



Leonardo Ramalho Machado

**Flambagem helicoidal em poços verticais nos trechos de
revestimentos de superfície livre**

Dissertação de Mestrado

Dissertação apresentada como requisito parcial para
obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica da PUC-Rio.

Orientador: Prof. Arthur Martins Barbosa Braga

Rio de Janeiro

Abril de 2016



Leonardo Ramalho Machado

Flambagem helicoidal em poços verticais nos trechos de revestimentos de superfície livre

Dissertação apresentada como requisito parcial para
obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica da PUC-Rio.
Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo assinada.

Prof. Arthur Martins Barbosa Braga

Orientador

Departamento de Engenharia Mecânica - PUC-Rio

Prof. João Carlos Ribeiro Plácido

Departamento de Engenharia Mecânica - PUC-Rio

Dr. Jacques Braile Saliés

Petróleo Brasileiro

Dr. Luiz Alberto Santos Rocha

Petróleo Brasileiro

Prof. Márcio da Silveira Carvalho

Coordenador Setorial do Centro Técnico Científico - PUC-Rio

Rio de Janeiro, 15 de abril de 2016

Todos os direitos reservados. É proibida a reprodução total ou parcial do trabalho sem autorização da universidade, do autor e do orientador.

Leonardo Ramalho Machado

Graduado em Engenharia de Metalúrgica no Instituto Militar de Engenharia (IME - Rio de Janeiro, Brasil) em 2006. Atualmente trabalha no setor de P&D em Engenharia de Poço - Perfuração e Completação de Poços da Petrobras no Centro de Pesquisas Centro de Pesquisas e Desenvolvimento Leopoldo Américo Miguez de Mello - CENPES.

Ficha Catalográfica

Machado, Leonardo Ramalho

Flambagem helicoidal em poços verticais nos trechos de revestimentos de superfície livre / Leonardo Ramalho Machado; orientador: Arthur Martins Barbosa Braga. | Rio de Janeiro : PUCRio, Departamento de Engenharia Mecânica, 2016.

v., 158 f: il. ; 30 cm

Dissertação (mestrado) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Mecânica, 2016.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia Mecânica – Dissertação. 2. poços verticais. 3. flambagem helicoidal. 4. elementos finitos. 5. revestimento de superfície livre. I. Braga, A.M.B.. II. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Mecânica. III. Título.

CDD: 621

Agradecimentos

A minha esposa Patricia pelo amor, carinho e paciência demonstrados nesses anos que compartilhamos juntos.

Aos meus filhos pequeninos que me motivam a lhes servir de bom exemplo.

Aos meus pais pelo amor e educação.

Ao meu orientador pela paciência e partilha de conhecimento.

Ao meu co-orientador e colega de trabalho pela paciência e partilha de conhecimento.

A Petrobras pela oportunidade de acumular conhecimento e po-lo em pratica no meu dia-a-dia.

A Maria mae de Deus e minha mãe pelas oracoes e cuidado para que eu vencesse esse desafio.

A Jesus, meu Deus, que muitas vezes negligenciado, ainda assim me acolhe de braços abertos apos mais uma dura jornada.

Resumo

Machado, Leonardo Ramalho; Braga, Arthur Martins. **Flambagem helicoidal em poços verticais nos trechos de revestimentos de superfície livre**. Rio de Janeiro, 2016. 158p. Dissertação de Mestrado - Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Com o advento dos campos do Pré-sal brasileiro, a indústria nacional de óleo e gás se concentra cada vez mais em vencer os desafios impostos na exploração desses novos reservatórios. A construção de poços nesse cenário passa por uma série de dificuldades que tem sido sistematicamente vencidas ao longo do tempo, de forma que o tempo de construção dos poços passa por intenso processo de redução. A estimativa é que o tempo atual de construção dos poços foi reduzido pela metade desde que foram perfurados os primeiros poços e o próximo desafio da Petrobras é possibilitar que haja redução de tempo drástica na mesma proporção até o ano de 2020. Isso será possível apenas se novas técnicas forem desenvolvidas, pois acredita-se que os poços estejam sendo construídos próximo do limite de otimização das técnicas existentes até o momento. Os revestimentos de superfície necessitam ser assentados no topo da formação de sal, o que demanda comprimentos da ordem de 1000 m ou mais. Infelizmente, por questões de volumetria operacional do bombeio de cimento e resistência à fratura das camadas de solo iniciais, não há retorno de cimentação na fase de superfície para o leito marinho. Esse fato leva ao aparecimento de comprimentos livres desses revestimentos com cerca de 500 m. Como o revestimento condutor é perfurado e cimentado, as resistências de fundação do poço são suficientes para suportar as cargas axiais oriundas da instalação dos revestimentos e equipamentos submarinos instalados no poço, uma vez que essas são descarregadas no sistema condutor-solo. O tempo de construção de poços pode ser reduzido sistematicamente em cerca de 2 dias caso se utilizem as técnicas de base-torpedo ou jateamento para assentamento do condutor. No entanto, a resistência do sistema condutor-solo é insuficiente para suportar as cargas axiais instaladas no poço. Isso significa que o revestimento de superfície passa também a suportar as cargas axiais do poço, o que pode levar o mesmo a flambar de forma helicoidal com consequente aumento

nos níveis de tensão e deslocamentos indesejáveis. A formulação analítica disponível para o cálculo desses parâmetros deve ser posta à prova para que haja segurança nos projetos que levem em conta inícios de poços alternativos, que embora mais econômicos, devem ainda possuir elevada confiança na integridade estrutural. O presente trabalho se dedicou a desenvolver de forma clara um procedimento numérico robusto utilizando *FEA* em software comercial, o *Abaqus*, para avaliar os efeitos de elevadas cargas axiais sobre o trecho livre do revestimento de superfície e avaliar as consequências da sempre inevitável flambagem. O objetivo final é alcançado, uma vez que as análises numéricas e uma superposição de formulações analíticas de simples utilização demonstram uma boa aderência entre si. Além disso, é constatada uma nítida tendência linear entre o fator de atrito e o deslocamento do SCPS. Tal tendência pode ser explorada em trabalhos futuros para incorporação nas formulações analíticas deste parâmetro invariavelmente negligenciado no equacionamento das mesmas.

Palavras-chave

Poços Verticais; Flambagem Helicoidal; Elementos Finitos; Revestimento de Superfície Livres.

Abstract

Machado, Leonardo Ramalho; Braga, Arthur Martins. (Advisor) **Helical Buckling in vertical wells in surface free casings**. Rio de Janeiro, 2016. 158p. MSc. Dissertation - Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

With the advent of the Brazilian Pre-salt oil fields, the national oil and gas industry focuses increasingly on winning the challenges in the exploitation of these new reservoirs. The well construction in this scenario involves a number of difficulties which have been overcome consistently over time, so that it undergoes intense time reduction. The estimate is that the current time of well construction has been reduced by half since the first drilled wells and the next challenge Petrobras is willing to make is a drastic time reduction at this same rate until the year 2020. This will be possible only if new techniques are developed, as it is believed that the wells are being constructed near the limits of optimization of the current techniques. Surface casings need to be seated on the top of salt formation, which requires lengths on the order of 1000 m or more. Unfortunately, due to operating volumes related to the cement pumping volume capacity and fracture resistance of the initial soil layers, there is no return of cement to the mudline. This fact leads to free lengths of these casings with about 500 m. As the conductor casing is drilled and cemented, the well foundation resistances are sufficient to withstand the axial loads originated from the installation of additional casings and subsea equipment, since these are discharged into the conductor-soil system. The well construction time can be reduced systematically by about 2 days if using torpedo base or jetting techniques to seat the conductor. However, both soil-resistance systems are insufficient to withstand axial loads installed in the well. This means that the surface casing also starts to bear axial loads of the well, which can lead to its helical buckling with a consequent increase in stress levels and undesirable displacements. The analytical formulation available for the calculation of these parameters should be put to the test so safety can be taken into account for alternative well's foundation designs, which although more economical, should still have high reliability in the structural integrity. This work is dedicated to develop a robust numerical procedure using *FEA* in a commercial software,

Abaqus, to evaluate the effects of high axial loads on the free length of the surface casing and the consequences of an always inevitable buckling. The ultimate goal is achieved, since the numerical analysis and a superposition of simple analytical equations demonstrate good adhesion to each other. Moreover, a clear linear dependency is found between the friction factor and the displacement of the top of the casing. This trend can be explored in future research for incorporation into analytical formulations of this parameter invariably neglected in addressing them.

Keywords

Vertical Wells; Helical Buckling; Finite Elements; Free Surface Casing.

Sumário

1 Introdução	20
2 Revisão Bibliográfica	25
2.1. Formulação analítica	25
2.2. Método dos Elementos Finitos	28
3 Metodologia	31
3.1. Formulação Analítica do cenário de estudo	31
3.1.1. Instalação do revestimento	34
3.1.2. Cálculo de tensões no revestimento	37
3.1.3. Tensões axiais	39
3.1.4. Tensões tangenciais e radiais	41
3.1.5. Deslocamento do SCPS	41
3.2. Método dos Elementos Finitos para solução do problema de flambagem de revestimento em poço de petróleo	43
3.2.1. Modelagem Geométrica e Escolha de Elementos	43
3.2.2. Modelagem de Material	44
3.2.3. Condições de Contorno e Cargas Aplicadas	45
3.2.4. Malha	46
3.2.5. Contato	47
3.2.6. Extração de Autovetores de Flambagem	50
3.2.7. Estabilização automática de problemas instáveis	51
3.3. Calibração de Malha	55
4 Resultados	59
4.1. Análise de sensibilidade	59
4.2. Sensibilidade à variação do revestimento livre (ou ao TOC)	61
4.3. Sensibilidade à variação do diâmetro do Poço	75
4.4. Sensibilidade à variação do peso de fluido	84
4.5. Sensibilidade à variação de pressão interna	89

4.6. Sensibilidade à variação do fator de atrito	92
4.7. Sensibilidade à imperfeição inicial do tubo	95
 5 Estudo de Caso	 100
5.1. Descrição de caso	100
5.2. Cálculo de resistência e de rigidez do solo	101
5.2.1. Resultados	103
5.3. Análise de tensões e deslocamentos	105
5.3.1. Condições de contorno e cargas	106
5.4. Comparação entre resultados numéricos e analíticos	109
 6 Conclusão	 117
6.1. Discussão de Resultados	117
6.2. Recomendações e Trabalhos Futuros	119
 7 . Referências Bibliograficas	 122
Apêndice A – Códigos computacionais	124
A.1. Modelagem de flambagem	124
A.2. Modelagem de interação solo-estrutura	147

Lista de Figuras

Figura 1.1: Esquema de solicitação de revestimento. fa axial gerando tensões de membrana. fb transversal gerando tensões de dobramento.	20
Figura 1.2: Idealização de sistema de revestimento de superfície com trecho livre.	21
Figura 1.3: Esquemático ressaltando a diferença entre a curva teórica de flambagem e curva real da estrutura.	22
Figura 2.1: Momento de simulação imediatamente anterior ao qual ocorre a formação da primeira hélice no tubo de revestimento dentro de um poço.	25
Figura 2.2: Momento de simulação imediatamente anterior ao qual ocorre a formação da primeira hélice no tubo de revestimento dentro de um poço.	25
Figura 2.3: Transição senoidal-helicoidal onde o destaque em azul representa um trecho senoidal e em vermelho um trecho helicoidal com o início de uma hélice reversa.	26
Figura 3.1: Base torpedo em escala reduzida. (1) Base Torpedo. (2) Ferramenta de instalação.	32
Figura 3.2: Diagrama de corpo livre do revestimento após o bombeio de cimento.	34
Figura 3.3: Curva tipo de transferência de carga axial entre uma estaca e solo pelo atrito lateral segundo a norma API RP 2A-WSD. Carga x Deslocamento (Curva t-z).	36
Figura 3.4: Cargas atuantes no revestimento de superfície após equilíbrio.	38
Figura 3.5: Simulação I - Condições de contorno e cargas do SCPS (cor laranja), corpo do revestimento livre (cor verde) e topo do cimento(cor azul escura).	45
Figura 3.6: Tipo de discretização nó-superfície para superfícies de contato e exemplo de penetração de nós entre superfícies.	47
Figura 3.7: Suavização de normais da superfície mestra para	48

convergência de problemas de contato.	
Figura 3.8: Idealização do problema resolvido na Simulação I.	50
Figura 3.9: Análise de convergência do Caso I.	57
Figura 3.10: Análise de convergência do Caso II.	57
Figura 4.1: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao comprimento livre - revestimento 20".	61
Figura 4.2: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao comprimento livre - revestimento 22".	61
Figura 4.3: Sensibilidade da tensão axial em relação ao comprimento livre - revestimento 20".	62
Figura 4.4: Sensibilidade da tensão axial em relação ao comprimento livre - revestimento 22".	62
Figura 4.5: Sensibilidade ao comprimento livre - revestimento 20".	63
Figura 4.6: Sensibilidade ao comprimento livre - revestimento 22".	64
Figura 4.7: Análise de evolução da flambagem ao longo da simulação do revestimento 20" / 900 m livres.	65
Figura 4.8: Análise de mudança da rigidez do revestimento 20" / 900 m livres.	65
Figura 4.9: Vista de topo do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 62 klbf.	67
Figura 4.10: Vista isométrica do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 62 klbf.	68
Figura 4.11: Vista de topo do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 145 klbf.	68
Figura 4.12: Vista isométrica do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 145 klbf.	69
Figura 4.13: Vista de topo do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 205 klbf.	69
Figura 4.14: Vista isométrica do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 205 klbf.	70
Figura 4.15: Vista de topo do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 290 klbf.	70
Figura 4.16: Vista isométrica do revestimento 20" / 900 m livres -	71

carga aplicada 290 klbf.

Figura 4.17: Vista de topo do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 917 klbf.	71
Figura 4.18: Vista isométrica do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 917 klbf.	72
Figura 4.19: Vista de topo do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 2488 klbf.	72
Figura 4.20: Vista isométrica do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 2488 klbf.	73
Figura 4.21: Vista de topo do revestimento 20" / 300 m livres - carga aplicada 104 klbf.	74
Figura 4.22: Vista isométrica do revestimento 20" / 300 m livres - carga aplicada 104 klbf.	74
Figura 4.23: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao arrombamento do poço - revestimento 20".	76
Figura 4.24: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao arrombamento do poço - revestimento 22".	76
Figura 4.25: Sensibilidade da tensão axial em relação ao arrombamento do poço - revestimento 20".	77
Figura 4.26: Sensibilidade da tensão axial em relação ao arrombamento do poço - revestimento 22".	77
Figura 4.27: Sensibilidade ao arrombamento do poço - revestimento 20".	78
Figura 4.28: Sensibilidade ao arrombamento do poço - revestimento 22".	78
Figura 4.29: Sensibilidade ao arrombamento do poço (relação de energias do sistema) - revestimento 20".	80
Figura 4.30: Sensibilidade ao arrombamento do poço (relação de energias do sistema) - revestimento 22".	80
Figura 4.31: Poço de 38" localização da máxima tensão de Von Mises no revestimento 22" - carga 283 klbf.	81
Figura 4.32: Poço de 38" localização da máxima tensão de Von Mises no revestimento 22" - carga 1632 klbf.	81

Figura 4.33: Poço de 38" localização da máxima tensão de Von Mises no revestimento 22" - carga 2500 klbf.	82
Figura 4.34: Mudança de local onde a tensão de Von Mises é máxima no revestimento de 20".	83
Figura 4.35: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao peso do fluido - revestimento 20".	84
Figura 4.36: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao peso do fluido - revestimento 22".	85
Figura 4.37: Sensibilidade da tensão axial em relação ao peso do fluido - revestimento 20".	85
Figura 4.38: Sensibilidade da tensão axial em relação ao peso do fluido - revestimento 22".	86
Figura 4.39: Sensibilidade ao peso do fluido - revestimento 20".	87
Figura 4.40: Sensibilidade ao peso do fluido - revestimento 22".	87
Figura 4.41: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao incremento de pressão interna - revestimento 20".	89
Figura 4.42: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao incremento de pressão interna - revestimento 22".	90
Figura 4.43: Sensibilidade da tensão axial em relação ao incremento de pressão interna - revestimento 20".	90
Figura 4.44: Sensibilidade da tensão axial em relação ao incremento de pressão interna - revestimento 22".	91
Figura 4.45: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao fator de atrito.	93
Figura 4.46: Sensibilidade da Tensão Axial em relação ao fator de atrito.	93
Figura 4.47: Vista de topo do estado indeformado da seção de revestimento - a linha neutra é desviada nos 1º e 2º modos de flambagem em 10% de r.	95
Figura 4.48: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação à imperfeição inicial - vista isométrica.	96
Figura 4.49: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação à imperfeição inicial - vistas em planta.	97

Figura 4.50: Sensibilidade da Tensão Axial em relação à imperfeição inicial - vista isométrica.	97
Figura 4.51: Sensibilidade da Tensão Axial em relação à imperfeição inicial - vistas em planta.	98
Figura 5.1: Curva de transferência de carga axial modificada.	101
Figura 5.2: Capacidade de carga do sistema solo-condutor.	103
Figura 5.3: Molas equivalentes.	104
Figura 5.4: Diagrama esquemático de cargas atuantes no revestimento de superfície.	106
Figura 5.5: Ruptura do sistema solo-condutor jateado durante a simulação para análise de tensões no revestimento de superfície e movimentação de SCPS	109
Figura 5.6: Ruptura do sistema solo-condutor cimentado durante a simulação para análise de tensões no revestimento de superfície e movimentação de SCPS	109
Figura 5.7: Revestimento de superfície deformado com aumento de escala no plano x-y de 70x ao final do carregamento de serviço para o poço A Jateado (unidades SI).	111
Figura 5.8: Revestimento de superfície deformado com aumento de escala no plano x-y de 70x ao final do carregamento de sobrevivência para o poço A Jateado (unidades SI).	112
Figura 5.9: Revestimento de superfície deformado com aumento de escala no plano x-y de 70x ao final do carregamento de serviço para o poço C Cimentado (unidades SI).	113
Figura 5.10: Revestimento de superfície deformado com aumento de escala no plano x-y de 70x ao final do carregamento de sobrevivência para o poço C Cimentado (unidades SI).	114
Figura 5.11: Deformação radial do revestimento de superfície deformado com aumento de escala no plano x-y de 70x ao final do carregamento de sobrevivência para o poço A Jateado.	115

Lista de Tabelas

Tabela 3.1: Dados de entrada do Caso I.	54
Tabela 3.2: Dados de entrada do Caso II.	54
Tabela 4.1: Parâmetros de entrada para análise de sensibilidade de variação de TOC.	60
Tabela 4.2: Parâmetros de entrada para análise de sensibilidade ao arrobamento do poço.	75
Tabela 4.3: Parâmetros de entrada para análise de sensibilidade ao peso de fluido.	84
Tabela 4.4: Parâmetros de entrada para análise de sensibilidade à variação de pressão interna.	89
Tabela 4.5: Parâmetros de entrada para análise de sensibilidade à variação do fator de atrito.	92
Tabela 4.6: Parâmetros de entrada para análise de sensibilidade à imperfeição inicial do tubo.	96
Tabela 5.1: Configuração dos poços injetores (profundidade vetical das sapatas).	99
Tabela 5.2: Capacidade de carga do sistema solo-condutor.	102
Tabela 5.3: Carga total aplicada sobre o SCPS e sistema solo-condutor.	108
Tabela 5.4: Resumo de resultados numéricos.	108

Lista de Abreviatura e Símbolos

Abreviaturas

LDA	Lâmina d'água
TOC	Topo do cimento em metros.
APB	Annular pressure buildup. Fenômeno de incremento de pressões devido ao aquecimento de cavidades portadoras de fluidos utilizados para a construção do poço. Esse fenômeno deve ser levado em conta para o projeto de revestimentos devido às tensões tangenciais, radiais e axiais resultantes. O incremento de pressões afeta diretamente o estado de flambagem do revestimento.
OD	Diâmetro externo do revestimento.
ID	Diâmetro interno do revestimento.
SCPS	Sistema de Cabeça de Poço Submarina
AAP	Alojador de Alta Pressão
BOP	Blow Out Preventer. Equipamento dotado de sistemas hidráulicos e elétricos capazes de acionar uma série de válvulas específicas que permitem a abertura e o fechamento do poço durante uma intervenção com sonda.
BAP	Base Adaptadora de Produção.
ANM	Árvore de Natal Molhada. Equipamento que possui um conjunto de válvulas capazes de abrir ou fechar o poço completado remotamente quando está operando por uma plataforma já em sua fase de produção.
Hang-off	Operação de posicionar a coluna em condições de ser cisalhada pelo BOP durante uma intervenção de modo que a mesma fica suportada por uma gaveta de tubos de modo a possibilitar desconexão segura sem deixar a coluna ir ao fundo do poço.
MEF ou FEA	Método dos Elementos Finitos ou <i>Finite Element Analysis</i> .

COP	Coluna de Produção.
MPD	Managed Pressure Drilling. Perfuração realizada com baixos pesos de fluido utilizando restrições no retorno de fluido para possibilitar ajuste fino das pressões do poço por meio do uso de válvulas (perda de carga dinâmica) e sistemas controle.
Letras Gregas	
ρ	Peso específico de um fluido em ppg.
σ	Tensão axial em psi.
Letras Romanas	
r	Distância entre as paredes do tubo de revestimento e do poço (<i>clearance</i>).
$p_{(h)}$	Pressão hidrostática função da profundidade abaixo do leito marinho (h) em psi.
A	Área da seção reta de tubular em in ² $A = A_e - A_i$.
$A_{\text{subscrito}}$	Área do elemento explicitado no <i>subscrito</i> em in ² .
f	Força em lbf.
p	Peso do revestimento em lbf.
w	Peso linear do revestimento em ppf.
Subscritos	
well	Informação referente ao poço.
sw	Informação referente à água do mar.
i	Informação referente à parte interna do revestimento.
e	Informação referente à parte externa do revestimento.
cem	Informação referente ao cimento.
ass	Informação referente à área da coluna de assentamento do AAP.
tp	Relativo à força de topo exercida pela pressão da coluna de fluidos.
fp	Relativo à força de fundo resultante da aplicação de pressões externa e interna à coluna de revestimento.

a	Relativo à força ou tensão axial real.
ef	Relativo à força efetiva.
apb	Relativo à força que atua no SCPS devido à APB.

1

Introdução

Tubos são elementos estruturais e, portanto, devem ser projetados levando-se em conta três características: resistência, rigidez e estabilidade.

Flambagem é um tipo de instabilidade que leva uma estrutura à falha catastrófica, no caso do presente estudo, flambagem de um elemento tubular submetido a cargas compressivas. A flambagem da estrutura ocorre quando há uma bifurcação na solução das equações de equilíbrio estático. Com o aumento da carga compressiva, dois estados de equilíbrio são possíveis: uma configuração puramente comprimida sem desvio lateral ou uma configuração lateralmente deformada.

A flambagem é caracterizada por uma falha súbita de um membro estrutural submetido a alta carga axial compressiva, onde a tensão máxima ainda é menor do que a tensão última do material. A análise matemática de flambagem frequentemente faz uso de uma carga axial aplicada excêntrica introduzindo um momento fletor secundário que não faz parte das forças primárias aplicadas sendo estudadas. O incremento de tal carga leva a estrutura à instabilidade. A configuração deformada após a flambagem é de extrema dificuldade de predição, pois pequenas mudanças nas condições de contorno podem alterar completamente as configurações geométricas resultantes. Geralmente, um estudo de sensibilidade às variações nas condições de contorno e geometrias da estrutura estudada é conduzido a fim de determinar os parâmetros adequados de projeto estrutural.

A flambagem ocorre quando um membro estrutural converte energia de deformação de membrana em energia de deformação de dobramento sem mudanças nas cargas aplicadas. Sob uma condição crítica, uma pequena mudança no estado de deformação pode conduzir a estrutura sofrer uma perda de energia de deformação de membrana igual ao ganho de energia de dobramento. Uma característica fundamental da flambagem é que as deformações resultantes não

são proporcionais à carga aplicada, ou seja, o problema é não-linear. (Manikanta, et al., 2012)

Tome-se por exemplo um revestimento de diâmetro externo OD, espessura t, comprimento livre L, área transversal A e momento de inércia I sendo solicitado conforme esquema da Figura 1.1.

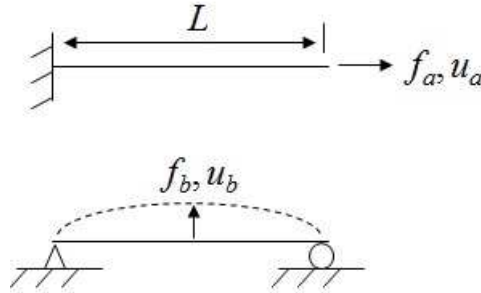


Figura 1.1: Esquema de solicitação de revestimento. f_a axial gerando tensões de membrana. f_b transversal gerando tensões de dobramento.

$$\begin{cases} k_a = \frac{AE}{L} = \frac{\pi}{4}(OD^2 - (OD - 2t)^2) & f_a = k_a u_a \\ k_b = 48 \frac{EI}{L^3} = \frac{12E\pi}{L^3} \left(\frac{OD^4}{16} - \left(\frac{OD}{2} - t \right)^4 \right) & f_b = k_b u_b \end{cases} \quad (1.1)$$

O trabalho realizado pelas forças f_a e f_b devem ser iguais quando em flambagem, o que significa que $W = \frac{f_a}{u_a} = \frac{f_b}{u_b}$, implicando em

$$\frac{u_b}{u_a} = \sqrt{\frac{k_a}{k_b}} = 0.41 \sqrt{\frac{L}{OD^2 - 2ODt + 2t^2}} \quad (1.2)$$

Esse sistema pode ser aplicado na análise de um revestimento de superfície com trecho livre conforme a Figura 1.2. Fazendo-se $OD = 20"$ e $t = 1"$, que são dimensões de revestimentos comercializados na indústria de petróleo, pode-se ter a ideia do quão catastrófica seria a perda de instabilidade para um poço de petróleo, pois $\frac{u_b}{u_a} = 0,84L$.

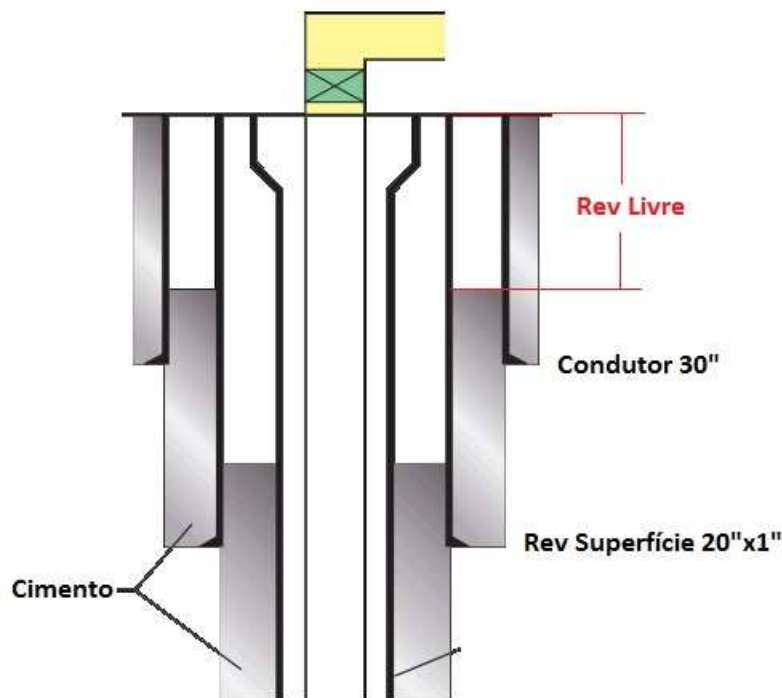


Figura 1.2: Idealização de sistema de revestimento de superfície com trecho livre.

Fique claro que o revestimento de superfície somente sofrerá carregamento compressivo de acordo com a Figura 1.2 caso o sistema solo-condutor se rompesse ou decorrente de carregamento térmico com esse sistema sem romper.

Pode-se notar que a razão entre as deformações crescerá linearmente com o comprimento livre. Com apenas um tubo de revestimento livre, ou seja, cerca de 12 m, a relação já fica aproximadamente igual a 10. A relação $\frac{u_b}{u_a}$ é da mesma ordem de grandeza do comprimento de revestimento livre L . Fica nítido dessa forma que a capacidade de suportar deformações de membrana são bem maiores do que a capacidade de suportar deformações de dobramento para um tubo de revestimento, o que leva a crer que a estrutura entrará em flambagem com certa facilidade.

No caso de revestimentos, eles não se deformarão indefinidamente após sua flambagem pois se encontram no espaço confinado pelo poço.

No caso de uma estrutura ideal, o ponto de bifurcação ou crítico teórico corresponde à interseção entre as curvas de pré-flambagem (ou pré-crítico de compressão axial pura), dita caminho primário de deformação, e da curva de pós-

flambagem, dita caminho secundário de deformação. Ambas estão presentes na Figura 1.3, que é um esquemático de como se comportam as estruturas sob cargas críticas de flambagem cujo eixo das ordenadas e das abscissas medem respectivamente a força aplicada e o deslocamento do ponto de aplicação na direção da mesma. Para o projeto adequado de estruturas esbeltas que podem perder a estabilidade, os três parâmetros precisam ser conhecidos (Dubina & Ungureanu, 2014):

- Domínio de estabilidade estrutural ou intervalo de pré-flambagem, i.e. $F \in (0, F_{cr}]$, sendo F_{cr} a força crítica de flambagem.
- Ponto crítico (bifurcação de equilíbrio).
- Domínio de instabilidade estrutural ou intervalo pós-flambagem, i.e. $F > F_{cr}$.

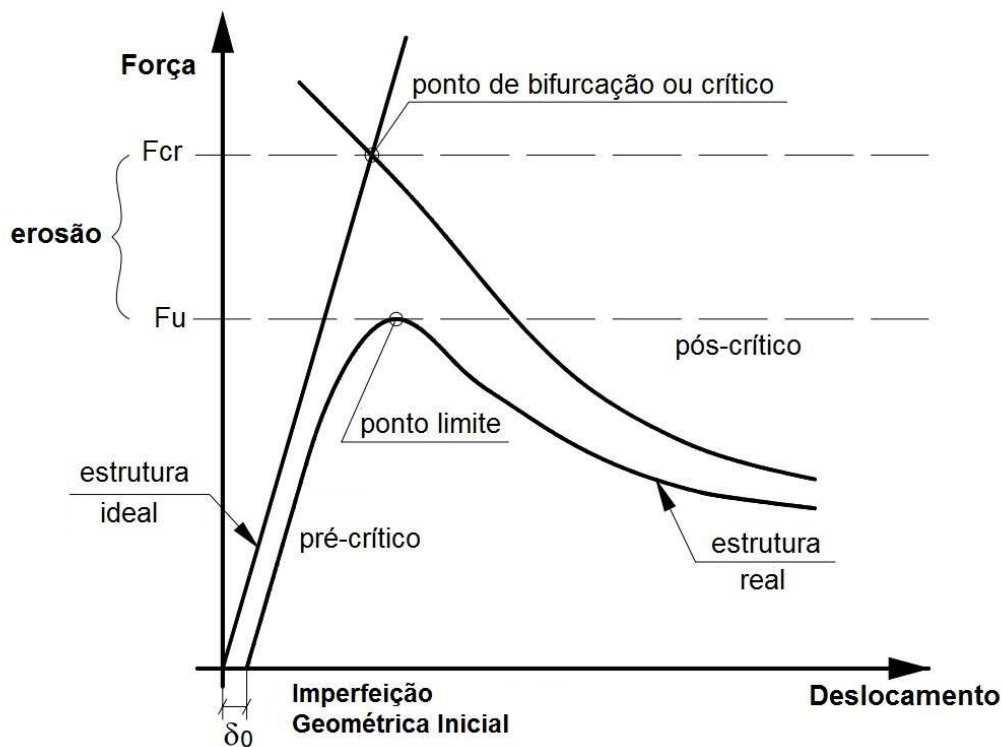


Figura 1.3: Esquemático ressaltando a diferença entre a curva teórica de flambagem e curva real da estrutura.

O ponto de bifurcação pode ainda ser definido como a carga cuja configuração estrutural de referência (pré-flambagem) e uma infinitesimalmente próxima (pós-flambagem) são ambas configurações de um equilíbrio estático (SIMULIA - Dassault Systèmes, 2015).

Para uma estrutura real, afetada por uma imperfeição genérica Δ_0 , o ponto de bifurcação desaparece e surge o ponto F_u , o qual caracteriza a capacidade última da estrutura antes de se tornar instável. A diferença entre os pontos F_{cr} e F_u é denominada na literatura como Erosão da Carga de Bifurcação Crítica (*Erosion of the Critical Bifurcation Load - ECBL*) devido a imperfeições presentes na estrutura. O modelo da Figura 1.3 pode ser generalizado para modos de flambagem superiores, i.e., um modo primário que não causa a falha estrutural participa obrigatoriamente do caminho de pré-flambagem, como por exemplo a flambagem local em tubos de paredes finas, e posteriormente a falha ocorreria no segundo modo de flambagem sob o qual ocorre a falha estrutural, ou seja, a partir apenas deste ponto é que se define o caminho de pós-flambagem. Grosseiramente, essa é a definição de Interação de Modos de flambagem.

O conceito físico acerca da Interação de Modos de Flambagem é importante para o presente estudo, pois a metodologia numérica abordada para a solução dos problemas se baseia na premissa de que os modos de flambagem iniciais fazem parte do caminho de flambagem do revestimento. É possível capturar o fenômeno físico através do uso dos autovalores de flambagem e aplicação dos mesmos no estado indeformado da estrutura dentro de valores pequenos o suficiente para que as perturbações criem uma situação de bifurcação e que seja nítido o aparecimento do ponto limite conforme a Figura 1.3.

2

Revisão Bibliográfica

2.1. Formulação analítica

A primeira análise de estabilidade foi realizada por Euler, conforme apresentado em 1961 por Timoshenko e Gere (Timoshenko & Gere, 1961).

Em 1962, Lubinski (Lubinski & Logan, 1961) lançou as bases de como calcular tensões e deslocamentos de colunas sob flambagem helicoidal em poços. A solução é realizada para tubos na vertical, portanto a carga de flambagem Euler poderia ser negligenciada. A coluna se encontra fixa no topo e livre em sua extremidade, portanto, para um revestimento engastado no TOC a equação deve ser válida apenas após certa distância de tal ponto. Segundo Mitchell (Mitchell, 2008), a influência das condições de contorno seria uma importante matéria para estudos. Além disso, o atrito é negligenciado na formulação proposta.

É assumido que a flambagem de um tubo no poço inicie em um formato senoidal conforme a Figura 2.1 e após atingida uma carga crítica para transição, o tubo assume uma configuração helicoidal conforme a Figura 2.2. Na verdade, o fenômeno é mais complexo do que essa simples premissa, pois experimentos indicam que há inclusive reversões na hélices após o estado de equilíbrio alcançado (Saliés, 1994) (Mitchell, 2008). Haveria ainda situações nas quais a coluna se encontra em um estado transicional devendo ser classificada como um misto de ambas as configurações conforme a Figura 2.3.

As figuras citadas foram geradas em simulações do presente trabalho e apresentam um dos casos da análise de sensibilidade à imperfeições iniciais da estrutura conforme descrito na seção 4.7.

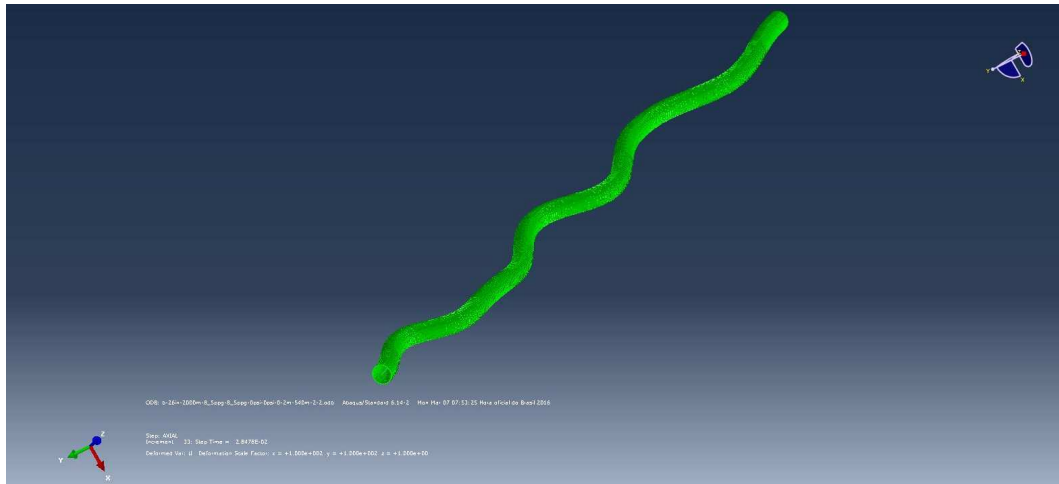


Figura 2.1: Momento de simulação imediatamente anterior ao qual ocorre a formação da primeira hélice no tubo de revestimento dentro de um poço.



Figura 2.2: Momento de simulação imediatamente anterior ao qual ocorre a formação da primeira hélice no tubo de revestimento dentro de um poço.

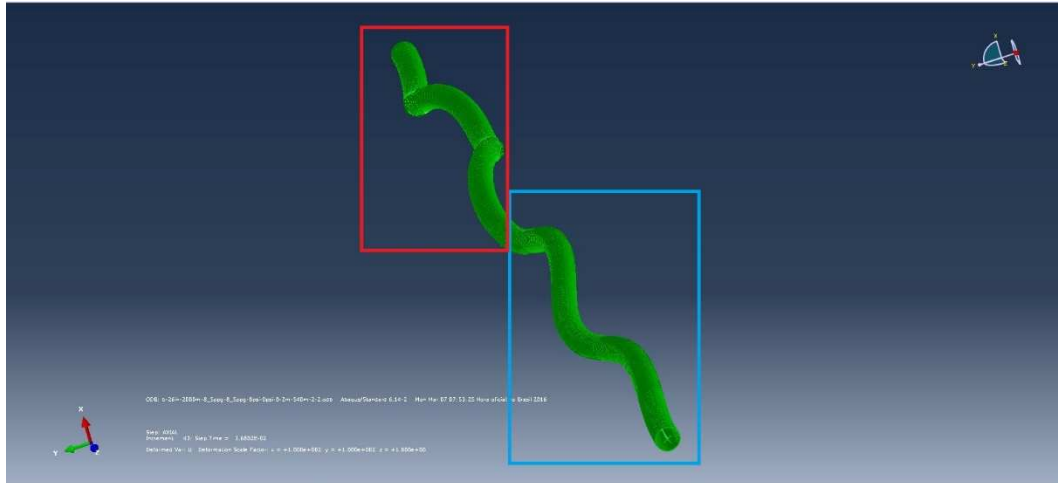


Figura 2.3: Transição senoidal-helicoidal onde o destaque em azul representa um trecho senoidal e em vermelho um trecho helicoidal com o início de uma hélice reversa.

He and Kyllingstad (He, et al., 1995) em 1995 estenderam para trechos curvos a equação de Dawson e Paslay (Dawson & Paslay, 1984) para trechos inclinados. Ambos não sugerem uma análise na tensão de dobramento resultante da flambagem do tubo nessas ocasiões.

$$\begin{cases} F_c = \sqrt{\frac{4EIw_c}{r_c}} \\ w_c = \sqrt{(w_{bp} \sin \varphi - f_{ef} \varphi')^2 + (f_{ef} \sin \varphi \vartheta)^2} \end{cases} \quad (2.1)$$

A Equação (2.1) define F_c (cuja convenção positiva é a compressão) como a força crítica de flambagem, onde f_{ef} é a força efetiva (cuja convenção positiva é a tração), φ e ϑ são a inclinação e o azimuth do poço, respectivamente, e w_{bp} é o peso aparente do tubo. É necessário reparar que F_c é nula para um poço vertical, donde se conclui que ou a equação é inadequada ou fisicamente a força crítica de flambagem para tubulações contidas em poços verticais é muito pequena.

Mitchell (Mitchell, 2002) em 2002 apresenta limites de flambagem para tubulações submetidas a forças laterais.

Apenas Lubinski até o momento havia proposto uma expressão para o cálculo das tensões de dobramento resultantes da flambagem helicoidal dos tubulares.

Ainda em 2002, Mitchell (Mitchell, 2002) substituiu as relações de trabalhos virtuais pelas equações disponíveis para colunas e vigas, vindo a oferecer três soluções de flambagem para poços verticais e duas soluções de flambagem para poços horizontais, todas inéditas e distintas entre si. Conforme o autor cita, a configuração dos tubos é um problema não-linear, o que sugere que haja várias soluções para o mesmo.

A dificuldade de utilização das equações está no fato de que há parâmetros numéricos que carecem de sentido físico e servem para ajuste da solução. Apesar disso, essa foi a primeira vez que relações de deformações e tensões distintas da de Lubinski são apresentadas na literatura. Além disso, mais uma vez o atrito é negligenciado na solução.

Gao e Miska (Gao & Miska, 2008) publicam um trabalho que estabelece uma solução inédita que considera o atrito, mas a mesma pode ser aplicada apenas em poços inclinados, trechos curvos e horizontais.

Até o momento da apresentação do presente trabalho, não há soluções analíticas capazes de mensurar as tensões advindas do dobramento considerando atrito e transições entre os diversos estágios de flambagem para poços verticais.

2.2. Método dos Elementos Finitos

Há poucas fontes disponíveis na literatura que descrevam um procedimento, ainda que rudimentar, de como simular flambagem em poços utilizando *FEA*.

