ANÁLISE ESTRUTURAL DE TUBOS EXPANSÍVEIS PARA POÇOS DE PETRÓLEO

Ana Carolina Caldas Aguiar

PROJETO FINAL SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO CURSO DE ENGENHARIA DO PETRÓLEO DA ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE INTEGRANTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE ENGENHEIRO DO PETRÓLEO.

Aprovado por:

_____
Theodoro Antoun Netto
(Orientador)

_____
Ilson Paranhos Pasqualino

_____
Carlos Eduardo da Fonseca

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL
DEZEMBRO, 2008

Dedicatória

Dedico esse trabalho ao meu pai Marcus Tulio Abreu Aguiar e à minha mãe Maria Cristina Soares Caldas, por estarem sempre torcendo por mim.

Agradecimentos

Aos meus pais Marcus Tulio Abreu Aguiar e Maria Cristina Soares Caldas, meus irmãos, avós, familiares e amigos, pelo incentivo, cooperação e apoio.

Ao meu orientador Theodoro Antoun Netto por ter me ensinado o caminho e pela paciência. Aos professores Marcelo Igor e Ilson Paranhos Pasqualino e a todo corpo técnico do Laboratório de Tecnologia Submarina.

Ao Engenheiro Carlos Eduardo da Fonseca (Cenpes-Petrobras) pela grande ajuda.

À ANP pelo apoio.

Sumário

Lista de Figuras.....vi
Lista de Tabelas.....viii
Resumo.....ix
Abstract.....x
1. Introdução.....1
1.1. Poço *Monobore*.....2
1.2. Processo de Expansão.....4
1.3. Objetivo do Trabalho.....6
2. Revisão Bibliográfica.....6
2.1. Conceitos Básicos.....6
2.1.1. Materiais Elastoplásticos.....6
2.1.2. Teoria da Plasticidade.....7
2.1.3. Critérios de Resistência no Escoamento.....7
2.1.3.1. Critério de Von Mises.....7
2.1.3.2. Critério de Tresca.....7
2.1.4. Modelos de Plasticidade.....8
2.1.4.1. Plasticidade Perfeita.....8
2.1.4.2. Encruamento Linear.....9
2.1.4.3. Encruamento não Linear.....9
2.1.5. Diagrama de tensão-Deformação Nominal sob Tração Simples.....10
2.1.6. Tensão Verdadeira *versus* Deformação Plástica Logarítmica.....12
2.1.7. Encruamento.....12
2.1.7.1. Encruamento Isotrópico.....13
2.1.7.2. Encruamento Cinemático.....14
2.1.7.3. Efeito Bauschinger.....14
2.2. Trabalhos Relacionados.....15
3. Metodologia.....23
3.1. Testes Experimentais.....23
3.1.1. Propriedades do Material.....23
3.1.2. Testes de Expansão.....24
3.1.2.1. Aparato de Expansão.....24
3.1.2.2. Expansão de Tubos Sólidos.....26
3.1.3. Ensaio de Colapso.....28

3.2. Modelagem Numérica.....31
3.2.1. Descrição do Modelo Numérico.....31
3.2.1.1. Geometria.....31
3.2.1.2. Material.....32
3.2.1.3. Malha.....33
3.2.1.4. Contato, Carregamento e Condições de Contorno.....33
4. Resultados e Discussões.....34
4.1. Resultado Numérico.....34
4.2. Correlação Numérico-Experimental.....37
4.3. Estudo Paramétrico.....38
5. Estudo de Caso.....45
6. Conclusões.....54
7. Referência Bibliográfica.....56

Lista de Figuras

Figura 1.....2
Figura 2.....4
Figura 3.....5
Figura 4.....8
Figura 5.....9
Figura 6.....10
Figura 7.....11
Figura 8.....13
Figura 9.....13
Figura 10.....14
Figura 11.....15
Figura 12.....24
Figura 13.....25
Figura 14.....25
Figura 15.....26
Figura 16.....26
Figura 17.....27
Figura 18.....27
Figura 19.....29
Figura 20.....30
Figura 21.....30
Figura 22.....31
Figura 23.....32
Figura 24.....34
Figura 25.....35
Figura 26.....35
Figura 27.....36
Figura 28.....37
Figura 29.....39
Figura 30.....40
Figura 31.....40

Figura 32.....41
Figura 33.....41
Figura 34.....42
Figura 35.....42
Figura 36.....43
Figura 37.....45
Figura 38.....47
Figura 39.....48
Figura 40.....50
Figura 41.....51
Figura 42.....52
Figura 43.....53

Lista de Tabelas

Tabela 1.....16
Tabela 2.....17
Tabela 3.....22
Tabela 4.....24
Tabela 5.....28
Tabela 6.....38
Tabela 7.....44

Resumo

A tecnologia de tubos expansíveis traz inúmeras vantagens em relação aos poços convencionais. A expansão de tubos in situ permite o desenvolvimento de reservas em cenários desafiadores da indústria de petróleo, como zonas de sal, reservas profundas, ou lâmina d'água ultra-profunda. Adicionalmente, apresenta boa compatibilidade com poços direcionais e horizontais e facilita a realização de *side-tracks*. Mesmo sendo atrativa, existe a necessidade de se melhor entender a influência da expansão nas propriedades mecânicas do tubo. Neste trabalho, testes experimentais e análises numéricas foram realizados para estudar a influência de parâmetros geométricos do tubo e da expansão na sua resistência ao colapso. Um aparato experimental foi projetado e construído para reproduzir a expansão de tubos em escala real. Três tubos tiveram seus diâmetros expandidos em 10% e foram submetidos à pressão hidrostática no interior de uma câmara hiperbárica até o colapso. Para efeito de comparação, três tubos não-expandidos também foram testados. Em paralelo, desenvolveram-se modelos numéricos incorporando não linearidades geométricas e de material. Uma vez calibrados, os modelos foram usados para analisar o comportamento mecânico de tubos sólidos expansíveis e a influência da expansão na pressão de colapso considerando diferentes geometrias e graus de expansão.

Palavras-chave: Tubos Expansíveis, Pressão de Colapso, Testes Experimentais, Modelo Numérico.

Abstract

Solid expandable tubular technology has many advantages when compared to conventional wells. The expansion of tubes in situ allows developing reserves in many of the challenging scenarios found in oil industry, as pre-salt layer, deep reservoirs, or ultra-deep water. Besides, this procedure has good compatibility with directional and horizontal wells and facilitates side-tracks operations. Although the expansion of tubes is very attractive, a better understanding of its influence on the tube mechanical strength is necessary. In this work, experimental tests and numerical analyses were performed in order to determine the effect of parameters such as diameter-to-thickness ratio and expansion rate on the collapse resistance of expandable tubes. An experimental apparatus was designed and built to reproduce full-scale tube expansion. Three 2 meter long specimens were expanded 10% their original diameters and subjected to hydrostatic pressure inside a vessel until collapse. Three non-expanded tubes were also tested for comparison. At the same time, non-linear numerical models were developed using the finite element method. After calibration, they were used to further analyze the mechanical behavior of solid expandable tubes and the influence of expansion on its resistance against collapse.

Keywords: Expandable Tubular, Collapse Resistance, Experimental Tests, Numerical Model.

1. Introdução

A já alta demanda por energia, óleo em particular, está prevista para aumentar nas próximas décadas 2-3% ao ano (Energy Information Administration, 2006). Sendo assim, empresas de petróleo buscam intensificar esforços para acompanhar a demanda mundial. Tais esforços devem ser feitos na área de exploração e produção (E&P), especialmente na descoberta e desenvolvimento de novas reservas, e na superação de desafios através do aumento de desempenho, do desenvolvimento de novas tecnologias e da redução de custos. Uma vez que perfuração e completação representam uma percentagem significativa do custo total do desenvolvimento de um campo, não é surpresa as companhias concentrarem seus esforços nesses segmentos. Os desafios atuais nas áreas de perfuração e completação são: perfuração HPHT; perfuração através de zonas de sal; poços profundos; lâminas de água ultra-profundas; poços de longo alcance; poços com trajetórias complicadas; e disponibilidade de sondas de perfuração.

Com mais de 1000 instalações em campo, a tecnologia de tubos sólidos expansíveis provou ser uma alternativa viável e econômica à tecnologia convencional de perfuração/completação, como um meio de superar os desafios previamente mencionados. Originalmente desenvolvida para aumentar a profundidade perfurada mantendo o diâmetro do poço (poço *monobore* ou *slimwell*), apresenta aplicações tanto nas áreas de construção, completação e remediação de poços. Tubos expansíveis podem ser usados como *liner* de perfuração para contingência em qualquer poço durante a fase de perfuração. O processo mencionado minimiza a perda de diâmetro interno do poço quando uma anomalia geológica, ou um problema é encontrado. Outra aplicação é o sistema de *cladding* em poço aberto. Este consiste em uma coluna expansível com elastômeros que é descida e instalada contra a formação para isolar zonas específicas em uma completação aberta. O *cladding* difere do sistema anterior por não se apoiar no revestimento base. Tubos expansíveis também podem ser utilizados em poços revestidos. O *liner* expansível para poço revestido permite reparar revestimentos já existentes que estejam danificados ou desgastados, reduzindo o diâmetro interno do poço por apenas duas vezes o valor da espessura do tubo utilizado. Mesmo sendo uma tecnologia promissora e economicamente viável, ainda há a necessidade de se entender melhor as exigências do processo de expansão e sua influência na resistência mecânica do tubo.

1.1. Poço Monobore

Muitos na Indústria Petrolífera acreditam que a tecnologia de poço *monobore* representa um marco no setor de perfuração e completação, uma vez que permite alcançar reservas previamente inacessíveis devido a problemas econômicos, tecnológicos ou de segurança. Esta tecnologia consiste em instalar e expandir longas seções de *liners* formando um revestimento de maior diâmetro, reduzindo ou mesmo eliminando o perfil telescópico do poço. A Figura 1 mostra uma comparação entre três projetos de completação, um projeto convencional, um para *monobore* e um para *slimwell.*

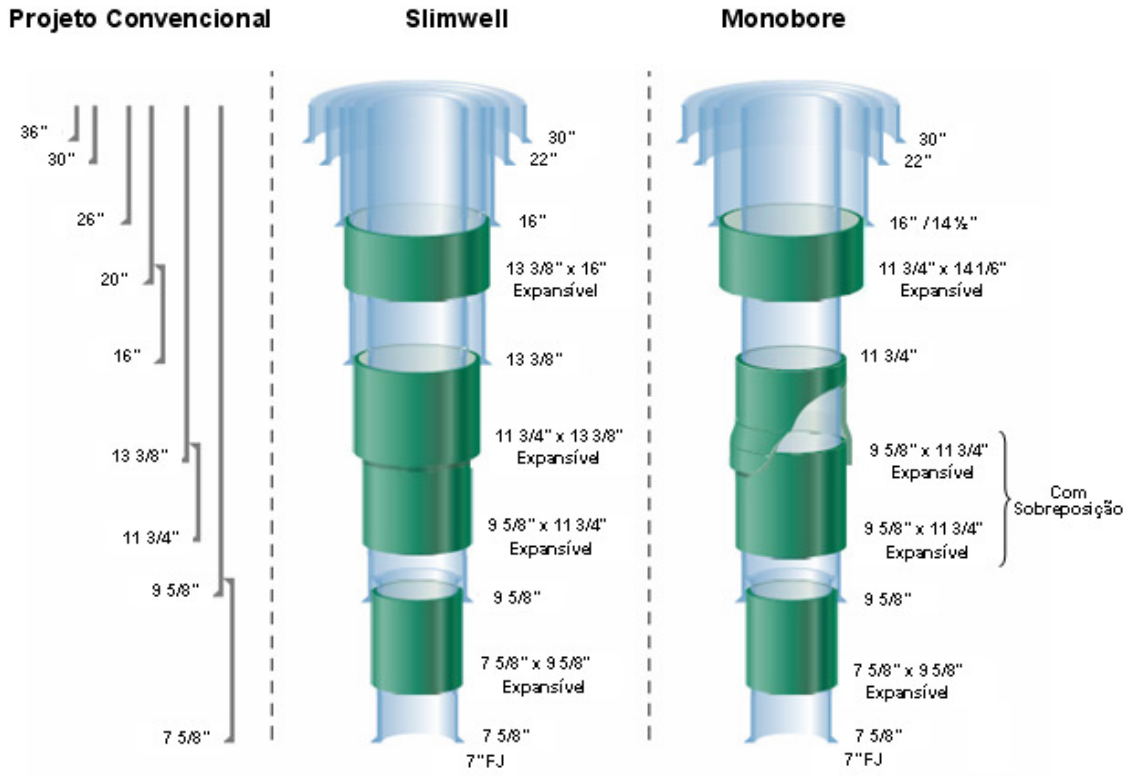

Figura 1. Comparação entre projeto de completação convencional, *slimwell* e poço *monobore.*

As economias referentes ao uso de *monobore* são devidas à redução do custo total de construção do poço. Por causa da redução do perfil telescópico, o *monobore* permite o uso de revestimentos menores nas seções superiores e médias do poço ao mesmo tempo em que mantém, ou mesmo aumenta o tamanho da completação. Alternativa seria manter o tamanho dos revestimentos de superfície e intermediário, possibilitando aumentar a profundidade do poço com o mesmo diâmetro de produção,

ou mesmo aumentando-o. Alguns dos benefícios econômicos e ambientais do *monobore* são os seguintes:

- Redução na quantidade de cascalho e fluído descartado;
- Menor pegada do poço no meio ambiente;
- Desenvolvimento econômico de reservas profundas;
- Desenvolvimento econômico de campos/reservas marginais;
- Aumenta o número de poços em uma mesma infra-estrutura;
- Redução no tamanho da sonda de perfuração;
- Melhora a construção de poços multilaterais.

Um importante benefício dentre os listados a cima é a possibilidade de se usar sondas de perfuração de tamanho reduzido, principalmente em ambientes *off-shore*. Em cenários de águas ultra-profundas e reservas profundas, a disponibilidades de sondas e suas altas taxas diárias consistem um desafio a ser superado. A redução dos tamanhos de revestimento permite a redução da coluna de fluído de perfuração e do tamanho dos *risers*, o que diminui o peso total que deve ser suportado pelo gancho da sonda. Devido a essa redução crucial, uma sonda de perfuração de menor tamanho, como por exemplo, uma semi-submersível (SS) de terceira geração, pode ser usada em lâminas d'água profundas.

Uma vez que uma SS de terceira geração possui uma menor taxa diária que um *floating production and storage* (FPSO) de quinta geração, reduções significativas no custo de perfuração do poço podem ser realizadas. Adicionalmente, os custos referentes a tamanho dos *liners,* quantidade de cimento, quantidade de fluído de perfuração/completação, brocas entre outros, sofrem significativa redução. Campo et al. (2003) apresentaram em seu trabalho uma comparação entre um poço construído com uma FPSO de quinta geração, um poço construído com uma plataforma *High Spec* e um poço *monobore* (SS de terceira geração), Figura 2. Mesmo levando um maior tempo para ser finalizado, o *monobore* apresenta um custo significativamente mais baixo que os outros dois sistemas usados. Logo, poços *monobore* podem ser a alternativa mais econômica e eficiente para diversos cenários na indústria de petróleo e gás natural.

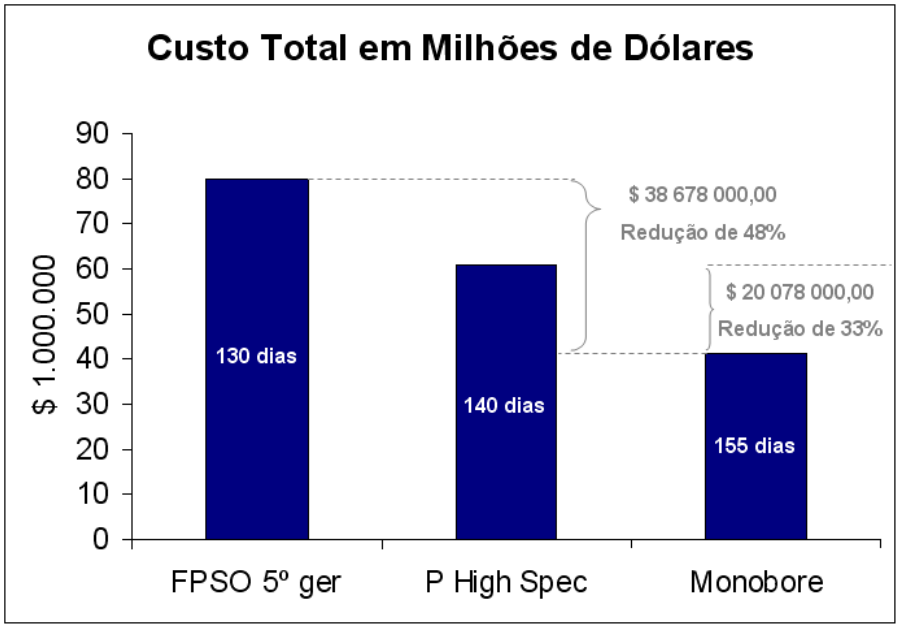

Figura 2. Comparação entre o custo de construção total de um poço *monobore,* de um poço perfurado a partir de uma plataforma *High Spec* e de um poço perfurado a partir de uma FPSO de quinta geração.

1.2. Processo de Expansão

A expansão de tubos sólidos é um processo de conformação a frio realizado dentro do poço que consiste em expandir o diâmetro do tubo *in situ* através da passagem de um cone expansor. Resulta na diminuição da espessura e na variação do comprimento do corpo expandido, este último parâmetro podendo aumentar ou diminuir dependendo do coeficiente de atrito entre o cone de expansão e a parede interna do tubo. De acordo com Seibi et al. (2002) esta tecnologia foi desenvolvida pela Shell com o objetivo de construir um poço com mono-diâmetro e foi testada em 1993. As capacidades requeridas a um processo de expansão *in situ* são:

- Expandir o tubo até o diâmetro desejado sem fraturar, colapsar ou danificá-lo;
- Manter as capacidades hidráulicas necessárias do tubo expandido para prover resistência suficiente à pressão interna e externa de serviço;
- Alcançar um diâmetro e uma espessura de parede constante ao longo de todo o comprimento da seção expandida;
- Manter a integridade das conexões;
- Expandir longas seções a altas taxas.

A expansão pode ser realizada tanto em poços abertos, como em poços revestidos, onde no primeiro caso, o tubo é expandido contra a formação e no segundo, contra um revestimento previamente instalado no poço. São vários os métodos de expansão, mudando de acordo com a empresa encarregada do processo. A Figura 3 apresenta a seqüência de instalação de uma expansão convencional realizada dentro de um poço aberto. Essa generalização será suficiente para a identificação do fenômeno físico estudado neste trabalho. Primeiro perfura-se a seção onde o *liner* será expandido, o conjunto de expansão, já contendo o cone expansor, é descido juntamente com o tubo expansível. Começa-se a cimentação entre o *liner* e a parede do poço. Um dardo é lançado para iniciar o processo de expansão ainda durante a cimentação. Expande-se o *liner* e a junta do suspensor (junta com elastômero para selar e segurar o sistema). Por último, retira-se o conjunto de expansão e desce a broca para a perfuração da sapata e da próxima fase, onde outro *liner* poderá ser corrido e expandido.

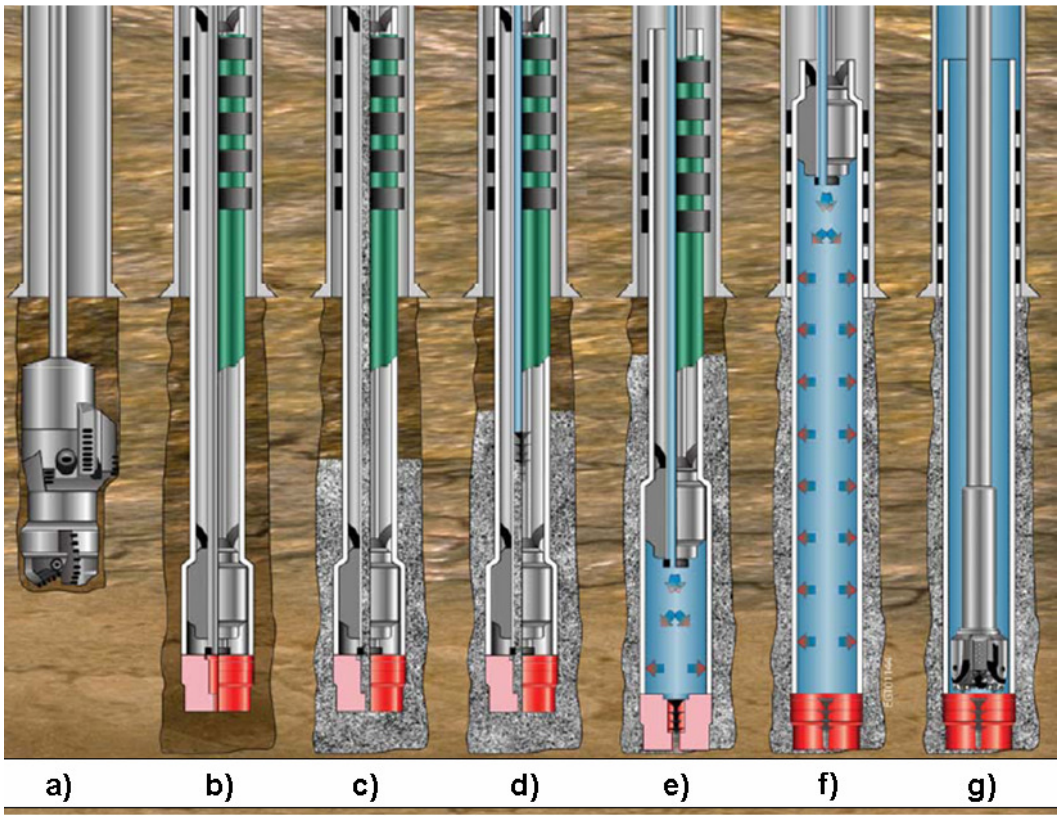

Figura 3. Seqüência para instalação de um *liner* expansível. a) Perfuração da seção; b) Descida do conjunto de expansão; c) Início da cimentação; d) Lançamento do dardo; e) início da expansão; f) Expansão da junta do suspensor e retirada do conjunto; g) Perfuração da próxima fase.

