região flambada.

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + P \frac{d^2 y}{dx^2} + W = 0 \quad (1)$$

onde E representa o módulo de elasticidade e I é o momento de inércia da seção do duto. Aplicando as condições de contorno ($y(0) = H$, $y(\pm L/2) = 0$, $y'(\pm L/2) = 0$, $y''(\pm L/2) = 0$) do modelo apresentado na Figura 1, pode-se mostrar (Grangeiro et al, 2008) que o duto após a flambagem assume a forma:

$$y = \frac{WEI}{P^2} \left(1 + \frac{\lambda^2 L^2}{8} - \frac{\lambda^2 x^2}{2} - \frac{\cos(\lambda x)}{\cos(\lambda L/2)} \right) \quad (2)$$

em que $\lambda^2 = P/EI$. Os *TDP*'s mostrados na Figura 1 representam os pontos onde a viga se torna retilínea novamente, indicando que o momento fletor é igual a zero naquele ponto ($y'' = 0$). Aplicando esta condição de contorno na Equação (2), obtém-se:

$$\tan\left(\frac{\lambda L}{2}\right) = \frac{\lambda L}{2} \Rightarrow \lambda L = 8.9868 \Rightarrow P = 80.76 \frac{EI}{L^2} \quad (3)$$

Para uma melhor compreensão do fenômeno da flambagem é importante comparar a força axial P que atua na região flambada e a força axial N que ocorre fora da região flambada. Em dutos longos, a variação ocorre devido ao atrito entre o solo e o duto. Assumindo μ como o coeficiente de atrito, a máxima força de atrito por unidade de comprimento atuando no duto, é dada por

$$F = \mu W \quad (4)$$

Considerando novamente o modelo apresentado na Figura 1, a força de atrito apenas na região de comprimento igual a L_s localizada após o TDP. Através do equilíbrio da direção axial, tem-se que

$$P = N - \mu W L_s - \frac{\mu W L}{2} \Rightarrow P = N - F L_s - \frac{F L}{2} \text{ ou } L_s = \frac{N - P}{F} - \frac{L}{2} \quad (5)$$

Diferentes hipóteses podem ser utilizadas para tratar a reação do solo na região próxima aos TDPs, de forma a criar modelos mais realistas. Na Figura 2, são apresentados dois modelos de interação solo-duto na direção axial. O Modelo A inclui a variação da força axial devido à força de atrito ao longo da região L_s e também considera o atrito associado às reações concentradas $WL/2$ nos TDPs. Enquanto o Modelo B desconsidera os efeitos destas reações concentradas, obtendo uma variação contínua da força axial.

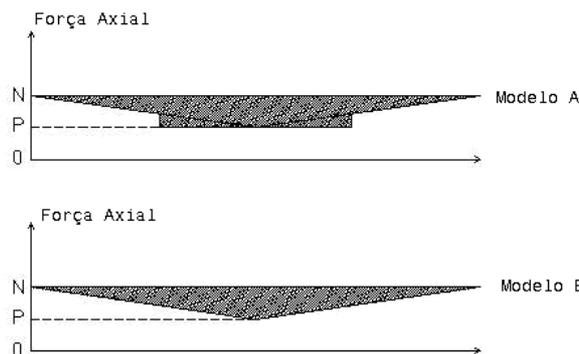


Figura 2 – Variação da força axial ao longo do duto.

A expansão do duto após a flambagem pode ser avaliada a partir da diferença entre o comprimento curvo (S) do duto depois da flambagem e a distância (L) entre os TDPs, ambos representados na Figura 1. Considerando rotações moderadas, a expansão pode ser calculada como

$$S - L = \int_{-L/2}^{L/2} \frac{1}{2} (y')^2 dx = 75.60 \frac{W^2 (EI)^{1.5}}{P^{3.5}} \quad (6)$$

Esta diferença é conhecida como encurtamento geométrico (Malty e Calladine, 1995). Por outro lado, a expansão do duto é resultante da deformação devido à variação das forças axiais antes da flambagem (N) e após a flambagem (P):

$$\delta = \int_{-L/2-L_s}^{L/2+L_s} \epsilon dx = \frac{1}{EA} \int_{-L/2-L_s}^{L/2+L_s} (N - P) dx \quad (7)$$