A principal dificuldade no uso da técnica é que ao solicitar numericamente uma estrutura tubular perfeitamente vertical com cargas compressivas, a mesma apenas encurtará seu comprimento, vindo a se comportar como uma barra. Assim como Euler parte da premissa de que existem cargas excêntricas à linha do carregamento primário e tais cargas causam momentos capazes de induzir a flambagem nas estruturas reais, as estruturas numéricas necessitam dessas cargas para que possam ativar tal comportamento no modelo computacional.

Para adequar o método computacional, os argumentos apresentados por Dubina e Ungureanu (Dubina & Ungureanu, 2014) para descrever o fenômeno de Interação de Modos de Flambagem deve ser estendido para as análises numéricas e, apesar de poucas aplicações a problemas de flambagem em poços, o método é

extensivamente utilizado no cálculo de estruturas a fim de determinar a erosão da carga crítica, consequência das imperfeições presentes nas estruturas.

Um trabalho que certamente merece destaque é escrito por Xiuquan, Guoming, Yuanjiang, Lei, Weiguo e Hua (Xiuquan, et al., 2014) em 2014. Este se dedica a análise completa de movimentação do SCPS devido à existência de trechos de revestimentos livres. O trabalho analisa a movimentação do SCPS e tensões nos tubulares para várias operações da construção e operação de um poço de petróleo incluindo efeitos térmicos. A vantagem numérica do trabalho é que o poço não é vertical, portanto a própria curvatura do poço é capaz de criar as excentricidades de aplicação de cargas necessárias para ativação numérica do fenômeno de flambagem.

Um Comunicado Técnico Simulia (SIMULIA - Dassault Systèmes, 2009), que apesar de carecer de didática e aprofundamento no estudo da flambagem de tubulares em poços de petróleo, cumpre o seu papel de orientar usuários de *Abaqus* em como proceder nesse tipo de análise. Além disso, um exemplo de análise (SIMULIA - Dassault Systèmes, 2015) que faz uso de perturbações baseadas nas combinações lineares dos autovetores de flambagem pode ser encontrado na documentação do software.

Esse é o paralelo computacional à análise físico-matemática proposta por Dubina e Ungureanu (Dubina & Ungureanu, 2014), uma vez que tais imperfeições podem ser utilizadas de forma imperceptível ao estado indeformado da estrutura analisada e ativar a flambagem no modelo computacional.

Para a solução do problema de contato entre tubos e a parede do poço Saliés (Saliés, 1994) fez uso do elemento *CYLGAP* do *Abaqus*. Este é um elemento de *gap* que serve para representar o contato entre dois tubos rígidos (SIMULIA - Dassault Systèmes, 2015). Como os deslocamentos de corpo rígido devido à flambagem provavelmente se encontram ordens de grandeza acima dos deslocamentos devido às deformações axiais dos tubulares, tais elementos forneceram boa compatibilidade com os experimentos realizados para deslocamentos.

No entanto, para analisar os efeitos de tensões, é necessário lidar com elementos deformáveis. Novamente o Comunicado Técnico Simulia (SIMULIA - Dassault Systèmes, 2009) se faz de grande valia, uma vez que orienta o uso de elementos de tubos deformáveis capazes de sofrer carregamentos de pressão e de

elementos de contato capazes de introduzirem atrito como um parâmetro a ser avaliado.

3

Metodologia

3.1.

Formulação Analítica do cenário de estudo

O projeto de início de poço praticado pelas operadoras de petróleo atualmente sempre contempla retorno de cimento até o leito marinho após a cimentação do revestimento de superfície. Essa premissa garante que não haveria revestimento de superfície livre, portanto, tensões e deslocamentos advindos de flambagem não seriam uma preocupação.

Essa realidade não se aplica aos poços do Pré-sal brasileiro. A extensão média da camada Pós-sal pode variar entre 800 m e 1000 m. Por questões de redução de custos para construção dos poços, opta-se por um projeto que realize esse trecho com apenas uma fase de perfuração, além da fase de instalação de condutor, que atualmente é realizada com uma perfuração seguida de cimentação. Dessa forma, a realização da cimentação do anular entre o poço aberto da fase e do revestimento de superfície não ocorre até o leito marinho pelos seguintes motivos:

- Inviabilidade operacional relativa à capacidade de bombeio da pasta devido a grande quantidade necessária da mesma para preenchimento do anular poço aberto e revestimento, já contabilizando excessos necessários para garantia da qualidade do trecho cimentado. Fatores como tempo de espessamento da pasta, risco operacional de falha da unidade de cimentação devido a extensos tempos de bombeio e capacidade de silos da sonda, dentre outros, interferem nesse fator.
- Coluna hidrostática de cimento provoca fraturas e o mesmo não retorna até o leito marinho. Geralmente, a pasta de cimento utilizada possui peso de 16,2 ppg. Quando se deseja a realização de cimentação que chegue até o leito marinho, o ROV deve coletar amostras de solo onde se tenha avistado o retorno da pasta. A mesma é identificada através de um traçador, pó xadrez, utilizado na composição do fluido que é bombeado à frente do

cimento. Retornada essa amostra de solo até a sonda, realiza-se um teste com um indicador de PH com fenolftaleína e como o cimento possui composição fortemente básica, deve haver indicação na amostra. No entanto, historicamente, apesar de todas as cimentações da fase de superfície serem realizadas com excessos em volume que podem chegar a 100%, não é possível verificar traços de cimento nos solos coletados.

Projetar o poço com um revestimento de superfície que pode ter um trecho livre de cerca de 500 m tem obrigado a Petrobras a realizar a perfuração seguida de cimentação para a instalação do revestimento condutor de todos os poços perfurados no Pré-sal. Há outras duas estratégias de início de poço que foram aplicadas historicamente de forma bem-sucedida na Bacia de Campos onde havia retorno de cimento até o leito marinho na fase de superfície: jateamento do condutor e base torpedo.

O jateamento consiste em descer o tubo condutor conectado a uma coluna com broca de perfuração de diâmetro compatível com a fase de superfície. A broca pode ficar dentro ou fora do revestimento condutor, dependendo da experiência de campo de cada operador. O tubo condutor é penetrado no solo marinho juntamente com bombeio pela coluna de perfuração, que se dotada de um motor de fundo, ainda pode ter sua broca girando. Isso significa que o solo interno ao condutor é jateado e pela fragilização das camadas de solo, o condutor é forçado até o assentamento de sua sapata. Como não há formação de anular entre o tubo condutor e o solo, o mesmo se adere à formação por força de ponta e por força de atrito lateral. A ferramenta de jateamento é acionada para liberação da coluna e segue-se à frente com a perfuração da fase de superfície.

A base torpedo é um condutor dotado de estruturas instaladas a fim de conferir aumento de rigidez ao dobramento do mesmo e suportes para aumento do atrito lateral com o solo. O mesmo é instalado por meio de barcos, um recurso bem mais econômico que uma sonda de perfuração. A Figura 3.1 apresenta um modelo em escala reduzida da base torpedo utilizada em poços da Petrobras.

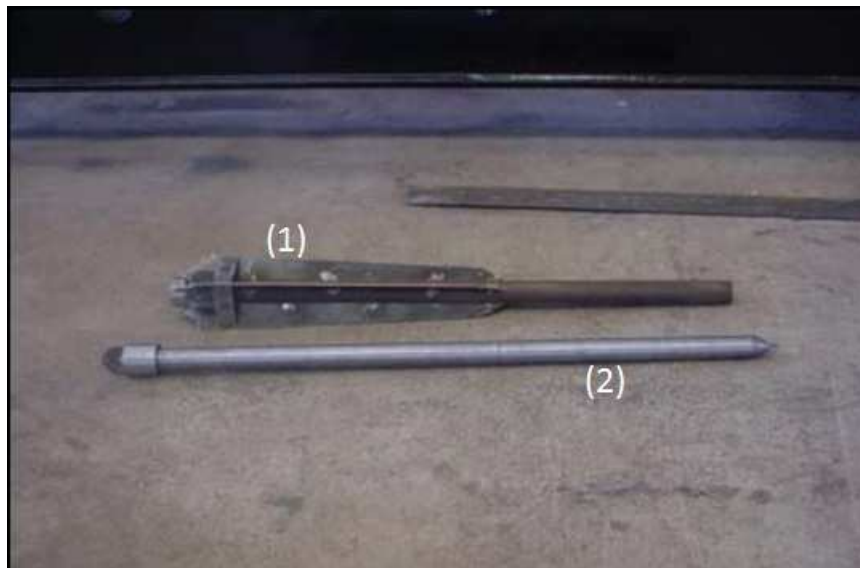


Figura 3.1: Base torpedo em escala reduzida. (1) Base Torpedo. (2) Ferramenta de instalação.

Ambas estratégias apresentadas representam economia financeira pois demandam menos tempo que uma estratégia de perfuração seguida de cimentação do condutor. O ponto chave é que ambas estratégias apresentam uma capacidade estrutural condutor-solo bem menor que a conferida por um condutor perfurado e cimentado. Para as cargas típicas de equipamentos instalados e revestimentos internos, capacidade de carga é sempre ultrapassada, o que significa que o revestimento de superfície será comprimido, levando à flambagem do mesmo.

O estudo numérico de flambagem se torna interessante para verificar se há viabilidade técnica na mudança de estratégia de início de poço para economia na etapa de construção de poços e implantação de projetos de exploração dos campos do Pré-sal brasileiro.

A simulação levará em conta todos os efeitos que atuam no revestimento de superfície até o momento após o bombeio da pasta de cimento, com a consequente pega do mesmo e realiza-se um ensaio de carga para verificar como variam tensões e deslocamentos da coluna aplicada uma força resultante no topo do SCPS.

A convenção de sinais é negativa para forças compressivas e positiva para forças trativas. Como a base do revestimento está engastada pelo cimento, forças ascendentes são positivas, pois tracionam o revestimento, enquanto que as descendentes são negativas, pois comprimem o mesmo. Os encurtamentos de tubo são designados por sinais negativos, enquanto que os esticamentos são positivos.

3.1.1. Instalação do revestimento

O revestimento de superfície pode ser idealizado como uma coluna de tubos imersa em dois tipos de fluido e suspensa pela coluna de assentamento conforme pode ser verificado na Figura 3.2.

As cargas atuantes são:

- Pressão hidrostática interna da água do mar dada pela Equação (3.1)

$$p_i(h) = 0.1706(LDA + h)\rho_i \quad (3.1)$$

, nesse caso, $\rho_i = \rho_{sw}$ (peso específico de fluido da água do mar).

- Pressão hidrostática externa da água do mar dada pela Equação (3.2)

$$\begin{cases} p_e(h) = 0.1706(LDA + h)\rho_{sw} & h \leq TOC \\ p_e(h) = 0.1706[TOC\rho_{sw} + (h - TOC)\rho_{cem}] & TOC \leq h \end{cases} \quad (3.2)$$

- Força relativa à pressão de coluna da fluidos aplicada no fundo do revestimento dada pela Equação (3.3). Como se trata de uma coluna com sapata flutuante, ou seja, o fluido possui sentido de fluxo apenas do interior para o exterior, a pressão aplicada no diâmetro interno pode ser diferente da pressão aplicada no diâmetro externo.

$$f_{fp} = -p_e(L)A_e + p_i(L)A_i \quad (3.3)$$

- Força relativa à pressão da coluna de fluidos aplicada no topo do revestimento dada pela Equação (3.4). Conforme é possível verificar no esquema da Figura 3.2, é possível constatar que de forma aproximada, a força resultante aplicada devido às pressões é correspondente à área da seção reta da coluna de revestimento calculada com o diâmetro externo com sentido vertical para baixo e à área da seção reta da coluna de

revestimento calculada com o diâmetro interno com sentido vertical para cima, sendo ambas descontadas da área externa do tubo da coluna de assentamento.

$$f_{tp} = p_e(LDA)(A_e - A_{ass}) - p_i(LDA)(A_i - A_{ass}) \quad (3.4)$$

- Peso próprio que ao longo da coluna é calculado pela Equação (3.5).

$$p(h) = wh \quad (3.5)$$

- Força relativa à conexão com a ferramenta de assentamento do AAP.

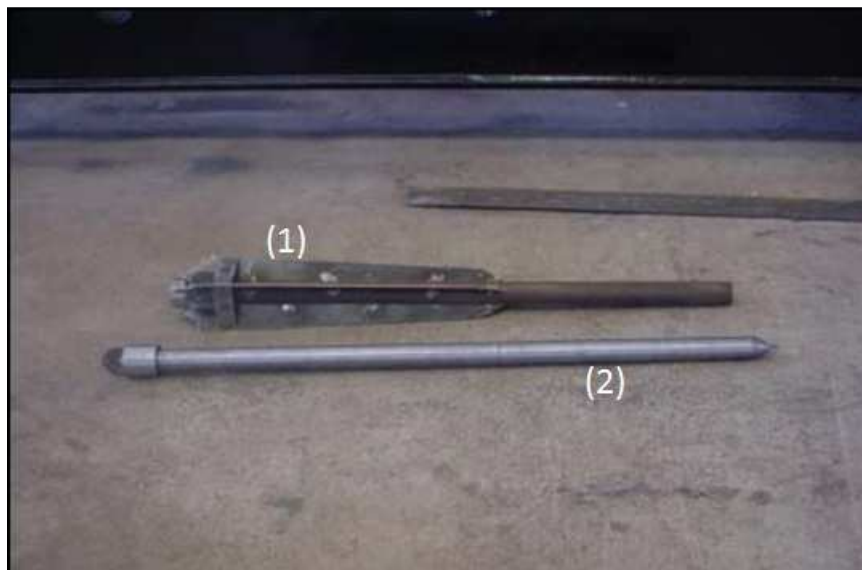


Figura 3.2: Diagrama de corpo livre do revestimento após o bombeio de cimento.

Após a cimentação, pode-se optar por aguardar a pega do cimento ou, caso a fundação conferida pelo condutor seja suficiente resistente, descarregar o peso flutuado do revestimento. Após a pega da pasta, o poço está pronto para que ocorra a conexão do BOP. O estado de tensões que havia antes da cura do cimento é considerado ser mantido após a mesma.

O problema que está sendo estudado parte do princípio que o solo já sofreu a ruptura, portanto, o mesmo pode ser modelado por um conjunto de molas elastoplásticas que ofereceriam uma força constante contrária ao movimento do SCPS (API Recommended Practice 2A-WSD, 2000). No momento de ruptura do solo, o trecho livre do revestimento de superfície passa também a suportar os equipamentos e revestimentos intermediários.

Após o cisalhamento do solo, a força que age sobre o conjunto é definida e constante conforme ilustrado na Figura 3.3. No eixo das ordenadas, a carga é normalizada pela máxima resitência ao cisalhamento do solo, a qual é uma característica específica do solo. O eixo das ordenadas normaliza o deslocamento relativo entre o solo e o tubo pelo diâmetro deste. Dessa forma, para um revestimento de 20", o máximo deslocamento para cisalhamento do solo se dá no valor normalizado de 0,1, ou seja, de 0,2" ou 5mm. Após o valor normalizado de 0,2, isto é, 0,4" ou 10 mm, a força para cisalhamento do solo se torna constante e pode ser encarada como uma força de atrito entre a tubulação e o solo.

Observa-se que de acordo com o modelo, os valores de deslocamento são muito pequenos, portanto, pode-se afirmar que após o rompimento do solo, o tubo se desloca livre sob a ação de uma força constante contrária ao sentido do deslocamento. Tal força é o resultado da interação entre condutor e o solo e pode ser calculada através do método dos elementos finitos, visto que cada camada de solo é modelada de acordo com o gráfico apresentando, que numericamente representa uma mola não linear aplicada a cada um dos nós do modelo.

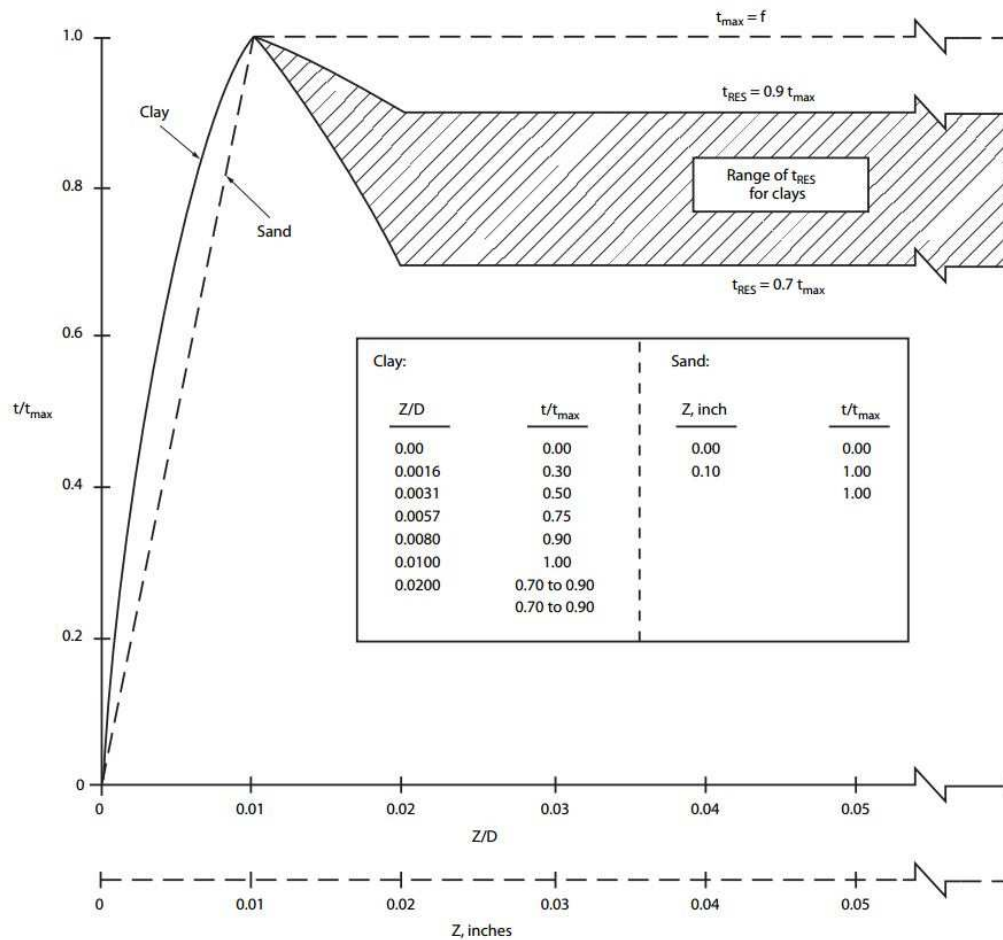


Figura 3.3: Curva tipo de transferência de carga axial entre uma estaca e solo pelo atrito lateral segundo a norma API RP 2A-WSD. Carga x Deslocamento (Curva t-z).

3.1.2. Cálculo de tensões no revestimento

As tensões que agem no revestimento podem ser divididas em axiais, radiais e tangenciais

O estado final de carregamentos no revestimento sob o qual é possível realizar o equilíbrio de forças envolve estão numeradas conforme a Figura 3.4:

1. Força compressiva aplicada ao SCPS descontada a carga que fica retida na interação condutor com o solo. Essa força aplicada é advinda do peso do BOP, dos revestimentos intermediários e de produção, ANM, BAP e de colunas em hang-off.
2. Peso próprio, conforme Equação (3.5).

3. Força compressiva de empuxo devido à ação de fluidos na base do revestimento conforme a Equação (3.3). Após a cura do cimento, acredita-se que o estado de tensões prévio à mesma se mantenha. Tal força deve ser descontada do peso próprio conforme a equação (3.5) até o TOC. Essa é a carga a ser modelada, que pode tanto ser compressiva quanto trativa, a depender do peso de tubo e do peso específico do cimento.
4. Força compressiva no topo do revestimento conforme a Equação (3.6). Essa pressão do fluido interno no topo do revestimento (f_{flTop}) se deve ao fato de que quando não há BOP, a pressão é resultante da coluna de água do mar, quando há BOP há a mudança de fluido interno, e este passa a atuar na área resultante da diferença entre o diâmetro interno do riser e o do revestimento. Para ser conservador e não necessitar adentrar em catalogar diferentes tipos de riser, adota-se a área de aço do revestimento de superfície.
5. Força trativa devido ao fenômeno de APB atuando no sentido ascendente na área correspondente ao espaço anular entre o revestimento de superfície e o revestimento intermediário interno àquele (f_{apb}). A magnitude dessa força só é relevante durante a produção do poço.
6. Pressões interna e externa conforme as Equações (3.1) e (3.2), respectivamente. Faz sentido para o estudo de flambagem levar em conta apenas pressões onde o revestimento de superfície é livre.

$$p_i(h) = 0.1706LDA\rho_i(A_e - A_i) \quad (3.6)$$

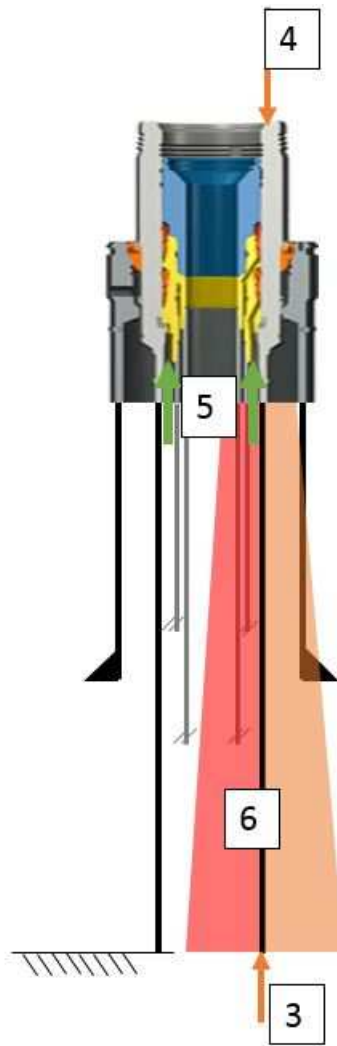


Figura 3.4: Cargas atuantes no revestimento de superfície após equilíbrio.

3.1.3. Tensões axiais

As tensões axiais são advindas da aplicação direta da Lei de Hooke, conforme a Equação (3.7), e da aplicação da tensão de dobramento devido à flambagem conforme Lubinski segundo as Equação (3.9) (Lubinski & Logan, 1961).

$$\sigma_A = \frac{f_a}{A} \quad (3.7)$$

onde f_a é denominada força real que atua na parede do tubo dada pela Equação (3.8).

$$f_a = -f_{Top} - p(h) - f_{flTop} + f_{apb} \quad (3.8)$$

$$\begin{cases} \sigma_{Bi} = OD r \frac{f_{ef}}{4I} \\ \sigma_{Bo} = ID r \frac{f_{ef}}{4I} \end{cases} \quad (3.9)$$

onde OD e ID são os diâmetros do externo e interno do revestimento, r é a distância entre a parede externa do tubo e a parede do poço, I é o momento de inércia e f_{ef} é a força efetiva. Os índices i e o denotam as fibras interna e externa do tubo de revestimento, respectivamente.

A força efetiva é um conceito chave no entendimento em como a existência de fluidos internos ou externos influenciam no comportamento mecânico de uma tubulação. Mitchell (Mitchell, 2009) apresenta uma demonstração envolvendo equilíbrio de forças e conservação do momento linear de fluidos durante escoamento fora e dentro de um tubo da qual o conceito da força efetiva surge como consequência natural do desenvolvimento matemático. A Equação (3.10) deve ser utilizada nesse trabalho levando em conta que os fluidos se encontram estáticos, o que anula os termos cinéticos da mesma.

$$f_{ef} = f_a + (p_e + \rho_e \bar{v}_e^2) A_e - (p_i + \rho_i \bar{v}_i^2) A_i \quad (3.10)$$

onde p é a pressão, ρ é o peso específico de fluido e \bar{v} é a velocidade média internos ou externos ao tubo.

Através dessa equação é possível verificar que a força efetiva desempenha papel direto no valor de tensão atuante na parede do tubo devido ao dobramento por flambagem helicoidal. A abordagem realizada nesse trabalho segue a mesma apresentada por Lubinski (Lubinski & Logan, 1961). Segundo essa análise, o tubo sempre entra em flambagem quando submetido a força efetiva negativa. Isso é assumido pelo autor embora o mesmo admita que é necessária uma força crítica para que a flambagem ocorra.

O presente estudo não se propõe a estudar a força crítica para flambagem, portanto a premissa adotada por Lubinski será utilizada para sobrepor as tensões e deslocamentos no presente trabalho, sabendo que essa abordagem deverá gerar resultados mais conservadores que os simulados utilizando MEF.

3.1.4. Tensões tangenciais e radiais

As tensões radiais são calculadas por (3.11) e as tensões tangenciais são por (3.12), que são as Equações de Lamé.

$$\begin{cases} \sigma_{Ro} = -p_o \\ \sigma_{Ri} = -p_i \end{cases} \quad (3.11)$$

$$\begin{cases} C_1 = \frac{ID^2 p_i - OD^2 P_o}{-ID^2 + OD^2} \\ C_2 = \frac{(P_i - P_o) ID^2 OD^2}{4(-ID^2 + OD^2)} \\ \sigma_{To} = \frac{C_1 + C_2}{\left(\frac{OD}{2}\right)^2} \\ \sigma_{Ti} = \frac{C_1 + C_2}{\left(\frac{ID}{2}\right)^2} \end{cases} \quad (3.12)$$

Por fim, as tensões equivalentes de Von Mises são dadas pela Equação (3.13). O critério de falha de projeto de tubo de revestimento em termos de tensões determina que a tensão equivalente de Von Mises não deve ultrapassar a tensão de escoamento sob aplicação de fator de segurança que segue padronização específica interna de cada uma das companhias operadoras de petróleo. A tensão deve ser analisada tanto na fibra interna quanto na interna do tubo a fim de determinar a maior solicitação do mesmo.

$$\begin{cases} \sigma_{Mo} = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_{Ao} - \sigma_{To})^2 + (\sigma_{Ao} - \sigma_{Ro})^2 + (\sigma_{To} - \sigma_{Ro})^2)} \\ \sigma_{Mi} = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_{Ai} - \sigma_{Ti})^2 + (\sigma_{Ai} - \sigma_{Ri})^2 + (\sigma_{Ti} - \sigma_{Ri})^2)} \end{cases} \quad (3.13)$$

3.1.5. Deslocamento do SCPS

O deslocamento do SCPS é um critério de falha devido aos principais motivos a seguir:

- Após a conexão com a ANM, a movimentação do SCPS não pode exceder um valor específico que levaria à quebra de um fusível mecânico instalado na linha de produção que protege a ANM e o poço contra *snag loads*. Essas são cargas acidentais que podem vir a acontecer

quando as linhas que conectam a plataforma de produção ao poço são acidentalmente arrastadas, o que pode ser causado por uma deriva por perda de posição da embarcação, por exemplo. Tal fusível não é projetado para suportar cargas transversais ao bocal de conexão, o que leva à desconexão entre o poço e a plataforma no caso de movimentação vertical indesejada do SCPS acima de determinado valor.

- Movimentação cíclica do BOP e SCPS durante intervenção do poço. As cargas atuantes, apesar de compressivas, são extremamente grandes, o que pode levar a uma fadiga de alto ciclo de algum dos equipamentos.

A bem da verdade, o comportamento do poço caso ocorra movimentações do SCPS na vertical não é bem entendido e é ponto de discussão interno à Petrobras, uma vez que é a única operadora no mundo a construir poços sistematicamente sem retorno de cimento para o leito marinho na fase do revestimento de superfície.

De acordo com a lei de Hooke as cargas verticais impõem um deslocamento do SCPS dado pela Equação (3.14).

$$u_h = \frac{f_a}{k_{eq}} \quad (3.14)$$

onde $k_{eq} = \frac{EA}{L}$, a rigidez axial do tubo, sendo L o comprimento livre de revestimento.

No termo f_a há a parcela devida ao peso próprio cuja expressão deve ser calculada por (3.15).

$$\int_0^L \frac{wh}{EA} dh = \frac{wL^2}{2EA} \quad (3.15)$$

Como ao ser instalado o revestimento estava tracionado pelo seu peso próprio, o mesmo encurta até a posição original e após isso encolhe do mesmo valor devido ao seu peso próprio, por isso tal deslocamento é o dobro dessa expressão.

O deslocamento por flambagem é dado pela expressão (3.16) (Lubinski & Logan, 1961):

$$\begin{cases} u_{fl} = \frac{r^2 f_{ef}^2}{8EI\gamma_{ef}} & z_{LN} \leq L \\ u_{fl} = \frac{r^2 f_{ef}^2}{8EI\gamma_{ef}} \frac{L\gamma_{ef}}{-f_{ef}} \left(2 - \frac{L\gamma_{ef}}{-f_{ef}}\right) & L \leq z_{LN} \end{cases} \quad (3.16)$$

onde γ_{ef} é o peso linear efetivo do revestimento dado por $\gamma_{ef} = A_i \rho_i - A_o \rho_o + w$.

O deslocamento por efeito *ballooning*, que nada mais é do que consequência da mudança de comprimento aplicada uma pressão nas paredes do tubo devido ao módulo de Poisson, é dada por (3.17).

$$u_b = -\frac{2\nu L}{EA} (\delta P_{oA} A_o - \delta P_{iA} A_i) \quad (3.17)$$

onde ΔP_A é a mudança de pressão média no anular interno ou externo ao revestimento.

A soma das parcelas de deslocamento resulta na movimentação vertical total do SCPS.

3.2.

Método dos Elementos Finitos para solução do problema de flambagem de revestimento em poço de petróleo

Para a solução numérica do problema de flambagem de revestimento em poço de petróleo foram adotadas mais de uma estratégia para solução do problema. Apenas uma abordagem foi bem-sucedida e apresentou resultados consistentes com a solução analítica de Lubinski. Todas as implementações foram realizadas utilizando o software comercial *Abaqus/Standard v6.14-2*, tanto seus pré e pós processadores, quanto seu solver.

A Simulação I a ser executada é uma análise de flambagem por autovalores a fim de extrair os autovetores que solucionam o problema e utiliza-los como imperfeições para a solução do modelo de flambagem propriamente dito, a Simulação II.

3.2.1.

Modelagem Geométrica e Escolha de Elementos

O revestimento livre no interior do poço foi modelado com o elemento estrutural PIPE31. A viga é um elemento unifilar no qual os cálculos são

realizados sob sua linha neutra e extrapolados para a seção reta seguindo uma formulação específica. O PIPE31 é um elemento de viga com seção reta tubular que pode ser submetido a esforços de pressões interna e externa. A formulação escolhida para avaliações dessas tensões foi a de tubos de paredes grossas segundo as equações de Lamé simplesmente devido ao fato de não haver necessidade de economia de recursos computacionais para obtenção de resultados.

O elemento em questão se comporta como uma viga de Timoshenko. Uma viga de Euler-Bernoulli assume que o plano da seção transversal inicialmente normal ao eixo neutro da viga assim se mantém, além de indeformado e plano após aplicação de dobramento à mesma. A viga de Timoshenko, além das premissas anteriores, considera que a seção reta pode não permanecer normal ao eixo neutro por considerar deformação por cisalhamento transversal.

O PIPE31 é uma viga no espaço, daí o 3 (três) em seu nome, ou seja, seus nós possuem cada um seis graus de liberdade. O 1 (um) em seu nome significa que é um elemento isoparamétrico linear com apenas um ponto de integração de Gauss.

O elemento B31, uma implementação de viga sem aplicação de pressões interna ou externa, foi testado em problema *benchmark* em torção, conforme proposto por MacNeal and Harder (1985). Todo o procedimento é descrito em *Abaqus Benchmarks Guide - 2.3.7 Analysis of a twisted beam* (SIMULIA - Dassault Systèmes, 2015), o qual também inclui testes relativos à flexão e comparativos com soluções analíticas e outros tipos de elementos, desde cascas a sólidos.

Foi necessário adotar para o poço o elemento PIPE31 em conjunto com o elemento de contato ITT31 a ser detalhado na seção correspondente.

3.2.2. Modelagem de Material

Devido ao fato de o projeto de revestimento de poço possuir critérios de falha que levam em conta a tensão de escoamento de material penalizada por fator de segurança normativo como limite aceitável, o material do revestimento é modelado como sendo linear elástico.

Para a ordem de grandeza global de deslocamento lateral do revestimento livre confinado dentro do poço, uma hipótese simplificadora razoável é adotar que

o poço é um elemento rígido, ou seja, seus deslocamentos prescritos em todos os graus de liberdade são nulos. A rigidez do poço é inserida no modelo como uma condição de contorno de deslocamentos prescritos.

3.2.3.

Condições de Contorno e Cargas Aplicadas

As cargas resultantes da pressão nas terminações do elemento PIPE são incluídas, pois o *Abaqus* assume extremidade fechada para a formulação do mesmo. Nas seções retas e de suaves curvaturas, as forças adjacentes se anulam adequadamente. Se uma condição de extremidade aberta necessita ser modelada, uma força concentrada deve ser aplicada à mesma. Essa força sempre é aplicada no caso de extremidades abertas nos modelos implementados. O *step* relativo à aplicação de pressões sempre ocorre com as extremidades abertas engastadas, seguido de *step* com liberação dos engastes, quando necessário, e aplicação dessa força concentrada para compensação (SIMULIA - Dassault Systèmes, 2015).

A Simulação I foi modelada como o momento de instalação do revestimento de superfície após o bombeio da pasta para sua cimentação conforme a Figura 3.5. Nessa situação, o SCPS se encontra suspenso pela sonda, considerando-se, portanto, um engaste. O corpo do tubo está submetido ao peso próprio e às cargas hidrostáticas de cimento e água do mar no anular externo e água do mar no interior da coluna. Não é necessário modelar o trecho de tubo imerso no cimento pois é possível utilizar uma força concentrada relativa ao somatório da aplicação de pressões nas transições entre seções de revestimento e na sapata do revestimento descontando-se o peso linear no ar.

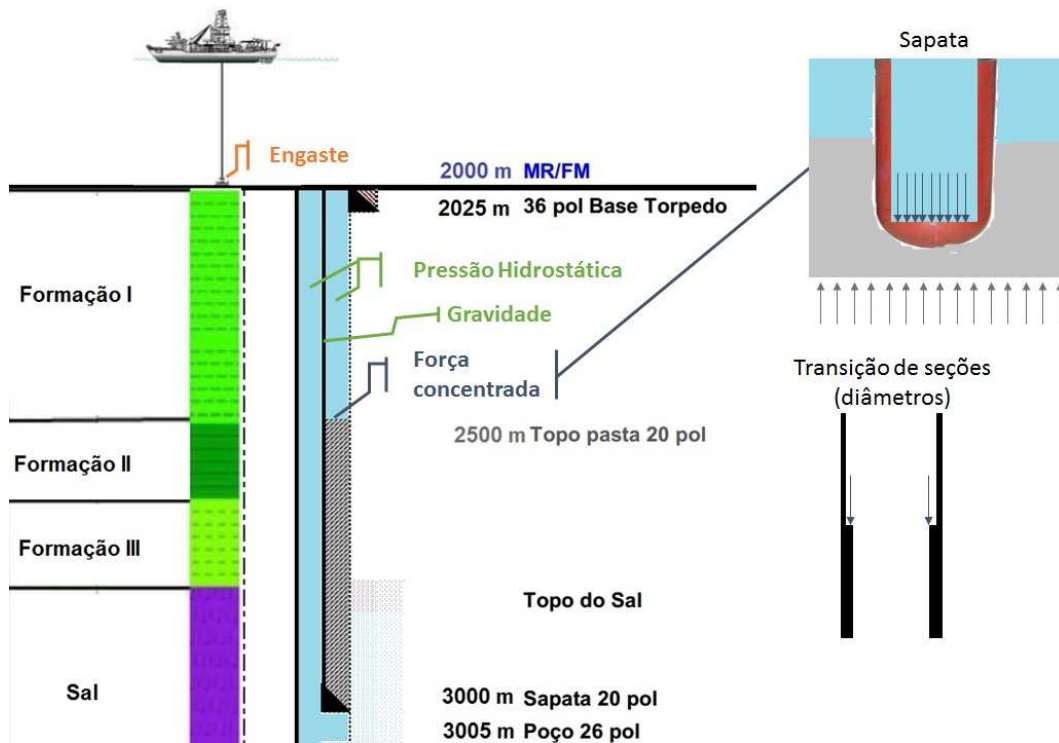


Figura 3.5: Simulação I - Condições de contorno e cargas do SCPS (cor laranja), corpo do revestimento livre (cor verde) e topo do cimento (cor azul escura).

A Simulação II foi modelada com as mesmas condições de contorno e carregamentos aplicadas na Simulação I até o momento anterior à pega do cimento. Após esse instante, o topo do cimento se torna um ponto de engaste e a carga axial ou deslocamento prescrito é aplicado. De qualquer forma, o SCPS pode se mover apenas na vertical, ou seja, o nó de topo do revestimento livre possui apenas um grau de liberdade. Simulações com pressurização de anular devido ao incremento causado por APB possuem carga de pressão interna aplicada.

3.2.4. Malha

A malha a ser utilizada foi fruto de análise de convergência considerando elementos de 12 m, 6 m, 4 m, 3 m, 2 m e 1 m. Optou-se por utilizarem as malhas tanto do revestimento, quanto do poço com o mesmo tamanho.

A malha da Simulação II foi perturbada com a superposição dos 1º e 2º modos de flambagem extraídos da Simulação I utilizando um escalar de 5% ou

menos do *clearance* poço x revestimento livre. Isso significa que o maior deslocamento do autovetor obtido é igual ao escalar utilizado.

3.2.5. Contato

Foram utilizados elementos de contato *Tube-to-tube* tridimensional, ITT31. Esse elemento modela interações de deslocamentos finitos entre tubos nos quais um se movimenta dentro do outro. Esses elementos de contato necessitam de uma *Slide Line* para a sua aplicação, que nesse caso é justamente o caminho predominante de deslizamento entre os tubos.

Eles são configurados de forma a considerar que o movimento relativo entre os tubos é realizado predominantemente ao longo da linha definida pelo eixo de um deles, ou seja, as rotações relativas entre elementos são consideradas pequenas. Além disso, eles não consideram deformações na seção reta, que já seria o caso de elementos PIPE. É necessário verificar se essas hipóteses dos elementos são violadas, o que pode ser comprovado observando se as rotações dos elementos e as deformações da seção reta são pequenas.

Os resultados nos elementos são a força normal, forças cisalhantes ao longo do eixo do tubo externo e perpendicular a essa direção, aproximação entre os pontos e as superfícies de contato (paredes dos tubos interno e externo).

A formulação de contato no *Abaqus* utiliza para *Slide Lines* uma formulação estritamente de superfícies "mestre-escrava". Os elementos ITT31 formam a superfície escrava, enquanto que os pontos de monitoramento presentes na *Slide Line* representam a superfície mestra. Os **nós da superfície escrava** são constrictos por um método numérico de penalidade para que não penetrem na **superfície mestra**.

Esse tipo de discretização entre superfícies de contato é denominada na literatura por nó-superfície e funciona de modo que cada um dos nós da superfície escrava interaja com um ponto projetado na superfície mestra de acordo com o esquema apresentado na Figura 3.6. Portanto, cada condição de contato envolve um único ponto escravo sendo monitorado por um ponto projetado na superfície mestra, sendo que a mesma é montada com as interpolações dos nós mestres vizinhos a esse ponto geometricamente construído para solução do problema.

A penetração dos nós escravos na superfície mestra é restringida matematicamente, no entanto, os nós da superfície mestra podem penetrar a superfície escrava sem que haja descumprimento da formulação de penalidade do problema. Por isso é necessário que haja um adequado refinamento na malha da superfície escrava, para que problemas relacionados à penetração de nós da superfície mestra não ocorram na superfície escrava. Esse problema pode ser facilmente mitigado caso as malhas sejam iguais ou a superfície mestra seja mais grosseira do que a superfície escrava. A Figura 3.6 ilustra esse tipo de problema.

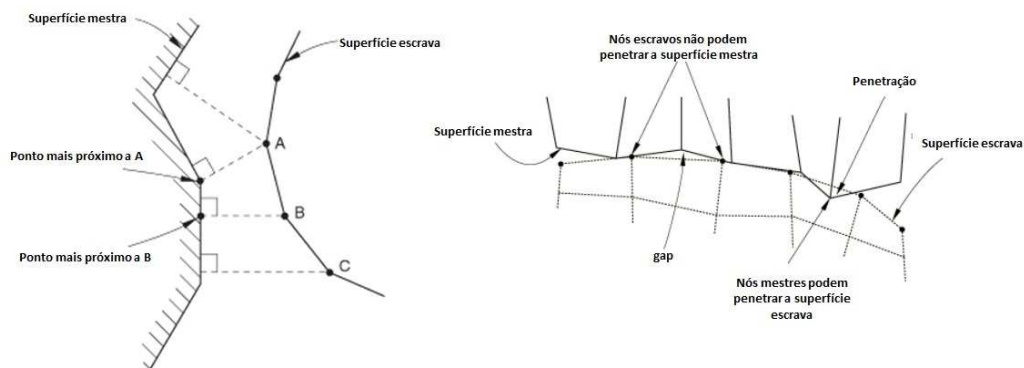


Figura 3.6: Tipo de discretização nó-superfície para superfícies de contato e exemplo de penetração de nós entre superfícies.

A superfície mestra deve ser escolhida tendo em conta qual é a de malha mais grosseira ou a mais rígida. No presente caso, a escolha adequada é que o poço seja a mestra e o revestimento livre a escrava. A forma de utilização dos elementos é portanto, depositar os elementos ITT31 nas mesmas coordenadas dos elementos PIPE31 do revestimento livre, enquanto que os elementos criados para compor a *Slide Line* devem ser depositados nas mesmas coordenadas dos elementos PIP31 do poço.

É na *Slide Line* que se define a formulação de atrito entre os tubos. Para o presente trabalho, foi utilizada a formulação *hard*, ou seja, uma vez em contato, as superfícies passam a interagir tangencialmente com uma força proporcional ao fator de atrito multiplicado pela força normal entre as mesmas no sentido contrário à direção do movimento relativo entre ambas.