1.3. Objetivo do Trabalho

Reproduzir o processo de expansão de tubos sólidos e avaliar sua influência na resistência mecânica sob carregamento de pressão radial. Fazer a correlação numérico-experimental dos processos de expansão e dos processos realizados na câmara hiperbárica onde tubos intactos e expandidos são submetidos a uma pressão externa até o colapso. Por fim, realizar um estudo paramétrico variando-se a geometria do tubo (diâmetro e espessura) e o grau de expansão visando obter a influência desses parâmetros na pressão de colapso. Os resultados desse estudo poderão ajudar na escolha dos tubos expansíveis mais adequados para aplicação em determinado campo, no tocante a suas características geométricas e razões de expansão usadas, e ainda inferir suas resistências mecânicas após a expansão *in situ.*

2. Revisão Bibliográfica

Este capítulo está dividido em duas partes. Na primeira, são definidos alguns conceitos básicos relacionados à plasticidade utilizados durante o trabalho e cuja compreensão se faz necessária. Na segunda parte, trabalhos que se aproximam da proposta aqui apresentada serão sucintamente descritos.

2.1. Conceitos Básicos

Uma vez que o processo de expansão e subseqüente colapso de tubos para poços de petróleo envolvem grandes deformações, um breve estudo sobre a plasticidade, seus modelos e fenômenos a ela associados, deve ser exposto

2.1.1. Materiais Elastoplásticos

Projetos mecânicos em sua maioria consideram apenas os efeitos da zona elástica dos materiais. Basear o projeto nessa hipótese resulta em uma avaliação mecânica muito mais simples. No entanto, em projetos que envolvem a expansão de elementos tubulares, ultrapassar o limite de escoamento (maior tensão que um material pode suportar sem sofrer uma extensão permanente quando a carga for retirada) é uma premissa. Apesar de escoar o material não significar a falha do componente mecânico, há algumas conseqüências que devem ser analisadas.

2.1.2. Teoria da Plasticidade

As teorias da elasticidade e da plasticidade descrevem a mecânica da deformação de uma grande parte dos sólidos utilizados na engenharia, inclusive os tubos expansíveis. Tais teorias, aplicadas a metais e ligas, foram baseadas em estudos experimentais das relações entre tensão e deformação em agregados policristalinos sob efeitos de carregamentos simples. A seguir serão discutidos os comportamentos macroscópicos dos metais. Os aspectos da plasticidade microscópica, tais como movimentos atômicos na rede cristalina, defeitos cristalinos (discordâncias e maclas) etc., não serão mencionados.

2.1.3. Critérios de Resistência no Escoamento

Na prática de engenharia os critérios de resistência são usados no cálculo das tensões equivalentes (σ_{eq}). A seguir são apresentados dois dos critérios mais usados em dutos: Von Mises e Tresca.

2.1.3.1. Critério de Von Mises

O critério de Von Mises considera que o escoamento do material ocorre quando a energia de deformação de distorção atinge o valor limite medido no teste uniaxial de tração. Assim, a tensão equivalente é calculada através da equação (1). No escoamento, tem-se: $\sigma_{eq} = S_y$, onde S_y é a tensão de escoamento. Este critério é adequado para prever escoamento ou ruptura em materiais dúcteis como aços de construção.

$$\sigma_{eq-VM} = \sqrt{\frac{1}{2}.[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_2)^2]} \quad (1)$$

2.1.3.2. Critério de Tresca

Segundo o critério de Tresca o material falha quando a tensão cisalhante atinge o valor limite da tensão cisalhante máxima no teste de tração uniaxial. Se as tensões principais são tais que $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ a tensão cisalhante máxima se calcula mediante a equação (2). Este critério é adequado para prever escoamento e ruptura de materiais dúcteis.

$$\tau_{max} \leq \frac{\sigma_{eq-T}}{2} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \quad (2)$$

Então, $\sigma_{eq-T} = \sigma_1 - \sigma_3$, e no escoamento, $\sigma_{eq-T} = S_y$.

Comparando as equações (1) e (2), conclui-se que o critério de Tresca resulta ser mais conservador do que o critério de Von Mises.

2.1.4. Modelos de Plasticidade

Para entender e aplicar os efeitos da teoria da plasticidade em análises é necessário o uso de modelos para o comportamento dos materiais na fase elastoplástica. De acordo com Maugin (1992) são três os modelos principais: plasticidade perfeita, plasticidade linear e plasticidade não linear.

2.1.4.1. Plasticidade Perfeita

O modelo da plasticidade perfeita assume que o material não admite tensões superiores à tensão de escoamento, assim quando uma tensão igual à tensão de escoamento é aplicada ele sofre deformação à tensão constante. Um gráfico tensão-deformação que representa tal modelo pode ser visualizado através da Figura 4 abaixo.

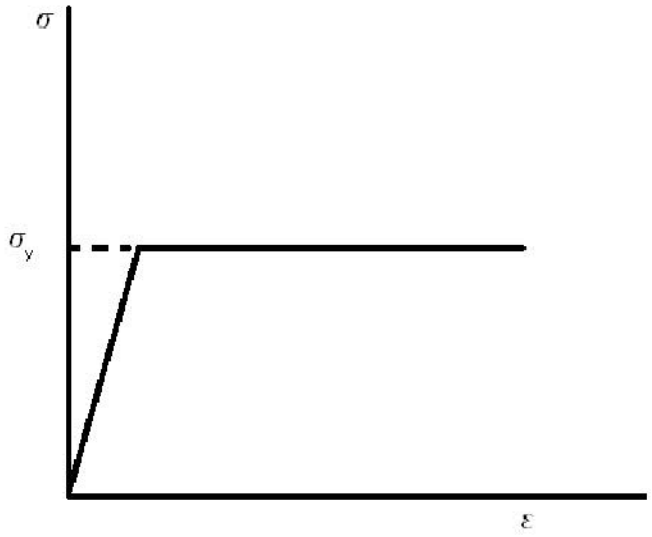

Figura 4. Plasticidade Perfeita

Uma vez que não existe nenhuma tensão admissível acima da tensão de escoamento do material, quando o modelo de elasticidade perfeita é levado em conta não ocorre encruamento. Assim, qualquer trabalho realizado na região plástica reflete apenas em uma deformação permanente que corresponde à parcela plástica (deformação total menos deformação elástica máxima). Logo esse modelo pode ser

definido com apenas dois parâmetros, módulo de elasticidade (*E*) e tensão de escoamento. Materiais que apresentam um patamar antes do encruamento cuja tensão correspondente equivale a tensão de escoamento e materiais com encruamento assintótico, onde a tensão equivalente é aquela correspondente à assíntota, podem ter seus comportamentos aproximados por esse modelo.

2.1.4.2. Encruamento Linear

O encruamento linear é um modelo mais rico que o anterior, ele assume que o encruamento sofrido pelo material é linear, ao invés de nenhum como na plasticidade perfeita, e segue até seu limite de resistência à tração. A Figura 5 mostra um gráfico de tensão-deformação representativo desse modelo.

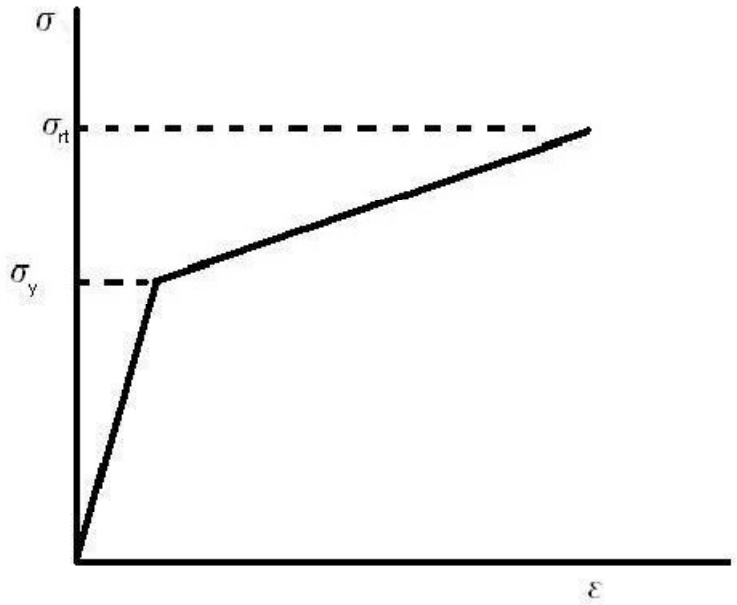

Figura 5. Encruamento linear

O modelo do material passa a ser composto por duas retas, uma para o regime elástico, outra para o regime plástico. Por isso o modelo é também conhecido como modelo bilinear para um material. A representação agora é feita por quatro parâmetros: o módulo de elasticidade, a tensão de escoamento, a tensão limite de resistência à tração e sua deformação correspondente.

2.1.4.3. Encruamento Não Linear

O encruamento não linear é o modelo mais fiel ao comportamento real do material quando dentro do regime plástico. Esse modelo descreve com maior precisão o comportamento plástico do material em uma curva baseada em parâmetros obtidos

através dos valores experimentais do material. A Figura 6 mostra um gráfico tensão-deformação para este modelo.

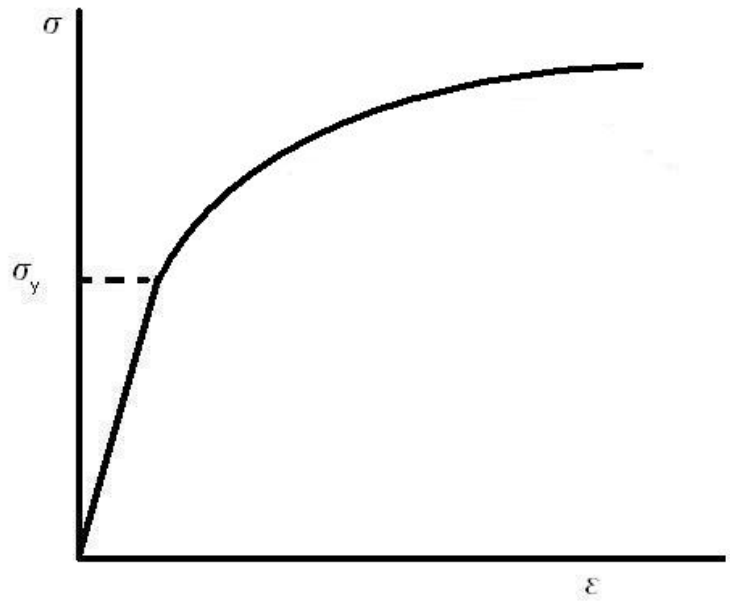

Figura 6. Encruamento não linear

O modelo de encruamento não linear é interessante quando se pretende descrever com exatidão o comportamento do material na região plástica, por exemplo, quando o encruamento é um fator importante na análise, como é o caso do estudo da influência da expansão na pressão de colapso de tubos para poços de petróleo que é realizado nesse trabalho. O número de parâmetros para definir a curva desse modelo depende dos dados possuídos, uma vez que esses parâmetros serão os pontos da curva obtida a partir do ensaio de tração uniaxial.

2.1.5. Diagrama de Tensão Deformação Nominal sob Tração Simples (Ensaio de Tração Uniaxial)

O teste de tração em uma barra de aço usinada é um dos exemplos mais familiares de deformações elásticas e plásticas, onde o material falha sob um carregamento monótono e crescente. Registra-se durante o teste a carga aplicada, e o aumento do comprimento da barra. É necessário que o espécime esteja alinhado corretamente a maquina de teste e que o mesmo tenha a sua área central reduzida em relação às extremidades, a fim de garantir uma tensão axial uniforme através da região central. Um exemplo típico de gráfico tensão-deformação obtido em um teste de tração para aços em geral está apresentado na Figura 7.

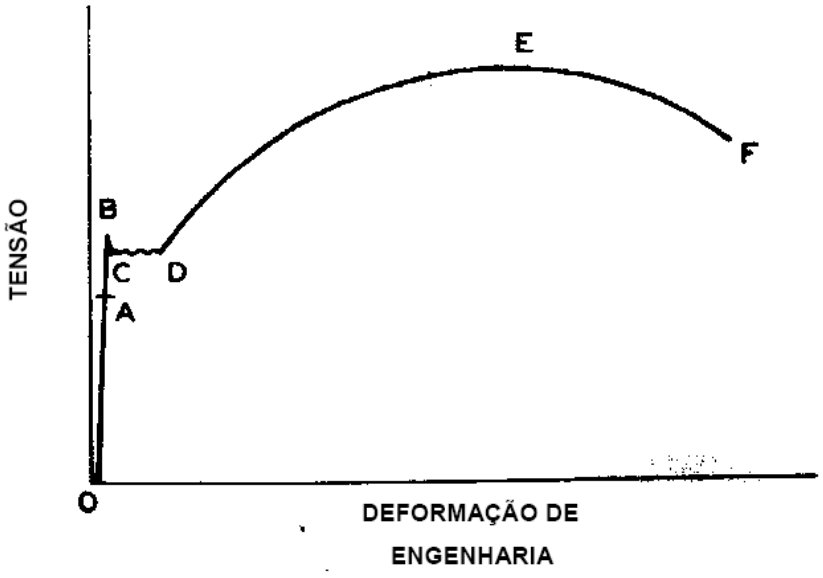

Figura 7. Curva típica de tensão-deformação obtida em um teste de tração uniaxial.

A região elástica (OA), onde a relação entre tensão e deformação é essencialmente linear, ocorre durante a fase inicial do ensaio. A inclinação da reta OA é definida pelo módulo de elasticidade (*E*). O ponto A é denominado limite de proporcionalidade, a partir do qual não há mais uma relação linear, porém o material continua predominantemente elástico, e caso o carregamento seja retirado, o espécime retorna a sua configuração geométrica inicial. O ponto B é a maior tensão que o material pode suportar sem sofrer uma extensão permanente após a retirada da carga. O valor máximo da tensão de escoamento pode ser obtido dividindo a carga nesse ponto pela área transversal original do espécime.

As deformações seguintes são acompanhadas por uma súbita queda no carregamento e se aproximam de um valor de carga constante, trecho CD. O valor inferior da tensão de escoamento pode ser definido através da divisão do valor da carga nesse trecho pela seção transversal original do espécime. Após o ponto D, o carregamento volta a aumentar junto com a deformação até atingir um valor máximo no ponto E. Dividindo-se o valor da carga neste ponto pela seção transversal original do espécime obtêm-se a tensão de ruptura ou limite de resistência à tração. Tal tensão não é um valor intrínseco da resistência do material testado, ela é um indicador somente da condição de instabilidade do teste de tração uniaxial.

Alguns materiais, após atingirem a tensão de ruptura, apresentam uma curva decrescente até o ponto F, onde ocorre a fratura. Esta zona de carregamento

decrescente (EF) é designada por zona de estricção e caracteriza-se pelo fato de a deformação deixar de ser uniforme ao longo do corpo e concentrar-se numa determinada área, onde um complexo sistema triaxial de tensão se desenvolve. O teste de tração usualmente não alcança seu limite na fratura, mas sim na condição de máximo carregamento.

2.1.6. Tensão Verdadeira *Versus* Deformação Plástica Logarítmica

A curva anteriormente apresentada (tensão-deformação nominal) é definida apenas pela divisão de um carregamento longitudinalmente aplicado ao corpo de prova pela área da seção inicial do mesmo. A curva tensão-deformação verdadeira, definida a seguir, apresenta maiores informações para estudos de plasticidade. A tensão verdadeira constitui-se na divisão do carregamento aplicado longitudinalmente ao corpo de prova pela sua área transversal a cada instante de tempo ao longo do teste de tração uniaxial.

Normalmente as curvas de material são fornecidas utilizando valores nominais de tensão e deformação. No entanto, programas de elementos comerciais como o utilizado nesse trabalho (ABAQUS), fazem uso de valores verdadeiros. As fórmulas que definem tensão verdadeira e deformação plástica logarítmica em função da tensão e da deformação nominais são apresentadas abaixo.

$$\varepsilon_{verdadeiro} = \ln (1 + \varepsilon_{nominal}) \quad (3)$$

$$\sigma_{verdadeiro} = \sigma_{nominal} * (1 + \varepsilon_{nominal}) \quad (4)$$

2.1.7. Encruamento

O encruamento é o fenômeno que ocorre quando o material entra na região DE da Figura 7. Ele é caracterizado pelo aumento da tensão de escoamento do material (na mesma direção do carregamento) após certo nível de deformação plástica. A Figura 8 é uma representação desse fenômeno em um gráfico de tensão-deformação. O encruamento ocorre, pois ao ser descarregado (AC), mesmo quando em região plástica, o material segue uma linha aproximadamente paralela ao módulo de elasticidade (*OA*), retendo apenas uma parcela de deformação plástica (OC) como deformação permanente e uma tensão residual devido ao carregamento antecedente. No próximo carregamento, portanto, o material continuará no regime elástico até uma

nova tensão de escoamento superior a anterior.

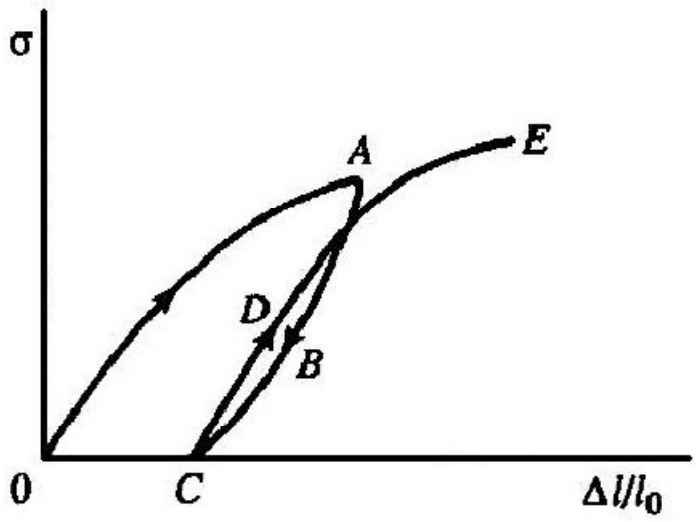

Figura 8. Gráfico tensão-deformação demonstrando o fenômeno do encruamento

O encruamento pode ser isotrópico, cinemático ou ainda misto. Os encruamentos isotrópicos e cinemáticos são brevemente descritos a seguir, assim como o efeito Bauschinger, decorrente do encruamento cinemático.

2.1.7.1. Encruamento Isotrópico

No encruamento isotrópico a superfície de escoamento cresce em tamanho mantendo a sua forma original. Assim, as tensões de escoamento para carregamentos inversos, como tração e compressão, são idênticas, Figura 9.

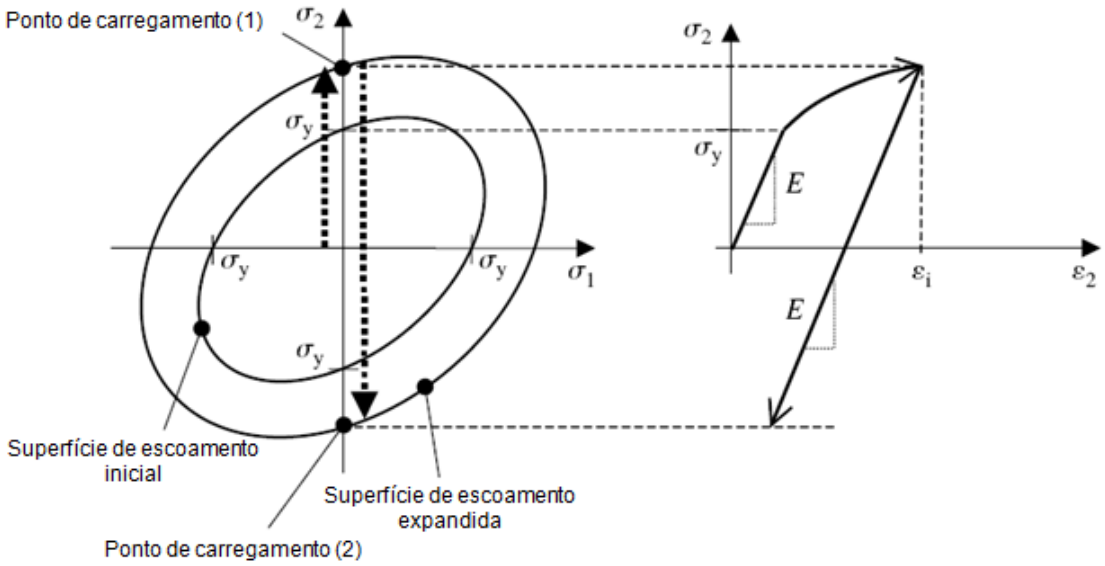

Figura 9. Carregamento reverso com encruamento isotrópico mostrando a superfície

de escoamento (esquerda) e a curva tensão-deformação resultante (direita)

2.1.7.2. Encruamento Cinemático

Na regra de encruamento cinemático, a superfície de escoamento inicial é transladada a uma nova posição no espaço de tensão, mantendo seu tamanho e formato inicial, Figura 10. No cinemático, a região elástica é significativamente menor do que no encruamento isotrópico. De fato, para o encruamento cinemático, a região elástica equivale a $2S_y$, enquanto no isotrópico essa região é $2(S_y + r)$.