Onde A é área da seção transversal do duto. Vale destacar também que a integral acima representa as áreas hachuradas destacadas na Figura 2. Logo para o Modelo A:

$$\delta = \frac{1}{FEA} \left[(N - P)^2 + \frac{F^2 L^2}{4} \right] \quad (8)$$

Finalmente utilizando a condição de compatibilidade ($\delta = S - L$) e as Equações (3) e (5), a força axial pode ser escrita da seguinte forma:

$$N = 80.76 \frac{EI}{L^2} + \sqrt{15.97 \times 10^{-6} \frac{W^2 FEA L^7}{(EI)^2} - \frac{(FL)^2}{4}} \quad (9)$$

Através da Equação (9) torna-se claro que a força axial N necessária para manter a configuração flambada do duto depende do comprimento L . O gráfico obtido desta função possui um mínimo que corresponde à menor força axial N necessária para a existência da flambagem.

Portanto, o comprimento de flambagem (L) pode ser encontrado a partir da minimização da Equação (9). No entanto, a expressão resultante é bastante complexa e de difícil utilização. Então para a maioria dos casos o Modelo B é utilizado para representar o atrito entre o solo e o duto, levando a equação:

$$N = 80.76 \frac{EI}{L^2} + \frac{WL^{3.5}}{EI} \sqrt{15.97 \times 10^{-6} FEA} \quad (10)$$

É importante destacar que para a maioria dos casos $N/FL \gg 1$ e a diferença entre as Equações (9) e (10) é desprezível. Logo através da minimização da Equação (10), teremos o comprimento de flambagem:

$$L = \sqrt[4]{13.31 \times 10^7 \frac{(EI)^4}{W^2 FEA}} \quad (11)$$

Finalmente, a força axial (N) devido à variação de temperatura (ΔT) é obtida considerando que o duto que a deformação térmica antes da flambagem é impedida pelo solo. Assim:

$$N = EA \alpha \Delta T \Rightarrow \Delta T_{safe} = \frac{N_{min}}{EA \alpha} \quad (12)$$

A expressão temperatura segura (ΔT_{safe}) é utilizada porque para temperaturas inferiores a esta a força compressiva gerada no duto é insuficiente para levá-lo à instabilidade permitindo que o duto seja operado de maneira segura em relação à flambagem térmica.

Modelo Numérico pelo Método dos Elementos Finitos

O modelo analítico discutido anteriormente é interessante devido a sua simplicidade, podendo ser utilizado para avaliação preliminar da estabilidade de um duto e para a análise qualitativa da influência dos vários parâmetros envolvidos (A , I , E , α , W , F) sobre a temperatura segura de operação (ΔT_{safe}). Contudo, para uma verificação mais detalhada é necessário considerar outros fatores como a curva de reação do solo nas direções axial e vertical, o efeito da profundidade de enterramento e da geometria inicial do duto, o efeito dos grandes deslocamentos e rotações do duto e o nível de tensões desenvolvidas ao longo da deflexão.

A incorporação destes aspectos requer o uso de um método numérico, como Método dos Elementos Finitos (MEF). Neste trabalho foi desenvolvido um modelo de elementos finitos para estudo da flambagem vertical de dutos utilizando o programa ABAQUS. Neste modelo considera-se o duto como uma viga em base elástica. A modelagem do duto é realizada através do uso de elementos finitos não-lineares de viga do tipo B21 do ABAQUS de maneira a considerar os efeitos dos grandes deslocamentos e rotações sofridos pelo duto após a flambagem.

A modelagem do solo foi realizada utilizando os elementos especiais *pipe-soil interaction* (PSI) disponível no programa ABAQUS, permitindo a definição de diferentes relações força-deslocamento nas direções axiais e verticais do solo. A Figura 3 mostra as relações forças-deslocamento adotadas de maneira a representar os modelos de base rígida e de atrito (Modelo B).