Suavização

A formulação de contato para deslocamentos finitos com discretização do tipo nó-superfície requer que superfícies mestras possuam normais contínuas ao

longo da mesma. Problemas de convergência podem surgir caso isso não ocorra pois os nós escravos tendem a ficar presos nos pontos onde as normais das superfícies são descontínuas. Isso significa que na junção de elementos esse problema sempre ocorrerá.

O *Abaqus/Standard* v6.14-2 é capaz de automaticamente suavizar as normais das superfícies dos segmentos dos elementos mestres usados em uma simulação de contato de deslocamentos finitos com discretização do tipo nó-superfície. Para o caso de elementos lineares, o *Abaqus/Standard* constrói segmentos parabólicos a serem utilizados nos cálculos de contato, portanto a superfície mestra que originalmente é facetada, passa a ser suave apenas para a formulação de contato. Além disso, a suavização é acionada apenas quando as normais nos nós que unem elementos são diferentes quando lidas em cada elemento.

A fração f que representa o coeficiente de suavização é definida como $f = \frac{a_1}{l_1} = \frac{a_2}{l_2}$ de acordo com os segmentos expostos na Figura 3.7.



Figura 3.7: Suavização de normais da superfície mestra para convergência de problemas de contato.

O parâmetro de suavização possui valor padrão igual a 0,2, no entanto para aumentar o número de simulações a convergir nos estudos realizados, foi necessário utilizar o valor máximo de 0,5. Como o estado inicial e final do poço é reto por ser um corpo perfeitamente rígido, não se encontrou uma explicação para a necessidade de se utilizar suavização como recurso para convergência, uma vez que não há mudança da direção normal nos nós que unem os elementos que compõem o poço. O fato é que as simulações somente passaram a convergir de

forma massiva após a mudança desse parâmetro explicitamente na linha de comandos do software, uma vez que a modificação do mesmo é opcional.

3.2.6.

Extração de Autovetores de Flambagem

A metodologia utilizada para extração dos autovetores na Simulação I foi a clássica técnica de extração de autovalores para predição de flambagem. Para a aplicação da técnica, pode-se antes aplicar uma pré-carga \mathbf{p}^N na estrutura, isto é, o histórico de carregamento a partir do qual será investigada a flambagem. Na situação corrente, são os carregamentos que ocorrem até o momento antes da pega do cimento.

Um incremento linear \mathbf{q}^N é definido em um *step* do tipo *Linear Buckling*. A magnitude da perturbação não é importante, pois os autovalores λ_i são escalados para fornecimento de resultados.

O problema de autovalor a ser resolvido é representado pela equação (3.18).

$$(\mathbf{K}^{NM} + \lambda_i \mathbf{K}_{\Delta}^{NM}) \mathbf{u}_i^M = \mathbf{0} \quad (3.18)$$

onde

\mathbf{K}^{NM} é a matriz de rigidez correspondente ao estado base, que inclui os efeitos do pré-carregamento incluindo não-linearidades;

\mathbf{K}_{Δ}^{NM} é a matriz de rigidez devido à perturbação linear definida pelo carregamento \mathbf{q}^N .

λ_i são os autovalores;

\mathbf{u}_i^M são os autovetores, ou seja, os vetores dos modos de flambagem;

M e N se referem aos graus de liberdade de todo o modelo (linhas e colunas das matrizes de rigidez);

i corresponde ao i-ésimo modo de flambagem.

A perturbação linear \mathbf{q}^N desse problema corresponde a uma carga unitária aplicada no fundo do revestimento livre. Seria o equivalente a resolver um problema de viga em balanço após carregamentos de pressão devido à imersão do revestimento na água do mar e ao bombeio de cimento conforme exemplificado

na Figura 3.8. A variável representada por $ESF1$ é a tensão efetiva em Pa correspondente ao estado base para a Simulação I.

As cargas críticas de flambagem são iguais a $\mathbf{p}^N + \lambda_i \mathbf{q}^N$. Normalmente, o valor mais baixo λ_i é o de interesse, devido ao fato de representar a carga após a qual a estrutura falharia caso fosse isenta de imperfeições.

Os modos de flambagem \mathbf{u}_i^M são vetores normalizados e não representam magnitudes reais de deformação quando aplicada uma carga crítica. Os mesmos são normalizados de modo a que o componente de deslocamento máximo seja unitário, conforme exemplos da Figura 3.8. Para o presente caso, esses modos de deformação são os resultados mais úteis da análise, uma vez que serão utilizados para combinar imperfeições iniciais para a análise da Simulação II.

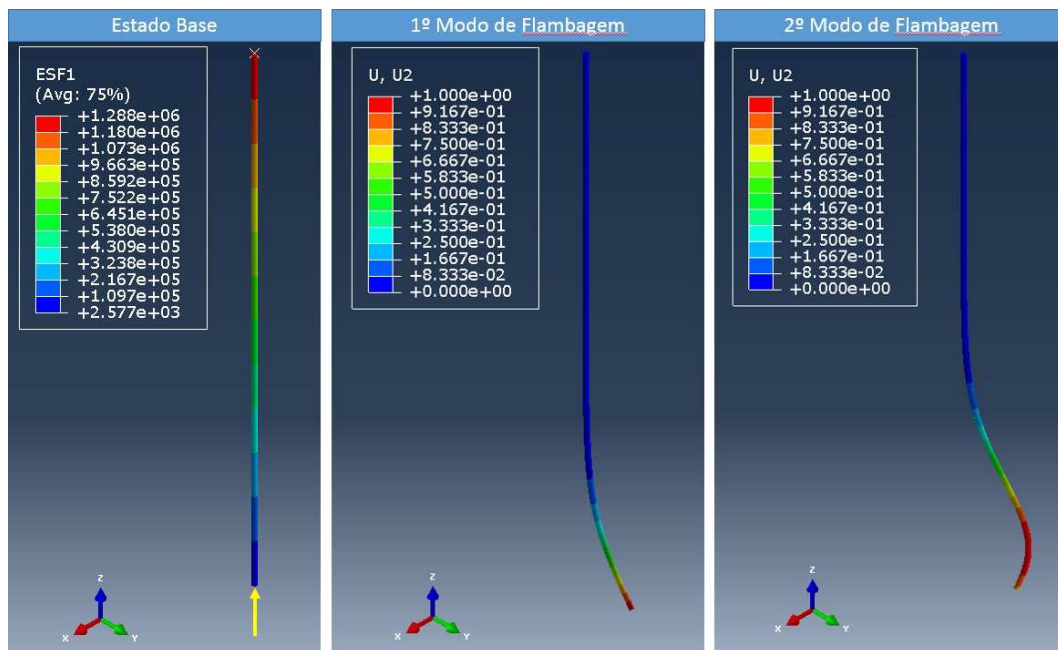


Figura 3.8: Idealização do problema resolvido na Simulação I.

3.2.7. Estabilização automática de problemas instáveis

O método de Riks é geralmente utilizado para prever o colapso instável e geometricamente não-linear de uma estrutura. O método implementado no *Abaqus/Standard v6.14-2* é fruto de uma série de modificações realizadas sobre os trabalhos originais publicados por Riks (1972, 1979) e Wempner (1971) para a continuação de sistemas não-lineares aplicados ao método de elementos finitos.

No entanto, conforme *Abaqus Analysis User's Guide* - 6.2.4 *Unstable collapse and postbuckling analysis*, para problemas que envolvem perda de contato, o método de Riks geralmente não funciona.

No presente trabalho, foi observado que o método de Riks não conseguia continuar a solução, pois no momento que o revestimento livre entrava em contato com as paredes do poço, pares de contato entre as superfícies passavam a ser abertos e fechados nos incrementos para a solução do problema. O efeito notado na simulação é que o revestimento livre passava a ser tracionado ao invés de comprimido, isto é, o SCPS passava a ser elevado para cima. Isso ocorre, pois, o método de Riks automaticamente escolhe o sentido da carga aplicada após o primeiro incremento, e provavelmente o caminho mais estável para o método seria não ter que lidar com abertura e fechamento de pares de contato, o que leva ao estiramento do revestimento.

Problemas estáticos não lineares podem ser instáveis. No presente caso, as instabilizações são de natureza geométrica (flambagem) e abertura e fechamento intermitente de pares de contato. Se tais instabilidades se manifestassem apenas como autovalores negativos na matriz de rigidez global para solução do sistema não-linear pelo método de Newton, o problema poderia ser tratado pelo método de Riks. O método de Newton somente pode resolver sistemas nos quais a matriz de rigidez é positiva e definida. No entanto, quando as instabilidades são localizadas, haverá uma transferência local de energia de deformação para as partes vizinhas a esta e os métodos de solução global passam a ser ineficientes, o que ocorreu devido à abertura e fechamento de pares de contato durante a tentativa de solucionar o problema pelo método de Riks.

Quando isso ocorre, efeitos de inércia ou forças viscosas devem ser introduzidas em uma análise dinâmica ou estática para estabilizar uma solução quase-estática. No presente trabalho utilizaram-se análises estáticas.

O *Abaqus/Standard v6.14-2* possui um método automático de adição de amortecimento proporcional ao volume do modelo. Tais fatores de amortecimento podem ser constantes ao longo de um *step* ou ser adaptativos, o que é a abordagem mais recomendada e utilizada no trabalho.

Estabilização automática de problemas estáticos com fator de amortecimento constante

A estabilização automática consiste em introduzir no modelo forças viscosas na forma das Equações (3.19) e (3.20).

$$f_v = cM^*v \quad (3.19)$$

$$p - i - f_v = 0 \quad (3.20)$$

onde:

M^* é uma matriz de massa calculada para possuir densidade unitária;

c é o fator de amortecimento;

$v = \Delta_u \Delta_t$ é o vetor de velocidades nodais e Δ_t é o incremento de tempo. No caso de simulações estáticas, o tempo não possui significado físico, sendo apenas o tamanho de incremento utilizado no método de Newton para solucionar um *step* de carregamentos.

p é o vetor de forças externas aplicadas e i é o vetor de forças nodais internas para equilibrar o sistema.

Para vigas de Timoshenko, a estabilização é sempre calculada com inércia de rotação isotrópica, o que se encaixa perfeitamente no problema estudado por se tratar de um tubo.

Para o cálculo do fator de amortecimento, é assumido que o primeiro incremento do *step* é estável e que as instabilidades aparecerão somente nos incrementos posteriores. Um algoritmo interno calcula um fator c constante para ser usado em todo o *step* baseado na solução do primeiro incremento. O fator de amortecimento é calculado de modo que a energia dissipada para um determinado incremento similar ao primeiro seja apenas uma pequena fração da extrapolação da energia de deformação calculada para o primeiro incremento. Essa fração é denominada no software por *dissipated energy fraction* e possui um valor padrão de 2E-4, que foi utilizado em todos os casos.

Estabilização adaptativa

O valor de fator de amortecimento calculado pode não ser suficiente para estabilizar o problema ou até mesmo introduzir efeitos viscosos excessivos para obtenção de solução adequada. O usuário se veria obrigado a dividir o *step* de

carregamento para aumentar o fator c a fim de estabilizar o problema ou diminuí-lo a fim de verificar convergência nas respostas obtidas dos modelos. Um processo de tentativa e erro pode se tornar impraticável para execução de análises.

Um esquema adaptativo está disponível no software e o mesmo modifica o valor do fator de amortecimento c espacialmente e no decorrer do tempo de simulação. Nesse caso, o histórico de convergência e de razão entre a energia artificial dissipada e a energia de deformação total do sistema. Por exemplo, o fator c pode ser aumentado para contornar a necessidade de resolver incrementos que necessitem de muitas diminuições de valor ou haja descontinuidades severas, caso de simulações de contato. Por outro lado, se a simulação estiver estável, o valor pode ser levado a ser nulo até que a simulação necessite de novas estabilizações.

A tolerância para razão entre a energia viscosa artificial dissipada e a energia de deformação total é escolhida pelo usuário e nada mais é que fração denominada *dissipated energy fraction*. Essa tolerância é imposta a um nível global para o modelo. Para um determinado incremento, se essa tolerância é violada, novos fatores de amortecimento são calculados tanto a nível global, quanto a nível elementar de modo a não violar um outro fator estabelecido pelo usuário, que é o de acurácia do esquema de estabilização adaptativa do processo. Esse último fator é utilizado a nível de incremento, sendo que a *dissipated energy fraction* pode ser violada. O fator de acurácia do esquema de estabilização adaptativa garante que a razão entre as energias artificial dissipada e total de deformação não ultrapasse esse valor a níveis global e elementar para cada um dos incrementos do método de Newton que constituem um *step*.

O valor padrão para fator de acurácia do esquema de estabilização adaptativa é de 0,05 e foi utilizado em todas as simulações desse trabalho.

Para verificar se o nível de introdução de energia artificial é aceitável para os resultados obtidos, um parâmetro importante de análise é comparação entre a energia artificial dissipada no modelo (*ALLSD*) e a energia total de deformação (*ALLIE*).

3.3. Calibração de Malha

As primeiras análises realizadas visaram à escolha da malha para execução das simulações. Para isso, foram considerados dois casos típicos de acordo com o exposto na seção 4.1. Para verificação de convergência dos resultados, foram escolhidas apenas três casos de estudo conforme as Tabelas Tabela 3.1 e Tabela 3.2. Quando há transição de tubulares na coluna de revestimento, os mesmos devem ser considerados de cima para baixo a partir do leito marinho.

Tabela 3.1: Dados de entrada do Caso I.

<i>Variável</i>	Valor	Unidade
<i>LDA</i>	2000	m
<i>Diâmetro do Poço</i>	30	in
<i>Peso de fluido</i>	11	ppg
<i>TOC</i>	2540	m
<i>Comprimento seções de tubos</i>	800 / 250	m
<i>OD revestimento</i>	22	in
<i>Comprimento seções de tubos</i>	0,812 / 1 1/8	in
<i>Fimp 1º modo</i>	10	%
<i>Fimp 2º modo</i>	10	%
<i>Força Vertical Máxima</i>	1913182	lbf
<i>Deslocamento Vertical Máximo</i>	700	mm

Tabela 3.2: Dados de entrada do Caso II.

<i>Variável</i>	Valor	Unidade
<i>LDA</i>	2000	m
<i>Diâmetro do Poço</i>	26	in
<i>Peso de fluido</i>	8,5	ppg
<i>TOC</i>	2500	m
<i>Comprimento seções de tubos</i>	1100	m
<i>OD revestimento</i>	20	in
<i>Comprimento seções de tubos</i>	1	in
<i>Fimp 1º modo</i>	10	%
<i>Fimp 2º modo</i>	10	%
<i>Força Vertical Máxima</i>	2051858	lbf
<i>Deslocamento Vertical Máximo</i>	700	mm

Segundo Bathe (Bathe, 1996), as condições para convergência monotônica são que os elementos de uma malha sejam completos e elementos e a malha devem ser compatíveis. Caso essas condições sejam atendidas, o refinamento da malha deverá convergir monotonicamente para um resultado único.

O critério de completitude significa que o elemento deve ser capaz de representar adequadamente os movimentos de corpo rígido mantendo estado de deformações constante, ou seja, executar movimentos de corpo rígido sem desenvolvimento de tensões no mesmo. Os elementos de viga implementados no *Abaqus* possuem movimentos de corpo rígido.

O critério de compatibilidade significa que os elementos devem ser contínuos em seus limites. Isso ocorre automaticamente em elementos de viga, pois a união entre os mesmos se dá por meio de apenas um nó.

Este refinamento da malha deve ser realizado subdividindo um elemento utilizado anteriormente em dois ou mais elementos, dessa forma, a malha de antiga será incorporada na nova malha. Isto significa matematicamente que o novo espaço de funções de interpolação de elementos finitos irá conter o espaço anteriormente utilizado, e, como a malha é refinada, a dimensão do espaço de solução será continuamente aumentada para conter, em última análise, a solução exata.

Para a análise de convergência dos casos estudados, escolhem-se os parâmetros de projeto que são importantes critérios de falha: movimentação do SCPS e maior tensão admissível na parede do tubo presente na coluna. O parâmetro de controle, eixo das abcissas, é a força resultante que atua no topo do revestimento de superfície, consequência de instalação dos equipamentos e revestimentos que se encontram solidários SCPS e ao revestimento de superfície. A posição da maior tensão desenvolvida pode mudar ao longo da simulação, por isso os nós que serão observados não são fixos.

Os casos foram simulados para malhas com 12m, 8m, 6m, 4m, 3 m, 2m, 1,5 m, 0,75 m e 0,5 m. Com essas malhas, seria possível verificar se o problema converge de forma monotônica. Todos os resultados são plotados no ponto de integração, que devido à interpolação linear dos elementos isoparamétricos utilizados, localiza-se no ponto médio dos mesmos. Para as simulações foi utilizado o deslocamento descendente vertical de 700 mm, isso significa que as

forças plotadas são medidas em relação a um deslocamento prescrito como condição de contorno.

Os resultados não são calculados nos mesmos incrementos de tempo devido aos algoritmos de automatização de convergência do software. Para comparação de resultados foi utilizada interpolação linear entre as estações de cada um dos resultados utilizando sempre a malha mais fina para ditar os pontos a serem comparados.

As Figura 3.9 e Figura 3.10 mostram os resultados obtidos. Os valores de tensão e deslocamento são calculados normalizados em relação aos resultados obtidos para a malha mais fina, enquanto que no eixo das abcissas é exibida a razão entre força aplicada e maior força obtida para a malha mais fina. A razão entre a energia artificial e a energia total do sistema serve para verificar se o nível de amortecimento introduzido no sistema se encontra a um nível aceitável.

É possível observar que para o resultado em deslocamentos as malhas produzem resultados muito próximos. Para a análise de tensões a margem de diferença de $\pm 5\%$ da malha mais fina vale apenas para elementos com menos de 3 m, ainda assim apenas para intervalos superiores a 0,15 da força máxima. Apesar de notar convergência nos resultados, não é possível observar que a mesma seja monotônica, ao menos no caso de deslocamentos, ainda que a mesma tenha sido monitorada em posição fixa entre as simulações, no SCPS. Não há nada citado por Bathe acerca de uso convergência quando do uso de recursos numéricos para a solução de sistemas não lineares.

As simulações de deslocamento da malha de 1 m do Caso I, de 8m do Caso II, apresentam desvios nas tendências dos resultados devido ao fato de ter havido dificuldades para convergência dos resultados. Isso é possível de ser constatado ao observar nos gráficos de razão energética que há necessidade de aumento do amortecimento viscoso artificial para os pontos observados. No entanto, após o aporte de energia artificial, pode-se observar que há um retorno da simulação para a tendência para a convergência de resultados.

As malhas que não são citadas nas figuras não convergiram, o que é algo comum em se tratando de simulações com não linearidades de contato. No entanto isso não prejudicou a análise de convergência e escolha de elementos para executar os estudos deste trabalho.

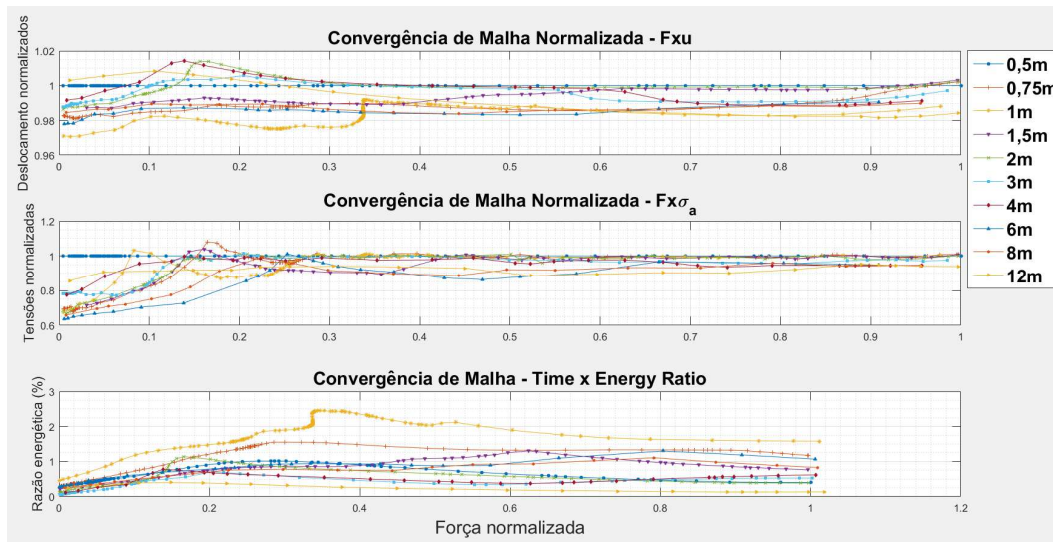


Figura 3.9: Análise de convergência do Caso I.

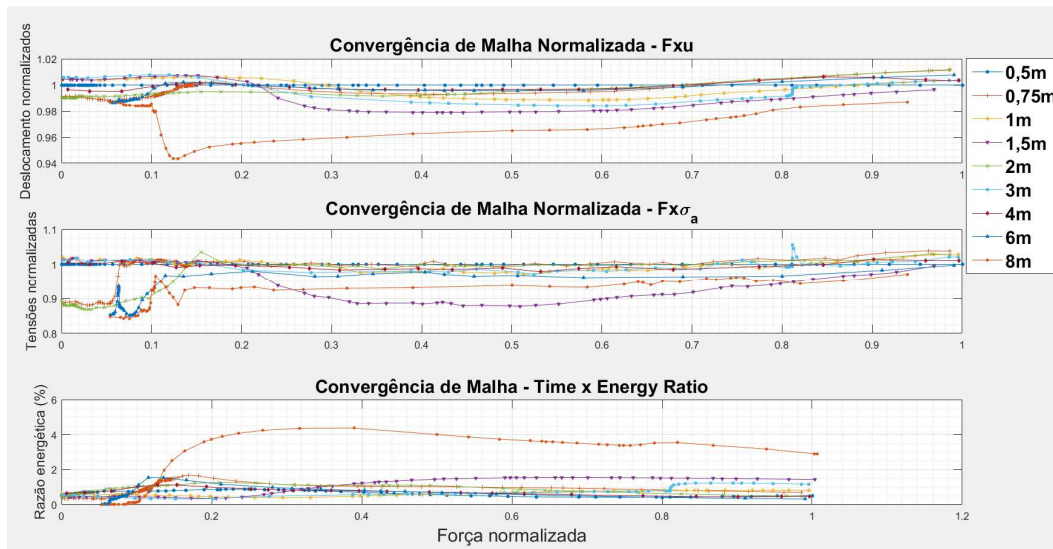


Figura 3.10: Análise de convergência do Caso II.

Com base nas análises realizadas, sabendo que condições de contorno geométricas e de carregamento foram modificadas e apresentaram a mesma tendência variando-se as malhas, chega-se à conclusão de que é possível adotar malhas com elementos menores que 3 m sem prejuízo de precisão para os parâmetros que se desejam estudar.

4 Resultados

4.1. Análise de sensibilidade

O presente capítulo trata acerca da sensibilidade à mudança de parâmetros que regem o fenômeno da flambagem helicoidal do revestimento em um poço vertical, bem como trata de comparar os resultados obtidos com a superposição de expressões analíticas conhecidas conforme a seção 3.1.

Os parâmetros que são relevantes para o estudo do projeto de revestimentos de superfície são:

1. Topo da cimentação
2. Peso do fluido interno
3. Diâmetro do poço aberto
4. Incremento de pressão no anular
5. Tubo de revestimento

Adicionalmente, foram realizadas simulações para variar o fator de atrito entre o tubo e o poço aberto.

O estudo se restringiu em analisar apenas dois tipos de tubos que são os mais utilizados no Pré-sal:

- 22" x 1 1/8" ; 251 lb/pé ; X-70
- 20" x 1" ; 203 lb/pé ; X-70

As simulações de cada tipo de análise foram realizadas através de uma rotina utilizando os recursos disponíveis no *Abaqus*, que permite a livre programação em Python para pré e pós processamento de modelos. A rotina consiste em montar os casos de carregamento e condições de contorno variando o parâmetro a ser analisado mantendo os demais constantes sob a aplicação de uma força determinada. Em todos os casos, os resultados são sempre analisados levando em conta o local onde se dá a máxima tensão de Von Mises e o deslocamento do SCPS, pois esses são os critérios de falha para projeto de revestimentos.

A rotina salva os resultados que interessam para arquivos separados por ponto e vírgula que podem ser facilmente manipulados via programação para a geração de gráficos. Para o presente trabalho, um código em matlab com o único intuito de montar gráficos para análise foi feito. Embora tal código pudesse otimizado para apresentar menos linhas de comando, o objetivo do mesmo é tão somente manipular os dados gerados pelo código em Python que roda no *Abaqus*. Esse último foi otimizado ao extremo de forma a otimizar recursos e gerar automaticamente qualquer tipo de carregamento que envolva os parâmetros citados, podendo inclusive gerar colunas de revestimentos combinados.

Todos os parâmetros adotados estão compatíveis com início de poços típicos do Pré-sal brasileiro, de forma que os resultados gerados estejam atrelados à realidade dos poços perfurados nesse cenário.

O fator de imperfeição para as simulações é padronizado em 10% da folga radial entre revestimento e parede do poço aberto tanto para o 1º quanto para o 2º modos de flambagem.

As malhas para tentativa de resultados foram 2 m, 1,5 m, 1 m, 0,75 m e 0,5 m. Só há a necessidade de refino de malha quando o ponto analisado se apresenta em algum dos casos abaixo:

- Violação do limite de 5% do critério de energia artificial utilizado no problema. Por vezes o *Abaqus* deixa que haja violação do critério para geração de um resultado. Como boa prática, segundo a documentação do software, é recomendável que não haja violação maior do que a citada.
- Diferença entre a tendência de um ponto em relação aos seus vizinhos. Como será mostrado, a maior parte dos parâmetros gera tendências bem definidas.
- A simulação não converge.

Por algumas vezes, a convergência não é alcançada utilizando a rotina automatizada de variação de malha e parâmetros. No entanto todos os parâmetros analisados foram feitos com quantidade suficiente de dados de modo a não prejudicar as constatações realizadas.

A força aplicada sobre o topo do revestimento representa o que efetivamente chega ao revestimento de superfície descontada a interação do condutor com o solo.

4.2.

Sensibilidade à variação do revestimento livre (ou ao TOC)

O topo da cimentação define quanto de revestimento livre haverá no poço após sua construção. Esse parâmetro é muito importante à medida que caso ocorra o cisalhamento do solo, os tubos se movimentarão flambando helicoidalmente no poço. O comprimento de revestimento livre afeta diretamente a flambagem por diminuir sua rigidez, tornando o tubo mais propenso à movimentação vertical do SCPS à medida que aumenta.

Conforme as Equações (3.5), (3.8), (3.9) e (3.10), é possível verificar que o comprimento do revestimento afetará as tensões de forma linear, pois a força efetiva depende da pressão e a força real do peso, e ambos parâmetros dependem linearmente do comprimento de revestimento livre. Através da Equação (3.16) se verifica o comprimento livre de revestimento impõem a divisão de polinômios de 4ª e 2ª ordens no numerador e denominador respectivamente.

A simulação é montada de acordo com os dados de entrada expostos na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Parâmetros de entrada para análise de sensibilidade de variação de TOC.

Parâmetro	Valor	Unidade
<i>LDA</i>	2000	m
<i>Diâmetro do Poço</i>	28 (26)	in
<i>Peso de fluido</i>	8.5	ppg
<i>TOC</i>	variável	
<i>Comprimento seções de tubos</i>	1100	m
<i>OD revestimento</i>	22 (20)	in
<i>Espessura de parede</i>	1 1/8 (1)	in
<i>Força Vertical Máxima</i>	3000 (2500)	klbf

Foram simulados modelos variando-se o comprimento de revestimento livre entre 300 m e 900 m.

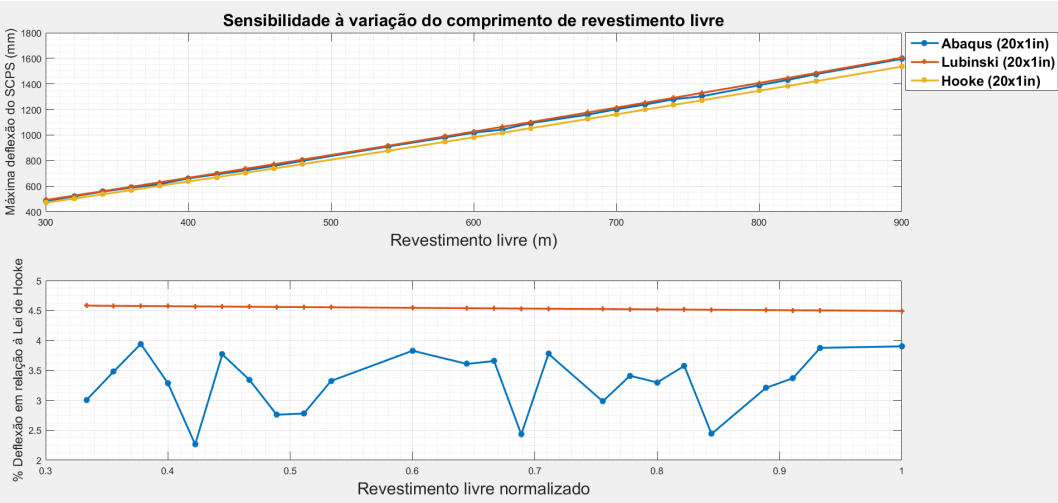


Figura 4.1: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao comprimento livre - revestimento 20".

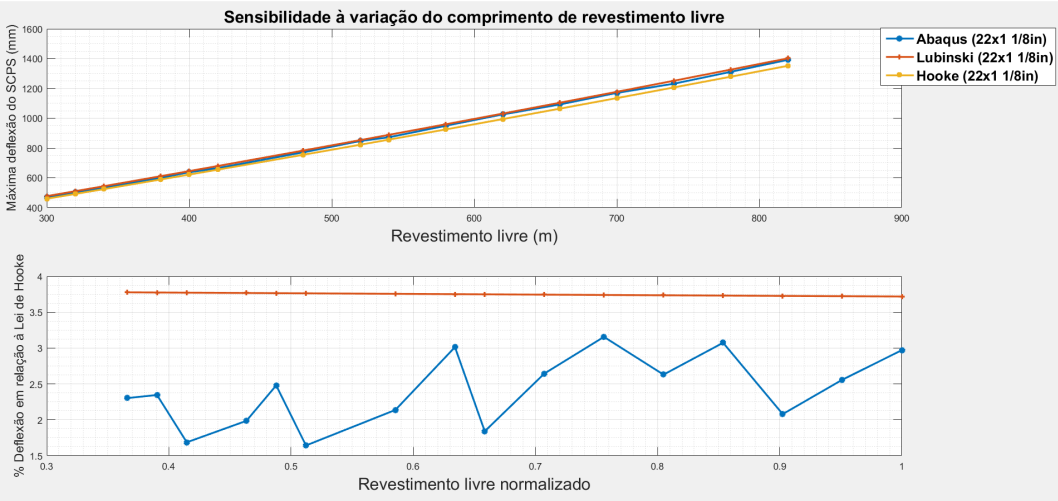


Figura 4.2: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao comprimento livre - revestimento 22".

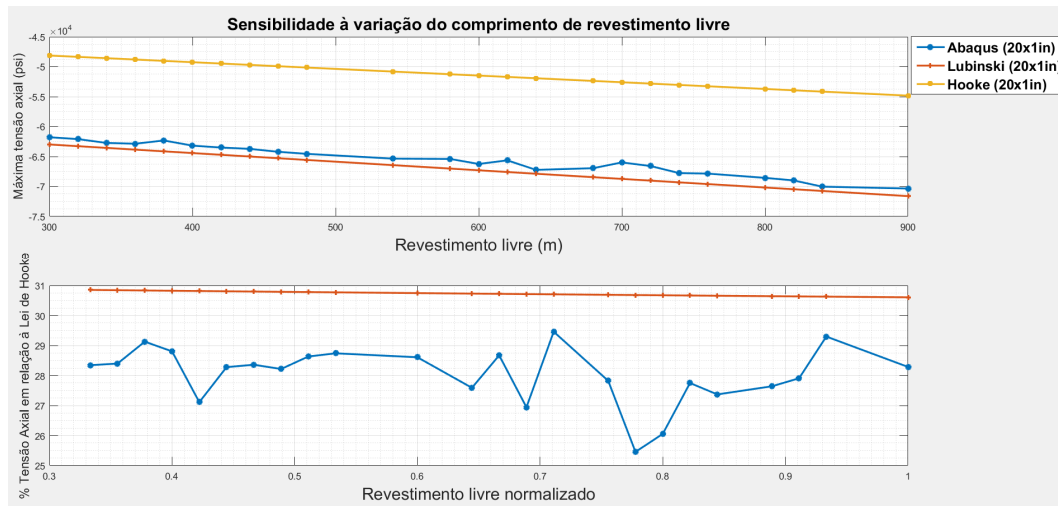


Figura 4.3: Sensibilidade da tensão axial em relação ao comprimento livre - revestimento 20".

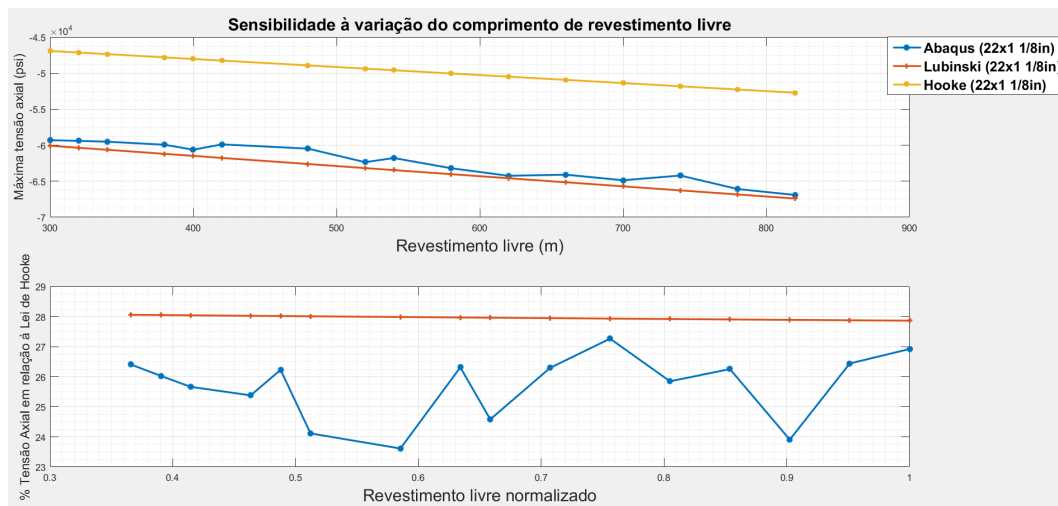


Figura 4.4: Sensibilidade da tensão axial em relação ao comprimento livre - revestimento 22".

Os gráficos superiores em Figura 4.1, Figura 4.2, Figura 4.3 e Figura 4.4 mostram a deflexão máxima do SCPS e a tensão axial no local onde a tensão equivalente de Von Mises é máxima no corpo do tubo para resultados com o uso *FEA*, enquanto que a formulação analítica é calculada no TOC. O gráfico inferior mostra o desvio de resultados por Lubinski e por *FEA* em relação à Lei de Hooke. Nesse caso, o eixo das abcissas é normalizado em relação ao maior comprimento de revestimento, 900 m.

Para a deflexão do SCPS, os desvios máximos são mínimos entre as três formulações, inferiores a 5%. Como o critério de falha diz respeito à máxima movimentação permitida para o SCPS, o critério de Lubinski se mostra o mais conservador entre os três, sendo o mais adequado no caso de incertezas de projeto e à pequena diferença entre as formulações.

Para as tensões, os desvios entre os resultados por Lubinski e pelo *Abaqus* também são da ordem máxima de 5%. No entanto, desconsiderar os efeitos de flambagem pode levar a falhas catastróficas da estrutura do poço, uma vez que o desvio em relação à Lei de Hooke pode superar 25% conforme os resultados apresentados. Recordando que a resistência ao escoamento normativa dos tubos estudados é de 70000psi, observa-se que os tubos de 20" com mais de 800 m de revestimento livre estariam falhando caso o único carregamento fosse o axial, embora pela Lei de Hooke estejam relativamente folgados para que isso ocorra. Basta lembrar que conforme citado na seção 3.1, o peso de equipamentos descarregados no SCPS é da ordem de 2500 klbf.

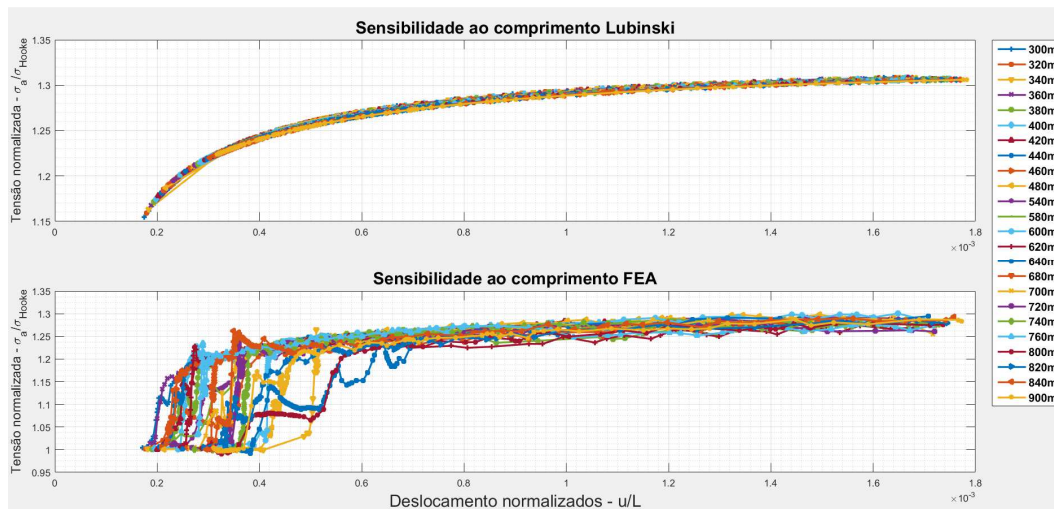


Figura 4.5: Sensibilidade ao comprimento livre - revestimento 20".

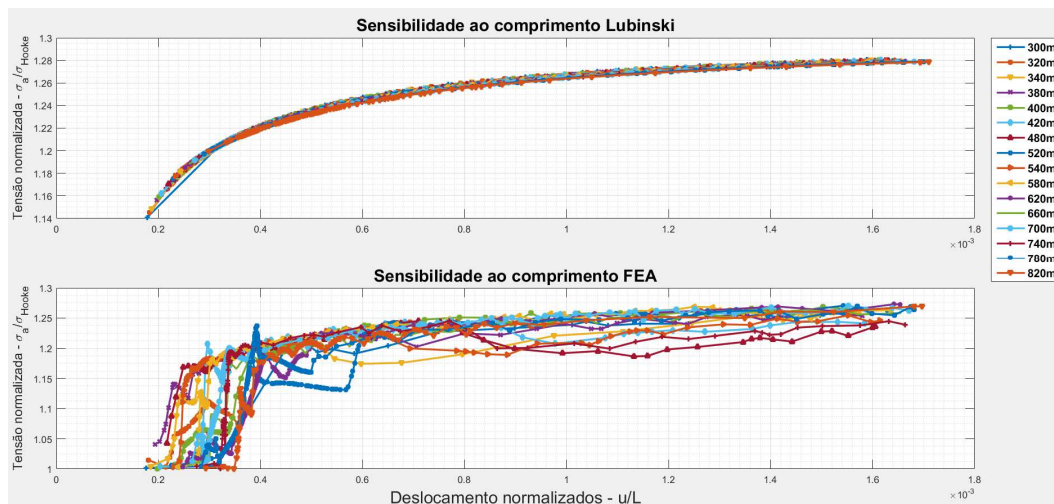


Figura 4.6: Sensibilidade ao comprimento livre - revestimento 22".

Em Figura 4.5 e Figura 4.6 mostram a relação entre a deformação global do revestimento ($\frac{u}{L}$) e a tensão axial normalizada pela tensão obtida através da aplicação da Lei de Hooke. Como é possível verificar no gráfico superior de ambas as figuras, a solução por Lubinski é normalizável fornecendo para todos os comprimentos uma única curva. O mesmo ocorre para as soluções obtidas para o *Abaqus* à medida que a relação entre as tensões axiais aumenta, de forma que acima de $8E-4$ para $\frac{u}{L}$ em ambas as figuras os gráficos inferiores apresentam comportamento similar. Os trechos iniciais para as simulações numéricas apresentam comportamento indefinido e para entender o que ocorre fisicamente, bem como se os valores obtidos são instabilidades numéricas ou não, foram escolhidas simulações para realizar uma inspeção individual de cada uma delas.

Apesar de não ter sido premeditado, o incremento de carga numérico para o passo de flambagem no *Abaqus* era para todos os casos da ordem de $1E-4$. Isso significa que a solução ao longo do processo de simulação deveria estar bem sedimentada, podendo todo o domínio de resultados ser utilizado para conclusões. Para entender o que ocorre nos estágios iniciais de flambagem, foi necessário inspecionar o corpo deformado ao longo da aplicação de carga e os pontos marcados em Figura 4.8 e Figura 4.9.