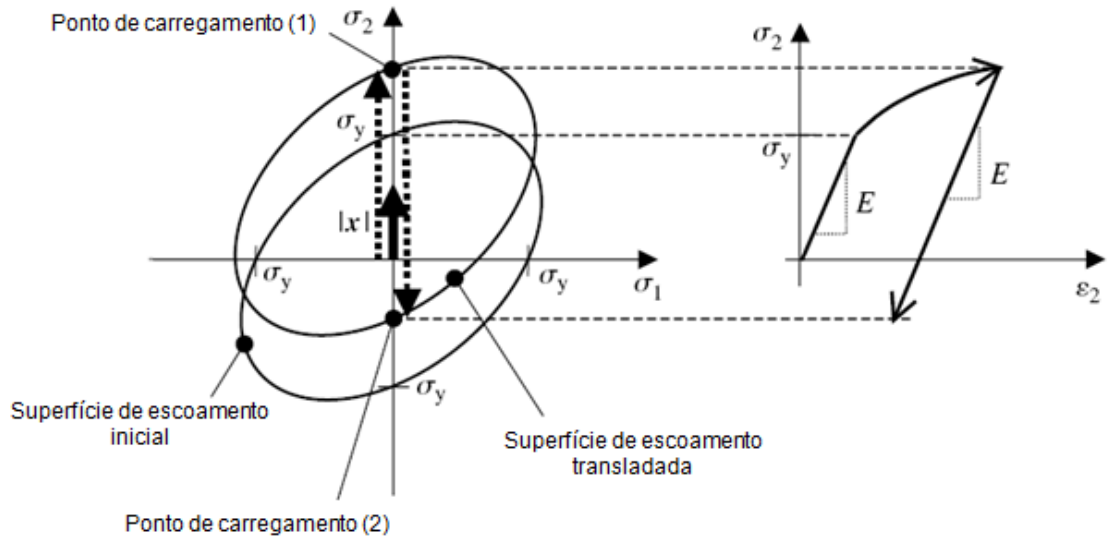

Figura 10. Encruamento cinemático mostrando translação, |x| da superfície de escoamento com deformação plástica (esquerda), e a curva tensão-deformação resultante com a tensão de escoamento sob compressão reduzida.

2.1.7.3. Efeito Bauschinger

A Figura 11 mostra um ciclo onde, apos sofrer deformação plástica e encruamento em uma direção, o material retém parte da deformação imposta e, se carregado na mesma direção, apresenta uma tensão de escoamento mais alta ($\sigma_{max} > \sigma_y$), mas ao ser carregado na direção oposta (por exemplo, tração x compressão), o material apresenta uma tensão de escoamento, em módulo, menor do que a inicial ($\sigma'_y < \sigma_y$). Essa anisotropia gerada pelo encruamento cinemático consiste no fenômeno chamado de efeito Bauschinger e está presente na maioria dos metais. Portanto, o processo de expansão de tubos seguido pela aplicação de carregamento externo para determinação de sua pressão de colapso deve levar em consideração o efeito aqui apresentado, por se tratar de dois carregamentos subseqüentes de cargas reversas.

Figura 11. Gráfico tensão-deformação ilustrando o efeito Bauschinger

2.2. Trabalhos Relacionados

São poucos os trabalhos tratando do comportamento mecânico de elementos tubulares durante e após a expansão. Dentre os trabalhos publicados a maioria trata das vantagens econômicas e ambientais do produto através de estudos e testes de campo (Montagna et al., 2004; Campo et al., 2003; Mason et al., 2005; Filippov et al., 2005; Al-Saleh et al., 2004; Moore et al., 2002; Grant e Bullock, 2005; Lodder et al., 2001; Nor et al., 2002).

A seguir, serão apresentados alguns trabalhos que se aproximam da proposta aqui apresentada, o comportamento de tubos sujeitos ao processo de conformação a frio, com conseqüente efeito na resistência ao colapso de tubos que compõem os sistemas expansíveis. Dentre esses trabalhos, alguns tiveram como foco o comportamento mecânico do corpo deformável. Outros estudos tiveram foco na alteração das propriedades do material ou propriedades geométricas do elemento tubular.

Stewart et al. (1999) definem os tubos sólidos expansíveis como tubos de aço (ou outros materiais como Alumínio e Titânio) de resistência convencional, porém suficientemente dúcteis para suportar uma operação de deformação a frio em que seus diâmetros são aumentados em dezenas de por cento dentro do poço. Após apresentarem diferentes projetos de poço onde tubos expansíveis são utilizados

sozinhos ou combinados com revestimentos convencionais, o trabalho descreve o processo de expansão do elemento tubular.

A maneira mais obvia de expansão de um tubo, segundo Stewart et al. (1999), é a aplicação de pressão interna ao tubo, uma vez que a pressão aplicada supera o limite de escoamento e o tubo expande. No entanto, razões mais altas de expansão a taxas maiores são alcançadas quando um mandril de expansão é bombeado, puxado ou empurrado através o tubo. Quando o mandril é bombeado, denomina-se expansão hidráulica e o tubo pode ser preso em ambos os lados; quando ele é puxado, tem-se a expansão mecânica sob tração; no último caso, ao empurrar o mandril, o que ocorre é uma expansão mecânica sob compressão.

Nesse trabalho, um aparato de expansão foi projetado e construído para realizar a expansão hidráulica de tubos em escala real. Um tubo com diâmetro nominal de 101,6 mm, espessura de 5,7 mm e comprimento de 46 m, constituído de três seções soldadas foi expandido em 21% do seu diâmetro externo. A taxa de expansão foi de 0,5 m/s. O tubo teve seu comprimento reduzido em 5,3%, e sua espessura final foi de 4,8 mm.

As características mecânicas do material foram medidas antes e após a expansão, a tensão de escoamento aumentou na ordem de 70% e a tensão última na ordem de 30%, no entanto a ductilidade diminuiu, o alongamento na fratura diminuiu 50% e a deformação uniforme diminuiu de 19,4% para apenas 1,4%. A capacidade de encruamento do material foi exaustivamente discutida como um resultado do processo de expansão.

As expansões de tubos sólidos sob compressão e sob tração foram simuladas com um programa baseado no método de elementos finitos. Usaram-se modelos axissimétricos, onde o tubo foi discretizado em 840 elementos, com 12 elementos na espessura. O mandril cônico foi representado por uma superfície rígida. A lei de fricção de Coulomb foi usada para simular a fricção entre o interior do tubo e a superfície do mandril. A Tabela 1 contém alguns resultados provenientes da simulação numérica realizada em Stewart et al. (1999).

Tabela 1. Resultados da análise numérica dos processos de expansão sob tensão e sob compressão realizados por Stewart et al. (1999).

	Tração	Compressão
Expansão do diâmetro externo (OD) [%]	24,5	27,4
Expansão do diâmetro interno (ID) [%]	29,9	31,9
Expansão média do diâmetro [%]	27,0	29,5
Redução da espessura da parede [%]	17,8	7,95
Encurtamento do tubo [%]	3,8	16,3
Força de expansão [klbs]	41,3	38,2
Dano máximo de falha dúctil	0,91	0,68

Pervez et al. (2007) analisaram o uso do alumínio, em detrimento ao aço, como material de tubos expansíveis. Os parâmetros analisados foram: níveis de tensão e deformação; força de expansão, deformação radial; tensão de contato; variação da espessura e do comprimento; e encruamento. Concluiu-se que o uso do alumínio como material para a fabricação de tubos sólidos expansíveis é uma ótima alternativa ao uso do aço. Devido à redução em aproximadamente 50% da força de expansão exigida, melhor formabilidade, menor geração de tensões, excelente resistência à corrosão e alta razão entre a resistência e o peso, o alumínio oferece ótimos resultados a um custo de operação significativamente mais baixo.

A análise foi realizada em um programa de elementos finitos, tanto para o caso de poço vertical como para poço horizontal. Modelos 2D (axissimétricos) e 3D foram desenvolvidos para os tubos sólidos expansíveis. Assim como feito por Stewart et al. (1999), o tubo foi modelado como um corpo deformável com comportamento elástico-plástico e o mandril como um corpo rígido. O contato entre os dois corpos também foi representado pela lei de fricção de Coulomb. O ângulo de abertura do cone de expansão foi fixado em 20°. As propriedades mecânicas dos dois materiais (aço e alumínio) estão listadas na Tabela 2.

Tabela 2. Propriedades mecânicas dos materiais utilizados no artigo de Pervez et al. (2007).

	ρ (k/m^3)	E (Gpa)	v	σ_y (Mpa)
Aço (API L-80)	7800	200	0,3	500

Alumínio (D16T)	2780	71	0,3	330

O tubo vertical foi discretizado em 750 elementos axissimétricos quadráticos, o horizontal foi modelado usando 3939 elementos S4R de casca. A expansão realizada foi uma expansão sob tração, onde uma ponta do tubo é presa e a outra permanece livre. Na expansão horizontal, o movimento em direção a força peso do tubo também foi restringido. Uma vez que o modelo 2D possui um custo computacional mais baixo e apresentou resultados próximos aos do modelo 3D, Pervez et al. (2007) aplicou-o para a expansão vertical. No entanto, para replicar apuradamente a expansão horizontal, o 3D fez-se necessário. Foi mostrado que a força de expansão atinge um valor máximo no começo do processo e depois decai para um valor quase estático. Como dito anteriormente, a força necessária para a expansão do aço é aproximadamente o dobro da do alumínio, para a mesma geometria e taxa de expansão.

A força de contato entre o mandril e o tubo é de grande interesse para qualquer estudo de conformabilidade. Os resultados das simulações realizadas no artigo de Pervez et al. (2007) mostram que o contato ocorre apenas em pequenas áreas no começo e no final da superfície inclinada do mandril. O material do tubo se encontra sob tração na parte da frente dessa superfície e sob compressão na parte de trás, mostrando a existência de um *gap* entre os dois corpos por causa da deflexão radial da superfície inclinada do mandril. A força de contato atinge um pico somente nessas duas regiões e é significativamente mais baixa para o alumínio do que para o aço, implicando que este requer uma menor força de expansão.

Para o volume se manter constante, o comprimento do tubo sólido expansível deve diminuir quando seu diâmetro aumenta. Esse encurtamento é mais pronunciado para o aço, no caso da expansão vertical. Para a horizontal, a situação se inverte apesar da diferença entre os dois materiais ser agora menos significativa. No que se refere à espessura, a sua variação é bastante similar para os dois materiais, ligeiramente maior para o aço, quando o tubo é expandido na posição vertical. No caso horizontal, as diferenças entre alumínio e aço se acentuam, sendo que dessa vez, é o alumínio que apresenta a maior redução.

As análises feitas para o parâmetro de encruamento mostraram que o do aço é notavelmente maior do que o do alumínio para ambos os processos de expansão,

vertical e horizontal. Mais uma vez isso implica no fato do alumínio ser um material capaz de ser expandido com maior facilidade.

Mack (2005) demonstra em seu trabalho a influência que o material, o método de expansão, a condição de carregamento durante a expansão e os tratamentos térmicos pós-expansão, como endurecimento por deformação, e suas cinéticas causam nas propriedades mecânicas do tubo. A pressão de colapso e as tensões residuais também foram estudadas.

Foram testados 10 tubos de aço-carbono e baixa liga e 17 de aço martensítico inoxidável, alguns apresentando costura, outros não. Cada tubo foi expandido por um cone feito de aço de alta resistência e tratado para produzir uma alta dureza, com um mandril a sua frente para guiá-lo e centralizá-lo. A expansão de 15% do diâmetro foi realizada de cinco formas diferentes: expansão hidráulica com pressão atrás do cone, sem cargas externas; expansão mecânica do tubo puxando o cone, a extremidade atrás do cone é fixa, sem cargas à frente do cone; expansão hidráulica com ambas as extremidades do tubo fixas para prevenir a contração; expansão hidráulica com pressão atrás do cone e carga compressiva à frente equivalente a 4500 pés (1372 m) de tubo assentados na face do cone (134 000 lbs), sem carga externa atrás do cone (como no caso de expansão vertical de baixo para cima); expansão por compressão à frente do cone, sem cargas externas atrás do cone.

Foram realizados inúmeros ensaios de laboratório. Dentre eles ensaios de tensão residual em tubos expandidos para determinação do efeito da expansão e das cargas aplicadas, pressão de colapso em tubos intactos, tubos expandidos e tubos expandidos e posteriormente tratados termicamente (endurecimento por deformação) e tração uniaxial para cada condição de material estudada.

A expansão do tubo reduziu a resistência ao impacto Charpy, à tolerância ao defeito e a tensão fraturante por sulfeto (SSC) dos tubos de aço carbono e de baixa liga. Os tratamentos térmicos realizados exacerbaram esses efeitos. O mesmo aconteceu nos tubos de aço inoxidável martensítico, no entanto a resposta ao endurecimento por deformação não foi tão pronunciada.

Mack (2005) determina que os efeitos da expansão e da expansão seguida por tratamento térmico na geometria do tubo são extremamente significativos e variam conforme o método. A expansão do diâmetro se mantém em torno de 15% para todos

os métodos, a espessura da parede do tubo após a expansão decai à medida que o carregamento muda de compressão para tração. Já o encurtamento do tubo é maior para o método de expansão mecânica com compressão (7%) e aproximadamente nulo para o método hidráulico com ambas as extremidades fixas.

A redução na pressão de colapso do tubo foi maior do que a prevista considerando apenas as mudanças na geometria - com uma razão D/t maior devido à expansão, a pressão de colapso deve obviamente cair. Essa perda adicional é explicada por Mack (2005) como o resultado de mais três fatores: tensões residuais; efeito Bauschinger, redução dos limites elásticos devido a solicitações a cima dos limites originais; comportamento não linear da curva tensão-deformação. Cada um desses fatores é afetado de maneira diferente pelos métodos de expansão e carregamento externo utilizados.

A menor pressão de colapso foi encontrada para um tubo aço-carbono que sofreu expansão hidráulica, a maior foi para um que sofreu expansão mecânica sob tração. A expansão hidráulica com ambas as extremidades fixas produziu um tubo com a maior razão D/t, no entanto esse mesmo processo levava às tensões residuais mais baixas, o que contrabalanceou o valor alto de D/t resultando em uma pressão de colapso relativamente alta. Nota-se ainda que outros fatores como ovalização e variação da espessura interferem nesse processo e que para grandes valores de D/t, D/t>20, o limite de escoamento do material não influencia de maneira significativa na resistência ao colapso.

Seib et al. desenvolveram modelos de elementos finitos para o processo de expansão. O tubo, mais uma vez, foi representado como um corpo deformável enquanto o mandril como um corpo rígido. A lei de fricção de Coulomb também foi utilizada. Um tubo API com 500 mm de comprimento, diâmetro externo de 114,3 mm e espessura de parede de 6,35 mm foi discretizado em 750 elementos axissimétricos quadráticos. A geometria do cone variou, três ângulos foram usados, 10°, 20° e 45°. Foram utilizadas razões de expansão de 5, 15, 25 e 35% do diâmetro e coeficientes de fricção de 0,1, 0,2 e 0,4. O módulo elástico, o coeficiente de Poisson e a densidade do material usados foram respectivamente 200 GPa, 0,3 e 7800 Kg/m^3.

Os efeitos da variação das propriedades do material foram estudados para uma expansão de 25%, ângulo do mandril de 20° e um coeficiente de fricção de 0,2. Seib et al. observaram que o parâmetro de encruamento não tem nenhum efeito na

força de expansão, já a tensão de escoamento tem uma influência significativa nessa força. Quando a tensão de escoamento aumenta de 350 para 500 MPa, a força de expansão cresce de 350 para 500 kN, indicando que a expansão é mais fácil para valores de tensão de escoamento mais baixos.

A força de expansão, as tensões induzidas, a deformação radial excessiva na parede do tubo e as variações de comprimento e espessura da parede do tubo foram obtidas para as diferentes razões de expansão, ângulos de mandril e coeficientes de fricção utilizados.

Com o aumento do coeficiente de fricção a força de expansão aumentou. O valor médio da força aplicada dobrou quando o coeficiente de fricção aumentou de 0,1 para 0,4. Foi observado por Seib et al. que a força de expansão tem um pico no início do processo devido ao movimento repentino do mandril e depois se mantém relativamente constante. O mesmo efeito foi observado em Pervez et al.. Em relação à geometria do tubo, a espessura da parede diminui 15 a 20% em relação ao valor original, de acordo com o valor do coeficiente de fricção. Já o comprimento exibiu duas respostas diferentes dependendo das condições do processo de expansão, encurtando para alguns casos e alongando para outros. Concluiu-se que esta variação depende fortemente da magnitude da força de expansão, que por sua vez depende do coeficiente de fricção.

Ao variar a razão de expansão, deixando fixos os outros parâmetros, Seib et al. mostraram que a deformação radial excessiva e a força de expansão aumentam com a razão, enquanto a espessura do tubo continua diminuindo. A variação no comprimento apresentou um comportamento parecido com aquele que teve quando se variou o coeficiente de fricção. Ao estudar a influência dos diferentes ângulos do mandril, comportamentos similares aos anteriores foram obtidos. Concluiu-se que o ângulo ótimo para a expansão é de aproximadamente 20°.

Outro ponto apresentado foi a antecipação de falhas durante a expansão. Foi determinado que certas configurações geométricas e condições de carregamento levam a falha do tubo. Altas razões de expansão, mandris com baixos ângulos (esses proporcionam uma área de contato maior) e elevados coeficientes de fricção, por exemplo, podem levar a uma falha localizada. Seib et al. propuseram as seguintes soluções para prevenir qualquer falha prematura e inesperada: expandir o tubo sob compressão ao invés de tração; expandir o tubo sob estado plano de deformação,

onde o tubo apresenta ambas as extremidades fixas; usar um mandril esférico caso a expansão do tubo tenha que ser realizada sob tração.

Fonseca (2007) fez um estudo numérico e experimental do efeito da expansão radial a frio de tubos instalados em poços de petróleo. A parte experimental contou com o projeto e construção de um aparato de expansão para laboratório que pudesse simular as condições de expansão de tubos sólidos e furados (tubos base de telas de contenção de areia). Corpos de provas em escala real foram expandidos e, em seguida, submetidos à pressão hidrostática até o colapso.

Fonseca fez um modelo computacional do tubo íntegro com o mesmo comprimento dos corpos de prova (2000 mm), espessura de parede de 6,43 mm e diâmetro externo de 151,32 mm, com dupla simetria angular. O corpo contou com 26600 elementos, com dois elementos na espessura. O cone foi construído de acordo com suas dimensões reais e sua geometria foi representada fazendo o uso de uma casca, definida como uma superfície rígida. A extremidade inicial do tubo teve seu movimento de translação na direção axial restringido, enquanto a extremidade final permaneceu livre. O material foi definido com base na curva de material obtida nos ensaios axiais realizados em um dos corpos de prova. Assim como nos trabalhos anteriores, foi imposto ao cone um movimento na direção axial do tubo.

No modelo computacional, a resistência ao colapso foi obtida através de duas etapas. Na primeira aplicou-se um carregamento até uma pressão próxima a pressão de colapso esperada. Na segunda etapa, o método de Riks foi utilizado para a obtenção da pressão externa que causa o colapso da estrutura. A Tabela 3 apresenta a correlação numérico-experimental dos tubos sem furo para as pressões de colapso obtidas. O modelo numérico mostrou-se capaz de estimar o comportamento do tubo em função da expansão experimentada no trabalho de Fonseca (2007).

Tabela 3. Pressões de colapso numérica e experimental encontradas por Fonseca (2007)

Corpo de prova	Experimental P_c (psi)	Numérico P_c (psi)	Diferença (%)
INT-01	3573	3448	-3,64
TSF-01	1997	1957	-2,00
TSF-02	1958	1957	-0,05
TSF-03	2343	2740	16,94

Como mencionado anteriormente, não existem muitos trabalhos publicados referentes às características mecânicas de tubos expansíveis e ao seu comportamento durante e após a expansão. Apesar de ter sido um assunto abordado em outras publicações, Fonseca (2007) foi o que mais se aprofundou no efeito da expansão na pressão de colapso do tubo. O presente trabalho irá tratar do mesmo assunto com o objetivo de determinar a combinação ótima de diâmetro externo, espessura da parede e grau de expansão baseando-se na resistência ao colapso de tubos sólidos.