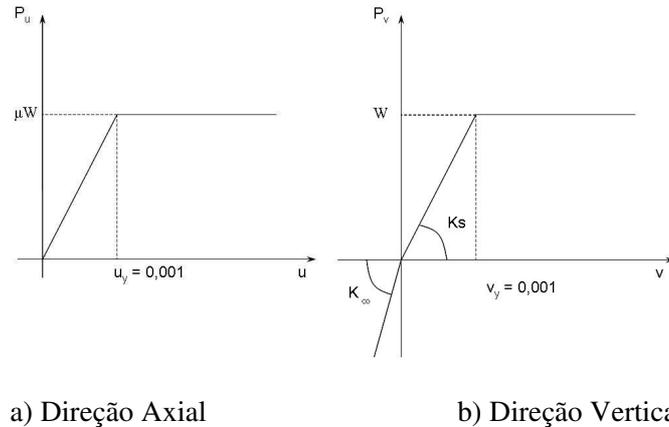


Figura 3 – Relação força-deslocamento do solo (flambagem vertical).

Figura 3(a) mostra o comportamento do solo na direção axial, onde a força de reação máxima é a força devido o atrito, Equação (4). Vale destacar que este gráfico é simétrico. Na Figura 3(b), temos o comportamento na direção vertical, que como é observado não é simétrico. Para deslocamentos negativos considera-se uma rigidez infinita, simulando a base rígida e para os deslocamentos positivos a força de reação máxima W é o peso efetivo do duto. No modelo foi considerado que o duto esta apoiado em uma base rígida com rigidez K_{∞} cem vezes a rigidez inicial K_S para cima.

É importante notar que a análise não-linear de um duto perfeitamente reto submetido apenas à variação de temperatura não apresenta deslocamentos transversais (Belmont, 2006). Assim, na modelagem deve-se considerar alguma forma de imperfeição geométrica inicial. Neste trabalho será considerada uma imperfeição geométrica causada por um obstáculo (*prop imperfection*), que pode representar uma pedra ou o cruzamento com outro duto.

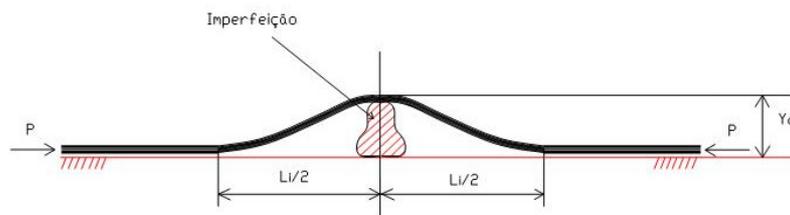


Figura 4 – Imperfeição geométrica (*prop imperfection*).

Considerando o duto como uma viga submetida a uma carga transversal e aplicando as condições de contorno, pode-se mostrar (Taylor e Tran, 1993) que a forma da imperfeição é dada pela expressão:

$$y = \frac{W}{72EI} \left(2L_i \left[\frac{L_i}{2} - x \right]^3 - 3 \left[\frac{L_i}{2} - x \right]^4 \right) \Rightarrow L_i = 5.8259 \left(\frac{y_0 EI}{W} \right)^{1/4} \quad (13)$$

Onde y_0 é altura do obstáculo e L_i é o comprimento da imperfeição geométrica.

Devido à não-linearidade da curva temperatura-deslocamento é necessário utilizar um procedimento iterativo para determinar os deslocamentos correspondentes à carga aplicada. Um dos métodos mais utilizados para este fim é o de Newton-Raphson com Controle de Carga. Contudo, este método não é

capaz de vencer pontos limites como os que aparecem em problemas de instabilidade sendo necessário utilizar métodos mais sofisticados. Neste trabalho foi utilizado o Método do Comprimento de Arco (Crisfield, 1991), pois este método é capaz de ultrapassar pontos limites.

Resultados e Discussão

Modelo Analítico para o Estudo da Flambagem Vertical

Uma vez definida toda a formulação do modelo analítico foi desenvolvido um *script* no programa MATLAB traçar a curva temperatura crítica x comprimento de flambagem e determinar o mínimo desta curva.