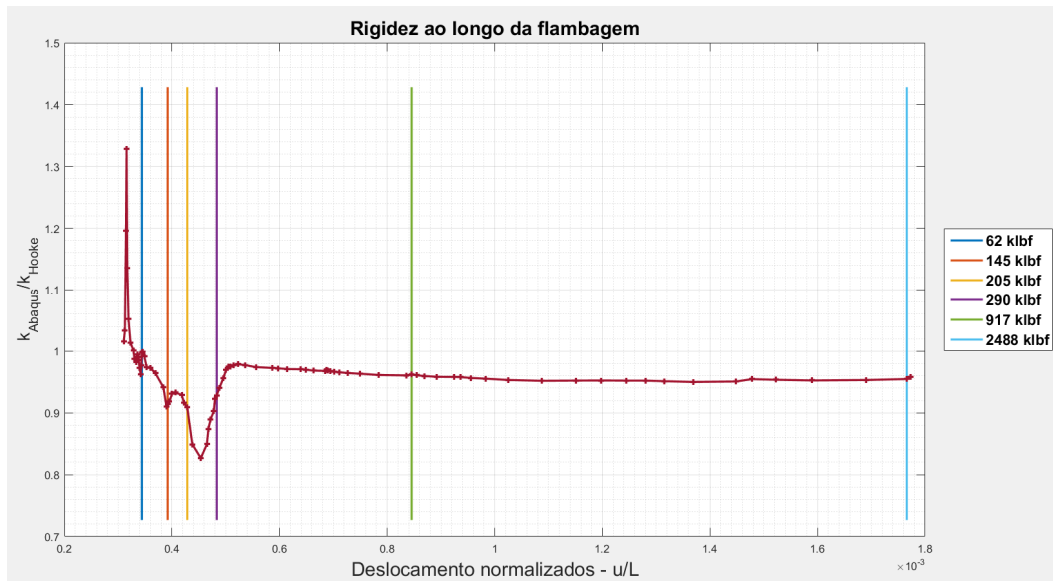


Figura 4.7: Análise de evolução da flambagem ao longo da simulação do revestimento 20" / 900 m livres.

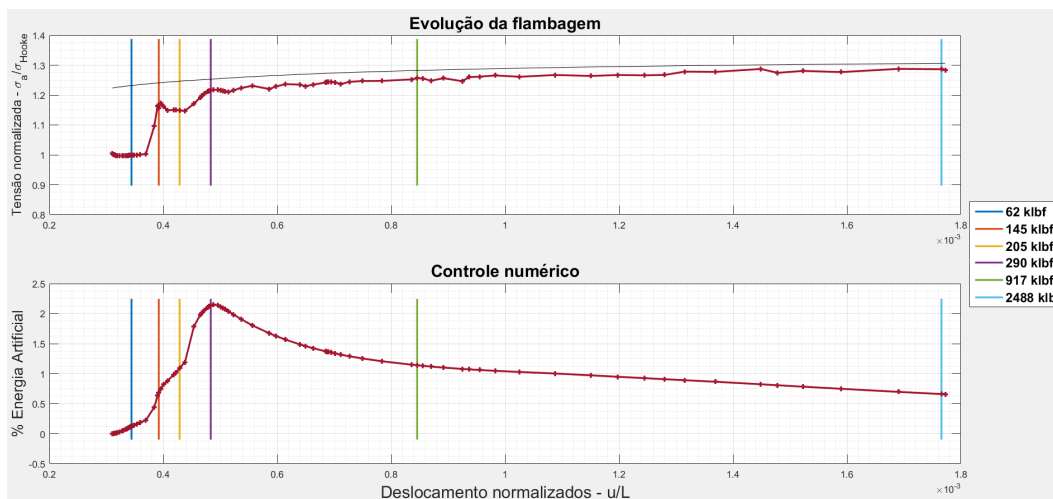


Figura 4.8: Análise de mudança da rigidez do revestimento 20" / 900 m livres.

A legenda das figuras mostra qual é a carga aplicada no SCPS, lembrando que os efeitos de imersão em fluidos e peso próprio já foram contabilizados. É possível verificar através da Figura 4.9 que a rigidez se modifica ao longo da aplicação da carga, o que pode ser fisicamente entendido observando-se a mudança geométrica do tubo à medida que a carga sobre o SCPS aumenta. A rigidez é calculada através de diferenças finitas nos dados numéricos de força em

função do deslocamento e é normalizada com a rigidez da coluna de revestimento constante pela Lei de Hooke ($\frac{EA}{L}$).

Além disso, é possível verificar que não podem haver problemas para o cômputo de resultados associados à instabilidade numérica, uma vez que o gráfico de energia constante da Figura 4.8, onde é exibida a relação percentual entre energia artificial sobre a energia total do sistema, mostra que os valores além de menores que 5%, não possuem incrementos bruscos de energia artificial ao longo do processo. No gráfico superior a curva com pontuações são os resultados de cálculos com *FEA*, quanto que a curva na cor preta são os resultados calculados analiticamente.

As unidades de força efetiva (variável de saída ESF1 do *Abaqus*) das figuras que tratam da geometria em vistas isométricas e de topo estão em Newtons e foi aplicado um fator de escala de 100 apenas no plano x-y.

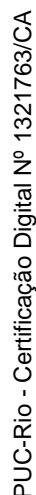
Na Figura 4.9 é possível observar que o tubo ainda se encontra na fase senoidal de flambagem. Isso é mais difícil de ser comprovado na vista isométrica conforme a Figura 4.10. A força efetiva é negativa em toda a coluna e, segundo a aproximação de Lubinski, basta que isto ocorra para que o trecho de tubo esteja sob flambagem. Esse é o motivo pelo qual os valores analíticos não são compatíveis com os resultados de *FEA*, sendo que estes são compatíveis com a Lei de Hooke isoladamente ($\frac{\sigma_{Abaqus}}{\sigma_{Hooke}} = 1$). Segundo Lubinski, as tensões sempre são amplificadas, pois não há força crítica necessária para causar flambagem do revestimento.

Na verdade, as primeiras hélices aparecem apenas após aplicação da carga de 145klbf, conforme pode ser notado na Figura 4.11 e na Figura 4.12. Ainda assim elas não são pronunciadas em todo o revestimento, na verdade, há a simultaneidade de trechos senoidais e em hélices, o que pode ser observado acompanhando a linha neutra do tubo na vista de topo.

Após a aplicação da carga de 205klbf toda a coluna está em hélices, e no decorrer da simulação o seu número aumenta com a aplicação das cargas, o que pode ser comprovado em Figura 4.13, Figura 4.14, Figura 4.15, Figura 4.16, Figura 4.17, Figura 4.18, Figura 4.19 e Figura 4.20. Isso explica os trechos paralelos ao eixo das abscissas na Figura 4.8, cujo significado pode ser associado à uma rigidez constante, pois as tensões se encontram constantes em relação às

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321763/CA

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321763/CA



PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321763/CA

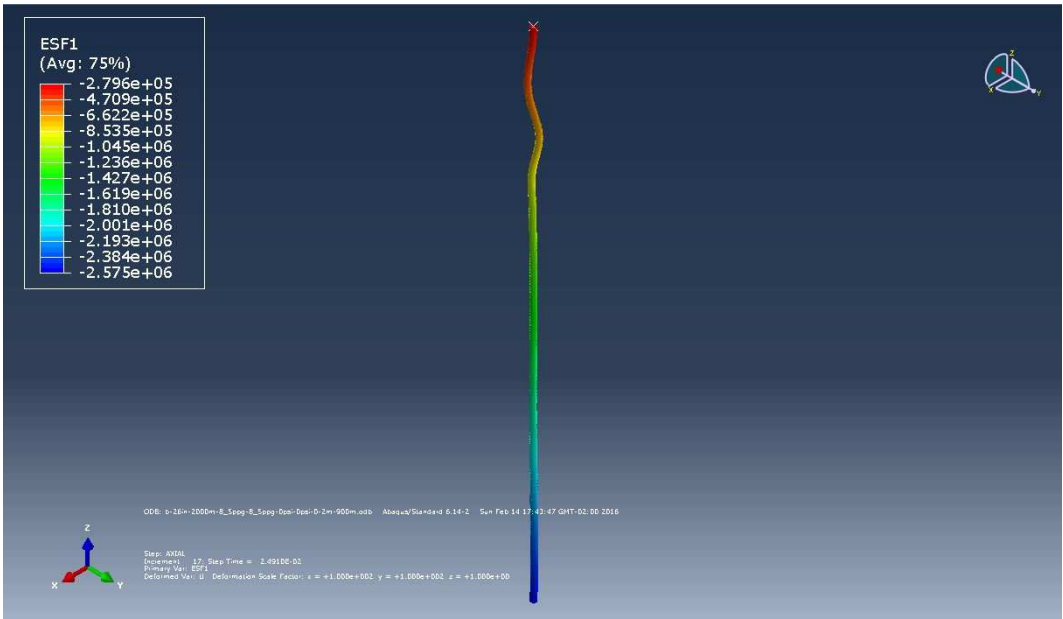


Figura 4.10: Vista isométrica do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 62 klbf.

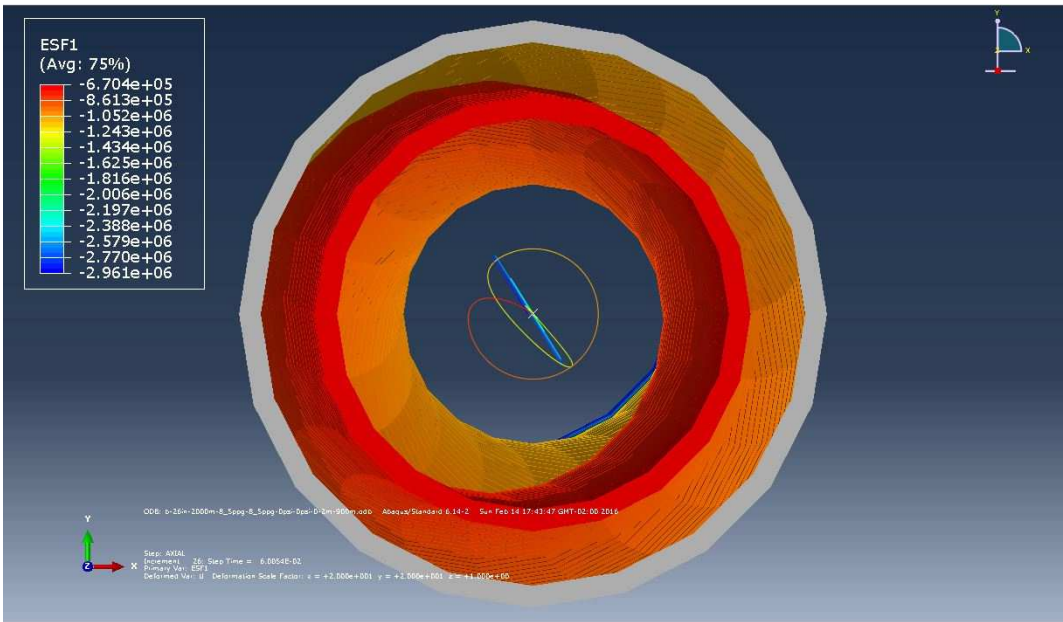


Figura 4.11: Vista de topo do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 145 klbf.

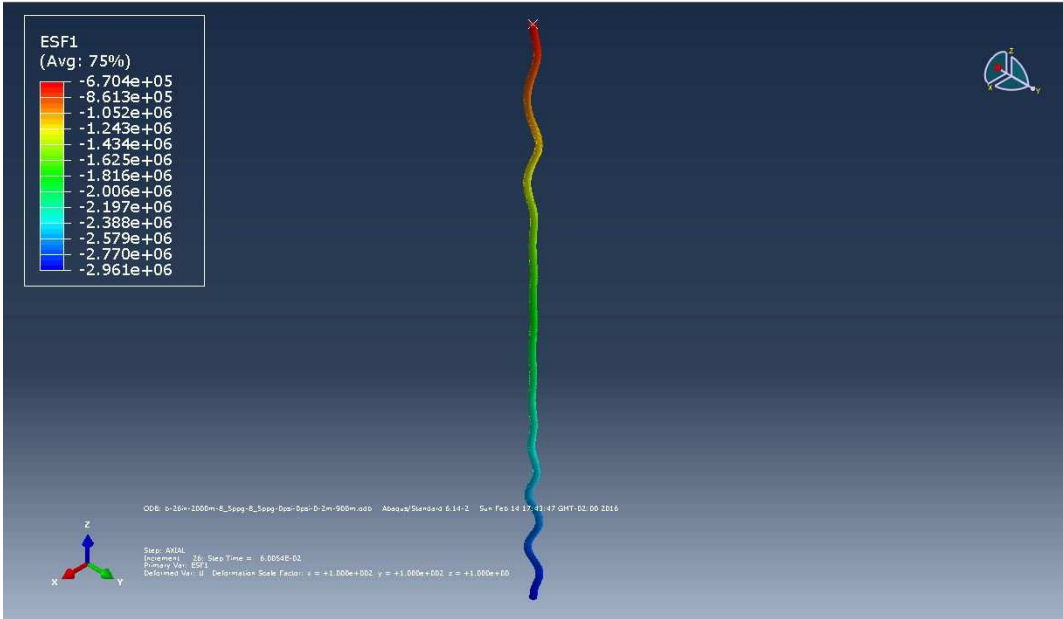


Figura 4.12: Vista isométrica do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 145 klb.

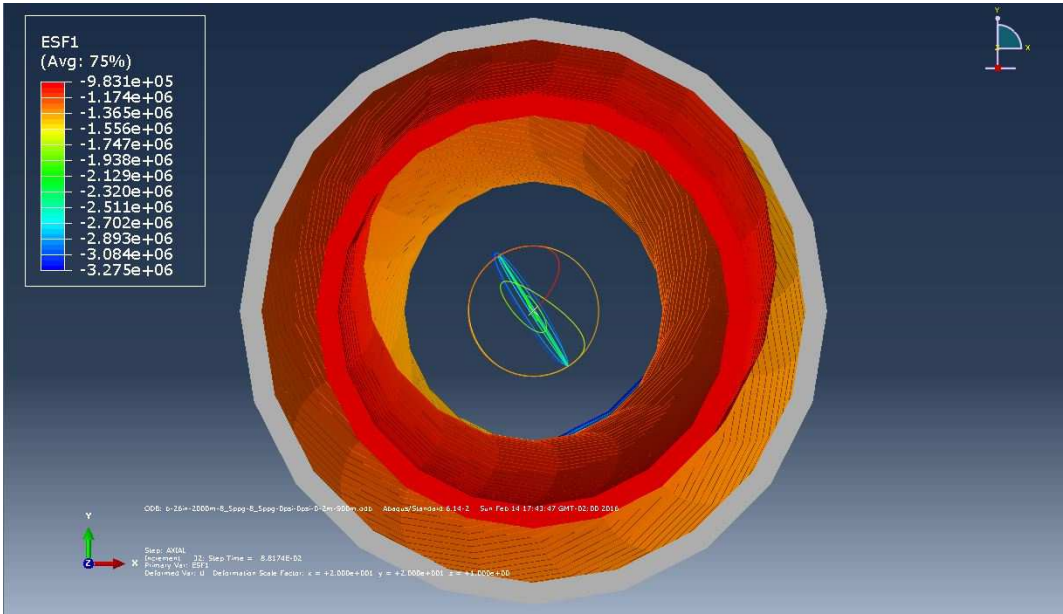
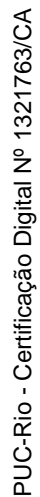


Figura 4.13: Vista de topo do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 205 klb.



PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321763/CA



PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321763/CA

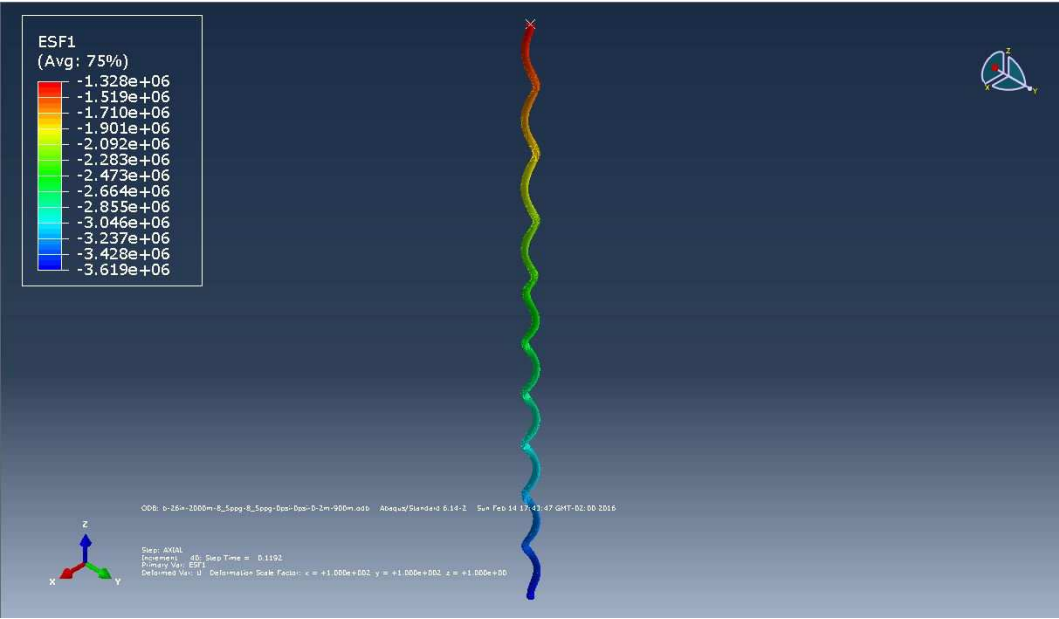


Figura 4.16: Vista isométrica do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 290 klbf.

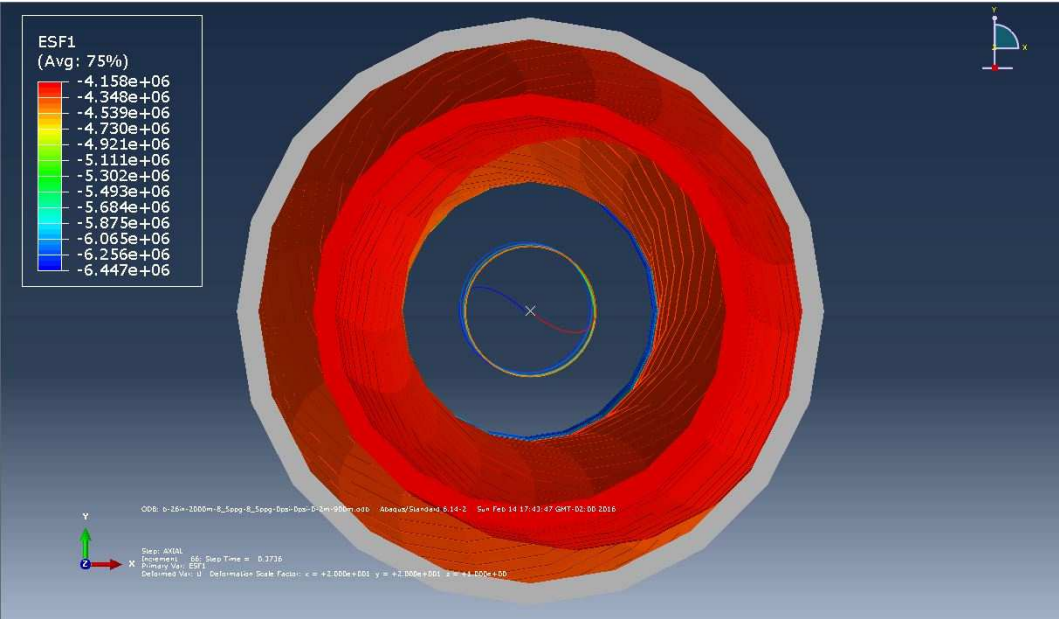


Figura 4.17: Vista de topo do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 917 klbf.

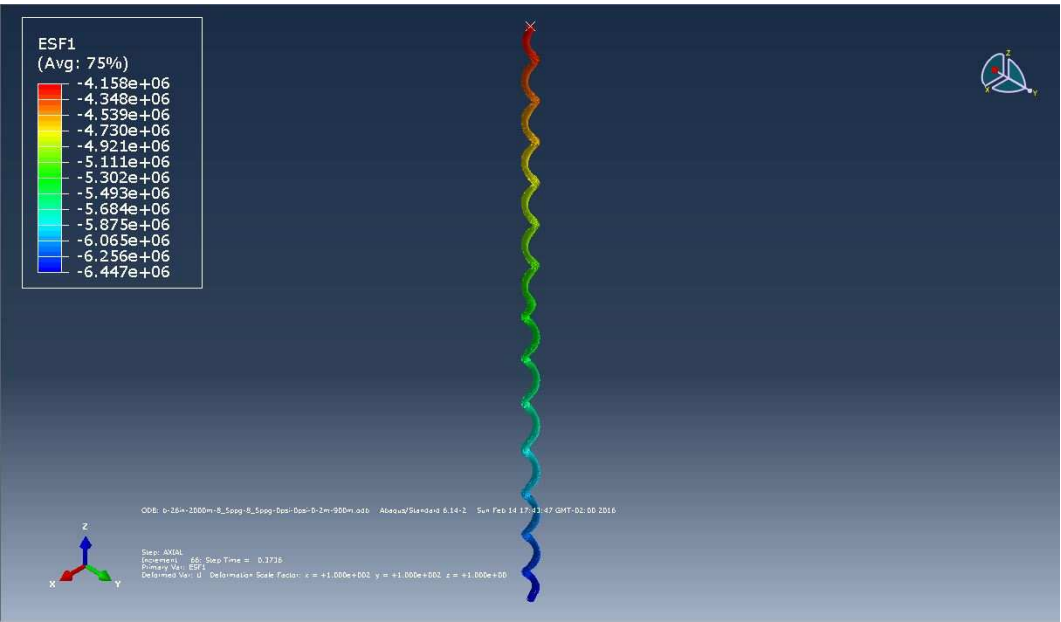


Figura 4.18: Vista isométrica do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 917 klbf.

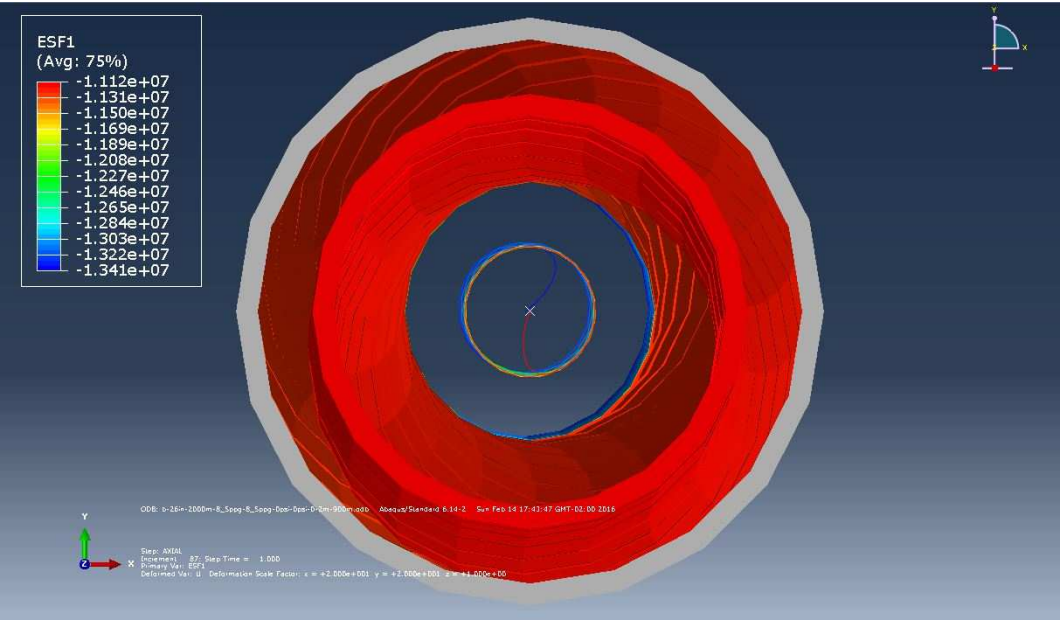
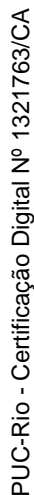


Figura 4.19: Vista de topo do revestimento 20" / 900 m livres - carga aplicada 2488 klbf.



PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321763/CA

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321763/CA

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321763/CA

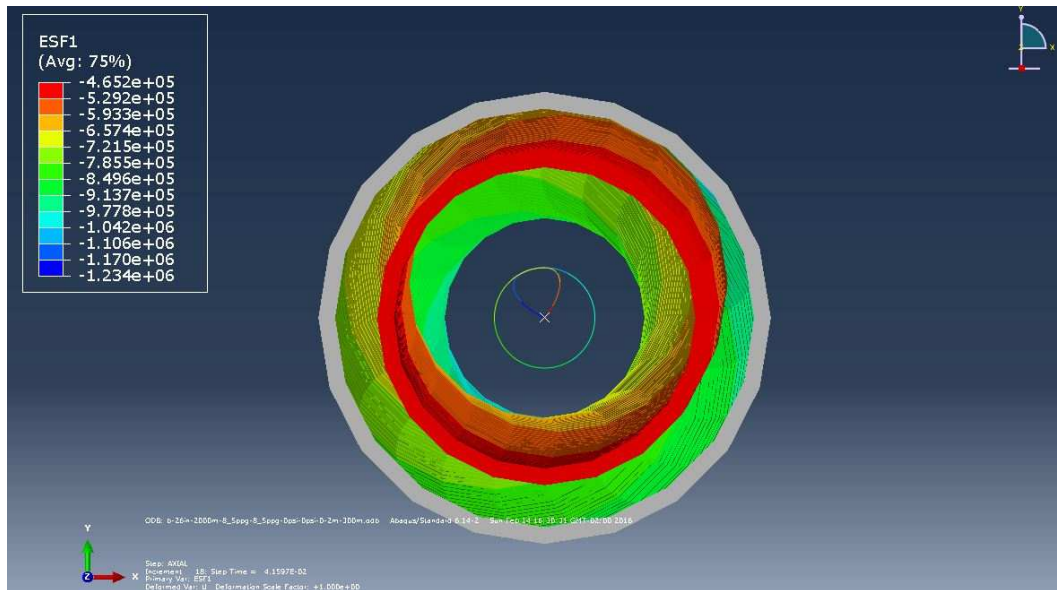


Figura 4.21: Vista de topo do revestimento 20" / 300 m livres - carga aplicada 104 klbf.

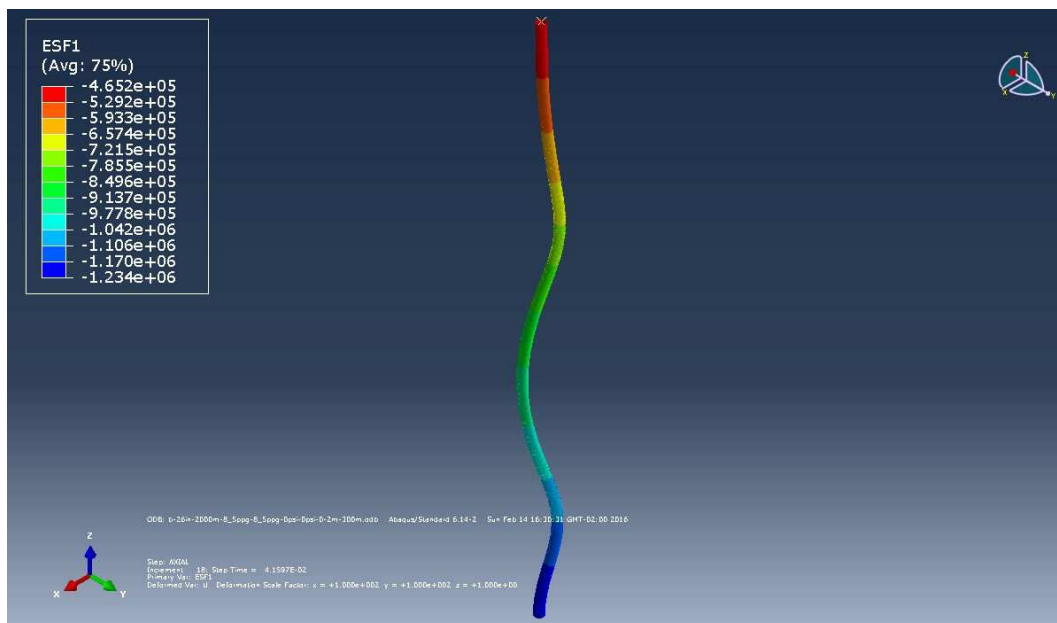


Figura 4.22: Vista isométrica do revestimento 20" / 300 m livres - carga aplicada 104 klbf.

4.3. Sensibilidade à variação do diâmetro do Poço

Antes de conectar o BOP, o poço é perfurado utilizando-se água do mar intercalado com o uso de tampões viscosos de fluido para auxiliar na remoção de cascalho. Invariavelmente, ocorrerá arrombamento do poço devido à baixa

reologia inerente à água do mar sendo utilizada como fluido de perfuração. Atualmente não existem ferramentas de cáliper capazes de perfilar grandes diâmetros, portanto quaisquer simulações numéricas ou experimentais carecem de comprovação através de fatos de campo.

Para este estudo, foi explorada qual seria a influência desse arrombamento do poço, mas ao contrário do que provavelmente ocorre na realidade, todo o poço foi considerado arrombado.

Conforme a Equação (3.9), é possível verificar que o diâmetro do poço afetará as tensões de forma linear, enquanto que através da Equação (3.16) se verifica que esse parâmetro afeta quadraticamente o deslocamento do SCPS. O parâmetro a ser observado é a distância entre a parede externa do tubo e a parede do poço, r .

A simulação é montada de acordo com os dados de entrada expostos na Tabela 4.2.

Tabela 4.2: Parâmetros de entrada para análise de sensibilidade ao arrobamento do poço.

Parâmetro	Valor	Unidade
<i>LDA</i>	2000	m
<i>Diâmetro do Poço</i>	variável	
<i>Peso de fluido</i>	8.5	ppg
<i>TOC</i>	2500	m
<i>Comprimento seções de tubos</i>	1100	m
<i>OD revestimento</i>	22 (20)	in
<i>Espessura de parede</i>	1 1/8 (1)	in
<i>Força Vertical Máxima</i>	3000 (2500)	klbf

Foram simulados modelos variando-se o diâmetro do poço entre 26" e 38".

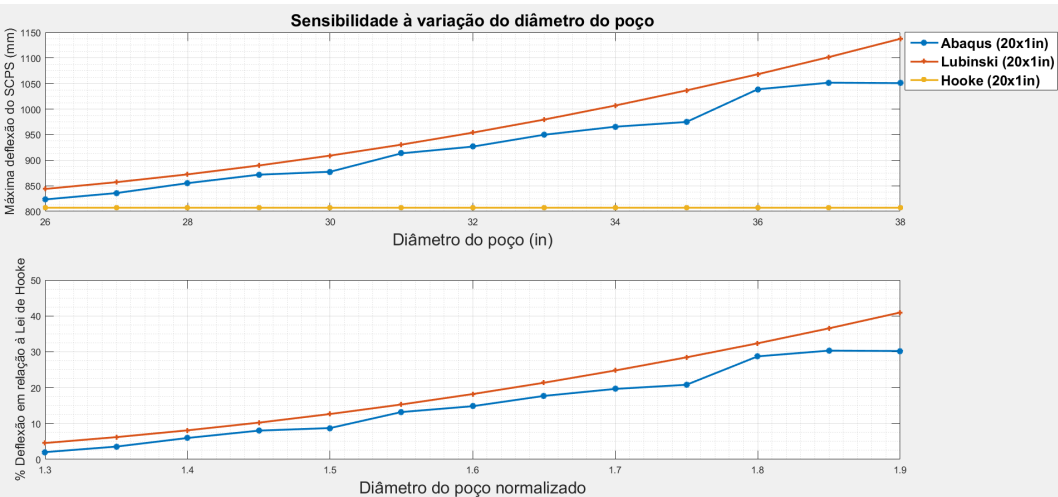


Figura 4.23: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao arrombamento do poço - revestimento 20".

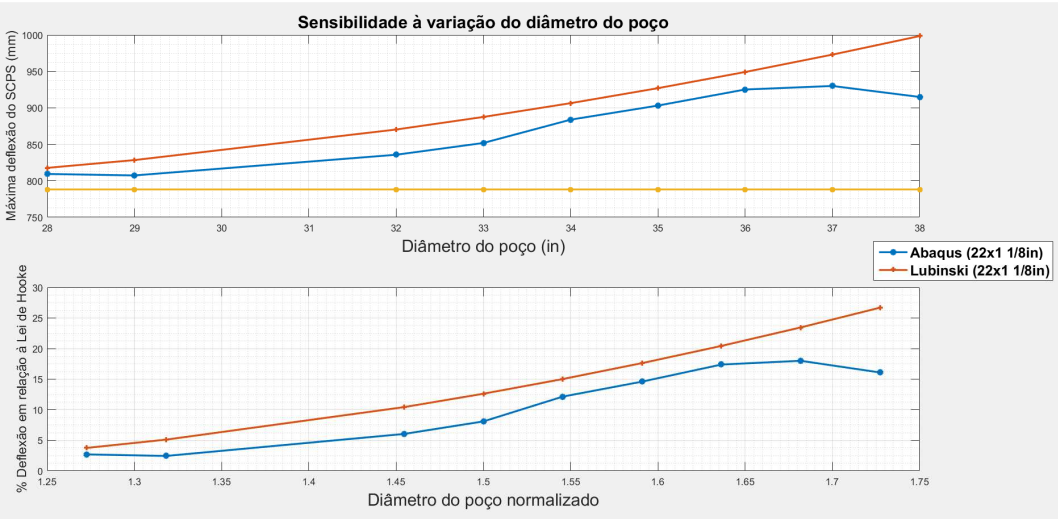


Figura 4.24: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao arrombamento do poço - revestimento 22".

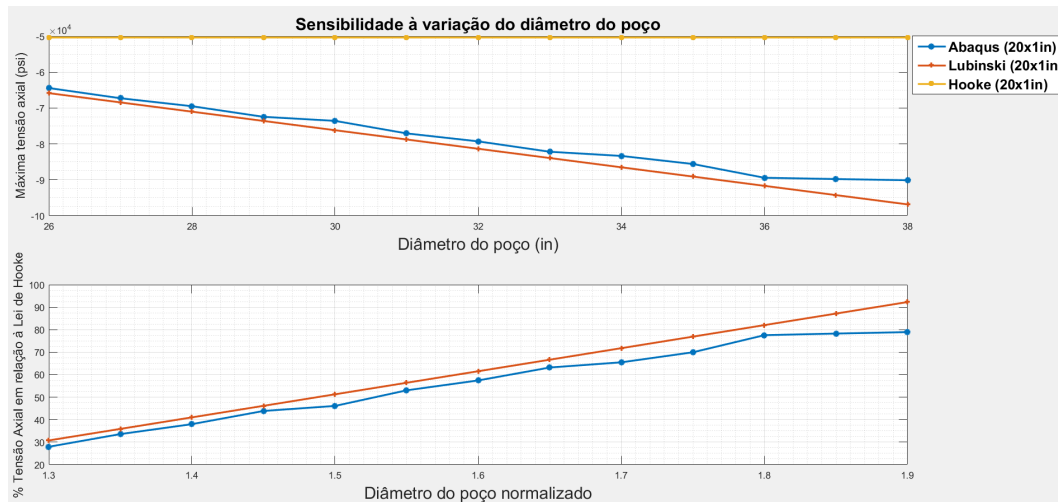


Figura 4.25: Sensibilidade da tensão axial em relação ao arrombamento do poço - revestimento 20".

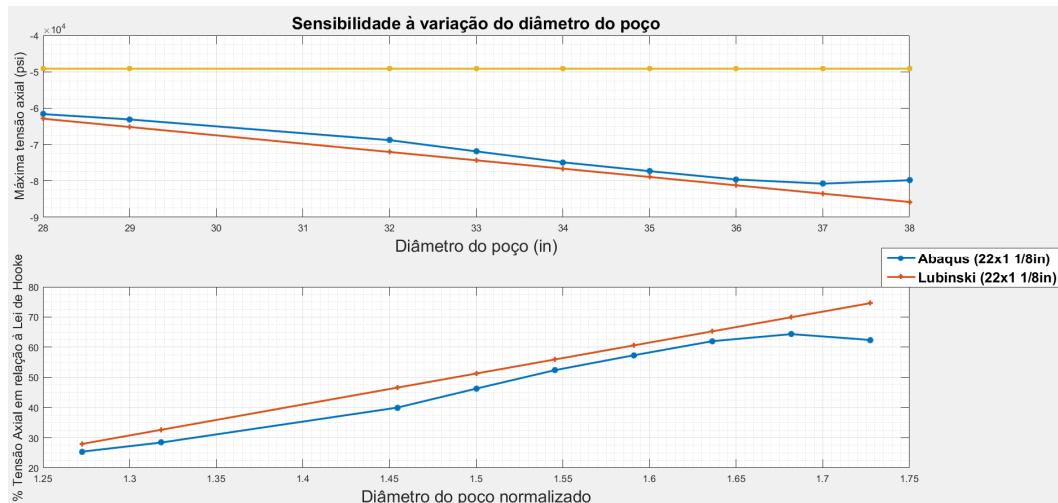


Figura 4.26: Sensibilidade da tensão axial em relação ao arrombamento do poço - revestimento 22".

Os gráficos superiores de Figura 4.23, Figura 4.24, Figura 4.25 e Figura 4.26 mostram a deflexão máxima do SCPS e a tensão axial no local onde a tensão equivalente de Von Mises é máxima no corpo do tubo para resultados com o uso *FEA*, enquanto que a formulação analítica é calculada no TOC. O gráfico inferior mostra o desvio de resultados por Lubinski e pelo *Abaqus* em relação à Lei de Hooke. Nesse caso, o eixo das abcissas é a razão entre o diâmetro do poço e o diâmetro externo do revestimento.

Tanto o deslocamento do SCPS, quanto a tensão axial apresentam resultados aderentes, no entanto a partir de uma razão $\frac{OD}{OD_{well}}$ próxima de 1,8 os resultados em

tensões passam a divergir. Essa razão representa um arrombamento de 30" e 33" para revestimentos de 20" e 22", respectivamente. Tais arrombamentos já são considerados muito severos, de modo que se pode concluir que dentro da faixa de interesse a solução analítica se mostra adequada para utilização em projetos.

Dentro dessa faixa de interesse, os deslocamentos do SCPS apresentam desvio menor do que 10% em relação à Lei de Hooke, enquanto que a tensão axial já se inicia cerca de 30% maior. A razão entre as tensões calculadas se estabiliza utilizando-se *FEA*, enquanto que o termo de flambagem de Lubinski faz com que a tensão cresça de forma linear com o arrombamento exacerbado do poço.

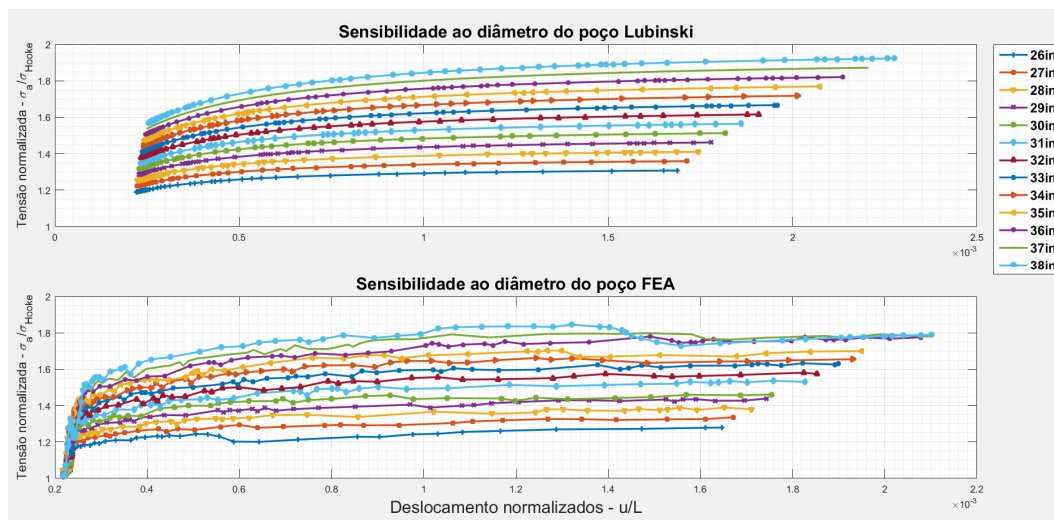


Figura 4.27: Sensibilidade ao arrombamento do poço - revestimento 20".

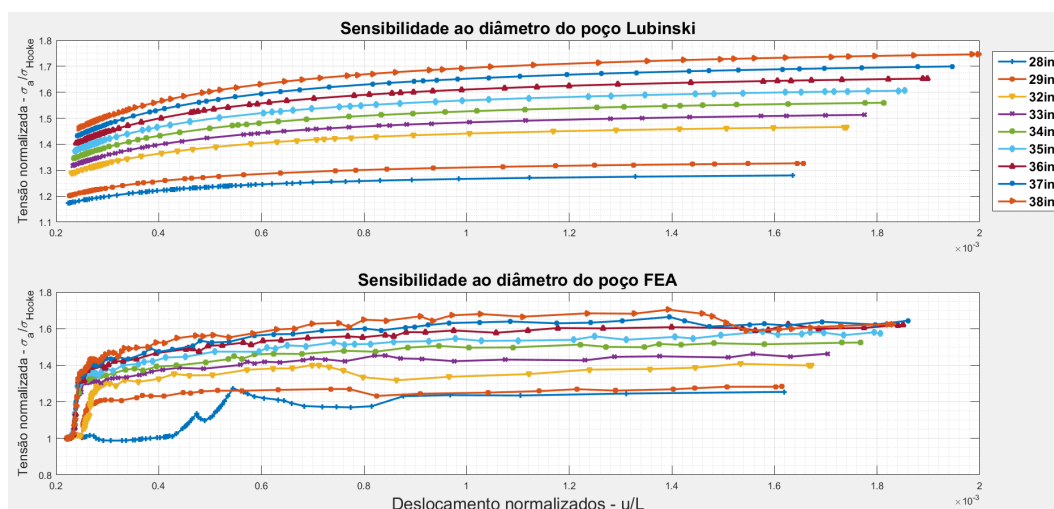


Figura 4.28: Sensibilidade ao arrombamento do poço - revestimento 22".