3. Metodologia

O trabalho é dividido em duas partes: numérica e experimental. A parte numérica é realizada com o auxílio de um programa de elementos finitos, onde se construiu modelos para descrever o processo de expansão de um tubo sólido. Os resultados das simulações foram comparados com os resultados adquiridos nos ensaios experimentais em escala real realizados em laboratório. Posteriormente, tubos intactos e expandidos foram submetidos à pressão externa até o colapso no interior de uma câmara hiperbárica, visando determinar suas resistências mecânicas. Os processos realizados na câmara hiperbárica também foram analisados no programa de elementos finitos para a posterior correlação numérico-experimental. Esse capítulo é dividido em duas partes principais, a primeira descreve e apresenta os resultados dos testes experimentais e a segunda descreve as principais características do modelo numérico desenvolvido.

3.1. Testes Experimentais

Os testes experimentais foram feitos em corpos de prova retirados de tubos expansíveis dedicado a aplicações em poços de petróleo e gás natural.

Para realizar os testes experimentais em laboratório, com representatividade do fenômeno estudado (expansão radial de elementos tubulares), um aparato de expansão foi projetado e construído.

3.1.1. Propriedades do Material

Como as características do constituinte dos tubos não foram fornecidas pelo fabricante, as propriedades do material foram determinadas a partir de ensaios de tração uniaxial, realizados em nove corpos de prova retirados dos tubos na direção

longitudinal (3 corpos de prova por tubo). Determinou-se, assim, as características elásticas do material (tensão de escoamento, coeficiente de Poisson e módulo de elasticidade) e a curva tensão-deformação no regime plástico. Dentre os três corpos de prova de um mesmo tubo, um foi instrumentado com dois extensômetros elétricos (*strain gages*) uniaxiais, aplicados no sentido longitudinal, em faces opostas para minimizar o efeito de flexão, um extensômetro uniaxial no sentido transversal e um *clip gage.* Os outros corpos de prova receberam apenas o *clip gage.* Os testes foram conduzidos de acordo com a norma ASTM E8M. A Tabela 4 contém as médias das propriedades elásticas determinadas para cada um dos 3 tubos usados nesse estudo (T1, T2 e T3). A Figura 12 mostra as três curvas médias de tensão verdadeira *versus* deformação plástica logarítmica que foram obtidas através dos ensaios de tração uniaxial.

Tabela 4. Propriedades elásticas do material.

Tubo	*E* (Mpa)	*V*	σ_y (MPa)
T1	207255,6	0,264	410
T2	207408,9	0,273	408
T3	205180,2	0,286	347

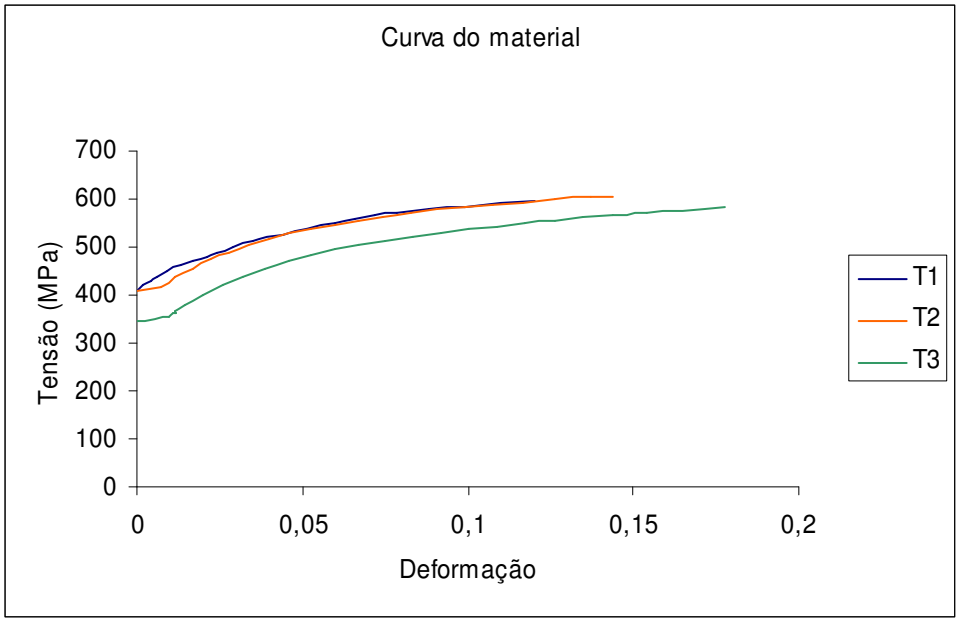

Figura 12. Curvas tensão-deformação verdadeira do tubo T1, T2 e T3 obtidas pelo ensaio de tração uniaxial.

3.1.2. Teste de Expansão

3.1.2.1. Aparato de Expansão

Como mencionado anteriormente, um aparato de expansão foi projetado e construído para reproduzir a expansão de elementos tubulares em escala real com diâmetro externo de até 152,4 mm (6 polegadas). Sua função é expandir o tubo sob tração. As partes principais são: cilindro, garra, cone expansor e fuso.

O cilindro impõe deslocamento ao cone expansor, que por sua vez deforma o tubo radialmente. As garras fixam a extremidade inicial do tubo a ser expandido, ou seja, aquela a ser a primeira a sofrer o processo de expansão, a outra extremidade permanece livre. O fuso transfere o deslocamento do cilindro ao cone durante todo o comprimento da amostra, garantindo seu movimento, uma vez que o cilindro permanece na extremidade inicial do tubo. A Figura 13 esquematiza o aparato de teste, a Figura 14 mostra em detalhes a geometria do cone expansor, este possui um furo cilíndrico ao longo de todo seu comprimento com um perfil de rosca compatível com a rosca externa do fuso. As dimensões do cone L_1, L_2 e L_3 são respectivamente 154, 133 e 309 mm.

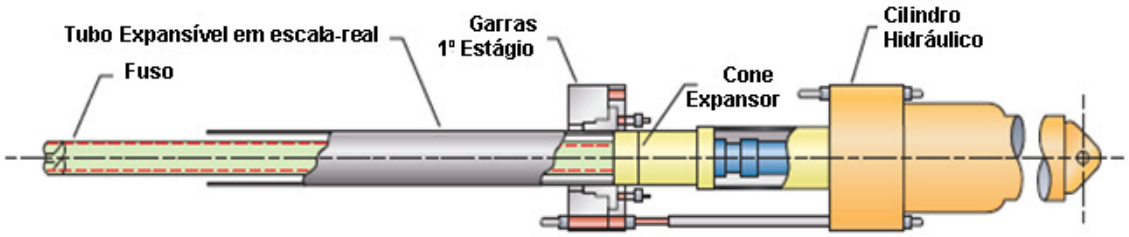

Figura 13. Desenho esquemático do aparato desenvolvido para expansão de tubos em escala real.

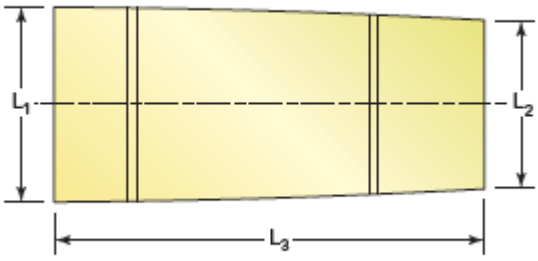

Figura 14. Detalhe da geometria do cone expansor.

A expansão ocorre em três estágios distintos. No primeiro, a porção inicial do tubo (450 mm) está sob compressão devido ao posicionamento das garras, Figura 15. Nesse estágio o cone é posicionado dentro do tubo. O segundo estágio se dá com o corpo de prova sob tração, nessa etapa as garras estão posicionadas apenas na

extremidade inicial do tubo, Figura 16. A expansão então ocorre até a capacidade máxima de deslocamento do cilindro. Atingida essa capacidade seu pistão é movido no sentido contrário e o fuso é girado para que sua extremidade encontre novamente a ponta do pistão do cilindro. Uma vez feito isso, o terceiro e último estágio é iniciado, completando o processo de expansão ao longo de todo o comprimento do tubo.

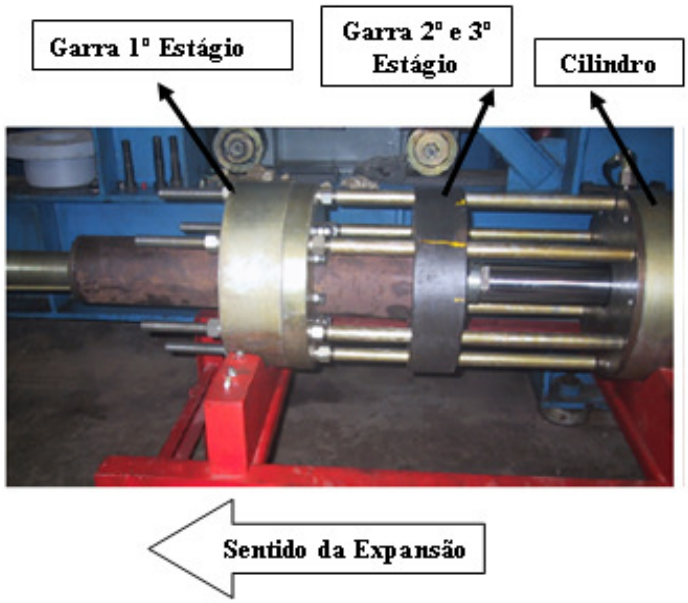

Figura 15. Posição das garras para o primeiro estágio de expansão.

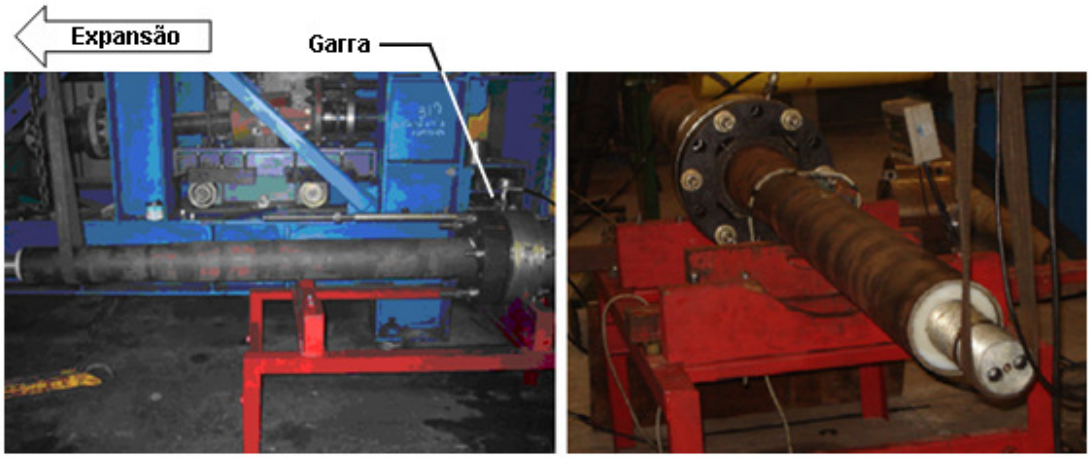

Figura 16. Posição das garras para o segundo e terceiro estágio de expansão.

3.1.2.2. Expansão do tubo sólido

Três corpos de prova de 2000 mm de comprimento, retirados de tubos destinados a este tipo de trabalho (tubos T1, T2 e T3), tiveram seus diâmetros originais expandidos em 10% (com base no diâmetro interno do tubo). Os testes foram

realizados através do aparato construído e com o objetivo de avaliar o comportamento de deformação do tubo durante o processo de expansão e de calibrar e validar o modelo numérico desenvolvido.

Mediram-se os diâmetros externos e as espessuras de cada amostra antes e após a expansão. Tais medidas geométricas foram levantadas nas seções nomeadas como I (inicial) e F (final) e enumeradas de 1 a 8. Cada seção foi medida em valores eqüidistantes entre si em 36°, ao longo da direção circunferencial (total de dez medidas por seção para a espessura e cinco para o diâmetro). A Figura 17 mostra um desenho esquemático das seções medidas e a Figura 18 contém detalhes dos pontos de medição.

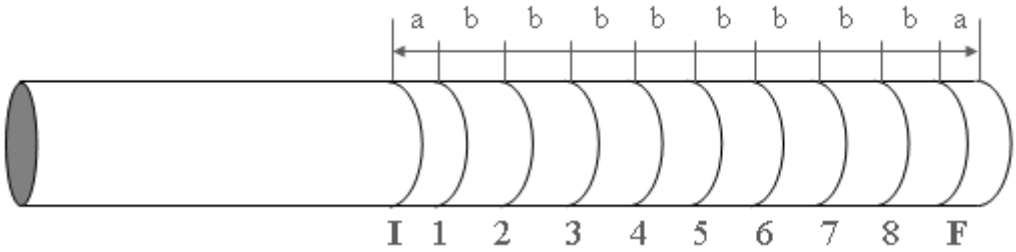

Figura 17. Desenho esquemático das seções medidas (sem escala). O valor de a é 75 mm e o de b 150 mm.

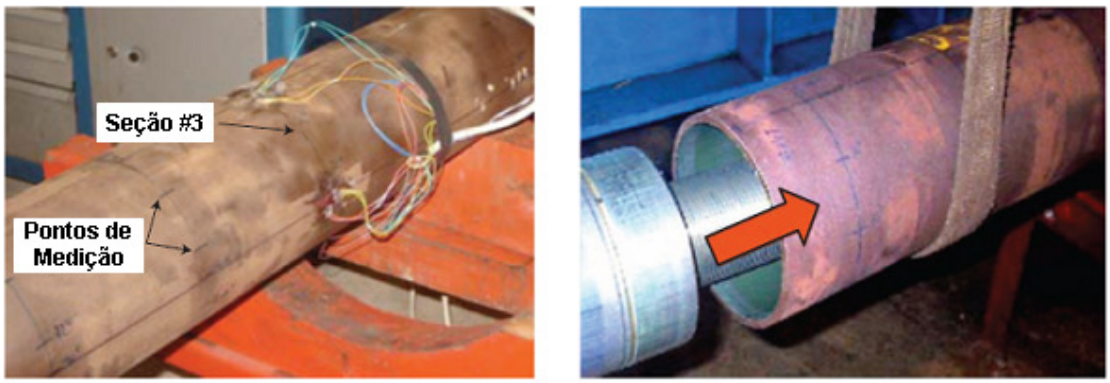

Figura 18. Detalhe dos pontos de medição e da instrumentação do tubo sólido

A Tabela 5 contém as propriedades geométricas, coletadas antes e após a expansão e suas diferenças, dos 3 corpos de prova expandidos (T1SFE-01, T2SFE-02 e T3SFE-03) e dos três tubos não expandidos também usados neste trabalho (T3SFI-01, T3SFI-02 e T3SFI-03). A ovalização calculada de acordo com a Equação 5, onde Δ_o é a ovalização de uma dada seção, D_{max} o maior valor de diâmetro encontrado nessa seção e $D_{mín}$ o menor, também está presente na Tabela 5.

$$\Delta_0 = \frac{D_{\max} - D_{\min}}{D_{\max} + D_{\min}} \tag{5}$$

Tabela 5. Dados geométricos coletados antes e após a expansão.

Corpo de Prova	Diâmetro Médio (mm)		∆D (%)	Espessura Média (mm)		∆t (%)	Ovalização Máxima (%)		∆ov (%)
	Antes	Após		Antes	Após		Antes	Após	
T1SFE-01	151,69	166,47	+9,74	6,492	6,434	-0,89	0,1	0,168	+68,00
T2SFE-02	151,53	166,4	+9,81	6,439	6,439	0,00	0,1	0,098	-2,00
T3SFE-03	151,37	166,3	+9,86	6,425	5,974	-7,02	0,07	0,111	+58,57
T3SFI-01	151,11	---	---	6,427	---	---	0,2	---	---
T3SFI-02	151,71	---	---	6,489	---	---	0,082	---	---
T3SFI-03	151,63	---	---	6,428	---	---	0,083	---	---

A ovalização aumentou após a expansão, quando o esperado era que ela diminuísse devido à quase inexistente ovalização do cone expansor. Esse aumento pode ser explicado pelo espaço existente entre o a superfície externa do cone e a interna do tubo sólido durante o processo. Dessa forma o cone não imprime no tubo sua seção transversal circular, e este mantém sua seção ovalizada, que é ligeiramente agravada com a expansão. A existência desse espaço, ou *gap,* foi mencionada por Pervez et al. (2007). A excentricidade é outro fator que pode contribuir para o aumento da ovalização.

Após o primeiro estágio de expansão, o corpo de prova T3SFE-03 foi instrumentado com seis extensômetros elétricos. A instrumentação se deu na seção #3, a 1025 mm da extremidade inicial do tubo. Os extensômetros foram instalados aos pares, para mapear as deformações longitudinais e transversais, em três diferentes pontos na seção escolhida, 0°, 90° e 180°. Esta distribuição pode ser visualizada na Figura 18. O cilindro recebeu um transmissor de pressão.

A pressão aplicada ao cilindro, limitada em 3000 psi, controla o experimento. Dessa forma, a taxa de expansão é baixa, realizando a expansão radial em um processo quase-estático, com deformação transiente apenas na região do corpo de

prova que está sendo expandida. Uma vez que o tubo está encurtando em seu comprimento enquanto o diâmetro está sendo expandido, os extensômetros transversais mostram um aumento na deformação e os longitudinais uma redução.

3.1.3. Ensaio de Colapso

Os ensaios de colapso foram realizados em uma câmara hiperbárica com capacidade de 7500 psi. A câmara é preenchida com água até que todo ar do seu interior seja retirado. A pressurização ocorre a uma taxa inferior a 200 psi/min e é feita com água através de uma bomba hidráulica de acionamento pneumático. Uma válvula para controle de vazão foi usada.

Os equipamentos utilizados nos teste de colapso foram: Câmara hiperbárica com capacidade para 7500 psi; bomba hidráulica com acionamento pneumático para 30000 psi (Haskel); Malha para medição de pressão (certificado de calibração RBC Nº PE-0330/2006, de 21/11/2006) contendo transdutor de pressão para 15000 psi WIKA (KTPP014), módulo condicionador de sinais SCXI-1001 National Instruments (AQD002M2) e Micro-computador com placa A/D para a aquisição e interpretação dos dados, Figura 19.

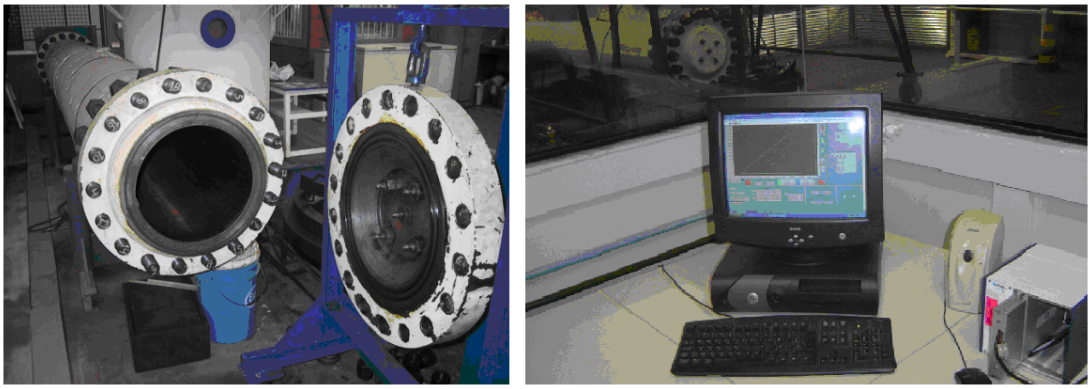

Figura 19. Câmara hiperbárica com capacidade para 7500 psi e sistema de aquisição de dados.

Os tubos expandidos tiveram suas extremidades iniciais retiradas para evitar que as marcas impostas pela garra no primeiro, segundo e terceiro estágio de expansão influenciassem de alguma maneira o ensaio. Desta forma, os corpos de prova ficaram com um comprimento de 1500 mm. Ao invés dos 2000 mm iniciais. Três tubos sólidos expandidos foram testados na câmara hiperbárica para a determinação da pressão de colapso. Para efeito de comparação, três tubos sólido não expandidos também foram submetidos à pressurização no interior da câmara. O colapso ocorreu

na porção central de cada um dos corpos de prova. A seção colapsada apresentou uma configuração “osso-de-cachorro” (*dogbone*), Figura 20.

Figura 20. Corpo de prova T2SFE-02 colapsado após ter sido submetido à pressão externa na câmara hiperbárica.

Os resultados dos ensaios de colapso podem ser visualizados graficamente através da Figura 21. O corpo de prova T3SFE-03 apresentou a maior resistência ao colapso entre os três elementos tubulares expandidos. No entanto, não há motivo significativo dentre as propriedades geométricas do tubo (ovalização, diâmetro externo, espessura da parede ou razão D/t) que justifique tal comportamento. Os tubos sólidos não expandidos (T3SFI-01, T3SFI-02 e T3SFI-03), como já esperado, apresentaram pressões de colapso significativamente maiores do que as apresentadas pelos tubos expandidos. Em média, as pressões de colapso dos tubos expandidos foram em torno de 50% mais baixas do que as dos tubos que não sofreram o processo de expansão.