Tabela 1 – Propriedades do duto (Belmont, 2006)

Aço	API 5L X52
Módulo de elasticidade (E)	200 GPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,3
Coefficiente de dilatação térmica (α)	$1,1 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$
Diâmetro externo (D)	0,65 m
Espessura da parede (t)	0,015 m
Carga transversal (W)	3.8 kN/m

A Figura 5 mostra os resultados obtidos a partir das propriedades apresentadas na Tabela 1 para diferentes coeficientes de atrito (μ). As curvas claramente mostram um ponto mínimo que indica a menor temperatura em que ocorrerá a flambagem. Esta temperatura mínima de flambagem é chamada de ΔT_{safe} , pois se trata da menor temperatura em que o duto pode operar de modo seguro, considerando a flambagem térmica.

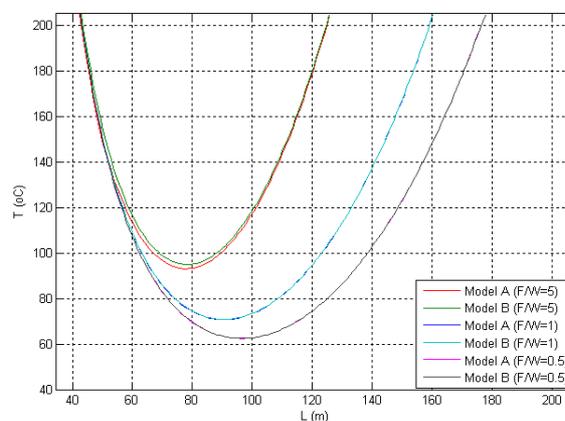


Figura 5 – Temperatura crítica x comprimento de flambagem para o modelo analítico.

Modelo Numérico pelo Método dos Elementos Finitos

Foi utilizada uma malha com 210 elementos B21 e 210 elementos PSI4 construída aproveitando a simetria do modo de flambagem e discretizando a malha na região em torno da imperfeição geométrica, seguindo as idéias apresentadas por Belmont (2006). O modelo foi analisado considerando três amplitudes de imperfeição diferentes ($y_o = 0.1$ m, 0.2 m e 0.5 m) e as curvas temperatura-deslocamento obtidas são mostradas na Figura 6. Estas curvas mostram claramente o salto (*snapping*) que o duto sofre durante a flambagem térmica. Verifica-se ainda que para temperaturas inferiores ao ponto limite de mínimo (ΔT_{safe}) o comportamento estrutural é estável e a operação do duto é segura.

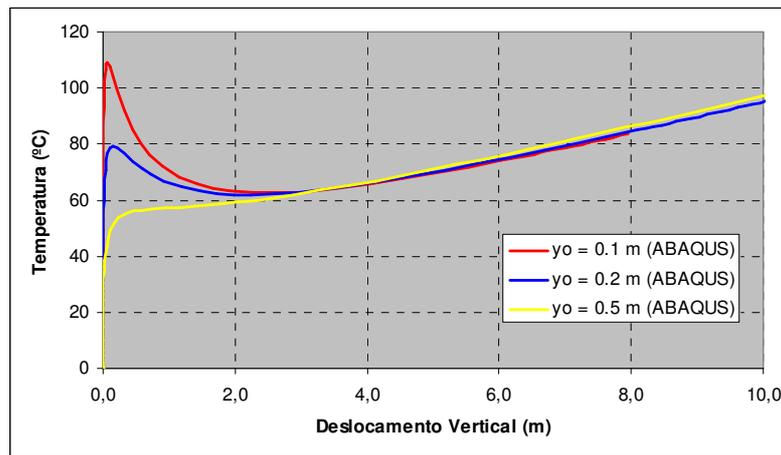


Figura 6 – Curva temperatura x deslocamento vertical para dutos imperfeitos

A Tabela 2 apresenta os valores para temperatura segura obtidos a partir do modelo analítico e do modelo numérico utilizando o ABAQUS, a fim de comparar ambos os resultados, validar ambos os modelos e estudar a influência da imperfeição inicial.