As Figura 4.27 e Figura 4.28 mostram a relação entre a deformação global do revestimento ($\frac{u}{L}$) e a tensão axial normalizada pela tensão obtida através da aplicação da Lei de Hooke. É possível verificar que o termo de flambagem já afeta o valor de tensão obtido pela formulação analítica, enquanto que por *FEA* é possível verificar que há um limite nítido para que o revestimento sofra um incremento de tensão quando comprado à Lei de Hooke. Novamente se trata da mudança da estrutura ao longo de sua deformação, sendo isso atribuído à transição senoidal-helicoidal e à formação de novas hélices na coluna.

Ao final da simulação em *FEA*, ou seja, próximo à aplicação final da carga, para os poços com maior arrombamento há uma diminuição da razão $\frac{\sigma_a}{\sigma_{Hooke}}$. Apesar dessa faixa de arrombamentos não interessar do ponto de vista prático devido à baixa expectativa de ocorrência, uma investigação mais profunda foi realizada para tentar explicar tal comportamento.

De acordo com Figura 4.29 e Figura 4.30 é possível verificar que a energia artificial inserida no sistema é relativamente grande em relação à energia total no início da simulação. Isso ocorre devido à formação de pares de contato resultantes da flambagem, que é evidenciada pelo súbito desvio das tensões axiais em relação à Lei de Hooke. Além disso, é possível notar que as simulações que demandaram maior acréscimo de energia artificial no sistema são as de maior r , o que fisicamente pode ser entendido como sendo aquelas que propiciam maior condições para a ocorrência de instabilidades, uma vez que a coluna pode desenvolver maiores deslocamentos antes que o tubo encoste na parede do poço. Após esse evento, a energia artificial diminui a níveis novamente aceitáveis, de modo que para valores menores que 5% os resultados da simulação passam a ser muito confiáveis. Portanto, estando os parâmetros numéricos controlados, deve-se proceder a uma investigação física do que ocorre na coluna em busca de identificar o motivo pelo qual a tensão axial ao final das simulações cai em relação

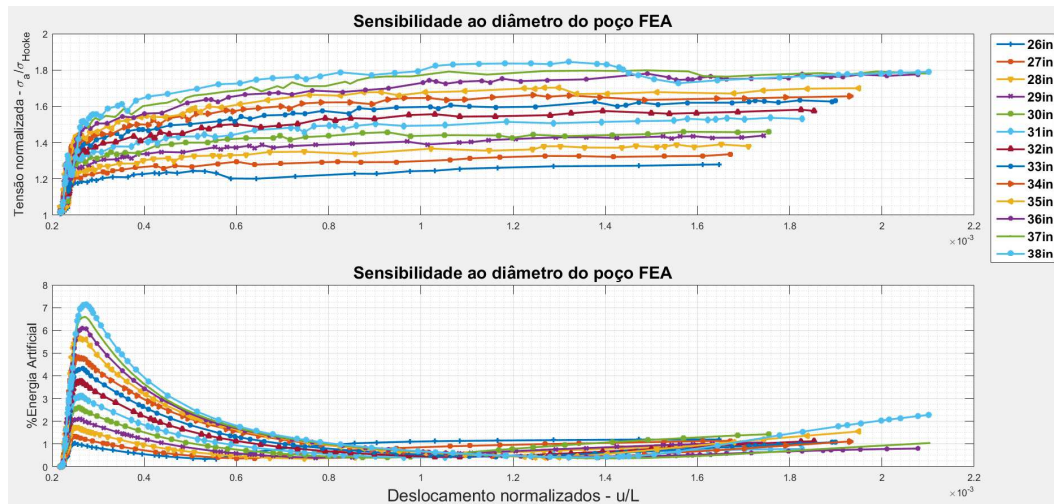


Figura 4.29: Sensibilidade ao arrombamento do poço (relação de energias do sistema) - revestimento 20".

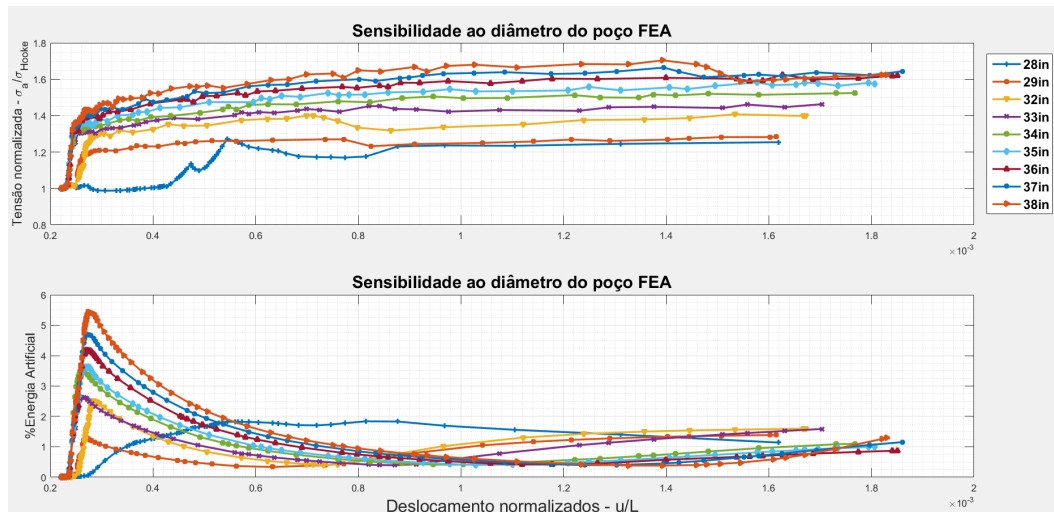


Figura 4.30: Sensibilidade ao arrombamento do poço (relação de energias do sistema) - revestimento 22".

Para explicar o que ocorre, deve-se mais uma vez recorrer-se à observação da geometria da coluna através das Figura 4.31, Figura 4.32 e Figura 4.33.

As tensões apresentadas são Von Mises à esquerda e Axial à direita em Pa, sendo que o local onde Von Mises é máxima é apontado na figura como referência. As unidades estão Pascal e foi aplicado um fator de escala de 100 apenas no plano x-y.

Através delas é possível observar que o local onde se dá a maior tensão de Von Mises modifica-se ao longo da aplicação de carga e isso não pode ser capturado pela formulação analítica, uma vez que para esta o máximo valor de

tensão ocorre sempre para a maior profundidade. Mas a principal conclusão é que a máxima tensão na coluna muda de lugar à medida que a mesma sofre aumento de carregamento no SCPS.

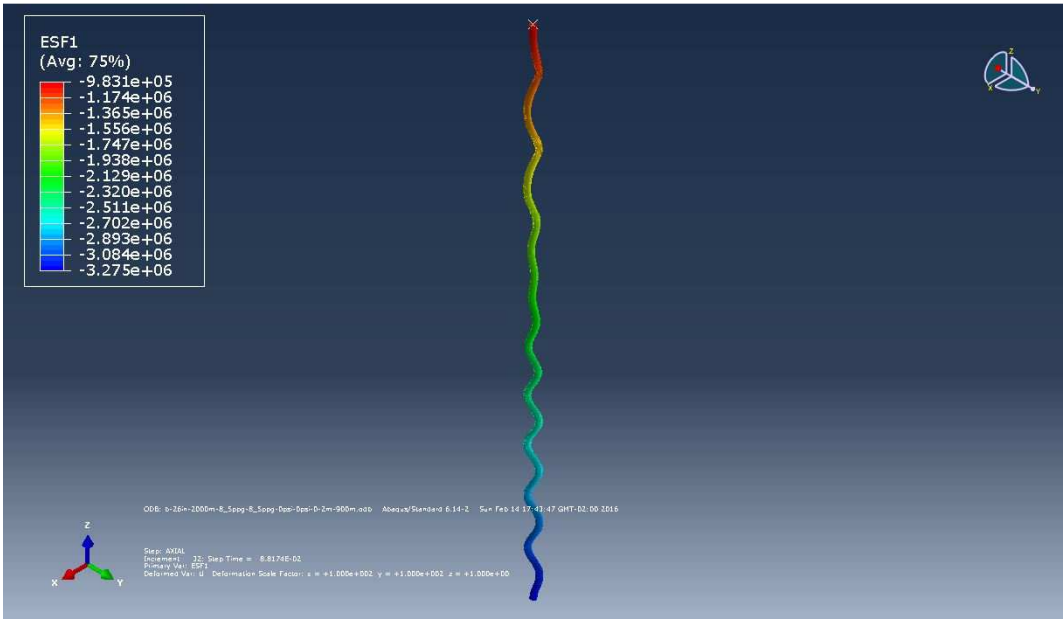


Figura 4.31: Poço de 38" localização da máxima tensão de Von Mises no revestimento 22" - carga 283 klb.

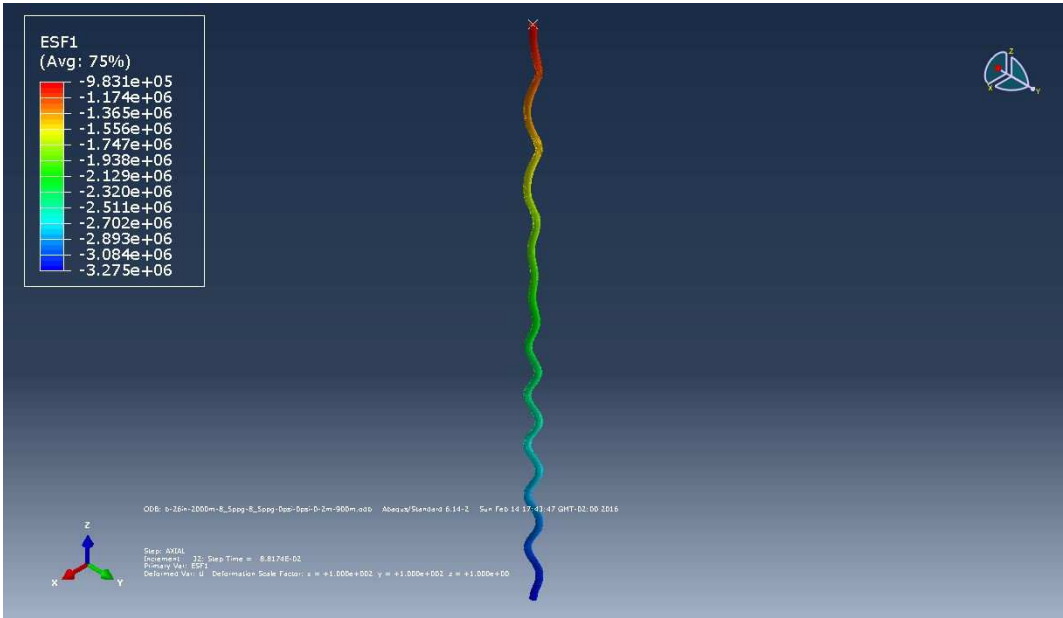


Figura 4.32: Poço de 38" localização da máxima tensão de Von Mises no revestimento 22" - carga 1632 klb.

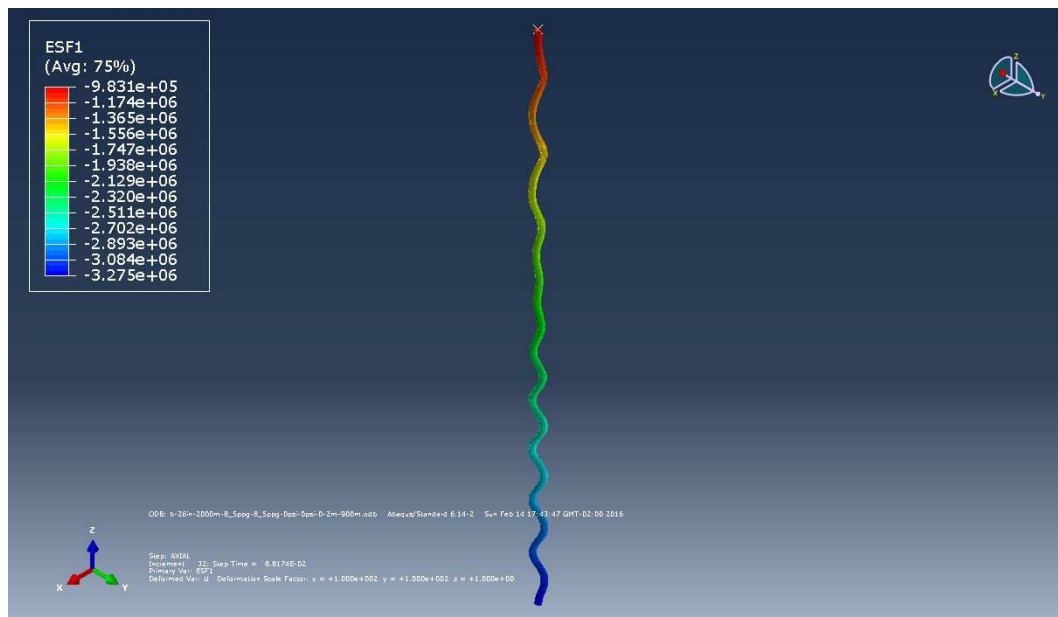


Figura 4.33: Poço de 38" localização da máxima tensão de Von Mises no revestimento 22" - carga 2500 klbf.

Os gráficos superior e intermediário da Figura 4.34 mostram respectivamente os resultados de tensões de Von Mises e Axial normalizados com o valor final calculado na simulação, ou seja, quando a carga é máxima (2500 klbf) no eixo das ordenadas, enquanto que o eixo das abcissas mostra o valor de carregamento normalizado pelo máximo aplicado. O gráfico inferior mostra a profundidade em relação ao leito marinho normalizada para o local onde o ponto onde a tensão de Von Mises é máxima.

Através dos três gráficos é possível concluir que para maiores diâmetros a tensão máxima começa a ocorrer em outros pontos da coluna, com uma tendência à propagação de maiores tensões em direção ao meio da coluna. Além disso, é possível verificar que a máxima tensão se estabiliza, ao invés de aumentar indefinidamente conforme o tratamento sugerido por Lubinski. As partes mais flexíveis da coluna possuem a capacidade de se dobrar com mais facilidade, propiciando uma benéfica redistribuição de tensões ao longo da mesma.

Esse resultado é importante pois sinaliza que o aumento da severidade do arrombamento apesar de propiciar um maior deslocamento do SCPS, não aumenta as tensões resultantes na coluna.

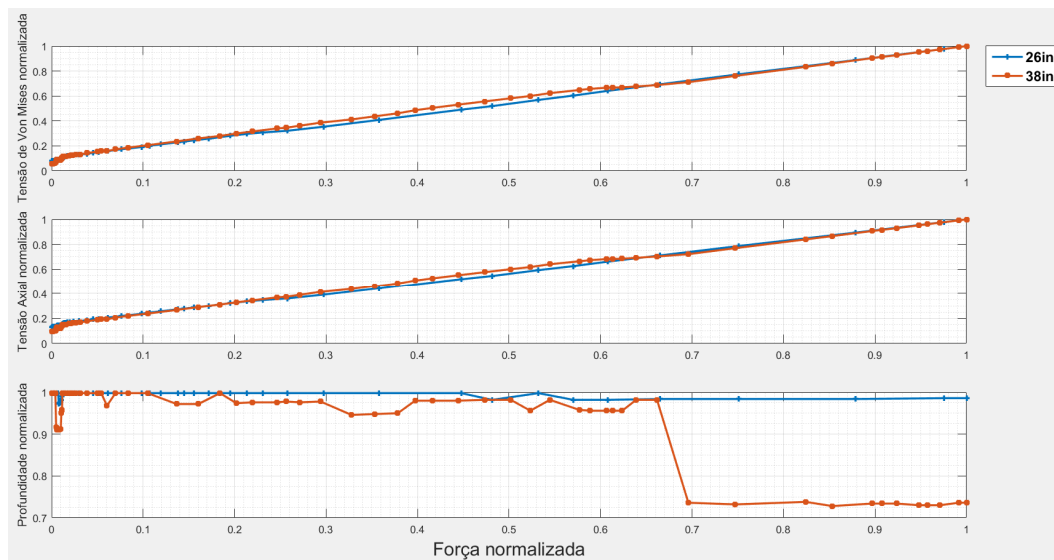


Figura 4.34: Mudança de local onde a tensão de Von Mises é máxima no revestimento de 20".

4.4. Sensibilidade à variação do peso de fluido

Mudanças no peso de fluido no interior do revestimento de superfície invariavelmente ocorrerão após a conexão do BOP devido à necessidade de atendimento à janela operacional de geopressões. O aumento do peso de fluido influencia na força efetiva, portanto, além de incrementar as tensões tangencial e radial do revestimento de superfície, também incrementarão as tensões axiais.

Conforme a Equação (3.9), é possível verificar que o diâmetro do poço afetará as tensões de forma linear, enquanto que através das Equações (3.16) se verifica que esse parâmetro afeta quadraticamente o deslocamento do SCPS. Além disso, pela Equação (3.17) é possível verificar que o efeito *ballooning* depende das médias de pressões, e estas em última instância dependem linearmente do peso de fluido.

A simulação é montada de acordo com os dados de entrada expostos na Tabela 4.3.

Tabela 4.3: Parâmetros de entrada para análise de sensibilidade ao peso de fluido.

Parâmetro	Valor	Unidade
LDA	2000	m
Diâmetro do Poço	28 (26)	in
Peso de fluido	variável	
TOC	2600	m
Comprimento seções de tubos	1100	m
OD revestimento	22 (20)	in
Espessura de parede	1 1/8 (1)	in
Força Vertical Máxima	3000 (2500)	klbf

Foram simulados modelos variando-se o peso de fluido entre 7ppg e 12ppg. Esses pesos de fluido se encontram dentro de faixas realistas, pois baixos valores são os utilizados em perfurações com MPD, enquanto que altos valores são necessários para impedir a fluência do sal durante a perfuração. Os valores que não aparecem nos gráficos não alcançaram convergência com o uso da automatização, no entanto a quantidade de resultados obtidos são suficientes para análise.

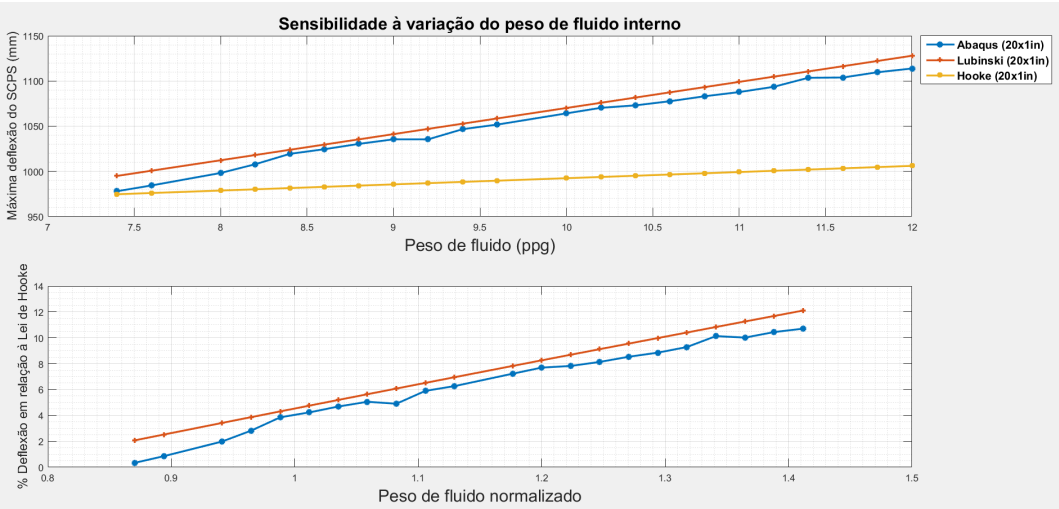


Figura 4.35: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao peso do fluido - revestimento 20".

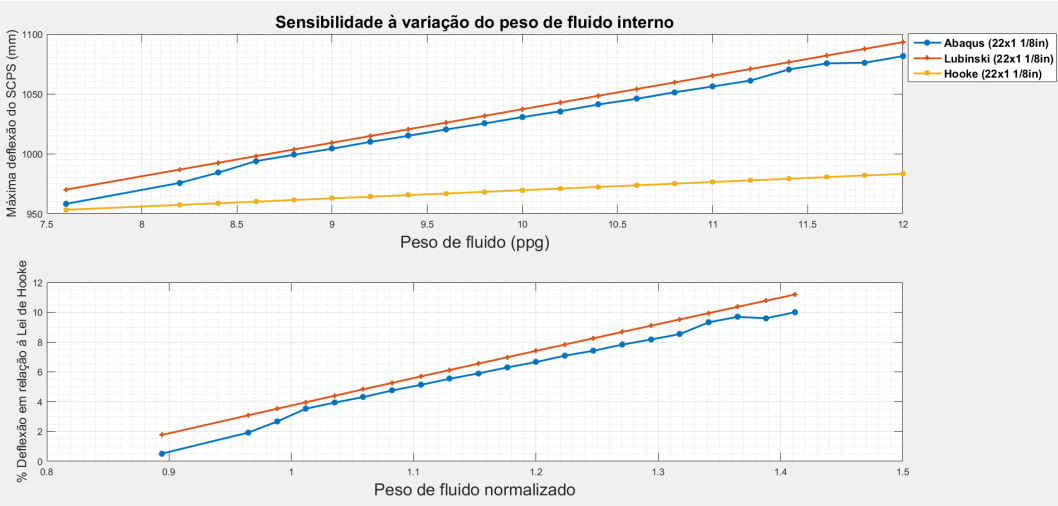


Figura 4.36: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao peso do fluido - revestimento 22".

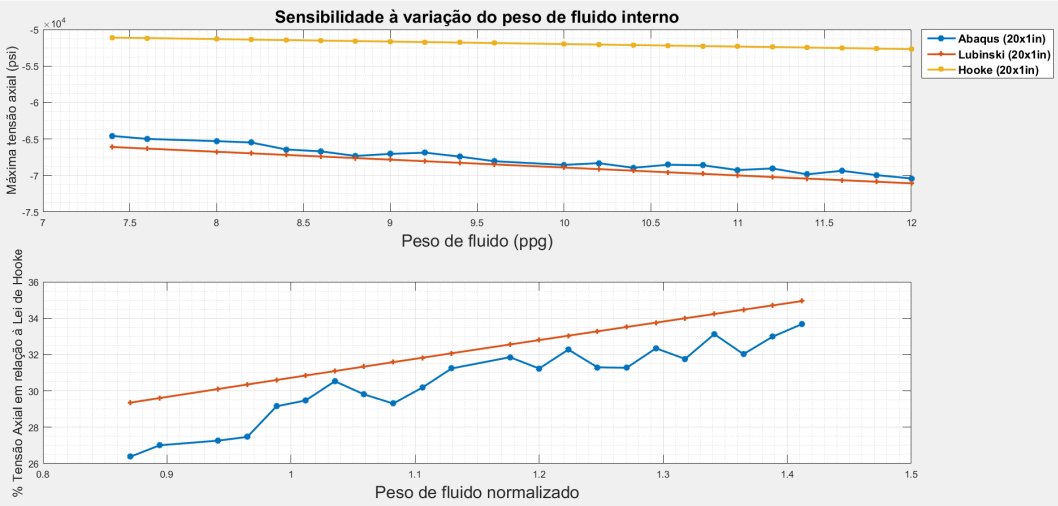


Figura 4.37: Sensibilidade da tensão axial em relação ao peso do fluido - revestimento 20".

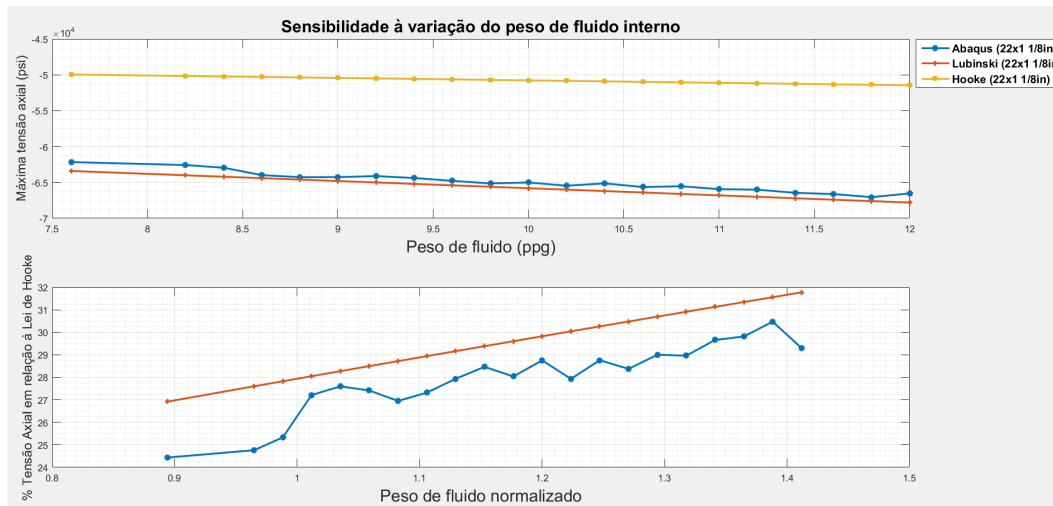


Figura 4.38: Sensibilidade da tensão axial em relação ao peso do fluido - revestimento 22".

Os gráficos superiores em Figura 4.35, Figura 4.36, Figura 4.37 e Figura 4.38 mostram a deflexão máxima do SCPS e a tensão axial no local onde a tensão equivalente de Von Mises é máxima no corpo do tubo para resultados com o uso *FEA*, enquanto que a formulação analítica é calculada no TOC. O gráfico inferior mostra o desvio de resultados por Lubinski e por *FEA* em relação à Lei de Hooke. Nesse caso, o eixo das abscissas é a razão o peso de fluido e o peso da água do mar, que é 8,5 ppg.

Tanto o deslocamento do SCPS, quanto a tensão axial apresentam resultados aderentes com diferenças menores do que 5% entre si e mais uma vez Lubinski se apresenta mais conservador com essa mínima diferença. Deve-se reparar que as curvas da Lei de Hooke não possuem valor constante, o que é compreensível, pois a pressão no topo do revestimento aumenta devido ao incremento no peso de fluido e tal influência pode ser comprovada pelas Equações (3.7), (3.8) e (3.14).

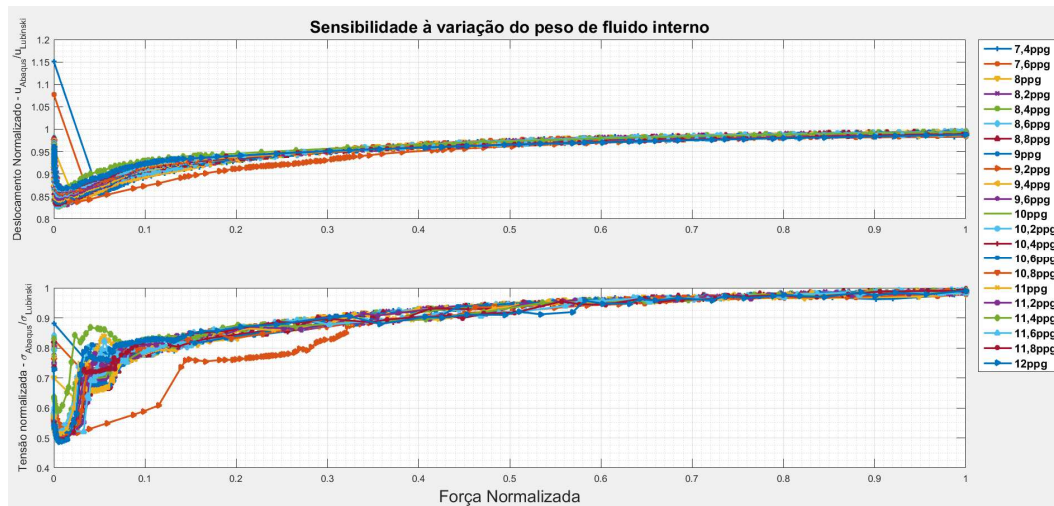


Figura 4.39: Sensibilidade ao peso do fluido - revestimento 20".

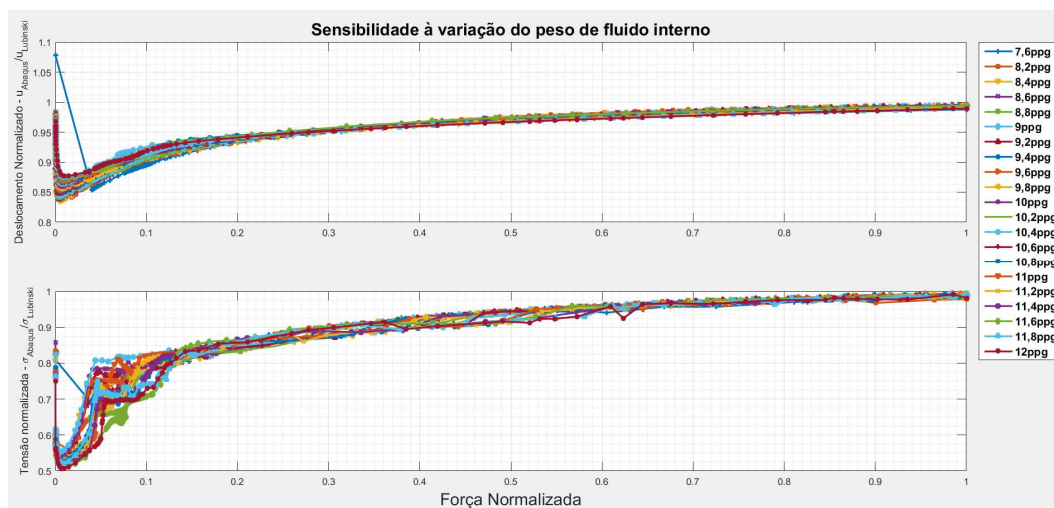


Figura 4.40: Sensibilidade ao peso do fluido - revestimento 22".

Como a mudança de pressões resultantes da existência de pesos de fluidos diferentes dentro e fora da coluna de revestimento acrescenta termos às tensões e deformações axiais devidas ao efeito *ballooning*, as comparações são realizadas ao longo das simulações diretamente entre Lubinski e FEA. Em Figura 4.39 e Figura 4.40 apresentam no eixo das abcissas a força aplicada no SCPS normalizada pelo seu valor final e nos eixos das ordenadas a razão entre as soluções em FEA e analítica para os deslocamentos de topo e tensões axiais onde a tensão de Von Mises é máxima ao longo da coluna.

Nitidamente há uma zona de instabilidade numérica ao longo da simulação com o *Abaqus* uma vez que para pequenas forças os valores de tensão e deslocamento sofrem um decréscimo. Essa afirmação pode ser feita sem olhar

números dimensionalizados uma vez que a solução analítica é sempre crescente. Essa faixa se encontra para cargas normalizadas menores que 0,2, ocorrendo uma tendência de elevação de valores tanto para tensão quanto deslocamento de topo, assumindo uma nítida tendência de se aproximar da superposição de soluções analíticas, no entanto sendo esta última sempre mais conservadora (razões menores que 1).

4.5.

Sensibilidade à variação de pressão interna

O fenômeno de *APB* pode ser extremamente danoso ao revestimento, uma vez que ele ocorre durante a produção do poço, situação na qual todo o peso de revestimentos e equipamentos submarinos estão impostos sobre o SCPS. Caso o sistema solo-condutor tenha rompido, o revestimento de superfície participará da divisão de cargas juntamente com o revestimento condutor, mas ao contrário deste, pode vir a sofrer as consequências de possuir seu anular interno confinado. Isso geralmente ocorre na seção do sal, pois a resistência à fratura dessa formação é tão elevada que o fusível do sistema geralmente é um dos revestimentos: o de superfície ou o seu interno.

O incremento de pressões internas ao revestimento de superfície afeta a flambagem diretamente modificando a força efetiva e sua influência pode ser atestada através das Equações (3.9) e (3.16). Além disso, o incremento de pressões cria uma força ascendente aplicada no SCPS, uma vez que área abaixo do *pack off* está exposta a essa pressão. Sendo assim, o sistema na realidade pode sofrer um alívio de tensões, pois até o surgimento dessas tensões o mesmo se encontra sob severa compressão. Essa força está ilustrada pelo item 5 da Figura 3.4. Tal força pode vir a desassentar o *pack off*, o que não é objeto do estudo do presente trabalho.

A simulação é montada de acordo com os dados de entrada expostos na Tabela 4.4.

Tabela 4.4: Parâmetros de entrada para análise de sensibilidade à variação de pressão interna.

Parâmetro	Valor	Unidade
LDA	2000	m
Diâmetro do Poço	26	in
Peso de fluido	8.5	ppg
TOC	2540	m
Comprimento seções de tubos	1100	m
OD revestimento	20	in
Espessura de parede	1	in
Força Vertical Máxima	2500	klbf

A simulação é realizada até que a força total seja aplicada sobre o SCPS e a partir desse ponto realizam-se incrementos de 100psi até o total de 2000psi.

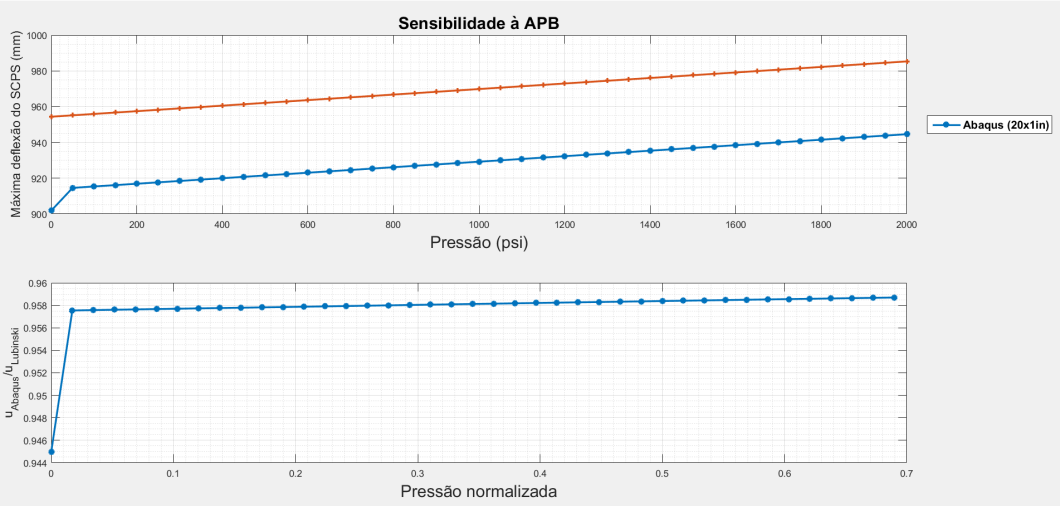


Figura 4.41: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao incremento de pressão interna - revestimento 20".

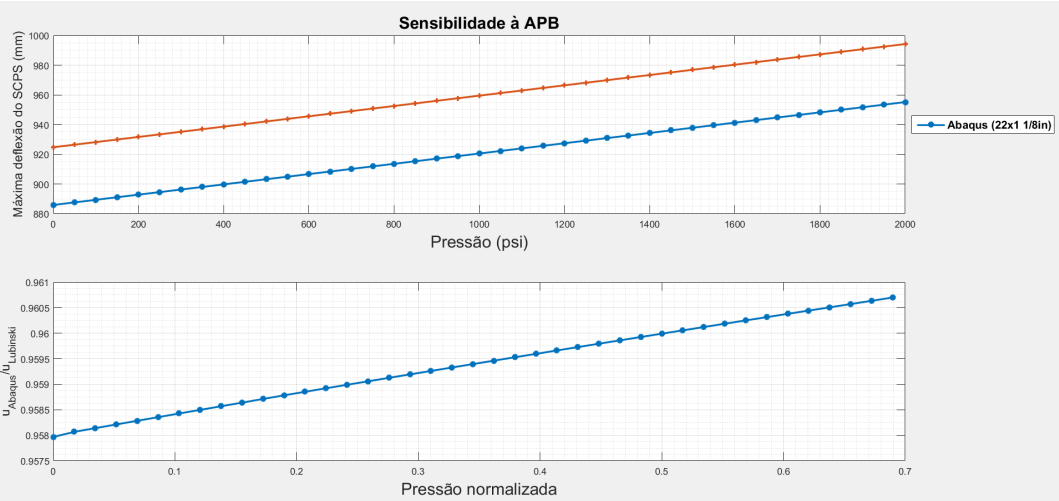


Figura 4.42: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao incremento de pressão interna - revestimento 22".

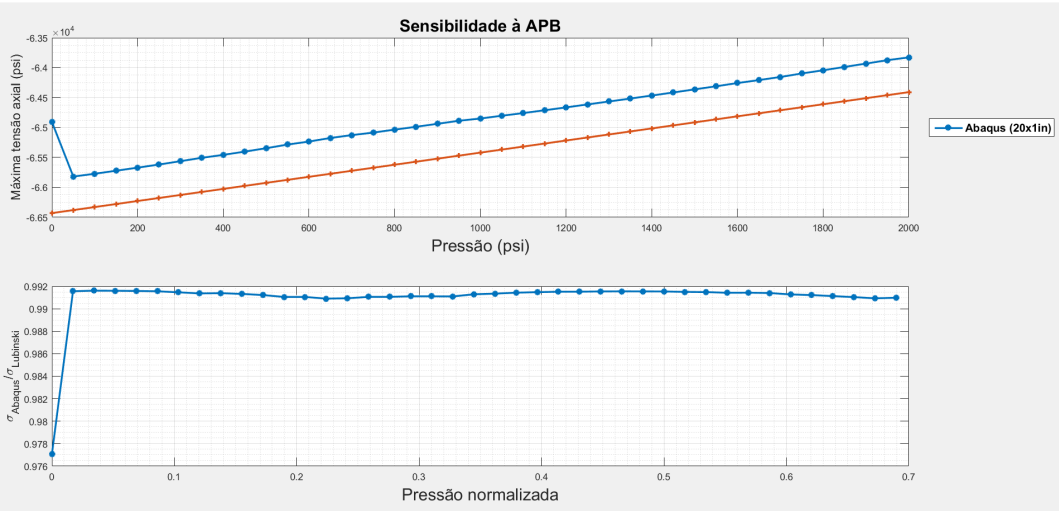


Figura 4.43: Sensibilidade da tensão axial em relação ao incremento de pressão interna - revestimento 20".

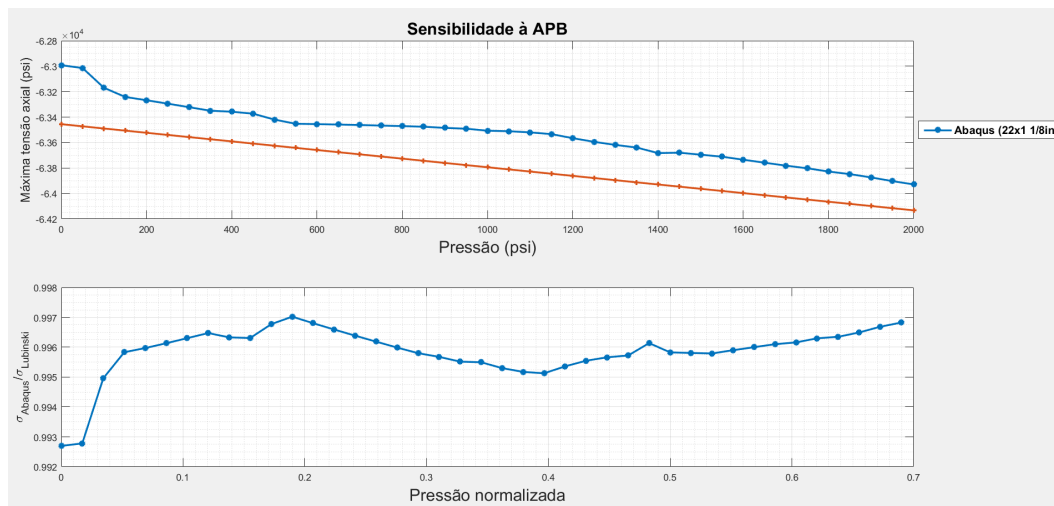


Figura 4.44: Sensibilidade da tensão axial em relação ao incremento de pressão interna - revestimento 22".

Os gráficos superiores de Figura 4.41, Figura 4.42, Figura 4.43 e Figura 4.44 mostram os resultados dimensionais. Os gráficos inferiores apresentam no eixo das abcissas a razão entre o incremento de pressão e o valor absoluto incluindo os termos hidrostáticos e nos eixos das ordenadas a razão entre as soluções em FEA e analítica para os deslocamentos de topo e tensões axiais onde a tensão de Von Mises é máxima ao longo da coluna.

Tanto o deslocamento do SCPS, quanto a tensão axial apresentam resultados aderentes. Os valores da tensão axial são particularmente muito próximos, apresentando diferenças menores do que 2% entre si.

4.6. Sensibilidade à variação do fator de atrito

O atrito é um parâmetro físico difícil de ser incluído nas formulações de flambagem, conforme atesta Mitchell (Mitchell, 2008), que cita que esse é um dos desafios existentes acerca da flambagem de tubos em poços de petróleo (*pipe-in-pipe*) e expressa sua crença no fato de que as soluções numéricas podem se mostrar como alternativa para incluir tais efeitos nas análises.

Miska e Gao (Gao & Miska, 2008) propuseram uma formulação analítica para poços horizontais submetida a testes experimentais que validam tal modelo. No entanto, restringem a solução proposta ao uso na horizontal pois a mesma necessita do peso do tubo para ser utilizada. Talvez seja esse o trabalho mais avançado no tema com a introdução do atrito na formulação.

Até o momento da escrita desse trabalho não há formulação capaz de prever os efeitos do atrito em tubos sob flambagem na vertical. Portanto, as comparações são realizadas entre as próprias soluções numéricas obtidas com o uso do *Abaqus*. O que se espera observar fisicamente é que o atrito deverá levar o SCPS a se movimentar menos na vertical, bem como as tensões nas paredes do tubo devem ser menores à medida que esse parâmetro é aumentado.

A simulação é montada de acordo com os dados de entrada expostos na Tabela 4.5. Apenas os tubos de 20" foram testados, uma vez que o objetivo do estudo é analisar tendências, sem a validação com resultados experimentais ou alguma formulação analítica.