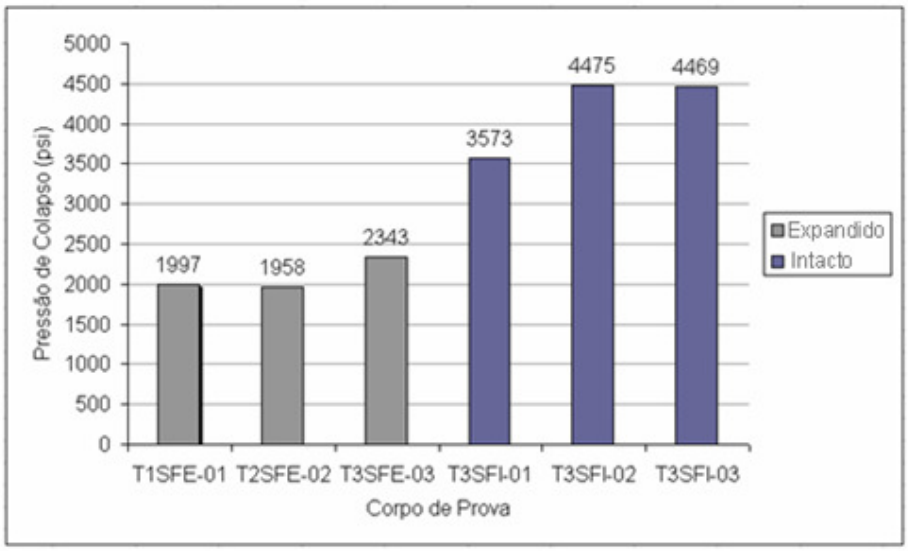

Figura 21. Resultados dos testes de colapso para tubos sólidos.

3.2. Modelagem Numérica

Modelos numéricos não lineares foram desenvolvidos utilizando o método de elementos finitos através do programa comercial Abaqus (versão 6.5-1), capaz de simular o processo de expansão a frio e o comportamento dos tubos sob pressão radial. Foram levadas em consideração não linearidades geométricas, contato entre o cone de expansão e a face interna do tubo e não linearidades do material. Simulou-se o processo de expansão e o carregamento de pressão externa através da integração implícita das equações de equilíbrio em dois passos. O modelo criado foi capaz de reproduzir com sucesso os experimentos físicos realizados. Após sua calibração com os resultados obtidos em laboratório, o modelo foi utilizado para analisar-se mais profundamente o comportamento mecânico de tubos sólidos expansíveis e a influência da expansão na sua resistência contra o colapso.

3.2.1. Descrição do modelo numérico

3.2.1.1. Geometria

Modelos de elementos finitos tridimensionais de um tubo sólido e um cone expansor foram criados através do programa comercial Abaqus (versão 6.5-1) como mostrado na Figura 22. Uma vez que não há simetria axial que permita reduzir o modelo, a geometria do tubo foi construída com o mesmo comprimento dos corpos de prova, após serem preparados para os testes de colapso (1500mm). O modelo conta com um plano de simetria definido pelos eixos 1 e 3 e outro definido pelos eixos 1 e 2. Dessa forma, apenas ¼ do tubo foi modelado, reduzindo o número de equações a serem calculadas e conseqüentemente, o tempo computacional requerido.

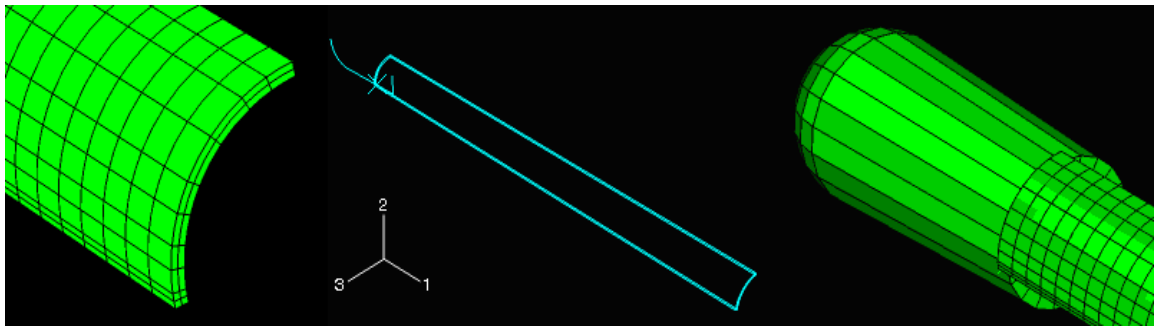

Figura 22. Detalhe do modelo tridimensional de elementos finitos de um tubo sólido e um cone expansor.

A geometria do tubo foi criada como um corpo deformável, cada modelo contém as propriedades geométricas correspondentes ao elemento tubular estudado. Os valores usados foram os diâmetros e espessuras médias, e a máxima ovalização encontrada ao longo do comprimento de cada corpo de prova. A malha foi criada em uma rotina externa ao programa ABAQUS escrita em Fortran. Esse recurso permite que a seção transversal do tubo modelado possua uma forma elíptica, proporcionando a ovalização desejada, que apresenta um valor máximo no meio do tubo e decai em direção às extremidades.

As dimensões reais do cone de expansão (L_1, L_2 e L_3 respectivamente 154, 133 e 309 mm) foram obtidas para serem utilizadas no modelo numérico. O cone foi modelado como um corpo rígido analítico, com um ponto de referência (RP) para controlar seu deslocamento e permitir assim a expansão. Suas extremidades, onde o contato pode ocorrer, foram adaptadas para evitar qualquer possibilidade de induzir altas concentrações de tensão. A Figura 23 apresenta detalhes da geometria do cone com seu ponto de referência RF.

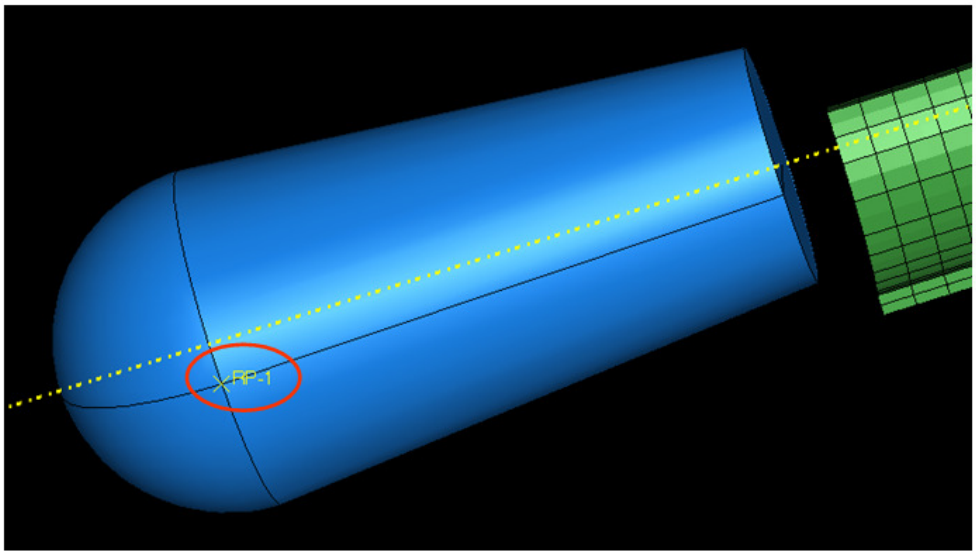

Figura 23. Detalhes da geometria do cone expansor modelado como um corpo rígido analítico. Suas extremidades arredondadas e seu ponto de referência RF.

3.2.1.2. Material

O modelo de elementos finitos demanda as propriedades do material constituinte dos tubos sólidos para estudar a resposta estrutural sob expansão a frio e carregamento externo. Uma vez que o tubo sofre deformações plásticas significativas, um comportamento elástico-plástico foi utilizado. A lei de encruamento cinemático foi

utilizada juntamente com a de encruamento isotrópico para simular o efeito Bauschinger. O efeito Bauschinger é observado em muitos metais e consiste na redução da tensão de escoamento sob carregamento reverso após ocorrência de deformação plástica durante a carga inicial, detalhado no item 2.1.7.3.. As propriedades de material inseridas no programa dependem do tubo que está sendo analisado e são baseadas nas propriedades determinadas a partir dos testes de tração uniaxial anteriormente mencionados.

3.2.1.3. Malha

Elementos sólidos quadráticos tridimensionais (C3D27) com número variável de nós foram utilizados. Um estudo de sensibilidade de malha foi realizado para determinar a malha mais adequada. Um modelo típico apresenta 80 elementos na direção axial, dois elementos na espessura e dez elementos na direção angular. A direção angular foi dividida de acordo com a seguinte configuração, onde cada porção apresenta um elemento: 10°; 10°; 15°; 15°; 10°; 10°; 7.5°; 7.5°; 2.5°; 2.5°. Dessa forma, as partes que supostamente sofrerão maiores deformações e carregamentos se encontram mais refinadas. Detalhes da malha do tubo podem ser vistos na Figura 22 na seção 3.2.1.1..

3.2.1.4. Contato, Carregamento e Condições de Contorno

O contato entre o cone expansor e a superfície interna do tubo foi modelado de acordo com a lei de fricção de Coulomb, no entanto, uma vez que o teste experimental foi realizado com graxa entre as superfícies, o coeficiente de fricção utilizado foi zero. Em simulações futuras, este parâmetro pode ser facilmente modificado visando introduzir a influência do atrito. Durante o primeiro passo, referente ao processo de expansão, nenhuma carga foi aplicada. No segundo passo, para simular o teste de colapso, foi aplicada pressão na direção radial sobre a superfície externa do tubo. Uma pressão equivalente a anterior foi aplicada na direção axial sobre a área lateral do tubo, a fim de simular o carregamento hidrostático que ocorre dentro da câmara hiperbárica, Figura 24.

Com o objetivo de reproduzir os testes experimentais, algumas condições de contorno específicas foram usadas. Durante o primeiro passo, a extremidade do tubo onde a expansão começa foi restringida de movimentar-se na direção 1 (direção axial), simulando o conjunto de garras do segundo e terceiro estágio. Somado a isso, um deslocamento na direção 1 foi imposto ao ponto de referência do cone para movê-lo

através do tubo enquanto tinha suas rotações restringidas nas direções 4, 5 e 6, realizando a expansão sob tração. Para o passo de colapso, uma extremidade do tubo foi presa em todas as direções enquanto a outra permanecia livre para mover-se na direção 1, permitindo o alongamento do tubo que eventualmente ocorre sob pressão externa. Figura 24 contém os carregamentos e as condições de contorno para ambos os passos.

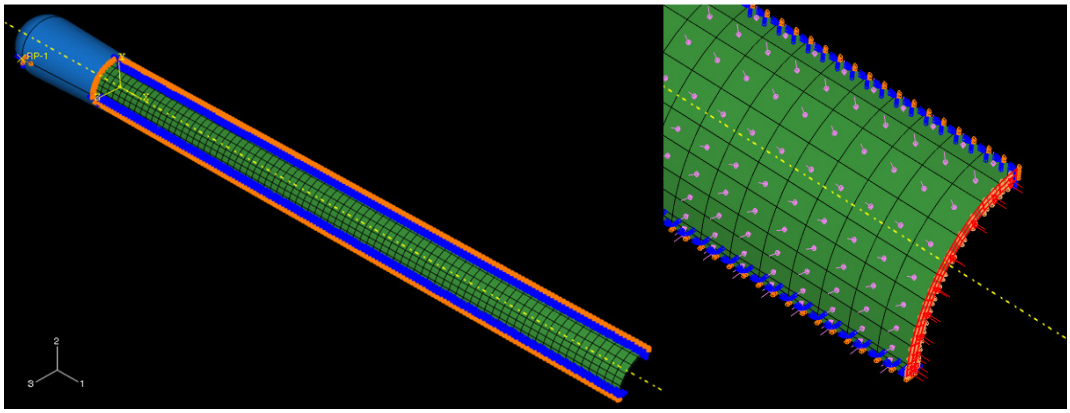

Figura 24. Cargas e condições de contorno para o passo 1 (esquerda) e 2 (direita).

4. Resultados e Discussões

Nesse capítulo são discutidos os resultados da metodologia exposta no capítulo 3. O capítulo é dividido em três partes. Na primeira os resultados e características provenientes do modelo numérico são expostos e discutidos. Posteriormente apresenta-se a correlação numérico-experimental obtida no trabalho que possibilitou a validação do modelo desenvolvido. A última parte consiste em um estudo paramétrico realizado variando-se ovalização (ov), excentricidade (Ec), razão de expansão (RE) e razão diâmetro-espessura (D/t).

4.1. Resultado Numérico

Durante a análise do primeiro passo, a deformação do tubo foi monitorada e comparada aos resultados obtidos nos testes experimentais. A Figura 25 apresenta um gráfico referente ao nó 50171 situado nas coordenadas (656,2500; 75,7703; 0,0000) mm, pertencente ao modelo numérico T2SFE-02, onde o deslocamento na direção 2 é plotado contra o tempo. A deformação plástica equivalente ao longo do tubo (modelo T1SFE-01) durante o passo 1 é mostrada na Figura 26.

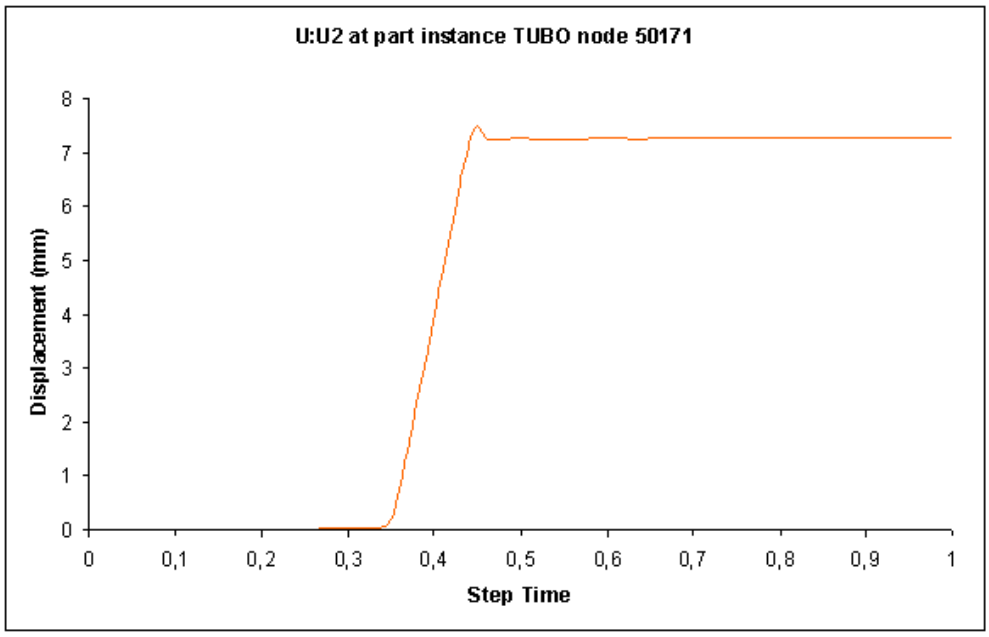

Figura 25. Deslocamento na direção 2 para o nó 50171 do modelo T2SFE-02 versus deslocamento do cone.

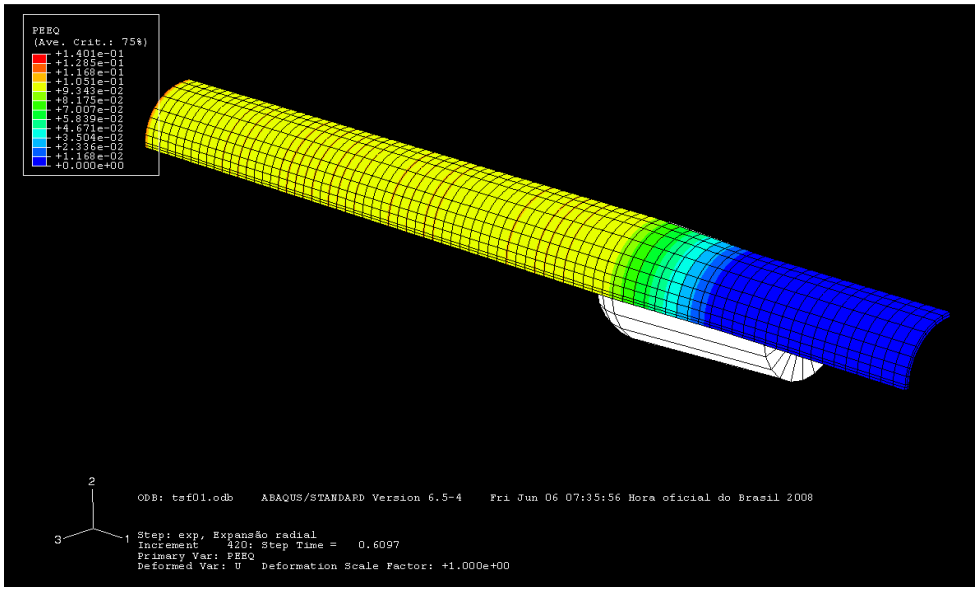

Figura 26. Deformação plástica equivalente plotada ao longo do modelo T1SFE-01 durante o primeiro *step*.

Observa-se que o modelo numérico reproduz a natureza quase estática do experimento de expansão realizado, onde a deformação ocorre apenas na região que está sendo expandida. No entanto este mostra uma pequena recuperação da deformação elástica que não foi percebida pelo sistema de aquisição usado no laboratório e que pode ser vista no gráfico anteriormente mencionado (Figura 25). O deslocamento final na direção 2 para o nó 50171 foi de 7.27mm (baseado no diâmetro

externo), o que resulta em uma deformação na direção circunferencial de 10.08 % (neste nó). A deformação média do experimento foi de 9.81 %. Comportamentos similares foram observados para todos os modelos desenvolvidos.

Para a determinação da pressão de colapso dos tubos sólidos expandidos ou não, através do algoritmo modificado de Riks para controle de incrementos, pressão foi aplicada na face externa. Este tipo de análise foi escolhido, pois a carga é proporcional e a solução exibe instabilidade. A Figura 27 apresenta a configuração pós colapso para o modelo numérico T2SFE-02. O colapso ocorre na mesma direção da ovalização imposta, ou seja, direção 2. Como observado nos testes experimentais, o tubo assume uma configuração pós-colapso comumente conhecida como "osso-de-cachorro" (*dogbone*) na mesma direção da ovalização imposta.

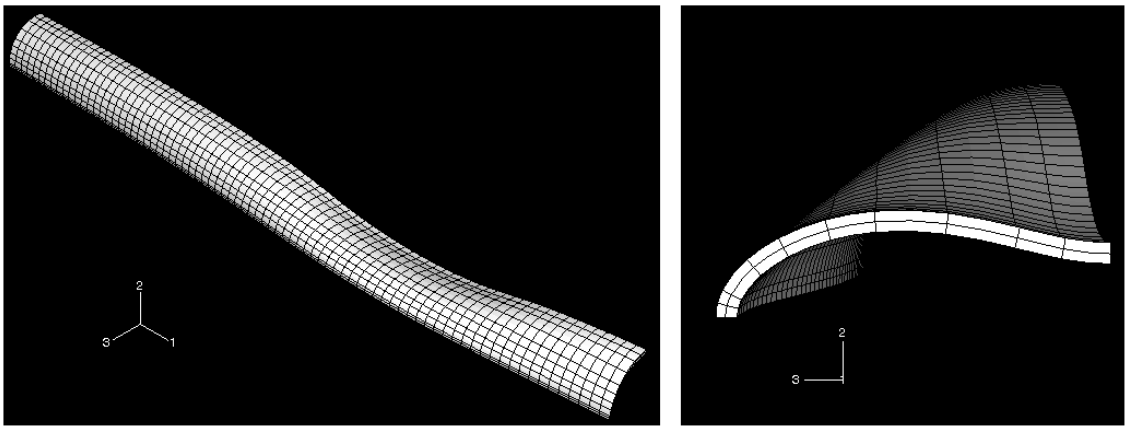

Figura 27. Configuração pós colapso para o modelo T2SFE-02 referente ao último incremento do segundo *step*. Tubo assume uma configuração de "osso-de-cachorro".

A Figura 28 demonstra graficamente como o efeito Bauschinger e o carregamento hidrostático (carga axial devido ao tamponamento das extremidades do tubo durante o teste realizado na câmara hiperbárica) são importantes na análise numérica para determinação da pressão de colapso buscada neste trabalho. Dois modelos extras foram criados em alternativa ao modelo original T2SFE-02, um não levando em consideração o efeito Bauschinger (T2SFE-02NBE) e outro desconsiderando o carregamento hidrostático durante o teste de colapso (T2SFE-02NHL). A linha pontilhada apresentada no gráfico é referente ao resultado obtido no experimento realizado em laboratório. Apesar da diferença entre o modelo original e o modelo sem carga axial ser pequena para este caso (5,4%), ela varia em função da geometria e do processo sendo analisado. Quando o efeito Bauschinger é desprezado a diferença entre as pressões de colapso determinadas é significativamente maior. O

modelo T2SFE-02NBE mostrou resistência ao colapso 65% maior do que a resistência mostrada pelo modelo original (com carregamento hidrostático e encruamento cinético). Por tanto, a inclusão de ambos os efeitos é de extrema importância para a confiabilidade do modelo desenvolvido. Pela figura 28 pode-se notar que o modelo T2SFE-02 foi o que apresentou melhor correlação numérico-experimental e, portanto, foi o modelo utilizado no restante desse trabalho.