Tabela 2 – Temperatura Crítica considerando Imperfeição Geométrica

y_0 (m)	ΔT_{safe} (°C)	
	Analítico	ABAQUS
0.5	62.61	-
0.2	62.61	61.85
0.1	62.61	62.50

Conclusões

Os resultados obtidos mostraram que para pequenas imperfeições o duto apresenta um caminho de equilíbrio com dois pontos limites, com um trecho estável inicial seguido por um trecho instável e depois por outro estável. Os resultados para a temperatura segura, correspondente ao ponto limite de mínimo, apresentaram uma boa concordância entre os modelos numéricos e o modelo analítico para dutos com pequenas imperfeições geométricas.

Por outro lado, à medida que a imperfeição aumenta, o trecho instável tende a desaparecer, não sendo possível determinar a temperatura segura a partir da curva temperatura x deslocamento. Este aspecto é uma das limitações do modelo analítico que não é capaz de incorporar este fenômeno. Na realidade, no caso de dutos com grandes imperfeições não se tem uma flambagem propriamente definida, mas um problema de grandes deslocamentos onde a segurança vai depender das tensões desenvolvidas na parede do duto.

Este trabalho se concentrou apenas na flambagem vertical de dutos aquecidos apoiados em base rígida. O modelo numérico utilizado se revelou satisfatório e será utilizado em trabalhos futuros para a consideração de outras formas de imperfeição, o estudo de dutos semi-enterrados e a consideração de curvas deslocamento x reação do solo mais realistas, bem como para o cálculo das tensões desenvolvidas na parede do duto devido ao aumento de temperatura e pressão interna.

Agradecimentos

Os autores agradecem a FUNCAP, CNPq e ANP pelo apoio financeiro ao desenvolvimento desta pesquisa.

Referências Bibliográficas

Belmont, G. M., (2006), *Uma Metodologia para o Estudo da Flambagem de Dutos Aquecidos*. Dissertação (Mestrado em Ciências em Engenharia Civil), Universidade Federal de Pernambuco, Recife.

Benjamin, A. C.; Andrade, E. Q., 2001, Flambagem Lateral de Dutos Aquecidos: Um Método Analítico Clássico Revisitado, (IBP04601), *Proceedings of the 3rd Seminar on Pipelines*, November 21-21, Rio de Janeiro, pp. 1-17.

Chajes, A., 1974. *Principles of Structural Stability Theory*, Prentice-Hall, Englewood Cliffs.

Costa, A. M.; Cardoso, C. O.; Amaral, C.S.; Andueza, A.; Garcia Filho, A.; Gomes, M. G. F. 2003, An engineering solution to the problem of thermal buckling of heated pipelines buried in the soft clay, *Pipes & Pipelines International*, January-February.

Crisfield, M. A., 1991. *Non-linear Finite Element Analysis of Solids and Structures*, Vol 1. John Wiley and Sons.

Fyrileiv, O.; Collberg, L., 2005. Influence of Pressure in Pipeline Design – Effective Axial Force. 24th *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE-2005)*. June 12-17. Halkidiki, Greece.

Grangeiro, A. E. B.; Parente Jr, E.; Nogueira, R. M. A.. Um Modelo para o Estudo da Flambagem Vertical e Dutos. Anais do XXIX CILAMCE, Maceió, Alagoas, 2008.

Ju, G. T.; Kyriades, 1988, Thermal buckling of offshore pipelines, *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, vol.110, pp. 355-364.

Hobbs, R. E., 1984, In service buckling of heated pipelines, *Journal of Transportation Engineering*, ASCE, vol. 110, n.2, pp. 175-189

Maltby, T. C. & Calladine, R., 1995. An Investigation into Upheaval Buckling of Buried Pipelines – II Theory and Analysis of Experimental Observations. *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 37, n. 9, pp. 965-983.

Palmer, A. C. & Baldry, J. A.S., 1974. Lateral Buckling of Axially Constrained Pipelines. *Journal of Petroleum Technology (JPT Forum)*. November, pp. 1283-1284.

Taylor, N. & Tran, V. C., 1992. Prop-Imperfection Subsea Pipeline Buckling. *Marine Structures*, vol. 6, 1996, pp. 325-358.