Tabela 4.5: Parâmetros de entrada para análise de sensibilidade à variação do fator de atrito.

<i>Parâmetro</i>	Valor	Unidade
<i>LDA</i>	2000	m
<i>Diâmetro do Poço</i>	26	in
<i>Peso de fluido</i>	8.5	ppg
<i>TOC</i>	2540	m
<i>Comprimento seções de tubos</i>	1100	m
<i>OD revestimento</i>	20	in
<i>Espessura de parede</i>	1	in
<i>Força Vertical Máxima</i>	2500	klbf

A simulação é realizada variando-se o fator de atrito entre tubo e poço de 0 até 0,4, sendo este intervalo representativo para avaliação deste parâmetro em poços de petróleo (Hale, et al., 1995) (Quigley, 1989). As malhas de 2m, 1 m, 0,75 m e 0,5 m foram todas simuladas. As simulações produzem muitos resultados espúrios, sendo aproveitados apenas os que são relevantes.

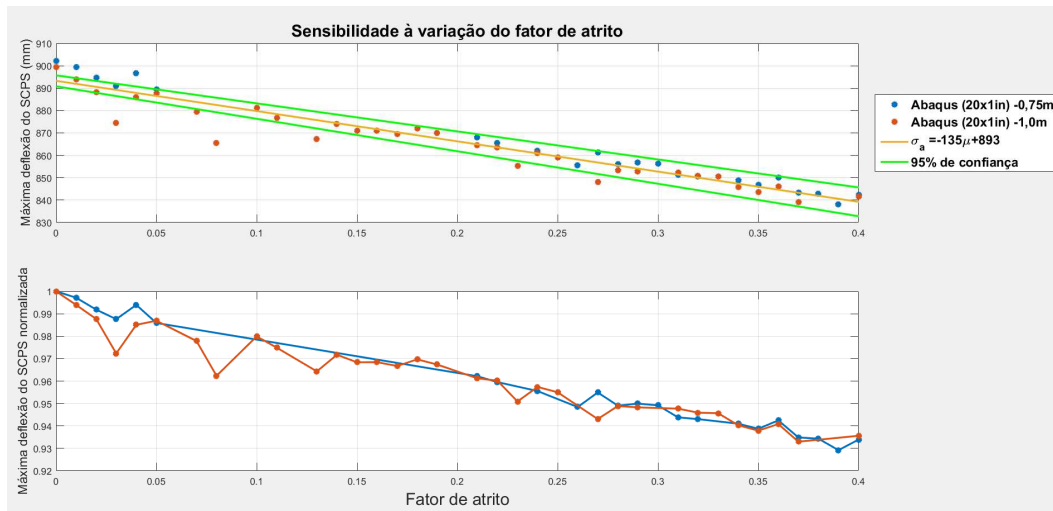


Figura 4.45: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação ao fator de atrito.

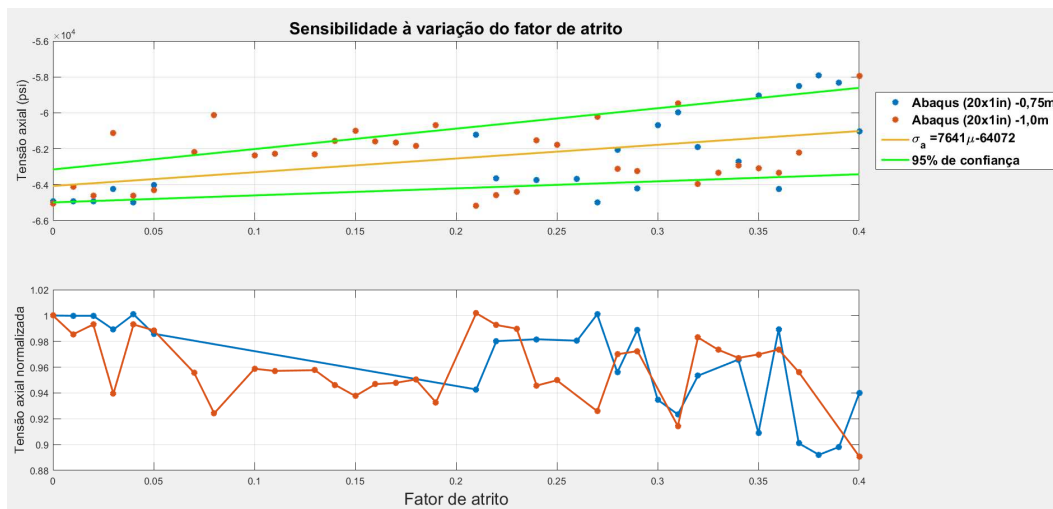


Figura 4.46: Sensibilidade da Tensão Axial em relação ao fator de atrito.

As Figura 4.45 e Figura 4.46 mostram no eixo das abcissas o fator de atrito e nos eixos das ordenadas a máxima deflexão do SCPS e a tensão axial no ponto onde a tensão de Von Mises é máxima, sendo que no gráfico inferior há uma normalização sob os valores da simulação sem atrito.

O deslocamento do SCPS nitidamente possui uma tendência linear com o fator de atrito. Os resultados em tensão são mais ruidosos, o que dificulta a identificação de um padrão para o comportamento de uma curva. Como em FEA o resultado é geralmente calculado em deslocamentos e rotações, esses são os que apresentarão respostas menos ruidosas, enquanto que todos os demais resultados

são consequências transformações matriciais sobre os vetores de deslocamentos, o que gera descontinuidades e dados espúrios (Bathe, 1996). Ambos os resultados, no entanto, apresentam conformidade com a física do problema, uma vez que o aumento do fator de atrito diminui os valores de tensão compressiva e deslocamento do SCPS, uma vez que há atrito e uma parte das forças equilibra o revestimento em seu sentido axial na parede do poço.

Esse resultado é muito interessante, pois fornece subsídios para que uma formulação analítica simples seja implementada para o deslocamento do revestimento. Uma solução analítica para deslocamento seria suficiente para dela derivar uma solução para as tensões, uma vez que a deformação é o gradiente dos deslocamentos, o que pode ser transformado em tensão aplicando-se a relação constitutiva do material.

4.7.

Sensibilidade à imperfeição inicial do tubo

Todos os resultados apresentados foram montados aplicando-se uma imperfeição inicial igual a um percentual de 10% de r sob os autovetores dos modos 1 e 2 de flambagem. Inicialmente, conforme afirmado em Comunicado Técnico (SIMULIA - Dassault Systèmes, 2009), acha-se necessário que os modos devam ser utilizados ainda de forma perpendicular para que a linha neutra seja deslocada conforme a Figura 3.8 e a Figura 4.47.

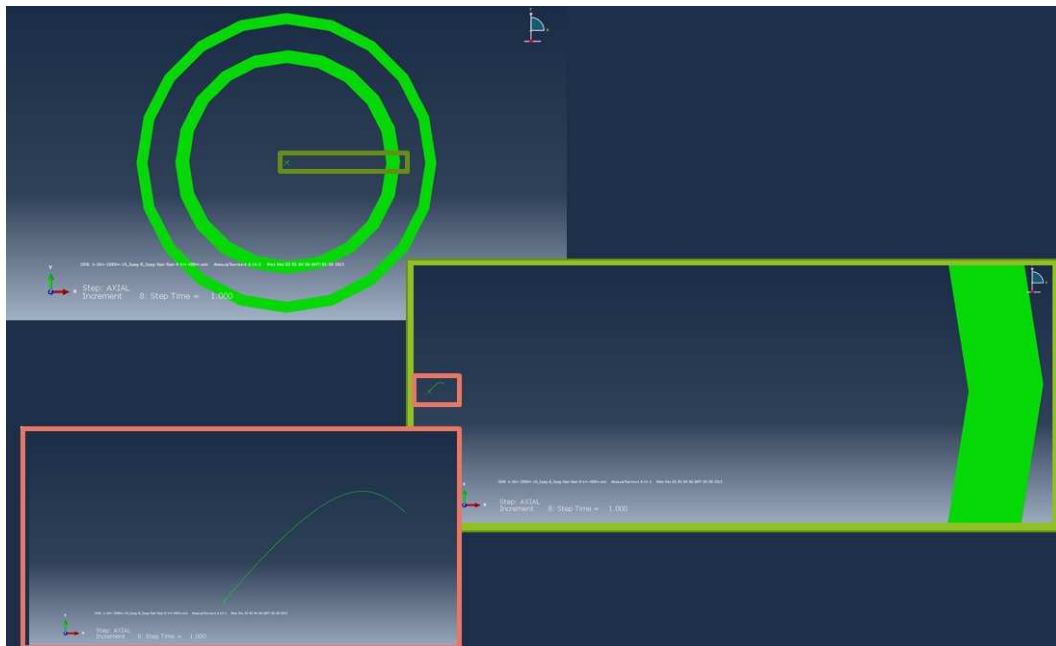


Figura 4.47: Vista de topo do estado indeformado da seção de revestimento - a linha neutra é desviada nos 1º e 2º modos de flambagem em 10% de r .

No entanto, foi observado que todas as simulações invariavelmente passam por um estado puramente senoidal ainda que haja a imperfeição inicial aplicada mista dos modos de flambagem. O trabalho estaria inválido se a imperfeição influenciasse de forma significativa os resultados obtidos. Portanto, é necessário avaliar se o nível de imperfeição inicial pode influenciar de forma significativa as conclusões sobre as análises realizadas.

A simulação é montada de acordo com os dados de entrada expostos na Tabela 4.6. Apenas os tubos de 20" foram testados, uma vez que o objetivo do estudo é analisar a influência do artifício numérico utilizado.

Tabela 4.6: Parâmetros de entrada para análise de sensibilidade à imperfeição inicial do tubo.

Parâmetro	Valor	Unidade
LDA	2000	m
Diâmetro do Poço	26	in
Peso de fluido	8.5	ppg
TOC	2540	m
Comprimento seções de tubos	1100	m
OD revestimento	20	in
Espessura de parede	1	in
Força Vertical Máxima	2500	klbf

A simulação é realizada variando-se a imperfeição inicial entre 2% e 10% combinando-se os modos de flambagem 1 e 2, sendo que também é tentado utilizar apenas o modo 1 para provocar a flambagem helicoidal do revestimento, o que totaliza 30 simulações.

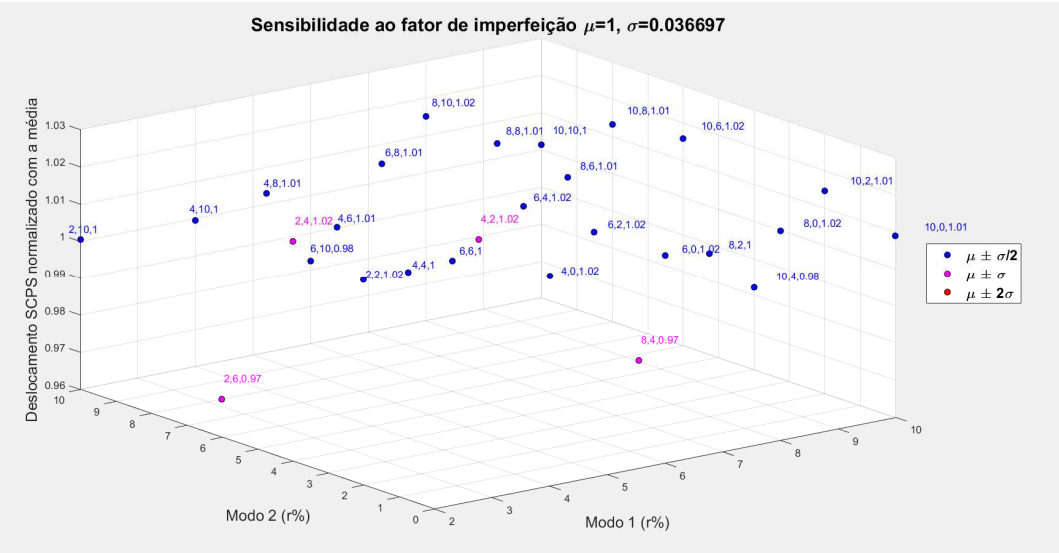


Figura 4.48: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação à imperfeição inicial - vista isométrica.

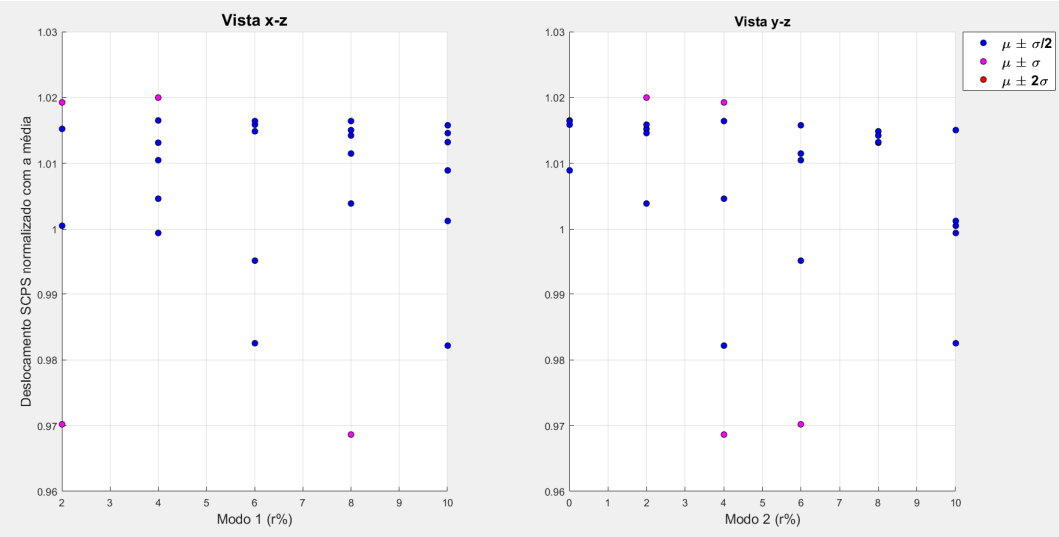


Figura 4.49: Sensibilidade da deflexão do SCPS em relação à imperfeição inicial - vistas em planta.

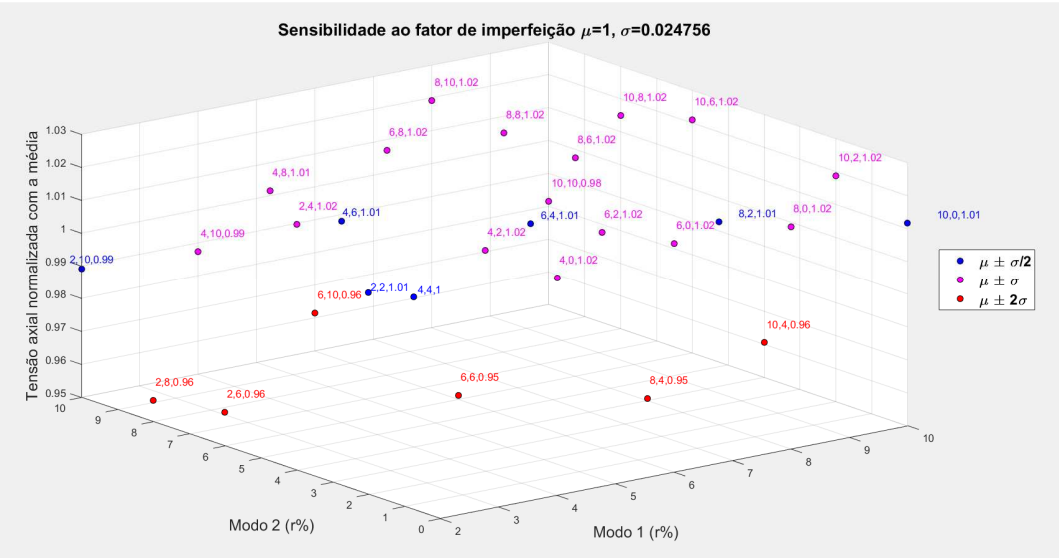


Figura 4.50: Sensibilidade da Tensão Axial em relação à imperfeição inicial - vista isométrica.

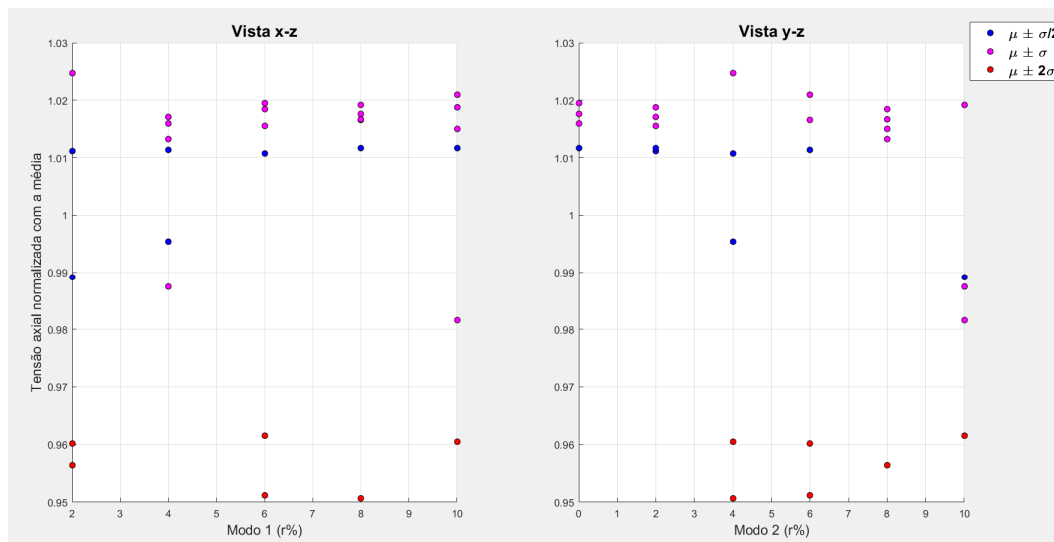


Figura 4.51: Sensibilidade da Tensão Axial em relação à imperfeição inicial - vistas em planta.

As Figura 4.48 e Figura 4.50 mostram o percentual de cada um dos modos utilizados para realização da simulação, enquanto que o valor em z apresenta a tensão ou o deslocamento máximos normalizados em relação à média dos resultados obtidos. O rótulo de dados é composto por imperfeição do modo 1, imperfeição do modo 2 e resultado normalizado. As Figura 4.49 e Figura 4.51 mostram os resultados em vistas em planta x-z e y-z para auxiliar nas conclusões.

É possível identificar que os desvios padrões para tensão axial e deslocamento de SCPS são pequenos, de modo que todos os resultados obtidos com convergência se encontram em um intervalo pelo menos menor do que o dobro do desvio padrão, o que significa uma variação de até 6% em relação à média dos resultados. Tratando-se simulações numéricas, os resultados são aceitáveis.

As tensões são os resultados com maiores desvios da média, devido ao fato de que FEA fornece resultados em deslocamentos e as matrizes de transformação introduzem erros nas soluções inerentes ao método numérico utilizado.

É possível ainda concluir que além de não influenciarem nos resultados de forma significativa, as simulações poderiam ser realizadas com apenas uma imperfeição no primeiro modo de flambagem, uma vez que após 4% de imperfeição, não foi necessária combinação do segundo modo de flambagem. Essa imperfeição mínima corresponde a um máximo de desvio da linha neutra de apenas 5,08mm / 0,2" no TOC em um revestimento livre de 540 m.

5 Estudo de Caso

5.1. Descrição de caso

Para ilustrar a utilização dos conceitos desenvolvidos, será realizado um estudo de caso envolvendo três poços injetores de água. A escolha por estudar poços injetores visa a não ter de lidar com a carga térmica imposta aos poços produtores, e, conseqüentemente, não ter de lidar com cálculos térmicos, que não são o objetivo desse trabalho.

Os três poços possuem as configurações de revestimentos conforme a Tabela 5.1. Através do estudo será possível verificar que existe a possibilidade de otimização de recursos sem deixar de lado a integridade estrutural dos poços.

Tabela 5.1: Configuração dos poços injetores (profundidade vetical das sapatas).

Fase		Poços		
		A	B	C
Fase 1	Revestimento 36 in	2240 m	2240 m	2240 m
Fase 2	Revestimento 20 in	3350 m	3390 m	
	Revestimento 22 in			3230 m
	Revestimento 10 3/4 in	5290 m	5140 m	
Fase 3	Revestimento 18 in			3913 m
	Revestimento 7 in	5630 m	5540 m	
	Revestimento 13 3/8 x 13 5/8 in			5630 m
Fase 4	Revestimento 10 3/4 x 9 7/8 in			5600 m

Nota-se que os poços A e B são do mesmo tipo, porém diferem no carregamento vertical imposto em sua fundação, uma vez que possuem metragens diferentes de revestimentos. O poço C é de um tipo diferente, marcado pela utilização de revestimento combinado na fase 3.

Todos os condutores são considerados com 7 juntas de revestimento, ou seja, cerca de 80 m de comprimento. A Lâmina d'água é de 2160 m de profundidade.

Os cálculos serão realizados conforme as equações apresentadas na seção 3.1, enquanto que a utilização de *FEA* segue o exposto na seção 3.2.

Através de *FEA* é possível calcular o problema de forma acoplada, ou seja, as molas que compõem o solo segundo a metodologia apresentada pela prática usual da indústria (API Recommended Practice 2A-WSD, 2000) fazem parte dos cálculos. Para a utilização do equacionamento analítico, é necessário que ao menos a capacidade de carga do sistema solo-condutor seja calculada, sendo que essa força deve ser descontada da carga total aplicada sobre o SCPS caso haja falha de tal sistema. Ou seja, a resistência remanescente do solo é encarada como uma força de atrito resistente à movimentação do condutor (cimentado ou não) contra o solo.

5.2.

Cálculo de resistência e de rigidez do solo

O sistema solo-condutor possui um comportamento mecânico que pode ser modelado utilizando-se a metodologia descrita na API Recommended Practice 2A-WSD.

O procedimento consiste em realizar um teste de carga para cálculo da máxima carga suportada pelo sistema solo-condutor e para o levantamento de uma curva Força x Deslocamento a ser utilizada em outra etapa das análises numéricas necessárias.

Considerando-se o mesmo solo para os poços e sabendo que todos possuem a mesma quantidade de tubos condutores para sustentar o poço, os seguintes casos são estudados:

- Caso 1.1: condutor jateado sem peso próprio.
- Caso 1.2: condutor jateado com peso próprio.
- Caso 1.3: condutor cimentado sem peso próprio e sem resistência de ponta.
- Caso 1.4: condutor cimentado sem peso próprio e com resistência de ponta.

A interação entre condutor e solo se dá por meio de dois mecanismos: atrito lateral e resistência de ponta, ou seja, a resistência na ponta do condutor acrescido, do cimento quando pertinente, devido à área da seção reta transversal ao tubo.

O atrito lateral entre o solo e o tubo condutor é modelado através de molas não-lineares assumindo um comportamento elastoplástico após ruptura do sistema solo-condutor conforme a Figura 3.3.

Como a API RP 2A-WSD recomenda a aplicação de um coeficiente de segurança de 1,5 para a obtenção de cargas axiais, decidiu-se adotar o atrito com comportamento equivalente a um caso elastoplástico, conforme a . Isso significa considerar que a carga de ruptura do sistema solo-condutor é correspondente ao patamar inferior recomendado pela API RP 2A-WSD para argilas.

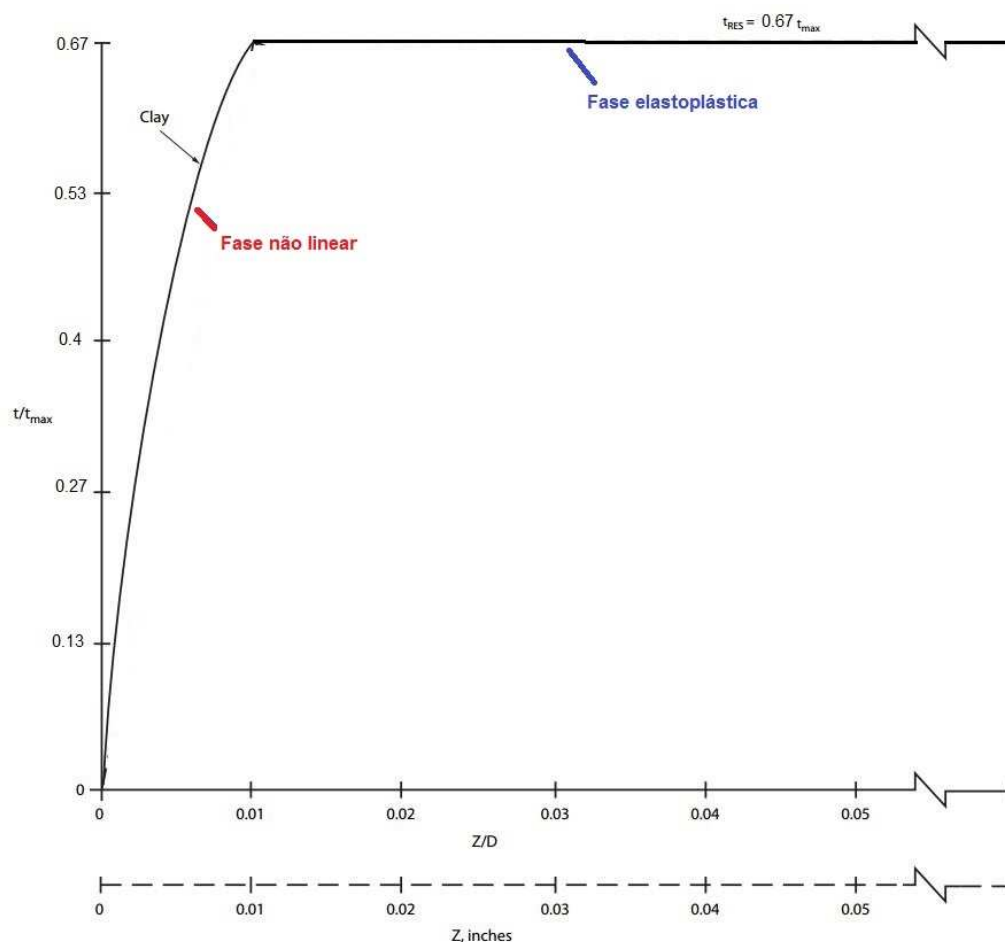


Figura 5.1: Curva de transferência de carga axial modificada.

A mola equivalente de cada nó é calculada conforme a seção 6.7 da API RP 2A-WSD e adicionada ao modelo no *Abaqus* conforme a rotina computacional disponível nos anexos.

Os dados de solo utilizados para montagem das molas são:

- $S_u = 1300z$, em Pa sendo z a profundidade abaixo do mudline.
- Densidade do solo drenado 5000 N/m^3 .

Para os poços cimentados, as molas são calculadas utilizando-se o diâmetro da fase, pois o cimento é considerado para aumento da resistência axial por atrito lateral.

Para os poços jateados, apenas o diâmetro do condutor é considerado para o cálculo das molas. Além disso, há uma penalização adicional de 0,25 sobre a curva apresentada na Figura 5.1 referente às incertezas relacionadas ao set-up do solo. Esse conceito nada mais é do que a regeneração da resistência do solo aderido ao condutor após a operação de jateamento. Esse valor carece de referências bibliográficas e o aprofundamento do tema pode acarretar no aumento dos valores utilizados para contabilização da capacidade de carga de condutores jateados.

Para impedimento de movimentação lateral do revestimento condutor, foi necessário impor que o mesmo somente poderia se movimentar na vertical ao longo de seu comprimento.

A malha utilizada para discretização foi de 0,5 m de comprimento para cada elemento.

5.2.1. Resultados

Os resultados das análises de capacidade de carga se encontram resumidas na Tabela 5.2 e na Figura 5.2.

Tabela 5.2: Capacidade de carga do sistema solo-condutor.

Tipo de Início de Poço	Capacidade de Carga (lbf)
Caso 1.1 (jateado)	485,000
Caso 1.2 (jateado)	485,000
Caso 1.3 (cimentado)	2,260,000
Caso 1.4 (cimentado)	2,288,000

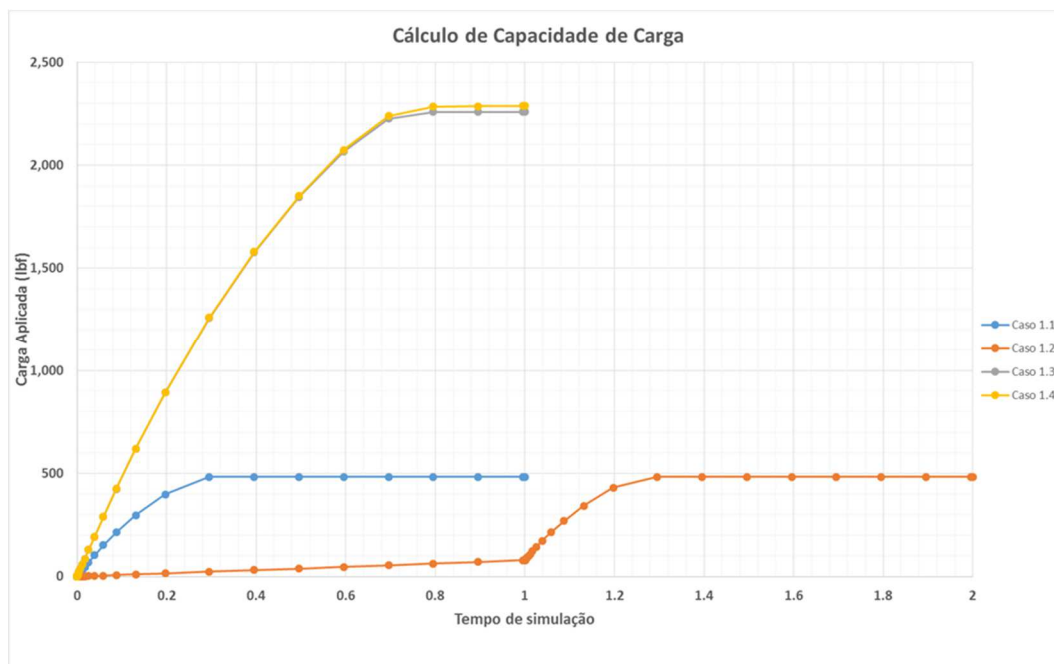


Figura 5.2: Capacidade de carga do sistema solo-condutor.

A diferença entre a modelagem do condutor cimentado considerando a força de ponta e sem considerar a mesma é de 1,24%. Esse incremento de resistência devido à resistência de ponta é irrelevante do ponto de vista de projeto e será desconsiderado para as análises de tensões e deslocamentos.

A capacidade calculada no Caso 1.2 é equivalente a do Caso 1.1 e foi realizada apenas para verificar se esse valor independeria do peso próprio do revestimento condutor.

As capacidades de carga dos sistemas solo-condutor considerados serão as relativas ao Caso 1.1 para poço jateado e Caso 1.3 para poço cimentado. As molas geradas para utilização nas etapas de análise de tensões e deslocamentos de SCPS são relativas a esses casos e se encontram disponíveis na Figura 5.3.

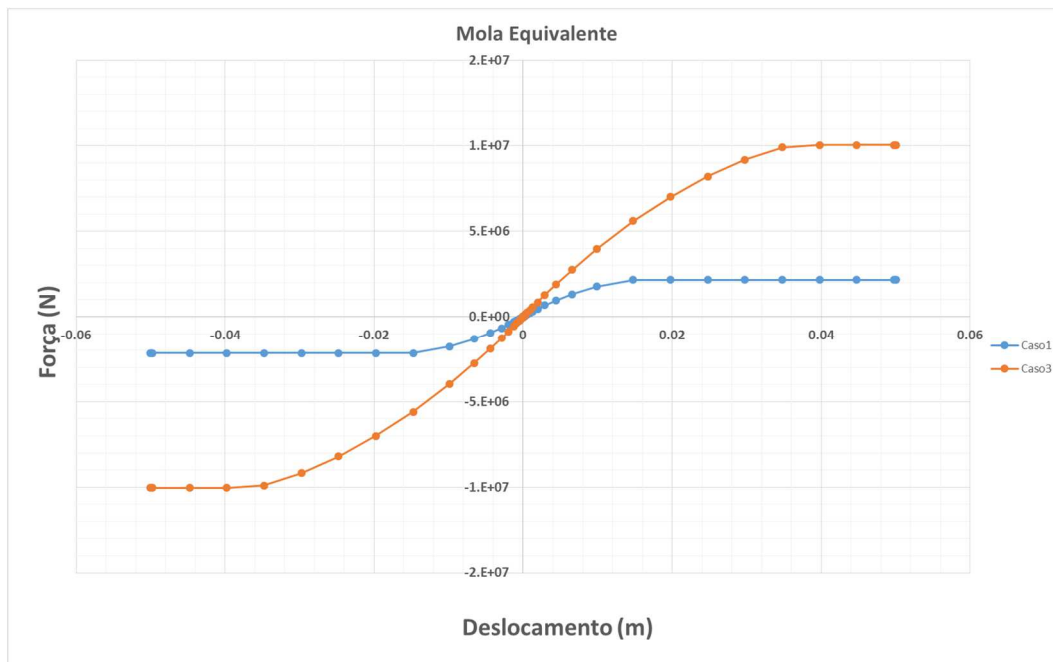


Figura 5.3: Molas equivalentes.

O conceito de mola equivalente consiste em utilizar um elemento do tipo SPRING1, que nada mais é do que uma mola não-linear conectada ao topo do revestimento de superfície que reproduz exatamente a curva Força x Deslocamento do sistema solo-condutor.

Para a análise numérica, esse artifício substitui a necessidade de utilizar um condutor com suas molas distribuídas na simulação do revestimento de superfície.

Para a análise analítica, as equações constantes da seção 3.1 devem ser utilizadas descontando-se os valores constantes na Tabela 5.2 da carga vertical aplicada conforme a Tabela 5.3.

5.3. Análise de tensões e deslocamentos

Para a análise numérica, as análises de tensões do revestimento de superfície e dos deslocamentos do SCPS são produtos da mesma simulação. O revestimento de superfície é submetido às cargas do sistema e as tensões e deformações do mesmo são estudadas. Para o cálculo analítico, deve-se apenas subtrair da carga vertical decorrente da instalação de equipamentos o valor de capacidade de carga calculado para o sistema solo-condutor.

Os cálculos são realizados desde o momento da instalação do revestimento de superfície antes da pega do cimento até a aplicação do carregamento axial final, ou seja, os estados de tensões são acumulativos de forma histórica.

Os seguintes casos são estudados:

- Caso 2.1: Poço A jateado de acordo com Caso 1 da seção 2.1.
- Caso 2.2: POÇO A cimentado de acordo com Caso 3 da seção 2.1.
- Caso 2.3: POÇO B jateado de acordo com Caso 1 da seção 2.1.
- Caso 2.4: POÇO B cimentado de acordo com Caso 3 da seção 2.1.
- Caso 2.5: POÇO C jateado de acordo com Caso 1 da seção 2.1.
- Caso 2.6: POÇO C cimentado de acordo com Caso 3 da seção 2.1.

5.3.1.

Condições de contorno e cargas

As seguintes condições de contorno foram impostas:

- O topo do cimento (TOC) é modelado como um engaste perfeito, ou seja, não pode se movimentar em nenhum grau de liberdade.
- A parede do poço é considerada como um corpo rígido, ou seja, não pode se deformar.
- O topo do revestimento é restrito a movimentar-se apenas na vertical.
- O contato não apresenta atrito.

As cargas aplicadas ao revestimento de superfície esquematizadas na Figura 5.4 são descritas a seguir:

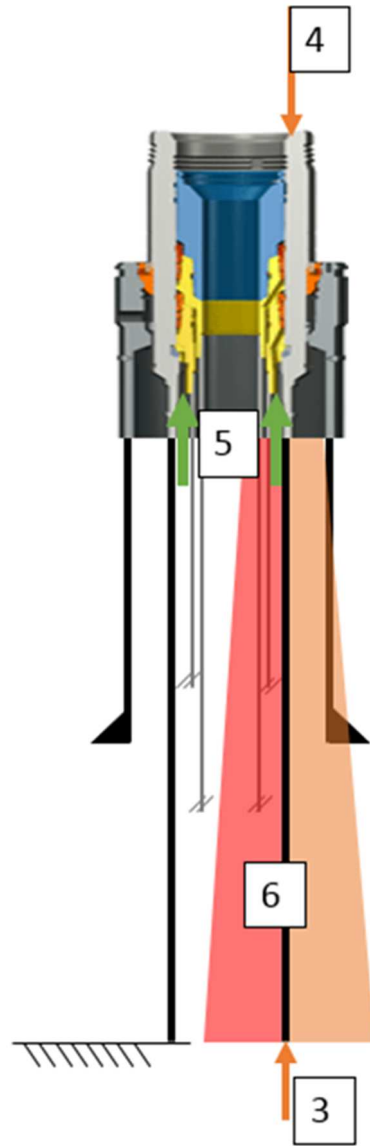


Figura 5.4: Diagrama esquemático de cargas atuantes no revestimento de superfície.

1. Força axial aplicada no SCPS:

- a. Peso flutuado do condutor em cimento de 12,2 ppg (no caso cimentado);
- b. Peso flutuado do revestimento de produção em 500 m de pasta 15,8 ppg;
- c. Peso flutuado da BAP, ou seja, 100 kip;
- d. Peso flutuado do BOP stack, ou seja, 300 kip;
- e. Peso flutuado do LMRP, ou seja, 200 kip;
- f. Overpull para tração do riser, ou seja, -50 kip;

- g. Peso flutuado da COP, ou seja, 250 kip;
 - h. Hang-off da coluna de perfuração, ou seja, 450 kip;
 - i. Revestimentos suportados pelos ombros de carga posicionados no AAP.
2. Peso próprio.
3. Força compressiva de empuxo devido à ação de fluidos na base do revestimento
- a. Revestimento de superfície flutuado em 600 m de pasta 15,8 ppg.
4. Força compressiva no topo do revestimento devido à pressão do fluido de perfuração que substitui a água do mar.
- a. Considerando a troca de água do mar por fluido de perfuração de 11,5 ppg.
5. Força trativa devido ao fenômeno de APB atuando no sentido ascendente na área correspondente ao espaço anular entre o revestimento de superfície e o revestimento intermediário. Os poços estudados são injetores, logo essa força não existe.
6. Pressões interna e externa.
- a. Poços injetores não sofrem APB.
 - b. Fluido interno de 11,5 ppg e fluido externo água do mar.

A força compressiva aplicada no SCPS se encontra disponível na Tabela 5.3 para cada um dos casos citados. Esses valores são o somatório das cargas de equipamentos e revestimentos conectados no revestimento de superfície por meio do SCPS (condutor e os outros revestimentos suportados nos ombros de carga) de acordo com os seguintes cenários de carregamento:

- Carregamentos de serviço: Todos considerados acima exceto hang-off da coluna; e
- Carregamentos de sobrevivência: Todos acima exceto COP, overpull do riser e LMRP.

O liner de 7” e o revestimento de 18” são posicionados no trecho cimentado próximo à sapata do revestimento anterior, ou seja, não transmitem carga ao SCPS pois é este trecho é considerado como uma ancoragem perfeita em uma modelagem numérica.

Tabela 5.3: Carga total aplicada sobre o SCPS e sistema solo-condutor.

Poço	Carregamento de Serviço (lbf)	Carregamento de Sobrevivência (lbf)
A	1,660,000	1,710,000
B	1,620,000	1,670,000
C	1,950,000	2,000,000

5.4.

Comparação entre resultados numéricos e analíticos

A Tabela 5.4 mostra o resumo das simulações numéricas para cada um dos casos propostos. Os resultados em tensão são apresentados em tensão equivalente de Von-Mises (tensão triaxial) normalizados contra a tensão de escoamento do revestimento de superfície, nesse caso, tendo sido considerada como 70000 psi. Esse conceito é muito útil, uma vez que é prática da indústria mundial reservar fator de segurança na faixa de 1,25, valor adotado como critério de falha para o presente estudo de caso.

Tabela 5.4: Resumo de resultados numéricos.

Poço	Início de Poço	Carregamento de Serviço		Carregamento de Sobrevivência	
		Fator Triaxial	Deslocamento SCPS (mm)	Fator Triaxial	Deslocamento SCPS (mm)
A	Jateado	1.34	588	1.28	627
B	Jateado	1.38	604	1.29	668
C	Jateado	1.44	552	1.36	600
A	Cimentado	5.25	34	5.24	37
B	Cimentado	5.17	34	5.15	37
C	Cimentado	5.29	92	4.13	134

Como é possível observar na Figura 5.1, sempre haverá movimentação do SCPS, pois o solo possui uma fase não linear que permite pequenos deslocamentos. A fim de verificar se o sistema solo-condutor sofre ruptura é necessário monitorar a força atuante na mola equivalente (elemento SPRING1).

A Figura 5.5 e a Figura 5.6 mostram a evolução da carga no tempo de simulação. O conceito de tempo de simulação (eixo das abcissas) se deve ao fato de que os programas de elementos finitos necessitam discretizar os carregamentos e condições de contorno final a serem aplicados no modelo. Portanto tal parâmetro para uma simulação estática não é um parâmetro físico, mas apenas uma escolha

de como aplicar a carga de forma progressiva para que seja alcançada a convergência da simulação.