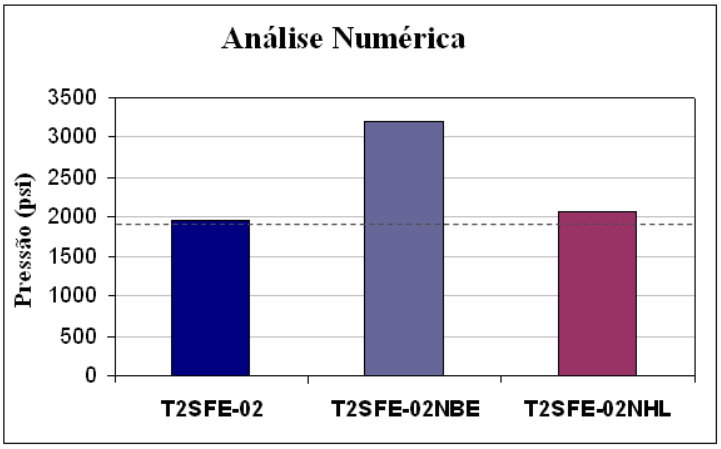

Figura 28 - Comparação da pressão de colapso determinada para o modelo original (T2SFE-02), modelo sem encruamento cinético (T2SFE-02NBE) e modelo sem carregamento axial (T2SFE-02NHL).

4.2. Correlação Numérico-Experimental

Seis análises foram realizadas, três referentes a cada um dos tubos expandidos e três a cada um dos tubos não-expandidos. A Tabela 6 contém os resultados dos testes experimentais e das análises numéricas, mostrando também a diferença em porcentagem entre as duas pressões de colapso obtidas para cada tubo ($\Delta Pc\%$). Para alcançar essa correlação, o modelo numérico foi ajustado para ser capaz de reproduzir os experimentos. Uma boa correlação entre as análises e os testes em laboratório é observada, provando a capacidade do modelo numérico de estimar o comportamento do tubo em função da expansão realizada. Uma vez validado, o modelo pôde ser utilizado para analisar mais detalhadamente o comportamento do tubo expandido e para realizar um estudo paramétrico.

Tabela 6 – Comparação numérico-experimental das pressões de colapso dos tubos sólidos.

Corpo de Prova	Experimental Pc (psi)	Numérico Pc (psi)	ΔPc (%)
T1SF-01	1997	2045	+2,40
T2SF-02	1958	1984	+1,32
T3SF-03	2343	1810	-22,50
T3SFI-01	3573	3868	+8,26
T3SFI-02	4475	4303	-3,84
T3SFI-03	4469	4235	-5,24

4.3. Estudo Paramétrico

Os parâmetros variados no estudo paramétrico foram ovalização (ov), excentricidade (Ec), razão de expansão (RE) e razão diâmetro-espessura (D/t). Quatro grupos foram criados, o primeiro com ov = 0.5% e Ec = 0%, o segundo com ov = 0.1% e Ec = 0%, o terceiro com ov = 0.5% e Ec = 2% e, por último, um grupo com ov = 0.1% e Ec = 2%. As pressões de colapso foram determinadas para razões de expansão entre 5% e 20%. Para cada razão de expansão, diferentes análises foram realizadas variando-se a razão diâmetro-espessura (D/t) do elemento tubular entre 14 e 32. As propriedades de material utilizadas no estudo foram aquelas referentes ao corpo de prova T2SFE-02.

Para variar-se a D/t da geometria dos tubos, manteve-se o mesmo diâmetro externo de 193,675 mm (7 5/8”) para todos os modelos e variou-se a espessura de forma a obter a D/t desejado. O diâmetro de 193,675 mm foi escolhido por ser um diâmetro mais usual na construção de poços que aquele utilizado nos ensaios experimentais. O diâmetro interno, portanto, muda de acordo com a análise realizada. Para variar-se a RE, mudou-se a dimensão L1 (Figura 14) apenas. Logo, o ângulo da superfície lateral do cilindro muda de acordo com a RE utilizada (para uma RE=5% tal ângulo é menor que para uma RE=15%).

A Figura 29, Figura 31, Figura 33 e Figura 35 mostram no eixo das ordenadas a relação entre a pressão de colapso obtida em cada análise e a pressão de colapso original determinada para um tubo não expandido (Pc/Pco), no eixo das abscissas têm-se as razões de expansão. Na Figura 30, Figura 32, Figura 34 e Figura 36 o eixo das ordenadas apresenta apenas a pressão de colapso em MPa enquanto o das abscissas continua mostrando a razão de expansão utilizada.

Pelas Figuras 30, 32, 34 e 36, vê-se que para maiores razões diâmetro-espessura a pressão de colapso do tubo é menor, enquanto os tubos com menores razões D/t apresentam paredes mais espessas e são, portanto, mais robustos. Para D/t = 26 (Figura 30) e RE = 0, o tubo possui uma pressão de colapso de 21,54 MPa, já para um D/t = 17 essa pressão, para a mesma razão de expansão, é de 46,5 MPa, 116% maior.

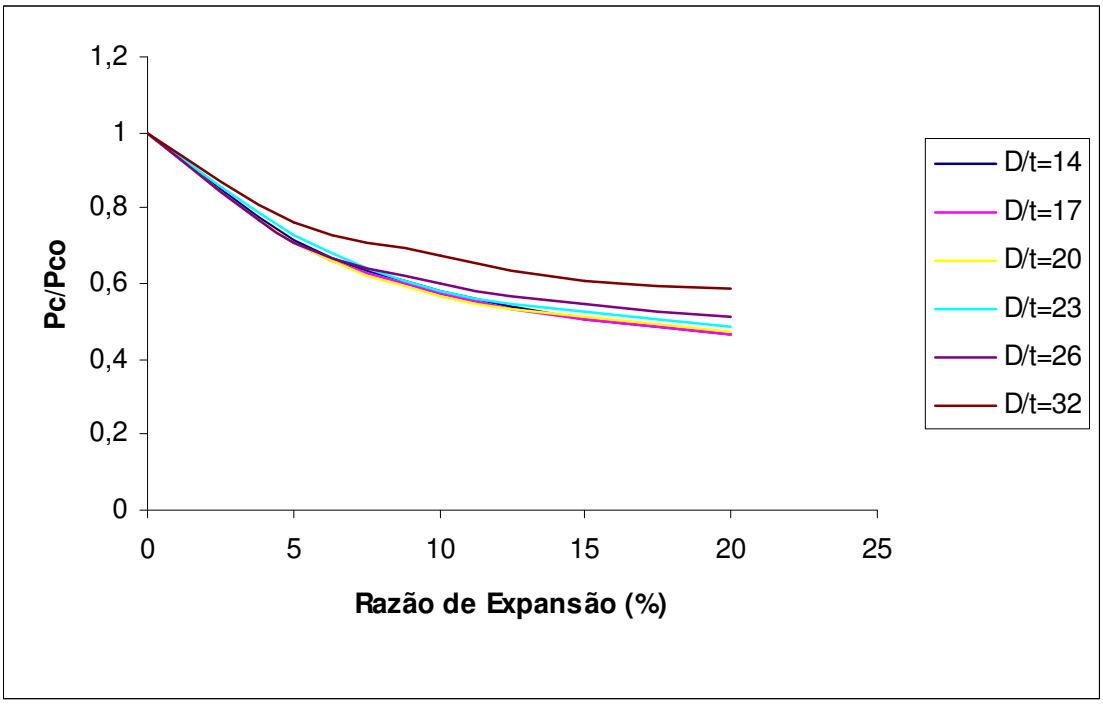

Figura 29 - Razão entre a pressão de colapso do tubo expandido (Pc) e a pressão de colapso do tubo original (Pco) versus razão de expansão para tubos com diferentes valores de D/t. Gráfico referente ao grupo 1.

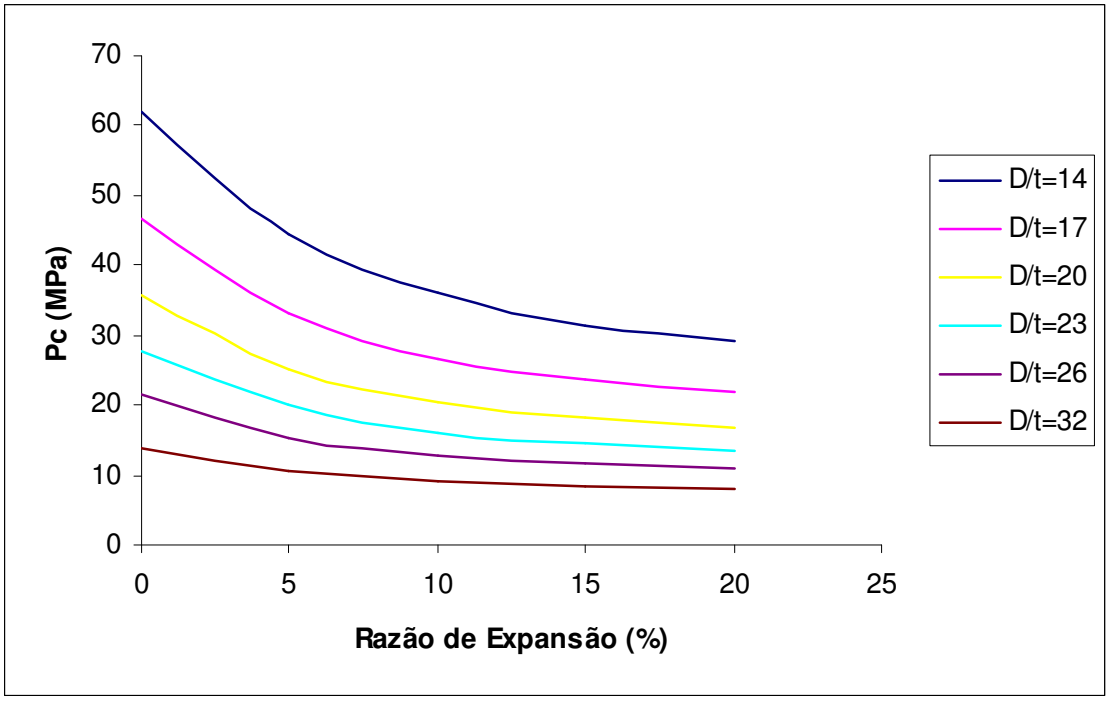

Figura 30 – Pressão de colapso (MPa) versus razão de expansão para tubos com diferentes valores de D/t. Gráfico referente ao grupo 1.

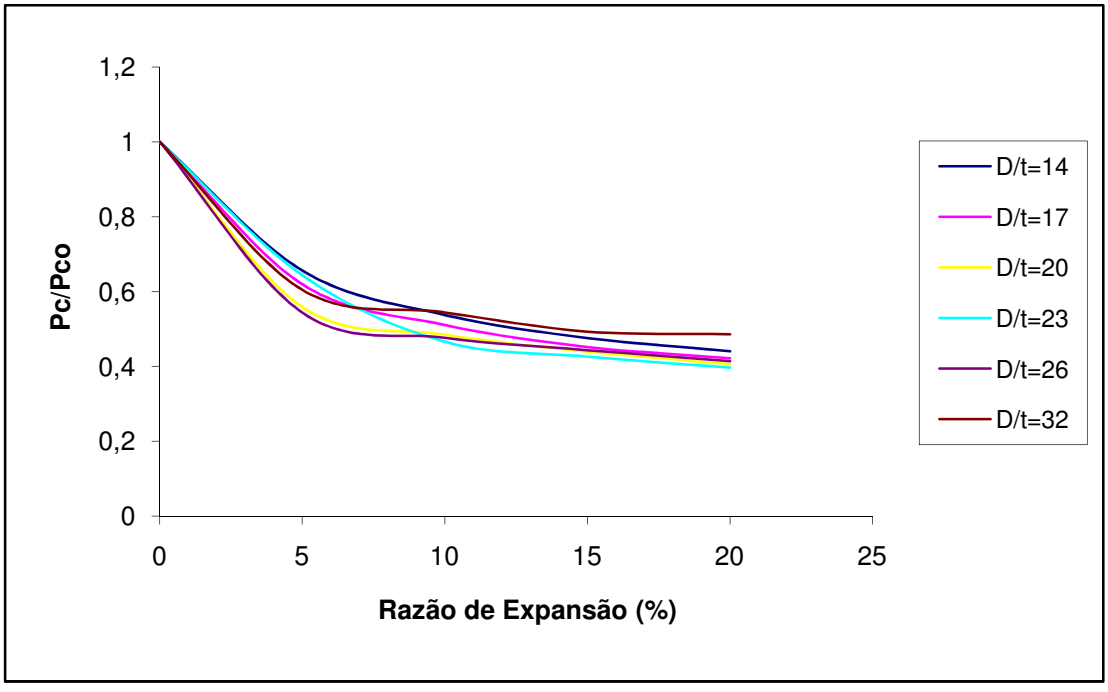

Figura 31 - Razão entre a pressão de colapso do tubo expandido (Pc) e a pressão de colapso do tubo original (Pco) versus razão de expansão para tubos com diferentes valores de D/t. Gráfico referente ao grupo 2.

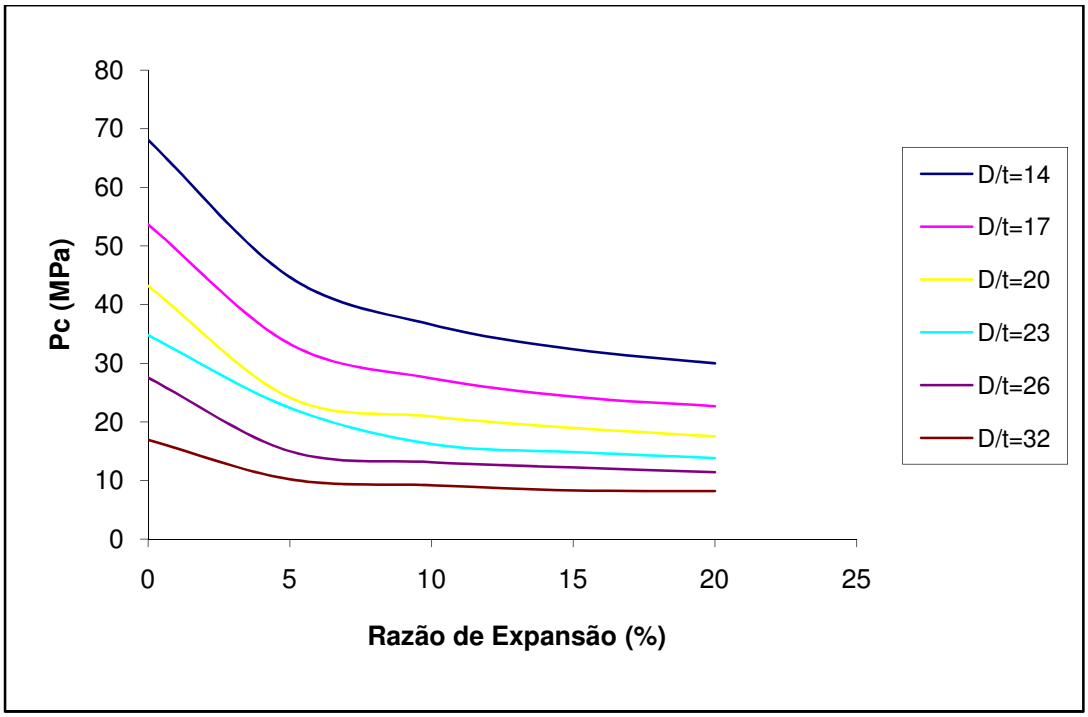

Figura 32 – Pressão de colapso (MPa) versus razão de expansão para tubos com diferentes valores de D/t. Gráfico referente ao grupo 2.

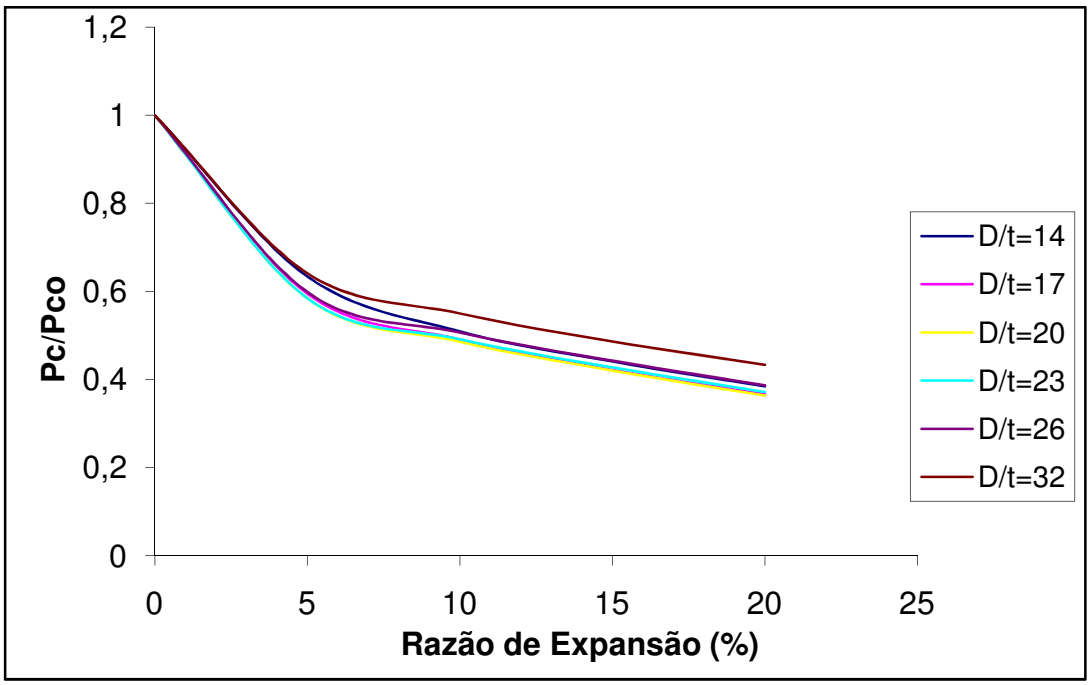

Figura 33 - Razão entre a pressão de colapso do tubo expandido (Pc) e a pressão de colapso do tubo original (Pco) versus razão de expansão para tubos com diferentes valores de D/t. Gráfico referente ao grupo 3.

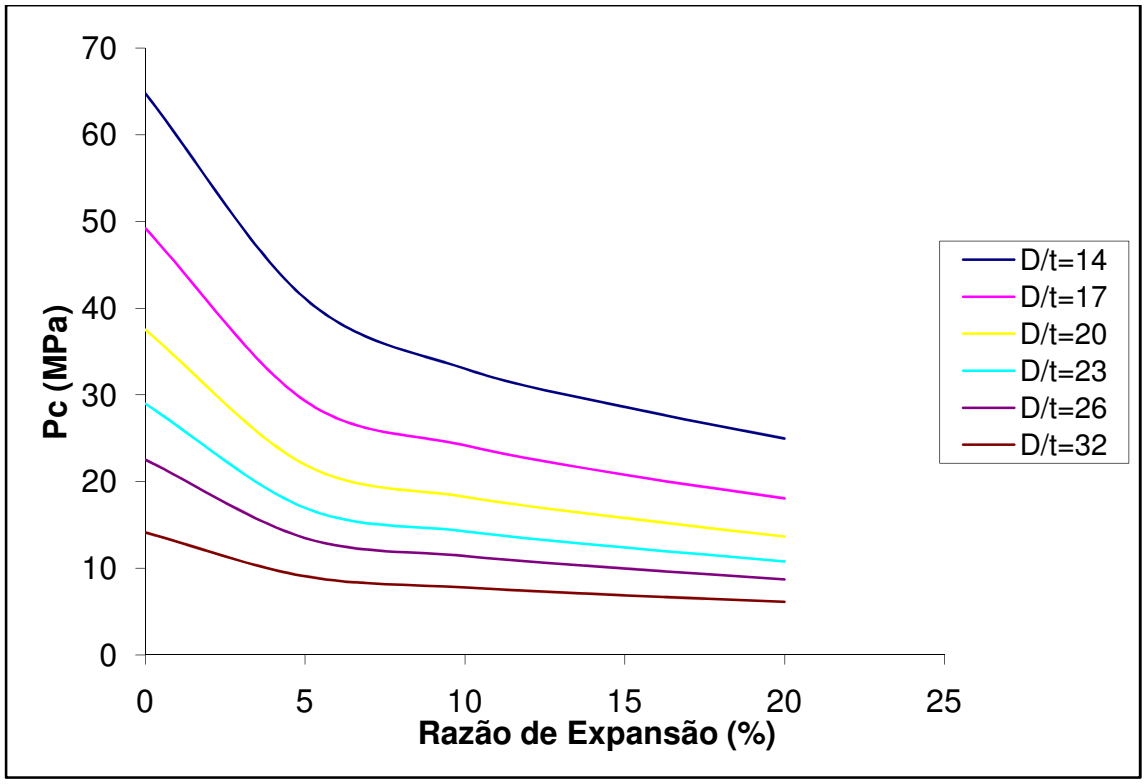

Figura 34 – Pressão de colapso (MPa) versus razão de expansão para tubos com diferentes valores de D/t. Gráfico referente ao grupo 3.

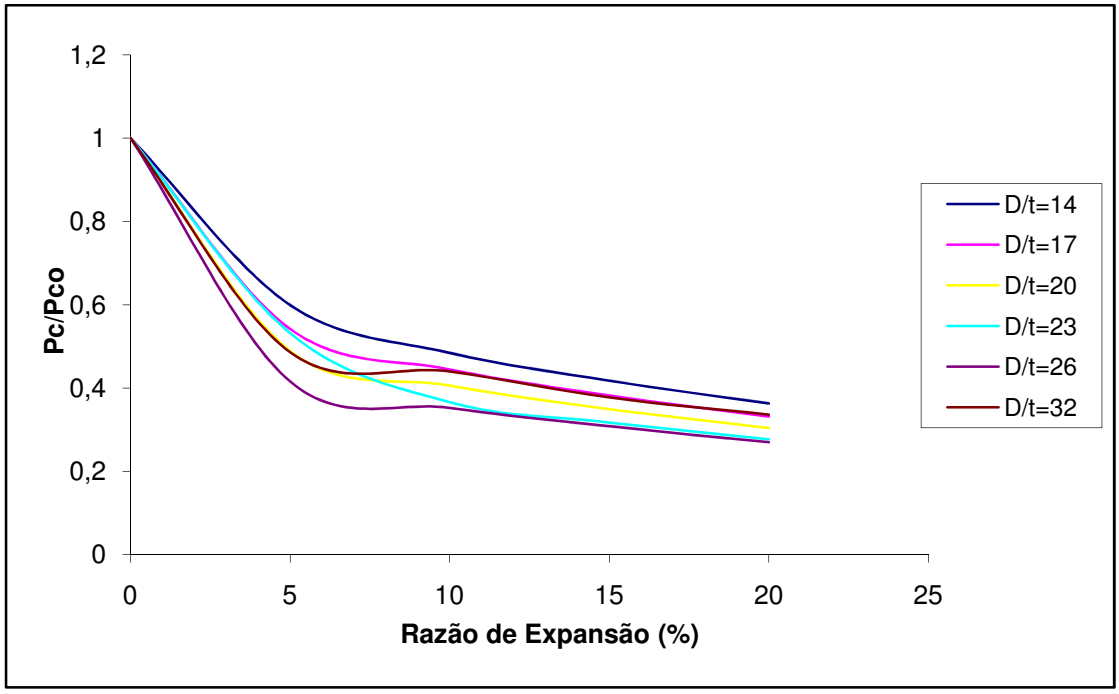

Figura 35 - Razão entre a pressão de colapso do tubo expandido (Pc) e a pressão de colapso do tubo original (Pco) versus razão de expansão para tubos com diferentes valores de D/t. Gráfico referente ao grupo 4.

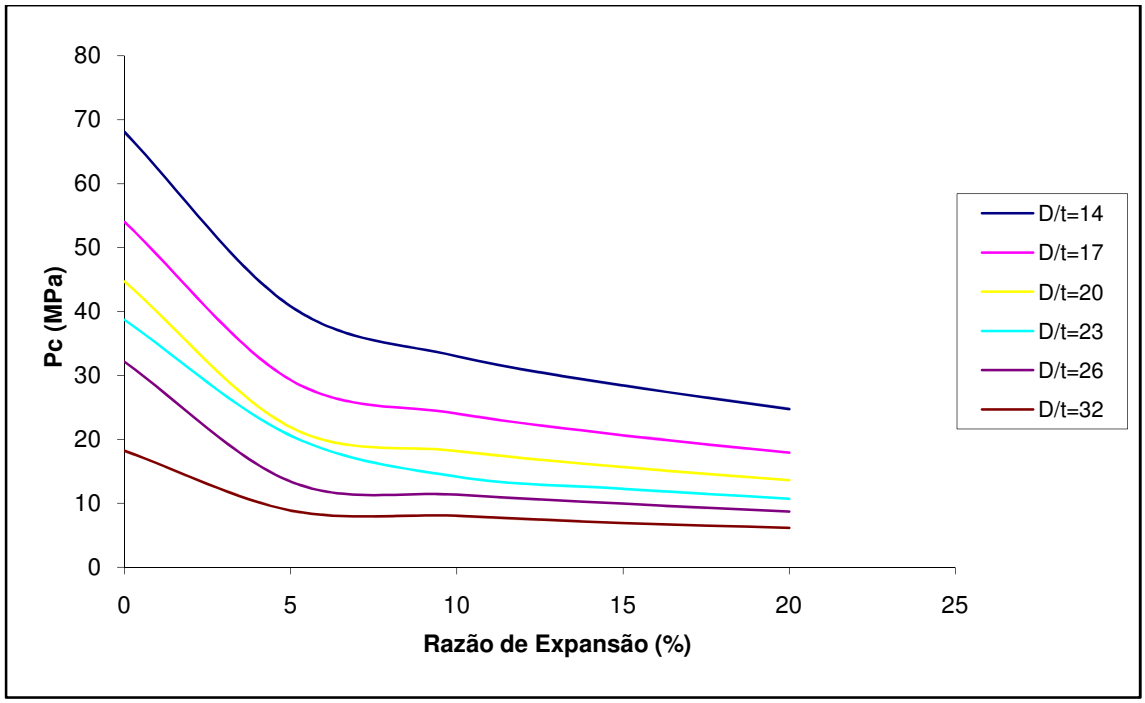

Figura 36 – Pressão de colapso (MPa) versus razão de expansão para tubos com diferentes valores de D/t. Gráfico referente ao grupo 4.

Como pode ser observado nas figuras anteriores, os elementos tubulares apresentam considerável redução na pressão de colapso com o aumento da razão de expansão (RE). Esta redução se deve ao efeito Bauschinger e à maior razão diâmetro-espessura (D/t) final do tubo (como já mencionado a espessura (t) diminui com o aumento do diâmetro externo (D) durante o trabalho a frio de expansão). A influência do efeito Bauschinger já foi detalhada no item 2.1.7.3.. Em todos os grupos tubos com diferentes D/t's possuem o mesmo comportamento frente ao aumento da RE, com um efeito prejudicial semelhante. Foi observado que para os grupos 1 e 2, para os quais os tubos modelados possuem excentricidade igual a zero, algumas análises apresentaram a região de colapso se formando de forma invertida. Ou seja, os tubos colapsavam na direção 3, oposta a direção da ovalização inicial, e não na direção 2. Nos grupos 3 e 4 todos os tubos apresentaram colapsos na mesma direção da ovalização inicial.

Com exceção do D/t = 32, os elementos tubulares dos grupos 1 e 3, que possuem ov = 0,5%, apresentaram maior semelhança no efeito prejudicial. O tubo com razão diâmetro-espessura igual a 32 mostra uma menor taxa de redução da pressão de colapso com a RE. Isso se deve ao fato de sua parede ser significativamente mais fina permitindo que o cone expansor imprima sua geometria não ovalizada no tubo conforme este é expandido. A ovalização influencia na pressão de colapso de maneira

inversa, ou seja, quanto menor o valor desse parâmetro, maior a resistência do elemento tubular ao colapso. Para os grupos 2 e 4, por sua vez, maiores razões diâmetro-espessura resultam em uma intensificação do efeito prejudicial na pressão de colapso ao se aumentar a razão de expansão. No entanto, assim como ocorre para os tubos com ov = 0.5%, o tubo de parede mais fina (D/t = 32) tem a menor taxa de redução da pressão de colapso com a RE.

A Tabela 7 apresenta os valores de Pc/Pco médios para cada um dos 4 grupos, os mesmos valores estão apresentados de forma gráfica na Figura 37. Repare que apesar de apresentar valores maiores para a pressão de colapso (Pc), o grupo 2 (ov = 0.1% e Ec = 0%) apresenta uma taxa de redução da pressão com a RE mais significativa do que o grupo 1 (ov = 0.5% e Ec = 0%). O mesmo vale em relação aos grupos 4 e 3, que possuem respectivamente, ov = 0.5% e Ec = 2% e ov = 0.1% e Ec = 2%. Ou seja, a menor ovalização atua aumentando a pressão de colapso dos elementos tubulares testados, porém provoca uma redução na resistência ao colapso mais significativa conforme esses elementos são expandidos a razões cada vez maiores.

A excentricidade também atua intensificando a redução da pressão de colapso conforme o aumento da RE. Por exemplo, para uma razão de expansão de 10% o grupo 1 (ov = 0.5% e Ec = 0%) apresenta em média uma redução na pressão de colapso de 42% (Pc/Pco=58%), enquanto o grupo 3, que apresenta a mesma ovalização porém uma excentricidade de 2%, apresenta uma redução de 50% (Pc/Pco=50%) para o mesmo RE = 10%. O mesmo ocorre entre o grupo 2 (ov = 0.1% e Ec = 0%), que depois de uma expansão de 15% do diâmetro interno, apresenta em média uma pressão de colapso 55% menor do que a pressão original (Pc/Pco = 45%) e o grupo 4 (ov = 0.1% e Ec = 2%), que nas mesmas condições tem uma redução de 62% de sua resistência ao colapso (Pc/Pco = 38%).

Tabela 7 – Pc/Pco dos grupos 1, 2, 3 e 4 para RE's variando de 5% a 20%.

RE	Pc/Pco			
	Grupo 1	Grupo 2	Grupo 3	Grupo 4
5%	0,71	0,61	0,6	0,57
10%	0,58	0,5	0,5	0,43
15%	0,52	0,45	0,43	0,38
20%	0,48	0,42	0,38	0,33

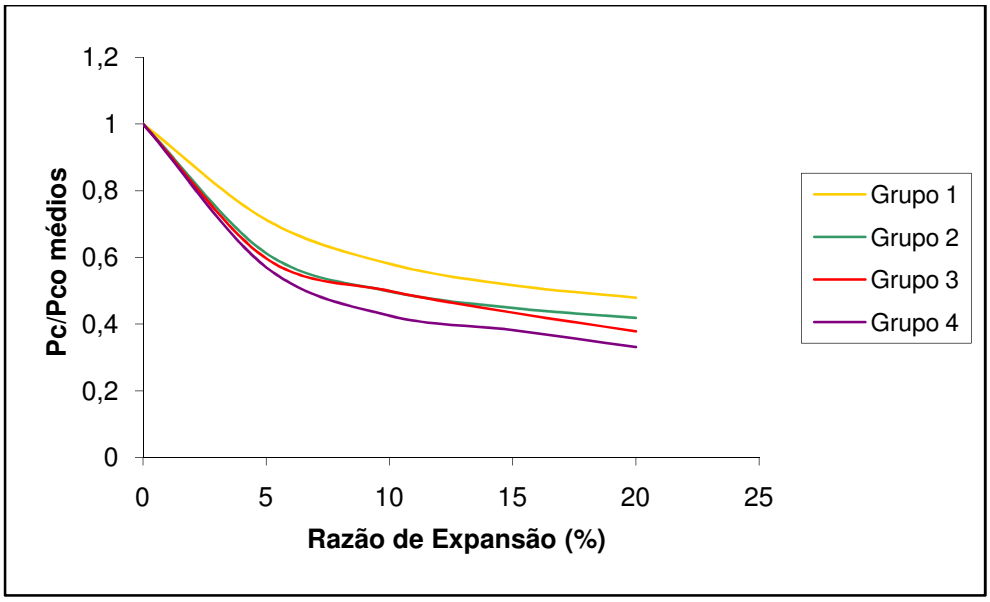

Figura 37 – Média da razão entre a pressão de colapso do tubo expandido (Pc) e a pressão de colapso do tubo original (Pco) versus razão de expansão para grupo 1, 2, 3 e 4.

Este estudo paramétrico permite determinar a D/t necessária para obter uma pressão de colapso específica depois que um tubo foi expandido em diferentes magnitudes. A fim de encontrar essa razão diâmetro-espessura, a pressão de colapso original (Pco) do tubo, assim como seus parâmetros geométricos (ovalização e excentricidade), deve ser calculada. Por exemplo, se em um dado cenário a pressão de colapso mínima requerida é 15 MPa, a ovalização do elemento tubular a ser usado na completação é 0.5% e sua excentricidade é 2%, pode-se escolher diferentes combinações de D/t e RE como apresentado a seguir: D/t=26 (Pco=22,5 MPa) com RE = 5% (Pc/Pco = 60%), D/t = 23 (Pco = 28,98 MPa) com RE = 10% (Pc/Pco = 49%) ou ainda D/t = 20 (Pco = 37,5 MPa) com RE = 15% (Pc/Pco = 42%). Caso a razão diâmetro-espessura do revestimento seja fixa, pode-se escolher uma razão de expansão adequada para a pressão de projeto específica.

5. Estudo de Caso

Nesta seção diversas aplicações em construção de poços presentes no artigo "*Mitigating Subsalt Rubble Zones Using High Collapse, Cost-Effective Solid Expandable Monobore Systems"* escrito por Edwin et al. (2007) serão discutidas. Esses exemplos mostram como a aplicação do sistema de revestimento *monobore* pode reduzir significativamente o custo de construção de um poço, ao mesmo tempo

em que resolve os desafios associados com a perfuração através de zonas problemáticas e a redução prematura do perfil do poço. Posteriormente um caso ocorrido recentemente em um poço em águas profundas no Golfo do México será exposto, duas alternativas ao projeto realizado serão mencionadas.

Segundo Edwin et al. O uso de sistemas expansíveis (principalmente para construção de poços *monobore*) pode servir como contingência para lidar de maneira efetiva com riscos associados a incertezas geológicas, permitir o uso de fases extras de revestimento, facilitar novas técnicas proativas de construção de poços e melhorar a produtividade do poço. Com a profundidade total dos poços (TD) aumentando cada vez mais, os sistemas expansíveis vêm se tornando uma fonte extremamente valiosa como meio de reduzir os custos do poço e aumentar as chances de atingir o topo do reservatório com um tamanho de poço que permita a continuidade das operações.

As dificuldades associadas em se perfurar através ou ao redor de zonas de sal podem ser divididas em três categorias principais: perda de circulação; áreas de alta pressão inesperadas; integridade e estabilidade do poço. Com isso, ter uma quantidade adicional de fases de revestimento é extremamente vantajoso para que se consiga colocar com sucesso o sal atrás do revestimento e garantir um diâmetro de produção razoável. Os exemplos a seguir são projetos de perfuração de poços que passam através de uma zona de perda (*Rubble zone*) associada à penetração na camada de sal. As zonas de escombros podem ser criadas *in situ* por caminhos de desidratação ou tensões tectônicas. Elas ocorrem quando há uma alta pressão de poros e uma baixa pressão de fratura, criando uma janela de atuação muito estreita, ou ocorrem pela presença da camada de sal por si só.

Projeto de Perfuração Convencional

Na maioria dos casos os projetistas incluem um revestimento convencional de contingência como um meio de lidar temporariamente com uma zona problemática ou cobri-la. No entanto, essa maneira tipicamente resulta no aumento do diâmetro da porção superior do poço e, em alguns casos, uso não planejado e prematuro de tubos convencionais que implicam na redução do diâmetro interno do poço. Reduzir o diâmetro interno é um alto preço a se pagar por um ato de contingência, uma vez que o tamanho do poço determina a profundidade perfurada e quantas fases adicionais poderão ser usadas. A Figura 38 a seguir representa o projeto convencional de

completação para mitigar uma zona de perda após a perfuração de uma camada de sal.

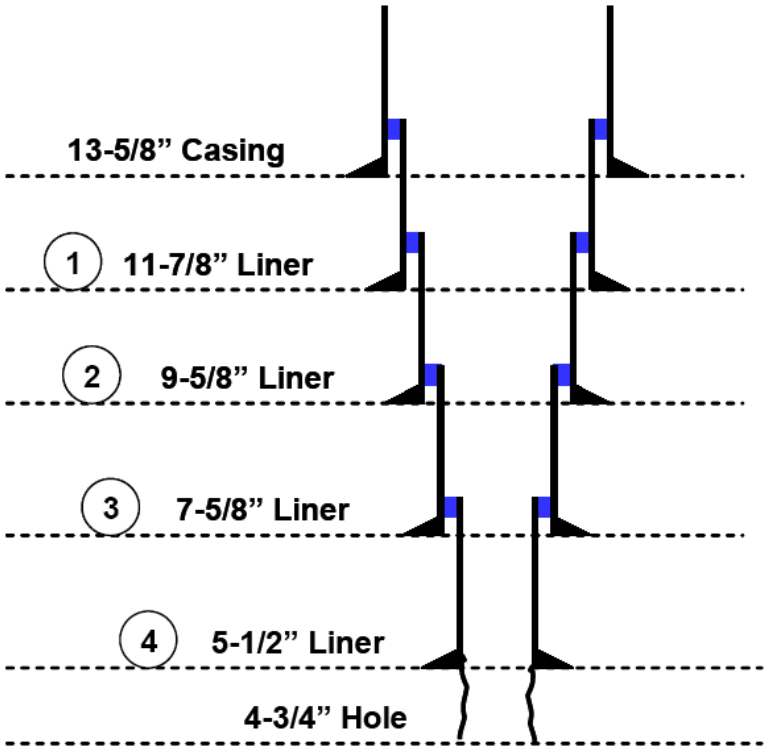

Figura 38. Projeto convencional de completação para mitigar uma zona de perda após a perfuração de camada de sal. Adição de 4 fases extras abaixo da sapata de 13-5/8.

Geometricamente, é possível correr até quatro colunas de revestimento convencionais através de um revestimento de 13-5/8”. No entanto, uma vez que o revestimento de 5-1/2” está instalado, perfurar um poço de 4-3/4” é extremamente desafiador. A avaliação dessas seções estreitas são, na melhor das hipóteses, difícil, quando não impossível. Primeiro, ferramentas específicas de perfuração e avaliação são necessárias. Segundo, a gerência da densidade de circulação equivalente se torna uma questão que pode frustrar as tentativas de se atingir o alvo na profundidade definida.

Projeto de Perfuração Convencional com Tubos Expansíveis Convencionais

Quando tubos sólidos expansíveis são incorporados no projeto, o tamanho do poço pode ser conservado uma média de 12% por coluna de revestimento. Em termos de uso de expansíveis convencionais, essa porcentagem traduz-se pela possibilidade

de ter a disposição um total de cinco opções de colunas extras de revestimento, Figura 39.

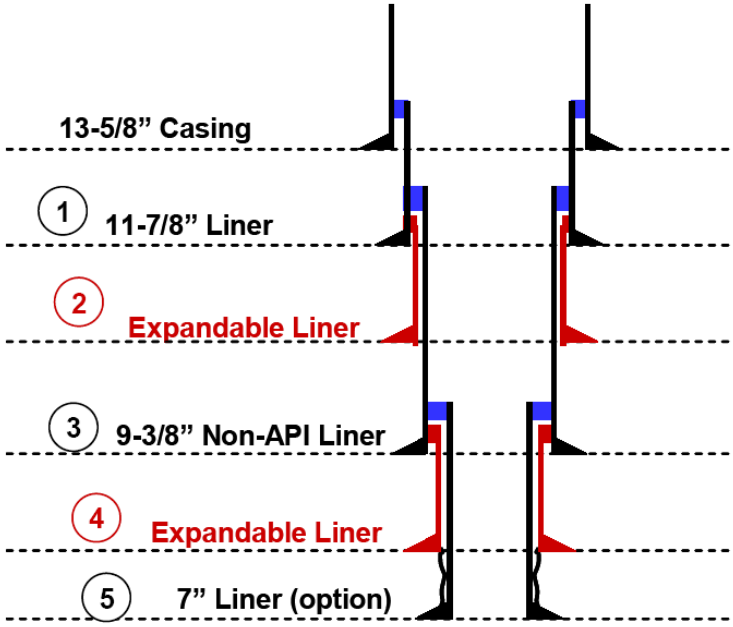

Figura 39. Projeto de perfuração convencional incrementado pelo uso de tubos sólidos expansíveis convencionais. Adição de cinco colunas extras de revestimento abaixo da sapata de 13-5/8”.

A maioria dos desafios de perfuração no Golfo do México, por exemplo, ocorrem a partir do ponto onde se instala o revestimento de 13-5/8”. Com o uso de revestimentos expansíveis, a quantidade de opções para contingência abaixo desse ponto aumenta de maneira significativa. A instalação de um expansível 11-3/4” x 13-3/8” para poço aberto é freqüentemente considerada. Esta alternativa não possui um diâmetro interno (ID) suficientemente grande para permitir a passagem de um *liner* convencional com diâmetro nominal de 11-3/4”. No entanto, após sua expansão, permite a instalação tanto de um revestimento com 10-3/4” como de um com 9-5/8”.

Se uma coluna adicional for necessária, um revestimento de 7” convencional pode ser corrido, ou ainda outro tubo expansível, caso suas propriedades mecânicas sejam adequadas. Um dos cenários de contingência mais comuns no Golfo do México ocorre quando problemas durante a perfuração obrigam a descida prematura de um revestimento de 11-7/8”. Após a instalação desse revestimento, normalmente desce-se um expansível de 9-5/8” x 11-7/8”, que quando expandido faz com que seja extremamente desafiante prosseguir com uma coluna de 9-5/8”. Portanto, a indústria tem sido forçada a depender de um revestimento não API, Q-125, com diâmetro

nominal de 9-3/8". Esse revestimento possui espaço interno suficiente para permitir a passagem de um *liner* convencional de 7" ou ainda outro revestimento expansível.

Em essência, não importa qual combinação é utilizada, o resultado é similar: um máximo de cinco colunas de revestimento disponíveis para serem corridas através da sapata do *revestimento* de 13-3/8". Três dessas colunas podem ser usadas para combater problemas relacionados com a perfuração através do sal, enquanto as opções restantes podem ser usadas para atingir o topo do reservatório em questão.