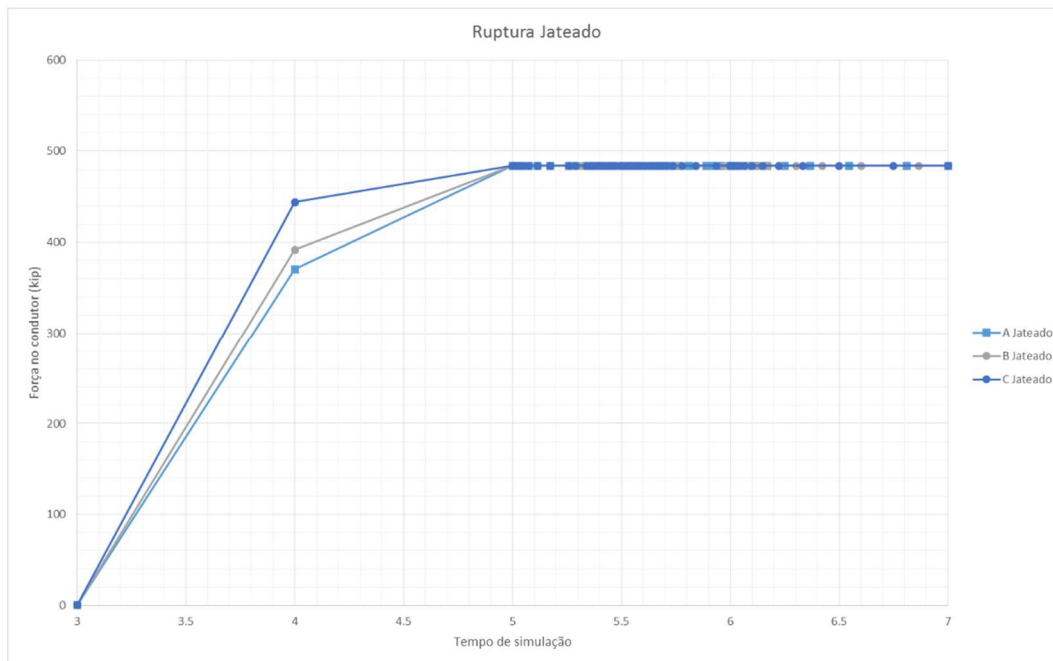


Figura 5.5: Ruptura do sistema solo-condutor jateado durante a simulação para análise de tensões no revestimento de superfície e movimentação de SCPS

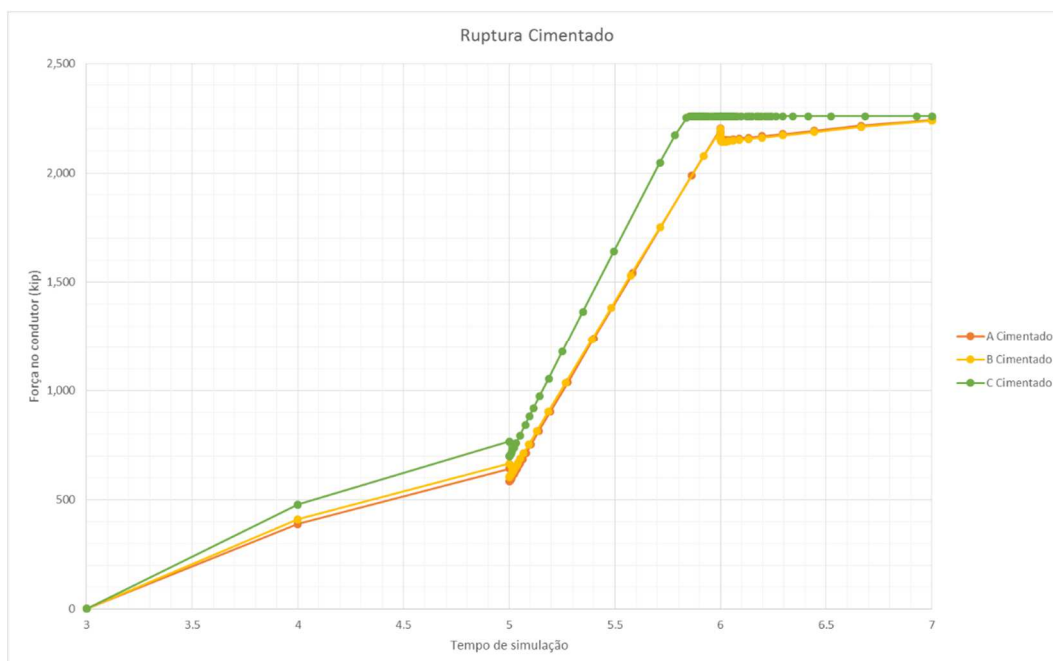


Figura 5.6: Ruptura do sistema solo-condutor cimentado durante a simulação para análise de tensões no revestimento de superfície e movimentação de SCPS

Os tempos são divididos em:

- Tempo 0 a 5: todas as cargas pertinentes conforme a Figura 5.4, exceto o primeiro item da lista de carregamentos, isto é, as forças compressivas aplicadas ao SCPS.
- Tempo 5 a 6: adicionada a carga de Serviço.
- Tempo 6 a 7: adicionada a parcela restante à carga de Sobrevivência.

Nessas figuras, quando a força fica constante, significa que o sistema solo-condutor entra no regime elastoplástico, ou seja, sofreu ruptura.

Os poços jateados sofrem ruptura do sistema solo-condutor antes de iniciar o carregamento de serviço conforme a Figura 5.5. De acordo com a Figura 5.6 apenas o poço C, apesar de cimentado com 7 juntas, sofreria a ruptura, no entanto é possível observar que os poços A e B chegam perto da capacidade de carga calculada.

Todos os poços jateados sofrem flambagem helicoidal cujo esquema geral pode ser observado na Figura 5.7 e na Figura 5.8.

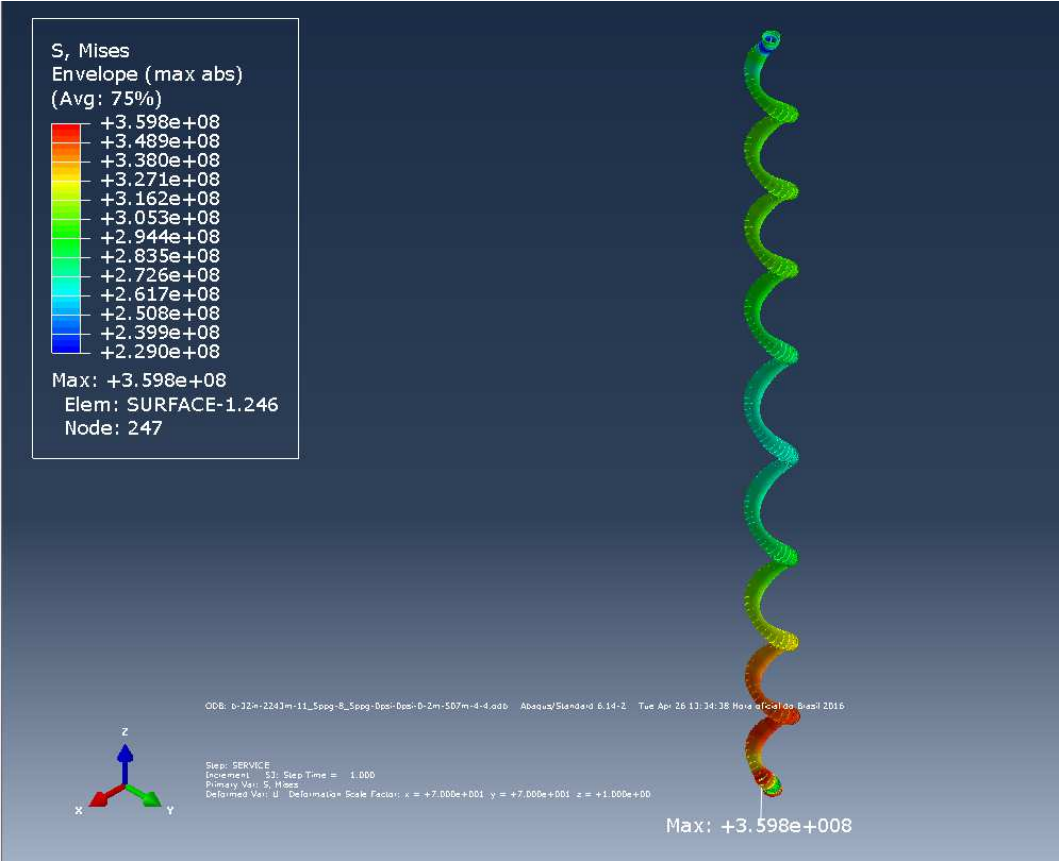


Figura 5.7: Revestimento de superfície deformado com aumento de escala no plano x-y de 70x ao final do carregamento de serviço para o poço A Jateado (unidades SI).

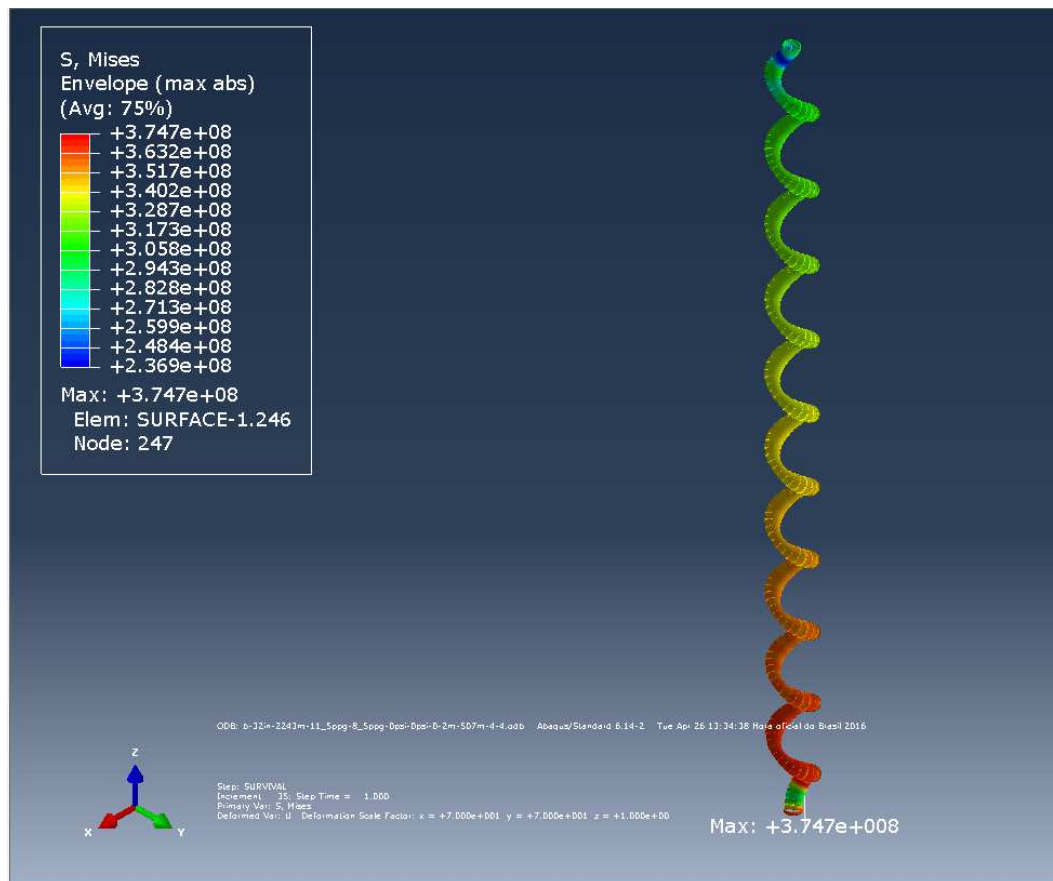


Figura 5.8: Revestimento de superfície deformado com aumento de escala no plano x-y de 70x ao final do carregamento de sobrevivência para o poço A Jateado (unidades SI).

O único poço cimentado a sofrer flambagem helicoidal é o poço C. Na Figura 5.9 observa-se que a coluna ainda se encontra na transição entre flambagem senoidal-helicoidal, enquanto que na Figura 5.10 mostra que toda a coluna já desenvolveria todas as hélices.

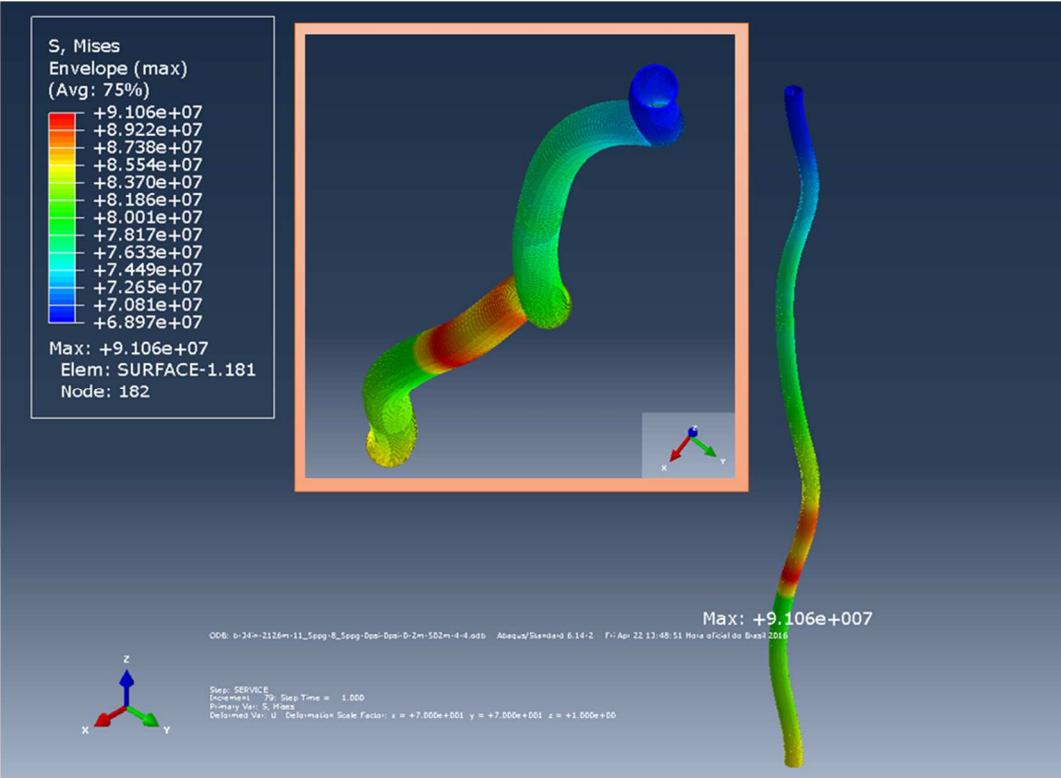


Figura 5.9: Revestimento de superfície deformado com aumento de escala no plano x-y de 70x ao final do carregamento de serviço para o poço C Cimentado (unidades SI).

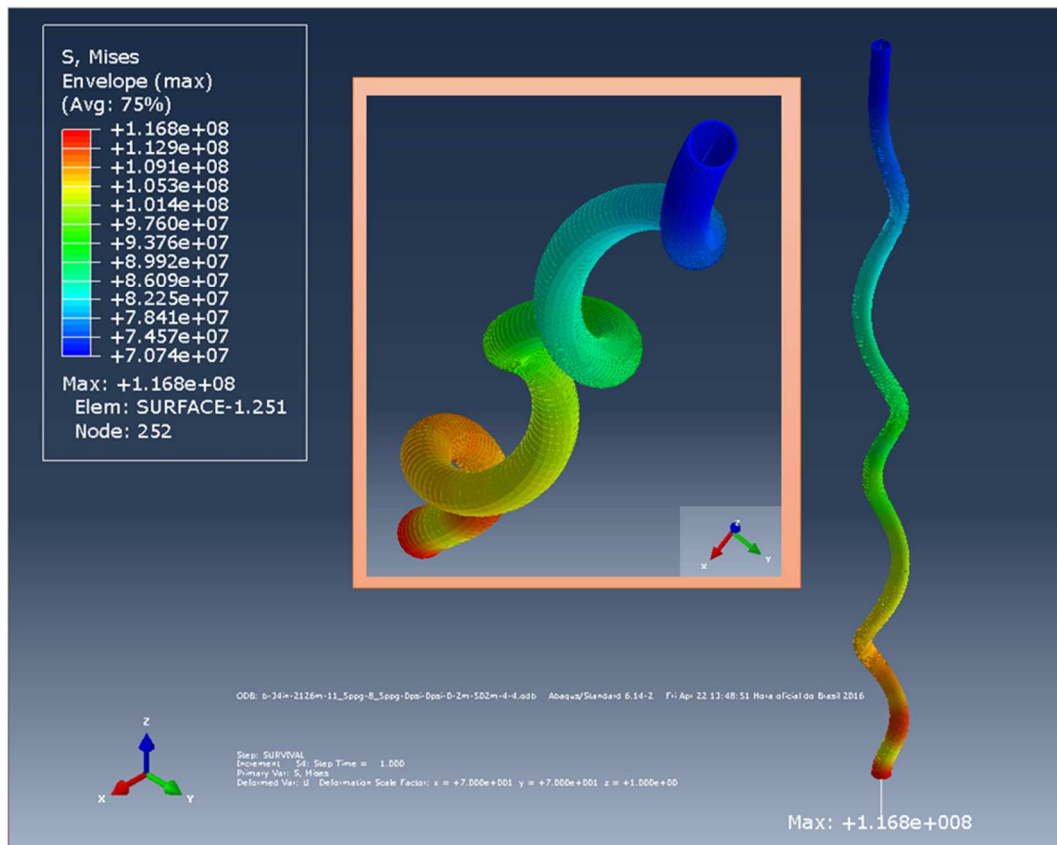


Figura 5.10: Revestimento de superfície deformado com aumento de escala no plano x-y de 70x ao final do carregamento de sobrevivência para o poço C Cimentado (unidades SI).

O revestimento que sofre a maior estricção no *drift* é o do poço A. Conforme é possível observar na Figura 5.11, os valores de máxima e mínima deformações radiais se dão no mesmo ponto e são $3,016\text{E-}4$ e $-1,573\text{E-}4$, respectivamente. Isso significa que a ovalização máxima da seção $4.590 \times 10^{-2} \%$. A perda de *drift* seria de cerca de $8.26\text{E-}3$ in, um valor irrelevante (menos de 0,2 mm).

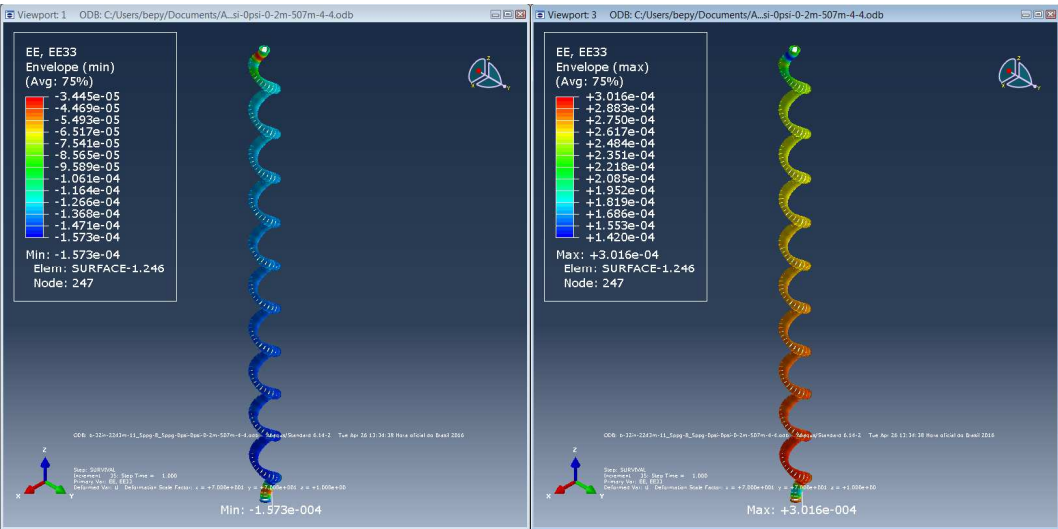


Figura 5.11: Deformação radial do revestimento de superfície deformado com aumento de escala no plano x-y de 70x ao final do carregamento de sobrevivência para o poço A Jateado.

Adotando-se o limite de 1,25 para o fator triaxial, todos os poços, ainda que haja flambagem helicoidal, estariam aptos ao seu emprego de injetores.

Deve-se atentar no entanto para os valores de deslocamentos que nos casos estudados passam de 0,5 m para todos os poços jateados.

Para concluir o estudo de caso, segue a , que compara em termos de tensões triaxiais os resultados obtidos por meio de análise numérica e o equacionamento analítico proposto. Isso demonstra que apesar de se tratar de um problema com muitas não linearidades (contato e conformação geométrica helicoidal, por exemplo), uma simples superposição de soluções analíticas é capaz de gerar excelentes resultados para fins de estudos voltados ao projeto de poços.

Poço	Início de Poço	Carregamento de Serviço		Carregamento de Sobrevivência	
		Fator Triaxial	Deslocamento SCPS (mm)	Fator Triaxial	Deslocamento SCPS (mm)
A	Jateado	1.34	588	1.28	627
B	Jateado	1.38	604	1.29	668
C	Jateado	1.44	552	1.36	600
A	Cimentado	5.25	34	5.24	37
B	Cimentado	5.17	34	5.15	37
C	Cimentado	5.29	92	4.13	134

6 Conclusão

6.1. Discussão de Resultados

As principais conclusões desse trabalho são:

- A solução analítica é bem aderente à solução numérica na faixa de interesse de carregamentos de serviço das colunas de revestimentos de superfície com longos trechos livres. A solução analítica é na verdade uma superposição de efeitos que podem ser lineares ou não, enquanto que a solução numérica envolve as não linearidades associadas ao contato entre a coluna de revestimento e a parede do poço.
- A superposição de soluções analíticas é sempre mais conservadora do que as soluções numéricas. Somando-se ao fato de que ambas são aderentes, pode-se concluir que a solução analítica pode ser utilizada para projetos de poços, uma vez que são de simples utilização.
- A metodologia desenvolvida para geração de resultados através de FEA é robusta pois converge com o uso de malhas menores que 3 m para comprimentos analisados maiores que 300 m.
- O método de Newton aliado ao controle adaptativo padrão do *Abaqus* foi suficiente para realização de todos os estudos. Ou seja, apesar de flambagem ser um fenômeno dinâmico, devido ao confinamento do tubo, as velocidades desenvolvidas pela estrutura são suficientemente pequenas para serem negligenciadas, o que possibilita a solução do problema de forma estática com uso de amortecimento viscoso artificial. Isso ficou demonstrado nas análises realizadas para o estado anterior ao qual a coluna de revestimento se encontra completamente no estado helicoidal. Deve ficar claro que o Método de Newton isoladamente não é capaz de solucionar o problema, uma vez que a matriz de rigidez do problema sempre fica negativa. O *Abaqus* registra quantos autovalores

são negativos e avisa ao usuário que esse é um fenômeno geralmente associado a pontos de bifurcação na solução.

- O controle energético, com a malha adequada, sempre fica abaixo do limite recomendado na literatura disponível, 5%. (SIMULIA - Dassault Systèmes, 2015) para a faixa de cargas de interesse. As simulações mostradas em Figura 4.29 e Figura 4.30 apresentam para as cargas iniciais um incremento mais agressivo para a energia artificial, mas a mesma se reduz a níveis aceitáveis com a evolução da simulação.
- A metodologia de impor imperfeições baseadas nos autovalores de flambagem da linha neutra em seu estado indeformado se mostrou efetiva. Todas as simulações realizadas apresentam uma transição senoidal-helicoidal, a despeito de terem sido impostas imperfeições ortogonais baseadas nos dois primeiros modos de flambagem.
- Foram obtidos de forma sistemática resultados que impunham a imperfeição apenas no primeiro modo de flambagem, o que transforma a linha neutra em uma senóide restrita a um plano. Até o momento, nenhum autor havia conseguido resultados sem imposição de imperfeições em mais de um plano. A solução demonstra sua robustez à medida que é capaz de sempre capturar a transição senoidal-helicoidal e ainda fornecer resultados convergentes conforme a seção 4.7.
- A solução analítica utilizada não é capaz de capturar os efeitos de pequenas cargas, uma vez que os termos de flambagem são acionados pelo simples fato de a força efetiva ser negativa. Para dimensionar revestimentos isso não faz diferença, uma vez que as cargas sempre serão elevadas. Apenas o próprio peso flutuado do BOP seria capaz de causar a completa flambagem helicoidal do revestimento para o mais rígido analisado (Figura 4.22). Em um cenário de início de poço jateado ou base torpedo, certamente haveria ruptura do solo com a consequente divisão de cargas entre a resistência residual do sistema solo-condutor e o revestimento de superfície.
- A solução em *FEA* é capaz de calcular o estado transitório entre a flambagem senoidal e helicoidal, o que pode ser aprofundado para aplicação da metodologia em colunas de perfuração.

- A fricção entre a coluna de revestimento e a parede do poço foi estudada e mostrou uma relação linear bem desenvolvida entre fator de atrito e o deslocamento do SCPS. Os resultados em tensões são muito ruidosos de modo que não foi possível delinear uma tendência. De um modo geral, ambos se desviam em menos de 10% da solução sem atrito, donde se conclui que para projetos, como estas são mais conservadoras, as formulações analíticas são mais adequadas para mitigação de incertezas operacionais. No caso de análises de falhas ou para confecção de *as-built*, o estudo numérico utilizando atrito poderia ser considerado.

6.2.

Recomendações e Trabalhos Futuros

As seguintes recomendações e oportunidades de trabalhos futuros são aconselháveis:

- O foco da dissertação foi no estudo acerca de flambagem em tubos de revestimento de superfície com foco nos critérios de falha dos mesmos, que são movimentação excessiva de SCPS e aparecimento de tensões maiores que as de escoamento. Pela magnitude de carregamentos aplicados, as tensões resultantes já são oriundas de modos de flambagem helicoidal. No entanto, como foi observado, a metodologia abre espaço para estudo de estados de flambagem intermediários entre senóides e hélices na coluna.
- A literatura afirma com dados experimentais comprobatórios (Saliés, 1994) que os tubos em poços verticais alcançam o estado helicoidal já após apenas o primeiro modo de flambagem helicoidal. No estudo realizado, há sistematicamente o aparecimento de modos de flambagem superiores para as menores cargas. Como as simulações impõem ao revestimento um estado de tensões resultante de sua instalação, cargas de pressões hidrostáticas que ativam a força efetiva negativa diferente ao longo da coluna, e ao fato de que as extremidades da coluna se encontram engastadas, um trabalho que estendesse o procedimento numérico a conformar com os experimentos já realizados e com novos experimentos envolvendo aplicação de pressão diferencial ao longo dos

tubulares seria valioso para uso de formulações em colunas de perfuração.

- Como a relação entre o fator de atrito e deslocamento de topo se mostrou linear, uma busca por expressão analítica com esse resultado seria possível. A solução em tensões poderia ser derivada da solução de deslocamentos, uma vez que o uso do diferencial desta ao longo do movimento do tubo e da lei constitutiva do material provavelmente gerariam uma solução em tensões.
- O uso da superposição das expressões analíticas propostas nessa dissertação se mostraram adequados para o dimensionamento de revestimentos com grandes trechos livres, o que satisfaz os anseios da frente operacional da indústria por estar lidando com conservadorismo aceitável, uma vez que a aderência entre as soluções é muito boa.
- O uso de *FEA* cabe aos estudos globais de análises de falhas ou *as-built* de poço na busca de detalhamento mais intenso das tensões e deslocamentos do SCPS em busca de validar o uso de um poço que já tenha sido construído mas tenha violado um dos critérios de falha quando avaliado pelas expressões analíticas.
- O código proposto realiza o cálculo de revestimentos combinados, o que prova que o procedimento pode mudar as seções que compõem a coluna analisada. Uma combinação de vários desses trechos podem representar a inserção de elementos como centralizadores em revestimentos, ou estabilizadores em colunas de perfuração. Para isso um trabalho de levantamento de parâmetros de engenharia poderia ser realizado para usar tais elementos como tubulares diferenciados em uma análise global aplicando-se o procedimento proposto.
- No caso de haver necessidade de estender o envelope de tensões e deslocamentos de SCPS por meio da consideração de atrito, faz-se necessário um aprofundamento no levantamento dos fatores de atrito com as diversas formações ou tubos aos quais os elementos estão expostos.
- Realização de estudos para a coluna de perfuração para levantamento de força crítica de flambagem e introdução de elementos de rigidez na

mesma, por exemplo, estabilizadores e conexões entre tubos de perfuração.

7. Referências Bibliográficas

API Recommended Practice 2A-WSD, 2000. *Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms - Working Stress Design*. 21nd Edition ed. s.l.:s.n.

Bathe, K., 1996. *Finite Element Procedures*. 1st Edition ed. s.l.:Prentice Hall.

Dawson, R. & Paslay, P., 1984. Drillpipe Buckling in Inclined Holes, SPE-11167-PA. *JPT36(10)*, pp. 1734-1738.

Dubina, D. & Ungureanu, V., 2014. Erosion of Interactive Buckling Load of Thin-walled Steel Bar Members. *Romanian Journal of Tecnhnical Sciences Applied Mechanics, Special Issue "Stability and Nonlinear Analysis of Steel Structures - Reasarch Advances*, January, p. Volume 59.

Gao, G. & Miska, S., 2008. Effects of Boundary Conditions and Friction on Static Buckling of Pipe in a Horizontal Well, SPE 111511. *IADC/SPE Drilling Conference, Orlando, FL, USA*, 4-6 March.

Hale, A. et al., 1995. Preliminary Report on Effectiveness of Different Lubricants on Wear and Friction Coefficients using Shale Medium, SPE 29424. *SPE/IADC Drilling Conference, Amsterdam*.

He, X., Halsey, G. & Kyllingstad, A., 1995. Interactions Between Torque and Helical Buckling in Drilling, SPE 30521. *SPE Annual Technical Conference, Dallas, TX*, 22-25 October.

Lubinski, A. & Logan, J., 1961. Helical Buckling of Tubing Sealed in Packers, SPE 178. *36th Annual Fall Meeting of SPE, Dallas, TX, USA*, 8-11 October.

Manikanta, P. et al., 2012. Computer Aided Design and Analysis of Ring Stiffened Cylindrical Shell for Underwater Applications. *IRACST - Engineering Science and Technology (ESTIJ)*, August, pp. Vol.2, No. 4.

Mitchell, R., 2002. Exact Analytical Solutions for Pipe Buckling in Vertical and Horizontal Wells, SPE-72079-PA. *SPEJ7(4)*, pp. 373-390.

Mitchell, R., 2002. New Buckling Solutions for Extended Reach Wells, SPE 74566. *IADC/SPE Drilling Conference, Dalas, TX*, 26-28 February.

- Mitchell, R., 2008. Tubing Buckling - The State of the Art, SPE 10426. *SPE Drilling & Completion Journal*, December.
- Mitchell, R., 2009. Fluid Momentum Balance Defines the Effective Force, SPE 119954-MS. *SPE/IADC Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands*, 17-19 March.
- Nogueira, E., Borges, A., Junior, C. & Machado, R., 2005. Torpedo Base - A New Conductor Installation Process. *Offshore Technology Conference, Houston, TX, USA.*, 2-5 May.
- Quigley, M., 1989. Advanced Technology for Laboratory Measurements of Drilling Fluid Friction Coefficient, SPE 19537. *64th Annual Technical Conference and Exhibition of the Society of Petroleum Engineers, San Antonio, TX*, 8-11 October.
- Saliés, J., 1994. *Experimental Study and Mathematical Modeling of Helical Buckling of Tubulars in Inclined Wellbores*, s.l.: University of Tulsa.
- SIMULIA - Dassault Systèmes, 2009. Helical Buckling of Coiled Tubing in Directional Oil Wellbores, TB-09-HB-1. *Abaqus Technology Brief*, March.
- SIMULIA - Dassault Systèmes, 2015. *1.2.6 Buckling of an imperfection-sensitive cylindrical shell*. s.l.:s.n.
- SIMULIA - Dassault Systèmes, 2015. *Abaqus Documentation*. s.l.:s.n.
- Timoshenko, S. & Gere, J., 1961. *Theory of Elastic Stability*. New York: McGraw-Hill.
- Xiuquan, L. et al., 2014. Multistring Analysis of wellhead movement and uncemented casing strength in offshore oil and gas wells. *Pet Sci.(2014)11*, pp. 131-138.
- Zamora, M., Roy, S., Slater, K. & Troncoso, J., 2013. Study on the Volumetric Behavior of Base Oils, Brines, and Drilling Fluids Under Extreme Temperatures an Pressures. *SPE Drilling & Completion*, 8 Setembro, pp. 278-288.

Apêndice A – Códigos computacionais

A.1.

Modelagem de flambagem

```
# -*- coding: mbcs -*-
```

```
def CreateSteel(model, steelName, yieldStress):
```

```
    steel=[]
```

```
    for i in range(len(steelName)):
```

```
        try:
```

```
            mat=model.materials[steelName[i]]
```

```
        except KeyError:
```

```
            mat=model.Material(name=steelName[i])
```

```
            model.materials[steelName[i]].Elastic(table=((3.e7*6894.757, 0.3), ))
```

```
            model.materials[steelName[i]].Density(table=((7850., ), ))
```

```
            if yieldStress[i] > 0.:
```

```
                model.materials[steelName[i]].Plastic(table=((yieldStress[i]*6894.757,
0.0), ))
```

```
            steel.append(mat)
```

```
    return steel
```

```
def CreatePipeSection(model, steel, diam, thick):
```

```
    sec=[]
```

```
    for i in range(len(steel)):
```

```
        prfName='prf_'+ repr(diam[i])+ 'x' +repr(thick[i])+ 'in'
```

```
        try:
```

```
            prf=model.profiles[prfName]
```

```
        except KeyError:
```

```
            prf=model.PipeProfile(name=prfName, r=diam[i]/2*25.4/1000,
```

```
                t=thick[i]*25.4/1000, formulation=THICK_WALL)
```

```
            secName='sec_'+repr(diam[i])+ 'x' +repr(thick[i])+ 'in_'+steel[i].name
```

```
            sec.append(model.BeamSection(name=secName,
```

```

        integration=DURING_ANALYSIS, poissonRatio=0.0, profile=prfName,
        material=steel[i].name, temperatureVar=LINEAR,
consistentMassMatrix=False))

    return sec

```

```

def CreatePart(model, partName, length, sec):
    s=model.ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
    s.setPrimaryObject(option=STANDALONE)
    s.Line(point1=(0.0, 0.0), point2=(0.0, -sum(length)))
    p=model.Part(name=partName, dimensionality=THREE_D,
type=DEFORMABLE_BODY)
    p=model.parts[partName]
    p.BaseWire(sketch=s)
    s.unsetPrimaryObject()
    del model.sketches['__profile__']

    for i in range(len(length)):
        if i < (len(length)-1):
            p.PartitionEdgeByParam(edges=p.edges[i],
parameter=length[i]/sum(length[i:]))
            body=p.Set(edges=p.edges[i:i+1], name='body-'+repr(i))
            p.SectionAssignment(region=body, sectionName=sec[i].name, offset=0.0,
offsetType=MIDDLE_SURFACE, offsetField="",
thicknessAssignment=FROM_SECTION)
            p.assignBeamSectionOrientation(region=body, method=N1_COSINES,
n1=(0.0, 0.0, -1.0))
            p.Set(vertices=p.vertices[0:1], name='wellhead')
            p.Set(vertices=p.vertices[len(p.vertices)-1:len(p.vertices)], name='bot')
    return p

```

```

def CreateSurfPart(model, surfLength, surfSec, toc, lda):

```

#Apenas o revestimento livre se torna tubo na simulação, os tubos no cimento são colocados no modelo como força concentrada

#Retorna a surfPart e peso flutuado em Newtons com o sentido positivo para baixo (tração do tubo)

```
surfLengthFree=[]
```

```
surfLengthStuck=[]
```

```
freeRev=toc-lda
```

```
stuckRev=sum(surfLength) - freeRev
```

```
for i in range(len(surfLength)):
```

#se o teste abaixo for verdadeiro, significa que o toc está abaixo da mudança de tipo de tubo ao longo do poço

```
if freeRev <= surfLength[i]:
```

```
    surfLengthFree.append(freeRev)
```

```
    break
```

```
else:
```

```
    surfLengthFree.append(surfLength[i])
```

```
    freeRev=freeRev-surfLength[i]
```

```
surfLengthFree=array(surfLengthFree)
```

```
surfPart=CreatePart(model, 'surface', surfLengthFree,
```

```
surfSec[0:len(surfLengthFree)])
```

#Array de comprimentos cimentados

```
for i in range(len(surfLength)-1, -1, -1):
```

#se o teste abaixo for verdadeiro, significa que o toc está abaixo da mudança de tipo de tubo ao longo do poço

```
if stuckRev <= surfLength[i]:
```

```
    surfLengthStuck.append(stuckRev)
```

```
    break
```

```
else:
```

```
    surfLengthStuck.append(surfLength[i])
```

```
    stuckRev=stuckRev-surfLength[i]
```

```
surfLengthStuck=array(surfLengthStuck)
```

#Peso flutuado por cimento do revestimento dentro do TOC

```
j=len(surfSec)-1
```

```
for i in range(len(surfLengthStuck)-1, -1, -1):
```

```

r=model.profiles[surfSec[j].profile].r
t=model.profiles[surfSec[j].profile].t
area=pi*(r**2-(r-t)**2) #área de aço
vol=area*surfLengthStuck[i] #volume de aço
density=model.materials[surfSec[j].material].density.table[0][0]
weight=gravity*vol*density #peso de aço
if i==len(surfLengthStuck)-1:
    depth=lda+sum(surfLength)
    iPress=pi*((r-t)**2)*GetPressure(depth, seaWater)
    oPress=pi*r**2*(GetPressure(toc, seaWater)+GetPressure(depth-toc,
surfCement)) #coluna de água+coluna de cimento
    flWeight=weight-oPress+iPress
else:
    depth=depth-surfLengthStuck[i+1]
    oldR=model.profiles[surfSec[j+1].profile].r
    oldT=model.profiles[surfSec[j+1].profile].t
    #convenção de diferença de área entre seções de revestimento para
possibilitar o sentido de força positivo para baixo
    deltaOutArea=pi*(oldR**2-r**2)
    deltaInArea=pi*((r-t)**2-(oldR-oldT)**2)
    iPress=deltaInArea*GetPressure(depth, seaWater)
    if depth>toc:
        oPress=deltaOutArea*(GetPressure(toc, seaWater)+GetPressure(depth-
toc, surfCement)) #coluna de água+coluna de cimento
    else:
        oPress=deltaOutArea*GetPressure(toc, seaWater)
    flWeight=flWeight+weight+iPress+oPress

j=j-1
return [surfPart,flWeight]

def GetPressure(depth, pf):
    #Arguments: depth em metros, pf em ppg
    #Output: pressão em Pa

```

```
return 0.1706*depth*pf*6894.757
```

```
def MeshPipe(p, size):
```

```
    p.deleteMesh()
```

```
    p.seedPart(size=size, deviationFactor=0.1, minSizeFactor=0.1)
```

```
    elemType=mesh.ElemType(elemCode=PIPE31, elemLibrary=STANDARD)
```

```
    p.setElementType(regions=(p.edges[0:len(p.edges)], ), elemTypes=(elemType,
))
```

```
    p.seedPart(size=size, deviationFactor=0.1, minSizeFactor=0.1)
```

```
    p.generateMesh()
```

```
    return -1
```

```
def GetBlockPosition(model, blockPrefix, num):
```

```
    if blockPrefix == "":
```

```
        return len(model.keywordBlock.sieBlocks)-1
```

```
    pos=0
```

```
    counter=0
```

```
    for block in model.keywordBlock.sieBlocks:
```

```
        if block[0:len(blockPrefix)].lower()==blockPrefix.lower():
```

```
            counter=counter+1
```

```
            if counter==num:
```

```
                return pos
```

```
        pos=pos+1
```

```
    return -1
```

```
# po (rhoo): peso específico do fluido externo
```

```
# pi (rhoi): peso específico do fluido interno
```

```
# ΔPo (DeltaPo): incremento externo por ABP
```

```
# ΔPin (DeltaPi): incremento interno por ABP
```

```
# lda: lâmina d'água
```

```
# Ftopo: Força aplicada no topo do revestimento
```

```
# w: peso linear do revestimento no ar
```

```
# Pi: pressão interna
```

```
# Ai: área interna
```



```

# Po: pressão externa
# Ao: área externa
# I: momento de inércia do tubo
# r: folga radial
def Lubinski(csgLength, lda, rhoO, rhoI, DeltaPo, DeltaPi, w, Ftopo, OD, ID,
wellbore, Fpress):

    if len(Ftopo) == 0:
        return array([])

    h=csgLength

    #Geral.....
    Po=0.1706*rhoO*(lda+h)+DeltaPo
    Pi=0.1706*rhoI*(lda+h)+DeltaPi
    Fn=Ftopo+w*h/.3048
    Ao=pi/4.*OD**2
    Ai=pi/4.*ID**2
    A=Ao-Ai
    Fef=-Fn-Pi*Ai+Po*Ao
    I=(1/64.)*pi*(-ID**4+OD**4)
    r=(wellbore - OD)/2.
    E=3.e7
    poisson=.3
    #deslocamento.....
    gamaEff=w/.3048+(-rhoO*Ao+rhoI*Ai)/0.003785*0.000645 #lbf/m
    zLN=-Fef/gamaEff #m
    keq=E*A/csgLength # lbf/m
    PoTop=0.1706*rhoO*lda+DeltaPo
    PiTop=0.1706*rhoI*lda+DeltaPi
    dPoTop=PoTop-0.1706*8.5*lda
    dPiTop=PiTop-0.1706*8.5*lda
    dPo=Po-0.1706*8.5*lda
    dPi=Pi-0.1706*8.5*lda

```

$$dPo_avg=(dPoTop+dPo)/2.$$

$$dPi_avg=(dPiTop+dPi)/2.$$

#tensões.....