Expansível para poço aberto do tipo *monobore*

A Figura 40 ilustra a diferença do sistema de *liner monobore* quando comparado com o sistema convencional. Como mencionado na introdução desse trabalho, desde 1999, tubos expansíveis sólidos têm sido utilizados para prover à indústria uma maior seleção de tamanhos de revestimentos. No entanto, esses tubos expansíveis convencionais nem sempre apresentam as características mecânicas necessárias para determinadas aplicações em campo. Uma vez que a resistência ao colapso de elementos tubulares é função principalmente de sua parede, o caminho encontrado para se produzir um *liner* com melhores características mecânicas. Foi construí-lo a partir de um tubo manufaturado com uma espessura de parede maior. As diferenças entre os sistemas expansíveis *monobore* e convencional (11-3/4" x 13-3/8") são:

- Perda de diâmetro interno igual a zero;
- Pressão de colapso após a expansão é maior que o dobro da pressão de revestimentos expansíveis convencionais com o mesmo tamanho (espessura de 0,582" *versus* 0,375");
- O cone expansor se expande e retrai de acordo com a necessidade;
- O sistema utiliza tubos sem costura;
- A pressão de expansão é aproximadamente 30% menor;
- Conexões do tipo metal-metal dentro do ISO-standard;
- Disponibilidade de uma ação de contingência para fechar o cone, caso fique preso;
- Necessidade da sapata do revestimento anterior ter um diâmetro interno superior ao diâmetro externo do tubo após a expansão.

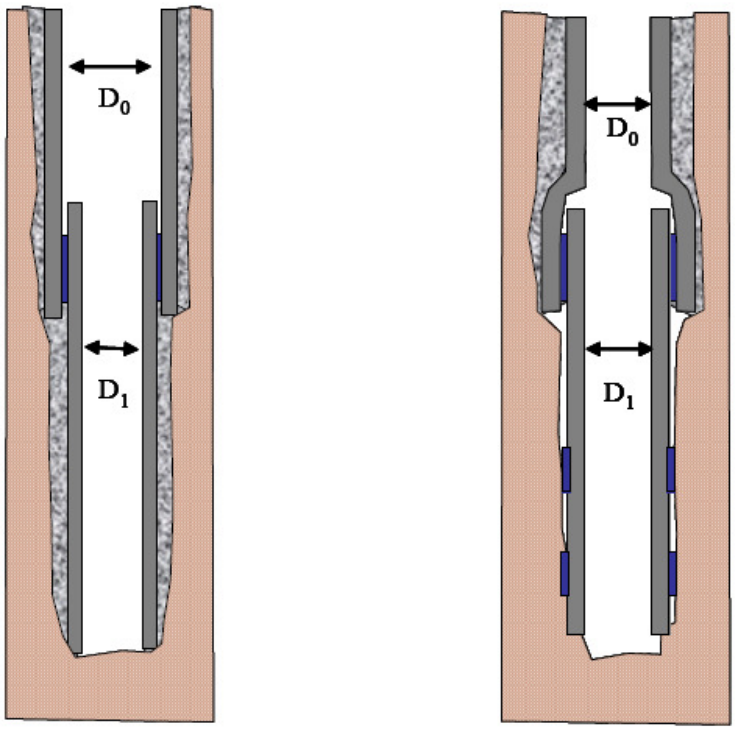

Figura 40. Diferença entre o sistema expansível convencional, onde $D_1 < D_0$, e o sistema do tipo *monobore,* onde $D_1 = D_0$.

Projeto de Perfuração Convencional com Expansíveis do Tipo *Monobore* e Tubos Expansíveis Convencionais

Conforme a indústria cria confiança na tecnologia de tubos expansíveis, novos usos em construções proativas de poços vão sendo criados por engenheiros de perfuração. Apesar das extensões com *liners* para poço aberto do tipo *monobore* serem constantemente utilizadas como contingência, seu verdadeiro valor ocorre quando elas são incorporadas no projeto base do poço e uma avaliação apropriada de seu potencial econômico é conduzida.

O sistema *monobore* para poço aberto fornece uma fase de revestimento extra que previne a redução prematura do perfil do poço. Este sistema fornece uma opção de *liner* de contingência durante a perfuração através de camadas de sal, aumentando a probabilidade de alcançar a base do sal com o tamanho de poço planejado. Adicionalmente o sistema *monobore* ajuda a controlar os riscos causados pelas incertezas geológicas associadas à saída da camada de sal. Este *liner* fornece proteção contra a pressão para a sapata enquanto perfura-se por zonas problemáticas nas áreas de lâmina d'água profunda no Golfo do México.

O *monobore* possibilita a adição de outra coluna de revestimento sem perda de diâmetro interno do poço. Este sistema estende a profundidade da sapata anterior sem perda nenhuma de diâmetro interno e, portanto não modifica o projeto do poço. O sistema, representado na Figura 41, adiciona um total de seis possíveis colunas abaixo do revestimento de 13-5/8", com a opção de adicionar ainda outro revestimento à profundidade total (TD).

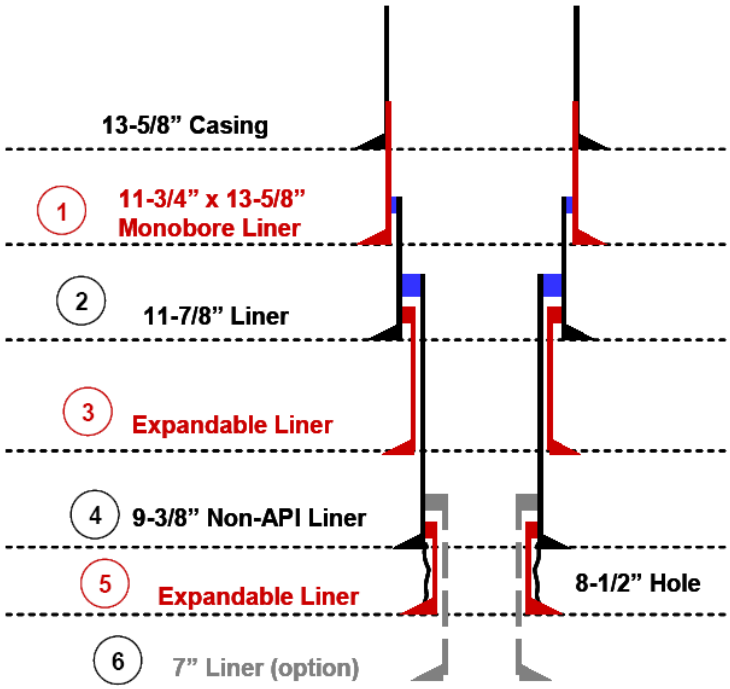

Figura 41. Projeto de perfuração convencional, melhorado com o uso de expansíveis do tipo *monobore* e do tipo convencional. Adição de seis colunas de revestimento abaixo da sapata de 13-5/8" com ainda uma sétima coluna opcional.

Aplicação do *Liner Monobore* no Projeto de um Poço no golfo do México (Lâmina d'água Profunda)

Recentemente um poço de água profunda atingiu uma zona de escombros ao sair de uma camada de sal, o que resultou na descida inesperada de uma coluna de revestimento como forma de conter a situação. O projeto original determinava que o revestimento de 11-7/8" seria utilizado em uma maior profundidade. Ao invés disso, foi usado para cobrir aproximadamente 1000 pés de zona de perdas associada a presença de uma formação de sal. Caso o projeto original fosse executado, o revestimento de 9-5/8" seria instalado a uma profundidade onde deveria estar o de 11-7/8 originalmente. A conseqüência seria diminuir o diâmetro do poço em

aproximadamente 3-3/4” e atingir a profundidade total com um poço com diâmetro interno igual a 4-3/4”, Figura 42.

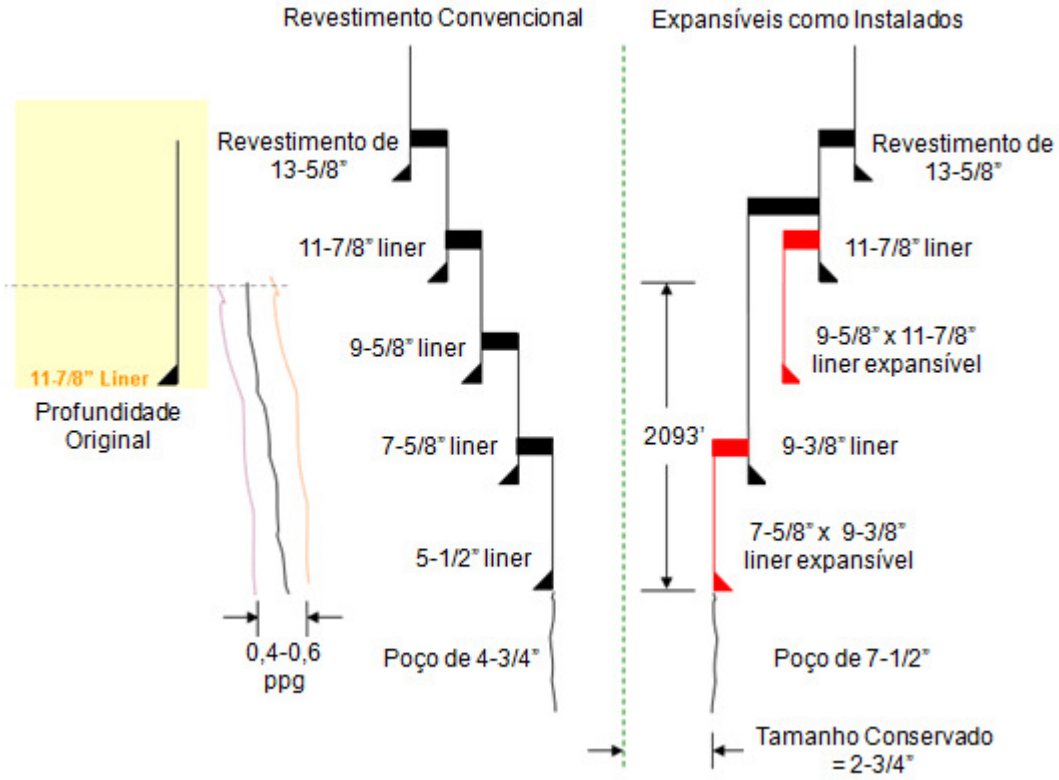

Figura 42. Comparação entre a perfuração feita com *liners* convencionais e a perfuração feita com uma combinação de *liners* expansíveis e não expansíveis. Há certa redução no diâmetro interno do poço em ambos os casos, porém menor quando ocorre o uso dos tubos expansíveis.

Para atingir a profundidade total com um poço de 7-1/2” de diâmetro, um *liner* expansível de 9-5/8” x 11-3/4” convencional foi corrido. Uma vez que o ID do expansível não era suficiente para correr outro revestimento convencional de 11-3/4”, um *liner* não-API de 9-3/8” foi utilizado. Para voltar ao projeto original do poço, utilizou-se outro expansível convencional (7-5/8” x 9-3/8”) permitindo que uma seção com 7-1/2” fosse perfurada à profundidade total, Figura 42, e aumentando a possibilidade de uma avaliação apropriada ao longo de todo o poço.

Estes três *liners* cobriram um intervalo com 2000 pés de extensão que possuía uma janela de pressão de poro-gradiente de fratura entre 0,4 e 0,6 libras por galão (ppg). Ainda, usando essa combinação de expansíveis convencionais e revestimentos

não API, a conservação de tamanho de poço foi 60% maior do que se apenas revestimentos convencionais fossem instalados.

Uma alternativa seria a utilização de *liners* expansíveis do tipo *monobore,* onde 1000 pés de um *liner* 11-3/4" x 13-5/8" para aplicação em poço aberto do tipo *monobore* com alta resistência ao colapso é expandido e instalado. Esta opção iria trazer o poço de volta para o projeto original e permitir correr o revestimento convencional de 11-7/8" à sua profundidade planejada. A construção subseqüente poderia continuar usando todos os equipamentos determinados pelo projeto original, com fim de atingir a profundidade total com um diâmetro de poço de 7-1/2", Figura 43.

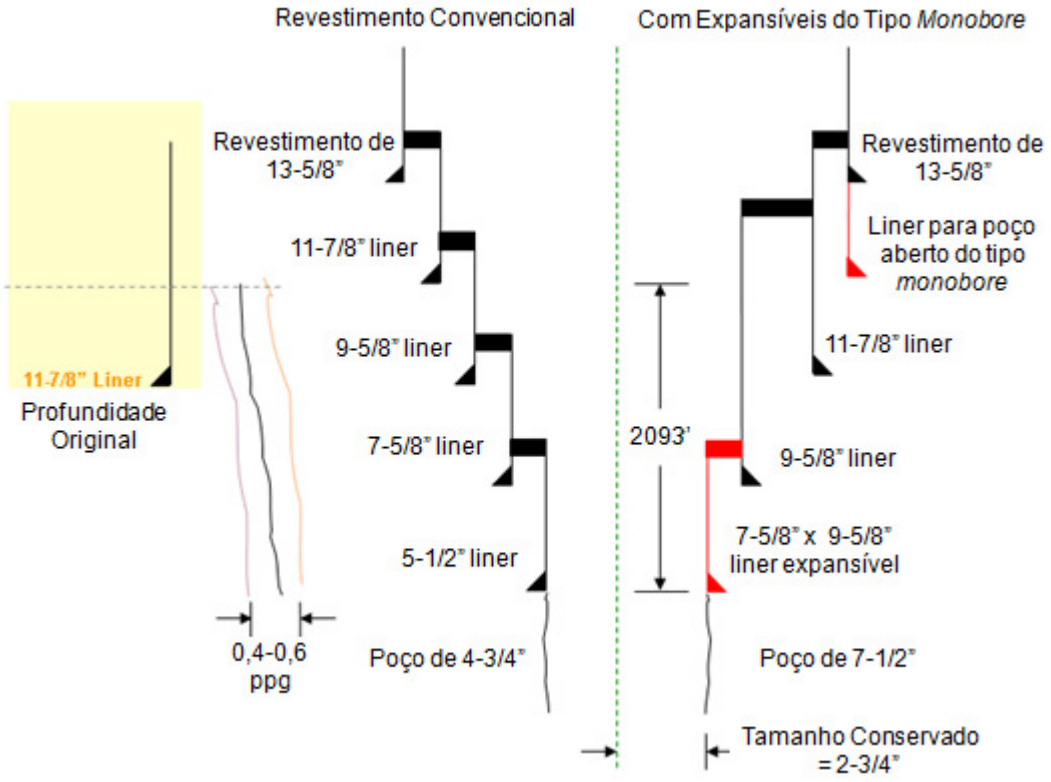

Figura 43. Comparação entre a perfuração feita com múltiplos *liners* convencionais e a perfuração feita com uma combinação de *liners* expansíveis e do tipo *monobore*. A utilização de *liners* do tipo *monobore* acarreta em uma redução zero do ID e em uma redução no uso de expansíveis, o que diminui o custo de construção.

6. Conclusões

Neste trabalho um estudo teórico e experimental foi realizado para avaliar o comportamento estrutural de tubos sólidos expansíveis. Um aparato de expansão foi projetado e construído. Testes de tração uniaxial, para a caracterização do material, testes de expansão e testes de colapso em uma câmara hiperbárica foram feitos com o objetivo de ajustar e validar os modelos numéricos desenvolvidos. Três tubos sólidos foram expandidos e colapsados. Três tubos não expandidos também foram colapsados para propósito de comparação. Modelos numéricos considerando as propriedades de material e geométricas de cada corpo de prova foram desenvolvidos, ajustados e validados. Após sua validação o modelo pôde ser utilizado para a realização de um estudo paramétrico onde valores de ovalização (ov), excentricidade(Ec), razão de expansão (RE) e razão diâmetro-espessura (D/t) foram variados. Por fim, um breve estudo de caso foi apresentado. Abaixo, algumas conclusões e observações são apresentadas:

- Aparato experimental e modelo numérico foram desenvolvidos e validados;
- Obteve-se boa correlação numérico-experimental;
- A expansão realizada neste trabalho provou-se ser um processo quase estático;
- As análises numéricas devem levar em conta o efeito Bauschinger e o carregamento hidrostático;
- A recuperação da deformação plástica observada após a expansão foi insignificante nos testes experimentais e muito pequena nas análises numéricas;
- A expansão tubular resulta em mudanças na geometria e no material;
- A ovalização inicial não diminuiu para todos os corpos de prova testados;
- Pressão de colapso obtida experimentalmente para tubos, após expansão de 10%, foi em média 50% da pressão original para a geometria e os materiais testados;
- Curvas de projeto para pressões de colapso de tubos foram geradas considerando diferentes geometrias e razões de expansão;
- Diferentes geometrias de tubos e cones, razões de expansão e condições de contorno devem ser testadas com o objetivo de analisar mais profundamente o comportamento estrutural de tubos expandidos.

Deve-se notar que as curvas mostradas nas Figuras 21, 22, 23 e 24 fornecem uma ferramenta confiável desde que os parâmetros geométricos e de material do tubo sendo projetado não desviem significativamente daqueles que formam a faixa de propriedades usada para gerá-las. Caso os parâmetros do problema desviem-se consideravelmente daqueles presentes no corpo deste trabalho, novos experimentos e análises devem ser realizados.

7. Referências Bibliográficas

SEIBI, A.C., PERVEZ, T., AL-HIDDABI, S., KARRECH, A., "Finite Element Modeling of a Solid Tubular Expansion – A Typical Well Engineering Application", *Soc. of Petroleum Engineers*, 84943, Lousiania, EUA, 20-21 Fev. 2002.

CAMPO, D., WILLIAMS, C., COOK, L., BRISCO, D., DEAN, B., RING, L. "Monodiameter drilling Liner – From Concept to Reality", *SPE/IADC Drilling Conference* 79790, Amsterdam, The Netherlands, 19-21 February 2003.

NOR, N.M., HUANG, E., VOON, C.H., LAU, J., BERHAD, S.S., RUGGIER, M., "Transforming Conventional Wells to Bigbore Completions Using Solid Expandable Tubing (SET)", *Offshore Technology Conference,* 14315, Houston, EUA, 6-9 Mai. 2002.

FILIPPOV, A., AKHIDENO, M., ZIJSLING, D., WADDELL, K., COSTA, S., WATSON, B., BELL, B. "Continued Evolution of the One-Trip Expansion, Single-Diameter wellbore", *Offshore Technology Conference*, 17437, Houston, TX, USA, 2-5 mai. 2005.

MONTAGNA, J.M., POPP, T., WHITE, W.G., "Beyond Sand Control: Using Expandable Systems for Annular Isolation and Single Selective Production in Open-Hole Completions", *Offshore Technology Conference*, 16666, Houston, EUA, 3-6 Mai. 2004.

MASON, D., CALES, G., HOLLAND, M., JOPLING, J., "Using an Engineering Analysis to Identify Pragmatic Applications for Solid Expandable Tubular Technology", *Offshore technology Conference,* 17438, Houston, TX, U.S.A., 2-5 Mai. 2005.

AL-SALEH, A., AL-KANDARI, A., AL FAYEZ, F., BREWSTER, T.W., "Using Expandable Liners in Deep High Pressure Wells: A Case Study", Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, 88029, Kuala Lumpur, Malaysia, 13-15 set. 2004.

MOORE, M.J., WINTERS, W.J., ZWALD, E., BRISCO, D., “Field Trial Proves Upgrades to Solid Expandable Tubulars”, Offshore Technology Conference, 14217, Houston, TX, U.S.A., 6-9 Mai. 2002.

GRANT, T., BULLOCK, M., “The evolution of Solid Expandable Tubular Technology: Lessons Learned Over Five Years”, *Offshore Technology Conference*, 17442, Houston, TX, E.U.A, 2-5 Mai. 2005.

LODDER, R. J., RUGGIER, M., BOBROSKY, D., RADFORD, S. “Determination of Borehole Quality, Diameter and BHA Directional Response: Eccentric Tool Test Program for Expandable Casing Application North Sea” *SPE/IADC Drilling Conference,* 67769, Amsterdam, The Netherlands, 27 Fev. – 1 Mar. 2001.

STEWART, R. B., MARKETZ, F., LOHBECK W.C.M., FISHER, F. D., DAVES, W., RAMMERSTORFER, F. G., BOHM, H. J. “Expandable Wellbore Tubulars” SPE Technical Symposium “Quest for Solutions in a Changing Industry”, 60766, Dhahran, Saudi Arabia, Out. 1999.

FONSECA, C.E., “Análise do Comportamento Estrutural Sob Pressão Externa de Tubos Expansíveis para Poços de Petróleo” Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Oceânica, 2007.

ASTM E8M, “Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials [Metric]”, ASTM international, 2001.

PERVEZ, T., QAMAR, S.Z., SEIBI, A.C., AL-JAHWARI, F.K., “Use of SET in cased and open holes: Comparison between aluminum and steel”, *Journal of Materials & Design, 2007, article in press doi:10.1016/j.matdes.2007.01.009.*

MAUGIN, Gerard. The thermomechanics of plasticity and fracture. Great Britain: University of Cambridge, 1992. 0-521-39780-4.

EDWIN, J. CRUZ, ROBERT V. BAKER, PAT YORK, LEV RING, “Mitigating Subsalt Rubble Zones Using High Collapse, Cost-Effective Solid Expandable Monobore Systems”, *Offshore Technology Conference, 19008, Houston, TX, U.S.A., 30 de abril a 3 de maio de 2007.*