#tensão axial de dobramento (Lubinski)

$$\sigma_{Bo}=OD*r*F_{ef}/(4.*I)$$

$$\sigma_{Bi}=ID*r*F_{ef}/(4.*I)$$

#tensão axial: hooke de Ftopo e de delta Press

$$\sigma_A=-F_n/A - F_{press}/A$$

#tensões axiais totais (superposição de tensões)

$$\sigma_{Ao}=\sigma_A+\sigma_{Bo}$$

$$\sigma_{Ai}=\sigma_A+\sigma_{Bi}$$

#tensões radiais (Lamé)

$$\sigma_{Ro}=-P_o$$

$$\sigma_{Ri}=-P_i$$

#tensões tangenciais (Lamé)

$$C1=(P_i*ID^{**2}-P_o*OD^{**2})/(-ID^{**2}+OD^{**2})$$

$$C2=(P_i-P_o)*ID^{**2}*OD^{**2}/(4.*(-ID^{**2}+OD^{**2}))$$

$$\sigma_{To}=C1+C2/((1/2.)*OD)^{**2}$$

$$\sigma_{Ti}=C1+C2/((1/2.)*ID)^{**2}$$

#Von Mises

$$misesO=VonMises(\sigma_{Ao}, \sigma_{To}, \sigma_{Ro})$$

$$misesI=VonMises(\sigma_{Ai}, \sigma_{Ti}, \sigma_{Ri})$$

$$\sigma=zeros((7,len(F_{topo})))$$

$$\sigma[0,:]=misesO>=misesI$$

$$\sigma[1,:]=((misesO>=misesI)+(misesO<misesI))*\sigma_A$$

$$\sigma[2,:]=((misesO>=misesI)*\sigma_{Bo}+(misesO<misesI)*\sigma_{Bi})$$

$$\sigma[3,:]=((misesO>=misesI)*\sigma_{Ao}+(misesO<misesI)*\sigma_{Ai})$$

```

sigma[4,:]=((misesO>=misesI)*sigmaTo+(misesO<misesI)*sigmaTi)
sigma[5,:]=((misesO>=misesI)*sigmaRo+(misesO<misesI)*sigmaRi)
sigma[6,:]=((misesO>=misesI)*misesO+(misesO<misesI)*misesI)

#deslocamento.....

#delta lei de Hooke
uh=Ftopo/keq + Fpress/keq

#delta de flambagem
ufl=r**2*Fef**2/(8*E*I*gamaEff)*((zLN >= csgLength)*csgLength/zLN*(2-
csgLength/zLN) + \
    (0 < zLN)*(zLN < csgLength))

#delta de balloning
ub=-2*poisson*csgLength/(E*A)*(dPo_avg*Ao-
dPi_avg*Ai)+zeros((len(Ftopo)))

u=zeros((4,len(Ftopo)))
u[0,:]=uh
u[1,:]=ufl
u[2,:]=ub
u[3,:]=uh+ufl+ub

return (sigma,u)

def VonMises(sigmaA, sigmaT, sigmaR):
    mises=sqrt(1/2.*((sigmaT-sigmaA)**2+(sigmaT-sigmaR)**2+(sigmaR-
sigmaA)**2))
    return mises

def PostProcessAbaqus(job, pipeName, label, apbInt):
    #Verificar se o tubo se enroscou no pogo e computar valores
    odb=openOdb(path=job.name+'.odb')

```

```

if job.status != COMPLETED:
    odb.close()
    return array([])

inst=odb.rootAssembly.instances[pipeName.upper()+'-1']
itts=odb.steps.values()[-1].frames[-
1].fieldOutputs['S'].getSubset(region=inst.elementSets['CSG_ITTS']).values
displacements=odb.steps.values()[-1].frames[-
1].fieldOutputs['U'].getSubset(region=inst.nodeSets['BODY-0']).values
bendings=odb.steps.values()[-1].frames[-
1].fieldOutputs['SM'].getSubset(region=inst.elementSets['BODY-0']).values
nodes=inst.nodeSets['BODY-0'].nodes

print 'Static for '+job.name+' begins!'
k=0
line=""
control=0.
label_=job.name+';'+repr(job.status)+';'+label
for itt in itt:
    normal=itt.data[0]*0.224809 #N->lbf
    if k == len(bendings):
        bending=sqrt(bendings[k-1].data[0]**2+bendings[k-
1].data[1]**2)*0.224809/.3048 #N.m->lbf.ft
    else:

bending=sqrt(bendings[k].data[0]**2+bendings[k].data[1]**2)*0.224809/.3048
#N.m->lbf.ft

x=nodes[k].coordinates[0]+displacements[k].data[0]
y=nodes[k].coordinates[1]+displacements[k].data[1]
z=nodes[k].coordinates[2]+displacements[k].data[2]

line=line+label_+';'+repr(x)+';'+repr(y)+';'+repr(z)+';'+repr(normal)+';'+repr(bendi
ng)+'\n'

```

```

        control=control+normal
        k=k+1
    if control <= 0.:
        odb.close()
        return array([])
    file=open('static.csv','a')
    file.write(line)
    file.close()
    print 'Static for '+job.name+' done!'

```

```

#colher dados historicos
allies=session.XYDataFromHistory(name='ALLIE',                odb=odb,
outputVariableName='Internal energy: ALLIE for Whole Model', )
allsds=session.XYDataFromHistory(name='ALLSD',                odb=odb,
outputVariableName='Static dissipation (stabilization): ALLSD for Whole
Model', )
u3s=session.XYDataFromHistory(name='U3',                      odb=odb,
outputVariableName='Spatial displacement: U3 PI: SURFACE-1 Node 1 in
NSET WELLHEAD', )
rf3s=session.XYDataFromHistory(name='RF3',                    odb=odb,
outputVariableName='Reaction force: RF3 PI: SURFACE-1 Node 1 in NSET
WELLHEAD', )
resF=[]
resP=[]

```

```

elemset=inst.elementSets['BODY-0']
region=" in the element set : "+elemset.name

```

```

print 'History for '+job.name+' begins!'
counter=0
line=""
k=0
for step in odb.steps.values():
    for frame in step.frames:

```

```

time=float(frame.description.split('=')[1])

maxMises=-0.1
maxElem=0
maxStep="_None_"
maxFrame=-1
stressSet=frame.fieldOutputs['S'].getSubset(region=elemset)
for stressValue in stressSet.values:
    if (stressValue.mises > maxMises):
        maxMises=stressValue.mises
        maxElem=stressValue.elementLabel
        s11=stressValue.data[0] *0.000145 #Pa->psi
        s22=stressValue.data[1] *0.000145 #Pa->psi
        s33=stressValue.data[2] *0.000145 #Pa->psi
        s12=stressValue.data[3] *0.000145 #Pa->psi
        sectPoint=stressValue.sectionPoint.number
        desc=stressValue.sectionPoint.description

```

```

coordinate=(inst.getNodeFromLabel(inst.getElementFromLabel(maxElem).connectivity[0]).coordinates+\

```

```

inst.getNodeFromLabel(inst.getElementFromLabel(stressValue.elementLabel).connectivity[1]).coordinates)/2.

```

```

allie=allies[k][1]
allsd=alllds[k][1]
if allie > 0:
    percAll=alllds[k][1]/allies[k][1]*100.
else:
    percAll=0.
u3=-u3s[k][1]*1000. #m->mm
rf3=-rf3s[k][1]*0.224809 #N->lbf
maxMises=maxMises *0.000145 #Pa->psi
#hard coded para incluir o passo de APB

```

```

if step.name == 'APB':
    press=apbInt*time #já está em psi
else:
    press=0.
if rf3 > 0. and u3 > 0.:
    if dU3 > 0.:

line=line+label_+';'+repr(time+counter)+';'+repr(allie)+';'+repr(allsd)+';'+repr(per
cAll)+';'+repr(u3-dU3)+';'+repr(rf3)+';'+repr(press)+';\'

+repr(maxMises)+';'+repr(s11)+';'+repr(s22)+';'+repr(s33)+';'+repr(s12)+';'+repr(s
ectPoint)+';\'

+desc+';'+repr(coordinate[0])+';'+repr(coordinate[1])+';'+repr(coordinate[2])+'\n'
    else:
        u3Prev=-u3s[k-1][1]*1000. #m->mm
        rf3Prev=-rf3s[k-1][1]*0.224809 #N->lbf
        dU3=(rf3*u3Prev-rf3Prev*u3)/(rf3-rf3Prev)

    if rf3 > 0. and u3 > 0.:
        resF.append(rf3)
        resP.append(press)

    k=k+1

counter=counter+1

file=open('history.csv','a')
file.write(line)
file.close()
print 'History for '+job.name+' done!'

odb.close()

```

```
return (resF, resP)
```

```
def PostProcessLubinski(lubinski, name, label, Ftopo, DeltaPi, depth):
```

```
    if len(lubinski) == 0:
```

```
        return -1
```

```
    print 'History for Lubinski '+name+' begins!'
```

```
    label_=name+';Lubinski;'+label+';0;0;0;0'
```

```
    sigma=lubinski[0]
```

```
    u=lubinski[1]
```

```
    line=""
```

```
    for i in range(len(sigma[0,:])):
```

```
        if sigma[0,i] == 1:
```

```
            aux='fibra externa'
```

```
        else:
```

```
            aux='fibra interna'
```

```
    line=line+label_+';'+repr(u[3,i]*1000.)+';'+repr(Ftopo[i])+';'+repr(DeltaPi[i])+';'+r  
repr(sigma[6,i])+';'+repr(sigma[3,i])+';'+\
```

```
        repr(sigma[4,i])+';'+repr(sigma[5,i])+';0;0;'+aux+';0;0;'+repr(depth)+'\n'
```

```
    file=open('history.csv','a')
```

```
    file.write(line)
```

```
    file.close()
```

```
    print 'History for Lubinski '+name+' done!'
```

```
    return -1
```

```
from abaqus import *
```

```
from abaqusConstants import *
```

```
from odbAccess import *
```

```
from numpy import *
```

```
from numpy.linalg import *
```



```

import section
import regionToolset
import displayGroupMdbToolset as dgm
import part
import material
import assembly
import step
import interaction
import load
import mesh
import optimization
import job
import sketch
import visualization
import xyPlot
import displayGroupOdbToolset as dgo
import connectorBehavior

```

```
##inputs
```

```
#=====
```

```
=====
```

```
#Geral.....
```

```
lda=2000. #m
```

```
seaWater=8.5 #ppg
```

```
gravity=9.81 #m/s2
```

```
#Mesh
```

```
minSize=array([2., 1.])
```

```
#Superfície.....
```

```
#Material
```

```
surfMatName=['X-70']
```

```
surfMatYield=array([70000.]) #psi
```

#Casing

surfOD=array([20.]) #in

surfThick=array([1.]) #in

surfLength=array([500.01]) #m

mudWeight=array([8.5, 9., 9.5, 10., 10.5, 11., 11.5]) #ppg peso da lama

#Pressões

apbInt=0. #psi

apbExt=0. #psi

#Cimento

surfCement=16.2 #ppg

#poço

toc=array(range(2400, 2850, 50)) #m profundidade medida

#Poço.....

#Material

wellMatName=['well-rigid']

wellMatYield=array([0.]) #psi

friction=array([0.])

#Bore

wellBore=array([26., 28., 30., 32., 34., 36.]) #in

wellThick=array([1.]) #in

#cargas de teste.....

axial=700. #mm

imperfectionMode1=array([5.]) #razão de imperfeição no modo de flambagem

linear 1 clearance

imperfectionMode4=array([5.]) #razão de imperfeição no modo de flambagem linear 1 clearance

```
#Files.....
sFile=open('static.csv','w')
hFile=open('history.csv','w')
sFile.write('Simulation;Status;Bore (in);Fric;Elem Size (m);Free Casing (m);x
(m);y (m);z (m);Normal (lbf);Momento (lbf.ft)\n')
hFile.write('Simulation;Status;Bore (in);LDA (m);Peso Fluido Int (ppg);Peso
Fluido Ext (ppg);Total APB Int (psi);Total APB Ext (psi);Fric;Elem Size (m);Free
Casing (m);Time (s);ALLIE;ALLSD;%Energia Artificial;WellHead Move (m);\
Force (lbf);ABP Int (psi);Von Mises (psi);Axial stress (psi);Hoop stress
(psi);Radial stress (psi);Shear stress caused by torsion (psi);\
Section Point;Description;x (m);y (m);z (m)\n')

sFile.close()
hFile.close()

for minSize_ in minSize:
    for wellBore_ in wellBore:
        for toc_ in toc:
            for mudWeight_ in mudWeight:
                toc_=float(toc_)
                surfLength=array([toc_+0.01])
                wellLength=array([toc_-lda])
                friction_=friction[0]
                od=surfOD[0]*25.4/1000
                id=od-2*surfThick[0]*25.4/1000
                bore=wellBore_*25.4/1000
                imperfectionMode1_=(bore-od)/2.*imperfectionMode1[0]/100.
                imperfectionMode4_=(bore-od)/2.*imperfectionMode4[0]/100.
                OD=surfOD[0] #in
                ID=surfOD[0] - 2*surfThick[0] #in
```

```

label=repr(wellBore_)+ 'in;' +repr(lda)+ 'm;' +repr(mudWeight_)+ 'ppg;' +repr(seaWa
ter)+ 'ppg;' +repr(apbInt)+ 'psi;' +repr(apbExt)+ \
    'psi;' +repr(friction_)+ ';' +repr(minSize_)+ 'm;' +repr(toc_-lda)+ 'm'
label=label.replace('.0', '').replace('.', ',')

#=====

=====

#create model
Mdb()
mdb.models.changeKey(fromName='Model-1',
toName='linear_buckling')
lb=mdb.models['linear_buckling']

#materials
wellMat=CreateSteel(lb, wellMatName, wellMatYield)
surfSteel=CreateSteel(lb, surfMatName, surfMatYield)

#sections
wellSec=CreatePipeSection(lb, wellMat, array(wellBore_+wellThick),
wellThick)
surfSec=CreatePipeSection(lb, surfSteel, surfOD, surfThick)

#parts
wellPart=CreatePart(lb, 'well', wellLength, wellSec)
[surfPart, flWeight]=CreateSurfPart(lb, surfLength, surfSec, toc_, lda)
flWeight=0. #apenas p/ comparar com Lubisnky

#Assembly
a=lb.rootAssembly
a.DatumCsysByDefault(CARTESIAN)
wellInst=a.Instance(name=wellPart.name+'-1', part=wellPart,
dependent=ON)

```

```
surfInst=a.Instance(name=surfPart.name+'-1',          part=surfPart,
dependent=ON)
```

```
a.rotate(instanceList=(wellInst.name, surfInst.name), axisPoint=(0.0,
0.0, 0.0),
```

```
axisDirection=(1.0, 0.0, 0.0), angle=90.0)
```

#Steps: n steps para cada etapa de uso do revestimento de acordo com slides Henrique

#Instalação revestimento de Superfície

```
lb.StaticStep(name='INST-01', previous='Initial',
description='Hidrostática água do mar e fluido interno',
maxNumInc=100, initialInc=1, minInc=1e-5, maxInc=1.0, nlgeom=ON)
```

```
lb.StaticStep(name='INST-02', previous='INST-01',
description='Resultante do Peso flutuado do trecho cimentado (antes
da pega) + Compensação por ser tubo fechado (PIPE Abaqus)',
maxNumInc=100, initialInc=1, minInc=1e-5, maxInc=1.0,
nlgeom=ON)
```

```
lb.StaticStep(name='INST-03', previous='INST-02',
description='Peso próprio (gravidade)', maxNumInc=100,
initialInc=1, minInc=1e-5, maxInc=1.0, nlgeom=ON)
```

#Linear Buckling

```
lb.BuckleStep(name='linear_buckling',          previous='INST-03',
numEigen=4, vectors=8, maxIterations=100)
```

#Outputs

```
lb.fieldOutputRequests['F-Output-1'].setValues(variables=(
'S', 'PE', 'PEEQ', 'PEMAG', 'LE', 'U', 'RF', 'CF', 'SF', 'ESF1',
'CSTRESS', 'CDISP'))
```

```
lb.fieldOutputRequests['F-Output-1'].setValues(
sectionPoints=(1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 14, 15, 16, 17,
18, 19, 20, 21, 22, 23, 24))
```

```
lb.HistoryOutputRequest(name='WELLHEAD',
createStepName='INST-01', variables=('U3', 'CF3', 'RF3'),
```

```

        region=surfInst.sets['wellhead'],          sectionPoints=DEFAULT,
rebar=EXCLUDE)

    lb.HistoryOutputRequest(name='TOC',
        createStepName='INST-01', variables=('U3', 'CF3', 'RF3'),
        region=surfInst.sets['bot'],          sectionPoints=DEFAULT,
rebar=EXCLUDE)

```

```

#Constraints

```

```

aux=lb.rootAssembly.ReferencePoint(point=(0.0, 0.0, 0.0))

```

```

wellheadRP=regionToolset.Region(referencePoints=(a.referencePoints[6], ))

```

```

region=regionToolset.Region(edges=wellInst.edges[0:len(wellInst.edges)])

```

```

    lb.RigidBody(name='rigid',          refPointRegion=wellheadRP,
bodyRegion=region)

```

```

#Loads & BCs

```

```

#0: Initial

```

```

    lb.EncastreBC(name='rigid',          createStepName='Initial',
region=wellheadRP, localCsys=None)

```

```

    lb.DisplacementBC(name='wellhead', createStepName='Initial',
        region=surfInst.sets['wellhead'], u1=SET, u2=SET, u3=SET,
ur1=SET, ur2=SET, ur3=SET,
        amplitude=UNSET, distributionType=UNIFORM, fieldName="",
localCsys=None)

```

```

    lb.DisplacementBC(name='toc-1', createStepName='Initial',
        region=surfInst.sets['bot'], u1=SET, u2=SET, u3=SET, ur1=SET,
ur2=SET, ur3=SET,
        amplitude=UNSET, distributionType=UNIFORM, fieldName="",
localCsys=None)

```

O caso base sempre é construído com o revestiment mergulhado no mar, pois a troca de fluido ocorre apenas após instalação do BOP

```

toc_hydro_press=GetPressure(toc_, seaWater)

```

hydroComp=toc_hydro_press*pi/4.*(od**2.-id**2.) #força de
compensação do elemento PIPE31 (o tubo é fechado)

#1: Instalação revestimento de Superfície

lb.PipePressure(name='external_sea_hydro',
createStepName='INST-01', region=surfInst.sets['body-0'],
side=EXTERNAL, diameter=od,
distributionType=HYDROSTATIC, field="",
magnitude=toc_hydro_press,

amplitude=UNSET, hZero=lda, hReference=-toc_+lda)

lb.PipePressure(name='internal_sea_hydro',
createStepName='INST-01', region=surfInst.sets['body-0'],
side=INTERNAL, diameter=id,
distributionType=HYDROSTATIC, field="",
magnitude=toc_hydro_press,

amplitude=UNSET, hZero=lda, hReference=-toc_+lda)

lb.ConcentratedForce(name='resultant',
createStepName='INST-02', region=surfInst.sets['bot'], cf3=-
flWeight-hydroComp,
distributionType=UNIFORM, field="", localCsys=None)

lb.Gravity(name='gravity',
createStepName='INST-03', comp3=-gravity,
distributionType=UNIFORM, field="")

lb.boundaryConditions['toc-1'].deactivate('INST-02')

#Linear Buckling

lb.ConcentratedForce(name='perturbation',
createStepName='linear_buckling', region=surfInst.sets['bot'],
cf3=1.0,
distributionType=UNIFORM, field="", localCsys=None)

#Mesh

MeshPipe(surfPart,minSize_)

MeshPipe(wellPart,minSize_)

```

#Ajustes no Buckling Model
b=mdb.Model(name='buckling',
objectToCopy=mdb.models['linear_buckling'])
del b.steps['linear_buckling']
b.StaticStep(name='INST-04', previous='INST-03', description='Ajuste
de CCs: toc')
if seaWater != mudWeight_:
    #agora pode ser adicionada uma carga relativa ao peso do BOP e
    trocado o peso de fluido.
    #para esse código, optou-se apenas por trocar o fluido
    b.StaticStep(name='BOP-1', previous='INST-04', description='Troca
    de fluido no interior do revestimento')
    toc_add_mud_press=GetPressure(toc_, mudWeight_-seaWater)
    b.PipePressure(name='internal_additional_mud',
        createStepName='BOP-1',          region=surfInst.sets['body-0'],
side=INTERNAL, diameter=id,
        distributionType=HYDROSTATIC,          field="",
magnitudo=toc_add_mud_press,
        amplitude=UNSET, hZero=lda, hReference=-toc_+lda)
    lastStep='BOP-1'
else:
    lastStep='INST-04'
b.StaticStep(name='AXIAL', previous=lastStep,
    stabilizationMagnitude=0.0002,
    stabilizationMethod=DISSIPATED_ENERGY_FRACTION,
    continueDampingFactors=False, adaptiveDampingRatio=0.05,
    initialInc=0.1, minInc=1e-12)
b.DisplacementBC(name='toc-2', createStepName='INST-04',
    region=surfInst.sets['bot'], u1=SET, u2=SET, u3=SET, ur1=SET,
ur2=SET, ur3=SET,
    amplitude=UNSET, fixed=ON, distributionType=UNIFORM,
fieldName="",
    localCsys=None)

```



```

b.boundaryConditions['wellhead'].setValuesInStep(stepName='AXIAL',
u3=-axial/1000.)
if apbInt > 0.:
    b.StaticStep(name='APB', previous='AXIAL',
        description='APB interna ao revestimento',
        stabilizationMagnitude=0.0002,
        stabilizationMethod=DISSIPATED_ENERGY_FRACTION,
        continueDampingFactors=False, adaptiveDampingRatio=0.05,
        initialInc=0.1, minInc=1e-12)
    b.PipePressure(name='internal_APB', createStepName='APB',
        region=surfInst.sets['body-0'], side=INTERNAL, diameter=id,
        distributionType=UNIFORM, field="",
magnitude=apbInt/0.000145,
        amplitude=UNSET)

```

#keywords nos dois modelos-----

```

-----
        ittsPart='*Element,                type=ITT31\n10001,                1\n*Elgen,
elset=csg_ITTs\n10001,                '+repr(len(surfPart.nodes))+'\n*Interface,
elset=csg_ITTs\n'+repr((bore-od)/2.)+', \n'
        ittsPart=ittsPart+'*Friction\n'+repr(friction_)+', \n'
        ittsAssembly='*Slideline,                elset='+surfPart.name+'-1.csg_ITTs,
type=linear, SMOOTH=0.5, EXTENSION_ZONE=0.2, generate\nwell-1.1, well-
1.'+repr(len(wellPart.nodes))+', 1'

```

```

        imperfections='*Imperfection,                file='+lb-'+label.replace(';',' '-
).replace(' ','_')+',                step='+repr(len(lb.steps)-1)+'\n1,
'+repr(imperfectionMode1_)+'\n'
        imperfections=imperfections+'4, '+repr(imperfectionMode4_)

```

#inserção de keywords

```

lb.keywordBlock.synchVersions(storeNodesAndElements=True)
lb.keywordBlock.insert(GetBlockPosition(lb, '*End Part', 1)-1, ittsPart)

```

```
lb.keywordBlock.insert(GetBlockPosition(lb, '*End Assembly', 1)-1,
ittsAssembly)
```

```
lb.keywordBlock.insert(GetBlockPosition(lb, '*End Step', len(lb.steps)-
1)-1, '*Node File\nU,')
```

```
b.keywordBlock.synchVersions(storeNodesAndElements=True)
```

```
b.keywordBlock.insert(GetBlockPosition(b, '*End Part', 1)-1, ittPart)
```

```
b.keywordBlock.insert(GetBlockPosition(b, '*End Assembly', 1)-1,
ittsAssembly)
```

```
b.keywordBlock.insert(GetBlockPosition(b, '*End Assembly', 1),
imperfections)
```

```
#Job
```

```
lbJob=mdb.Job(name='lb-'+label.replace(';','').replace(' ','_'),
model=lb.name, type=ANALYSIS)
```

```
bJob=mdb.Job(name='b-'+label.replace(';','').replace(' ','_'),
model=b.name, type=ANALYSIS)
```

```
mdb.saveAs(pathName=label.replace(';','').replace(' ','_'))
```

```
lbJob.submit()
```

```
lbJob.waitForCompletion()
```

```
bJob.submit()
```

```
bJob.waitForCompletion()
```

```
aux=PostProcessAbaqus(bJob, surfPart.name, label, apbInt)
```

```
if aux:
```

```
    Ftopo=array(aux[0])
```

```
    DeltaPi=array(aux[1])
```

```
csgLength=toc_-lda #m
```

```
rhoO=seaWater #ppg
```

```
rhoI=mudWeight_ #ppg
```

```
DeltaPo=apbExt #psi
```

```
w=203. #ppf
```

$$F_{press} = \pi/4 \cdot (OD^2 \cdot \rho_{seaWater} - ID^2 \cdot \rho_{mudWeight}) \cdot 1.706 \cdot l_{da} + \pi/4 \cdot (OD^2 \cdot \rho_{pbExt} - ID^2 \cdot \Delta \rho)$$

```
lubinski=Lubinski(csgLength, lda, rhoO, rhoI, DeltaPo, DeltaPi, w,
Ftopo, OD, ID, wellBore_, Fpress)
PostProcessLubinski(lubinski, bJob.name, label, Ftopo, DeltaPi, lda-
toc_)
```

A.2. Modelagem de interação solo-estrutura

```
# -*- coding: mbcs -*-
```

```
def CreatePart(model, partName, length, sec, ini):
    s=model.ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
    s.setPrimaryObject(option=STANDALONE)
    s.Line(point1=(0.0, ini), point2=(0.0, -sum(length)+ini))
    p=model.Part(name=partName, dimensionality=THREE_D,
type=DEFORMABLE_BODY)
    p=model.parts[partName]
    p.BaseWire(sketch=s)
    s.unsetPrimaryObject()
    del model.sketches['__profile__']

    for i in range(len(length)):
        if i < (len(length)-1):
            p.PartitionEdgeByParam(edges=p.edges[i],
parameter=length[i]/sum(length[i:]))
            body=p.Set(edges=p.edges[i:i+1], name='body-'+repr(i))
            p.SectionAssignment(region=body, sectionName=sec[i].name, offset=0.0,
offsetType=MIDDLE_SURFACE, offsetField="",
thicknessAssignment=FROM_SECTION)
```

```

        p.assignBeamSectionOrientation(region=body, method=N1_COSINES,
n1=(0.0, 0.0, -1.0))
    p.Set(vertices=p.vertices[0:1], name='wellhead')
    p.Set(vertices=p.vertices[len(p.vertices)-1:len(p.vertices)], name='bot')
    p.Set(edges=p.edges[0:len(p.edges)], name='body')
    return p

```

```

def GetPressure(depth, pf):
    #Arguments: depth em metros, pf em ppg
    #Output: pressão em Pa
    return 0.1706*depth*pf*6894.757

```

```

def MeshPipe(p, size):
    p.deleteMesh()
    p.seedPart(size=size, deviationFactor=0.1, minSizeFactor=0.1)
    elemType=mesh.ElemType(elemCode=PIPE31, elemLibrary=STANDARD)
    p.setElementType(regions=(p.edges[0:len(p.edges)], ), elemTypes=(elemType,
))
    p.seedPart(size=size, deviationFactor=0.1, minSizeFactor=0.1)
    p.generateMesh()
    return -1

```

```

def GetBlockPosition(model, blockPrefix, num):
    if blockPrefix == "":
        return len(model.keywordBlock.sieBlocks)-1
    pos=0
    counter=0
    for block in model.keywordBlock.sieBlocks:
        if block[0:len(blockPrefix)].lower()==blockPrefix.lower():
            counter=counter+1
            if counter==num:
                return pos
        pos=pos+1
    return -1

```

```
def CreateSurfPart(model, surfLength, surfSec, surfOD, surfThick, toc, lda, ini,
cement):
```

```
    #Apenas o revestimento livre se torna tubo na simulação, os tubos no cimento
    são colocados no modelo como força concentrada
```

```
    #Retorna a surfPart e peso flutuado em Newtons com o sentido positivo para
    baixo (tração do tubo)
```

```
    surfLengthFree=[]
```

```
    surfLengthStuck=[]
```

```
    freeRev=toc-lda+ini
```

```
    stuckRev=sum(surfLength) - freeRev
```

```
    for i in range(len(surfLength)):
```

```
        #se o teste abaixo for verdadeiro, significa que o toc está abaixo da mudança
        de tipo de tubo ao longo do poço
```

```
        if freeRev <= surfLength[i]:
```

```
            surfLengthFree.append(freeRev)
```

```
            break
```

```
        else:
```

```
            surfLengthFree.append(surfLength[i])
```

```
            freeRev=freeRev-surfLength[i]
```

```
    surfLengthFree=array(surfLengthFree)
```

```
    surfPart=CreatePart(model, 'surface', surfLengthFree,
surfSec[0:len(surfLengthFree)], ini)
```

```
    #Array de comprimentos cimentados
```

```
    for i in range(len(surfLength)-1, -1, -1):
```

```
        #se o teste abaixo for verdadeiro, significa que o toc está abaixo da mudança
        de tipo de tubo ao longo do poço
```

```
        if stuckRev <= surfLength[i]:
```

```
            surfLengthStuck.append(stuckRev)
```

```
            break
```

```
        else:
```

```
            surfLengthStuck.append(surfLength[i])
```

```
    stuckRev=stuckRev-surfLength[i]
```

```

surfLengthStuck=array(surfLengthStuck)
surfLengthStuck = surfLengthStuck[::-1]

#Peso flutuado por cimento do revestimento dentro do TOC
j=len(surfOD)-1
density=model.materials[surfSec[0].material].density.table[0][0]
for i in range(len(surfLengthStuck)-1, -1, -1):
    r=surfOD[j]/2.
    t=surfThick[j]
    area=pi*(r**2-(r-t)**2) #área de aço
    vol=area*surfLengthStuck[i] #volume de aço
    weight=gravity*vol*density #peso de aço
    if i==len(surfLengthStuck)-1:
        depth=lda+sum(surfLength)
        iPress=pi*((r-t)**2)*GetPressure(depth, seaWater)
        oPress=-pi*r**2*(GetPressure(toc, seaWater)+GetPressure(depth-toc,
cement)) #coluna de água+coluna de cimento
        flWeight=weight+oPress+iPress
    else:
        depth=depth-surfLengthStuck[i+1]
        oldR=surfOD[j+1]/2.
        oldT=surfThick[j+1]
        #convenção de diferença de área entre seções de revestimento para
possibilitar o sentido de força positivo para baixo
        deltaOutArea=pi*(oldR**2-r**2)
        deltaInArea=pi*((r-t)**2-(oldR-oldT)**2)
        iPress=deltaInArea*GetPressure(depth, seaWater)
        if depth>toc:
            oPress=deltaOutArea*(GetPressure(toc, seaWater)+GetPressure(depth-
toc, cement)) #coluna de água+coluna de cimento
        else:
            oPress=deltaOutArea*GetPressure(toc, seaWater)
        flWeight=flWeight+weight+iPress+oPress

```

```

j=j-1
return [surfPart,flWeight]

```

```

def SetSprings(model, conductor, bore, condID, jetReduction, sf):
    # Item 6.8.2 API RP 2A ed 21
    # conductor: part
    # 1. Axial: área do cimento sem força de ponta para solo / para tubo rigidez de
barra
    # 2. Dobramento: para solo área do cimento / para o tubo rigidez de viga

    uAxialAPI=array([0.0000,0.0016,0.0031,0.0057,0.0080,0.0100])
    kAxialAPI=array([0.0000,0.3000,0.5000,0.7500,0.9000,1.0000])/sf

    uTipAPI=array([0.000,0.002,0.013,0.042,0.073,0.100])
    kTipAPI=array([0.000,0.250,0.500,0.750,0.900,1.000])/sf

    # O objetivo é montar a resistência segundo a equação 6.4.1-1

    uAxial=uAxialAPI * bore*25.4/1000 #fig 6.7.2-1
    kAxial=kAxialAPI * bore*25.4/1000*pi*jetReduction #fig 6.7.2-1

    uTip=uTipAPI * bore*25.4/1000 #fig 6.7.3-1
    kTip=kTipAPI * (pi*(bore**2 - condID**2)/4.)*(25.4/1000)**2 #fig 6.7.3-1

    lastNodeIndex=len(conductor.nodes)

    fAxial=zeros((lastNodeIndex,6))
    #Distributed axial springs
    for e in conductor.elements:
        #k1
        n1=e.getNodes()[0]
        depth=-n1.coordinates[1]
        if depth > 0:
            po=Overburden(depth)

```

```

cu=CurvaSU(depth)
ksi=cu/po
if ksi <= 1:
    alpha=0.5*ksi**(-0.5)
else:
    alpha=0.5*ksi**(-0.25)
f=alpha*cu
else:
    f=0.
k1=kAxial*f #fig 6.7.2-1 & eq 6.4.2-1
#k2
n2=e.getNodes()[1]
depth=-n2.coordinates[1]
if depth > 0:
    po=Overburden(depth)
    cu=CurvaSU(depth)
    ksi=cu/po
    if ksi <= 1:
        alpha=0.5*ksi**(-0.5)
    else:
        alpha=0.5*ksi**(-0.25)
    alpha=min(1.,alpha)
    f=alpha*cu
else:
    f=0.
k2=kAxial*f #fig 6.7.2-1 & eq 6.4.2-1

h=norm(array(n1.coordinates)-array(n2.coordinates)) #m

fAxial[n1.label-1,:]=fAxial[n1.label-1,:] + ((-1./6)*h*(-
(1./2)*k1+(1./2)*k2)+(1./2)*h*((1./2)*k1+(1./2)*k2))
fAxial[n2.label-1,:]=fAxial[n2.label-1,:] + ((1./6)*h*(-
(1./2)*k1+(1./2)*k2)+(1./2)*h*((1./2)*k1+(1./2)*k2))

```



```

    if n1.label == lastNodeIndex:
        cu=CurvaSU(depth)
        q=9*cu
        qTip=kTip * q

spring=""

for i in range(lastNodeIndex):
    if fAxial[i,-1] > 0:
        spring=spring+'*Spring,          NONLINEAR,          elset=Spring_Axial-
'+repr(i+1)+'\n2\n'

    for j in range(len(uAxial)-1, 0, -1):
        spring=spring+'-'+repr(fAxial[i,j])+', -'+repr(uAxial[j])+'\n'

    for j in range(0, len(uAxial)):
        spring=spring+repr(fAxial[i,j])+', '+repr(uAxial[j])+'\n'

    spring=spring+'*Element,          type=Spring1,          elset=Spring_Axial-
'+repr(i+1)+'\n'+repr(20000+i+1)+' '+repr(i+1)+'\n'

    #      spring=spring+'*Spring,          NONLINEAR,          elset=Spring_Tip-
'+repr(lastNodeIndex)+'\n2\n'
    # for j in range(0, len(uTip)):
    #      spring=spring+repr(qTip[j])+', '+repr(uTip[j])+'\n'
    #      spring=spring+'*Element,          type=Spring1,          elset=Spring_Tip-
'+repr(lastNodeIndex)+'\n'+repr(50001)+' '+repr(lastNodeIndex)+'\n'

model.keywordBlock.synchVersions(storeNodesAndElements=True)
model.keywordBlock.insert(GetBlockPosition(model, '*End Part', 1)-1, spring)
print model.name

def Overburden(z):

```

```
gama=5000. #N/m3
return gama*z
```

```
def CurvaSU(z):
    return (0. + 1.3*z) *1000
```

```
def PostProcessAbaqus(name, odbName):
```

```
    # if job.status != COMPLETED:
        # odb.close()
        # return array([])
```

```
    session.mdbData.summary()
    # odb = session.openOdb(name=job.name+'.odb')
    odb = session.openOdb(name=odbName+'.odb')
    session.viewports['Viewport: 1'].setValues(displayedObject=odb)
    rf3s=session.xyDataListFromField(odb=odb,          outputPosition=NODAL,
variable=((('RF',      NODAL,      ((COMPONENT,      'RF3'),      )),      ),
nodeLabels=((('ASSEMBLY', ('2', )), ))
    u3s=session.xyDataListFromField(odb=odb,          outputPosition=NODAL,
variable=((('U',      NODAL,      ((COMPONENT,      'U3'),      )),      ),
nodeLabels=((('ASSEMBLY', ('2', )), ))
    line='U3 - SCPS (mm);U3 - bottom (mm);RF3 (kip);time\n'
    for k in range(0,len(u3s[0])):
        u3=-u3s[0][k][1]*1000. #m->mm
        rf3=-rf3s[0][k][1]*0.224809/1000. #N->kip
        time=rf3s[0][k][0]
        bs=session.XYDataFromHistory(name='U3',          odb=odb,
outputVariableName='Spatial displacement: U3 PI: CONDUCTOR-1 Node
'+repr(len(odb.rootAssembly.instances['CONDUCTOR-1'].nodes))+ ' in NSET
BOT', )
        bottom=-bs[k][1]*1000. #m->mm
        line=line+repr(u3)+';'+repr(bottom)+';'+repr(rf3)+';'+repr(time)+'\n'
```

```
file=open(name+'.csv','w')
```

```
file.write(line)
```

```
file.close()
```

```
odb.close()
```

```
return -1
```

```
from abaqus import *
```

```
from abaqusConstants import *
```

```
from odbAccess import *
```

```
from numpy import *
```

```
from numpy.linalg import *
```

```
import section
```

```
import regionToolset
```

```
import displayGroupMdbToolset as dgm
```

```
import part
```

```
import material
```

```
import assembly
```

```
import step
```

```
import interaction
```

```
import load
```

```
import mesh
```

```
import optimization
```

```
import job
```

```
import sketch
```

```
import visualization
```

```
import xyPlot
```

```
import displayGroupOdbToolset as dgo
```

```
import connectorBehavior
```

```

##inputs
caeName='SEP_I01_C'
lda=2131. #m
seaWater=8.5 #ppg

gravity=9.81 #m/s2
#Mesh
minSize=array([.5])
#Material
condMatName=['X-60']
condMatYield=array([200000.]) #psi
#Casing
condOD=array([36.]) #in
condThick=array([1.5]) #in
condLength=array([7*12.]) #m: integer
jettingRf=.25
safetyFactor=1.5
bore_=36. #condOD[0] #se for cimentado, é o diâmetro do poço da 1ª fase / se for
jateado, é o diâmetro do condutor
hph=0. #m
lph=0. #m
loadTest=50. #mm
#peso linear do condutor. Deve ser melhorado para automatizar por seções
condOD_=condOD[0]
condID_=condOD[0]-2*condThick[0]
Ao=pi/4.*condOD_**2
Ai=pi/4.*condID_**2
#gamaEff=(w/.3048+(-
condCement*Ao+seaWater*Ai)/0.003785*0.000645)*4.448222 #N/m

#model
Mdb()
mdb.models.changeKey(fromName='Model-1', toName='CapCarga')
loadCap=mdb.models['CapCarga']

```

```
#materials
```

```
condSteel=CreateSteel(loadCap, condMatName, condMatYield)
```

```
#sections
```

```
condSec=CreatePipeSection(loadCap, condSteel, condOD, condThick)
```

```
#parts
```

```
condPart=CreatePart(loadCap, 'conductor', condLength, condSec, lph)
```

```
#Assembly
```

```
a=loadCap.rootAssembly
```

```
a.DatumCsysByDefault(CARTESIAN)
```

```
condInst=a.Instance(name=condPart.name+'-1', part=condPart, dependent=ON)
```

```
a.rotate(instanceList=(condInst.name,), axisPoint=(0.0, 0.0, 0.0),
```

```
axisDirection=(1.0, 0.0, 0.0), angle=90.0)
```

```
#Steps
```

```
loadCap.StaticStep(name='LOAD_TEST', previous='Initial',
```

```
description='Teste de Capacidade de Carga',
```

```
maxNumInc=1000, stabilizationMagnitude=0.0002,
```

```
stabilizationMethod=DISSIPATED_ENERGY_FRACTION,
```

```
continueDampingFactors=False, adaptiveDampingRatio=0.05,minInc=1e-12,
```

```
initialInc=0.0001)
```

```
#Constraints
```

```
loadCap.rootAssembly.ReferencePoint(point=(0.0, 0.0, 0.0))
```

```
scpsRP=regionToolset.Region(referencePoints=(a.referencePoints[4], ))
```

```
region1=condInst.sets['wellhead']
```

```
loadCap.Coupling(name='SCPS-Conductor', controlPoint=scpsRP,
```

```
surface=region1, influenceRadius=WHOLE_SURFACE,
```

```
couplingType=KINEMATIC,
```

```
localCsys=None, u1=ON, u2=ON, u3=ON, ur1=ON, ur2=ON, ur3=ON)
```

#Outputs

```
loadCap.fieldOutputRequests['F-Output-1'].setValues(variables=(
    'S', 'PE', 'PEEQ', 'PEMAG', 'EE', 'U', 'RF', 'CF', 'SF', 'ESF1', 'CSTRESS',
    'CDISP'))
loadCap.HistoryOutputRequest(name='COND_WELLHEAD',
    createStepName='LOAD_TEST', variables=('U3', 'RF3'),
    region=condInst.sets['wellhead'], sectionPoints=DEFAULT, rebar=EXCLUDE)
loadCap.HistoryOutputRequest(name='COND_BOTTOM',
    createStepName='LOAD_TEST', variables=('U3', 'RF3'),
    region=condInst.sets['bot'], sectionPoints=DEFAULT, rebar=EXCLUDE)
```

#BCs & Loads

#0: Initial

```
loadCap.DisplacementBC(name='conductor', createStepName='Initial',
    region=scpsRP, u1=SET, u2=SET, u3=SET, ur1=SET, ur2=SET, ur3=SET,
    amplitude=UNSET, distributionType=UNIFORM, fieldName="",
    localCsys=None)
loadCap.boundaryConditions['conductor'].setValuesInStep(stepName='LOAD_T
EST', u3=-loadTest/1000.)
```

```
# loadCap.LineLoad(name='conductor_linear_float_weight',
createStepName='INST-01', region=region, comp3=-gamaEff)
```

#Mesh

```
MeshPipe(condPart, minSize[0])
```

```
SetSprings(loadCap, condPart, bore_, condID_, jettingRf, safetyFactor)
```

#Jobs

```
loadCapJob=mdb.Job(name=loadCap.name, model=loadCap.name,
type=ANALYSIS)
mdb.saveAs(pathName=caeName)
```

```
loadCapJob.submit()
```