

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ALAGOAS
CENTRO DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

OTÁVIO BRUNO DE ARAÚJO RODRIGUES

**CONTRIBUIÇÃO DO ATRITO NOS ESFORÇOS AXIAIS DE COLUNAS DE
PRODUÇÃO E INJEÇÃO EM POÇOS DE PETRÓLEO SUBMETIDOS A
CARREGAMENTOS OPERACIONAIS**

MACEIÓ-AL

2024

OTÁVIO BRUNO DE ARAÚJO RODRIGUES

**CONTRIBUIÇÃO DO ATRITO NOS ESFORÇOS AXIAIS DE COLUNAS DE
PRODUÇÃO E INJEÇÃO EM POÇOS DE PETRÓLEO SUBMETIDOS A
CARREGAMENTOS OPERACIONAIS**

Dissertação apresentada como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil do Centro de Tecnologia da Universidade Federal de Alagoas.

Orientador: Prof. Dr. William Wagner Matos
Lira

Coorientador: Prof. Dr. João Paulo Lima Santos

MACEIÓ-AL

2024

Catálogo na Fonte
Universidade Federal de Alagoas
Biblioteca Central
Divisão de Tratamento Técnico

Bibliotecário: Marcelino de Carvalho Freitas Neto – CRB-4 – 1767

R696c Rodrigues, Otávio Bruno de Araújo.

Contribuição do atrito nos esforços axiais de colunas de produção e
injeção em poços de petróleo submetidos a carregamentos operacionais /
Otávio Bruno de Araújo Rodrigues. - 2024.

130 f. : il.

Orientador: William Wagner Matos Lira.

Co-orientador: João Paulo Lima Santos.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Federal de
Alagoas. Centro de Tecnologia. Maceió, 2024.

Bibliografia: f. 127-130.

1. Poços de petróleo. 2. Colunas de produção e injeção. 3. Flambagem
(Mecânica). 4. Atrito. 5. Esforços axiais e carregamentos operacionais. I. Título.

CDU:622.276.34



**CONTRIBUIÇÃO DO ATRITO NOS ESFORÇOS AXIAIS DE COLUNAS DE PRODUÇÃO
E INJEÇÃO EM POÇOS DE PETRÓLEO SUBMETIDOS A CARREGAMENTOS
OPERACIONAIS**

OTÁVIO BRUNO DE ARAÚJO RODRIGUES

Dissertação submetida à banca examinadora do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Alagoas e aprovada no dia 26 do mês de janeiro do ano de 2024.

Banca Examinadora:

Documento assinado digitalmente
gov.br WILLIAM WAGNER MATOS LIRA
Data: 26/01/2024 12:25:13-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. William Wagner Matos Lira
(Orientador – PPGEC/UFAL)

Documento assinado digitalmente
gov.br JOAO PAULO LIMA SANTOS
Data: 29/01/2024 10:07:01-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. João Paulo Lima Santos
(Coorientador – UFAL)

Documento assinado digitalmente
gov.br EDUARDO TOLEDO DE LIMA JUNIOR
Data: 29/01/2024 09:55:19-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Eduardo Toledo de Lima Junior
(Avaliador Interno – PPGEC/UFAL)

Documento assinado digitalmente
gov.br JOSE RENATO MENDES DE SOUSA
Data: 26/01/2024 16:07:25-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. José Renato Mendes de Sousa
(Avaliador Externo à Instituição – UFRJ)

*Aos meus pais,
José Sebastião e Josivane.*

AGRADECIMENTOS

A Deus, pois sem Ele não seria possível concluir esta jornada. O Senhor é o meu refúgio e fortaleza nos momentos de angústia.

Aos meus pais, José Sebastião e Josivane, pela educação que me foi dada e por me apoiarem em todos os momentos.

Aos meus irmãos, Olívia e Jedson, por sempre estarem comigo e me oferecerem apoio e incentivo.

Ao meu sobrinho, Gael, por sua presença alegre que me trouxe equilíbrio nos dias de estudos intensos.

Aos meus orientadores, William e João Paulo, pela confiança, pelo suporte e pela oportunidade de trabalhar com os mesmos.

Aos membros da banca, José Renato, Eduardo Toledo e Aline, pelas valiosas contribuições durante a qualificação e a defesa deste trabalho.

Aos meus colegas de LCCV, Catarina e João Paulo, pelos debates a cerca deste trabalho e pelas simulações realizadas no *Wellcat*.

Aos meus colegas de turma, Gilberto, Antonio e Kevin, pelas discussões estimulantes, trocas de ideias e colaborações em projetos.

Aos professores do PPGE, William, João Paulo, David, Nobre, Adeildo, Toledo e Patrick, por todo conhecimento transmitido ao longo das aulas.

Aos engenheiros da Petrobras, Isadora e Marcus Vinícius, por também contribuírem com este trabalho através de suas experiências em completção.

Ao LCCV/UFAL, pela estrutura fornecida para realização deste trabalho.

À Igreja Evangélica Assembleia de Deus em Viçosa-AL, pelas orações.

*"Bendize, ó minha alma, ao Senhor, e tudo
o que há em mim bendiga o seu santo nome.
Bendize, ó minha alma, ao Senhor, e não te
esqueças de nenhum de seus benefícios."*

Salmos 103:1-2.

RESUMO

RODRIGUES, OTÁVIO B. A. **Contribuição do atrito nos esforços axiais de colunas de produção e injeção em poços de petróleo submetidos a carregamentos operacionais.** 2024. 130 f. Dissertação – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Alagoas. Maceió-AL, 2024.

Este trabalho propõe a modelagem numérica de colunas de produção e injeção (COP/COI) em poços de petróleo submetidos a carregamentos operacionais para determinar a contribuição do atrito nos esforços axiais. As colunas de produção e injeção sofrem diferentes combinações de esforços ao longo de sua vida útil, os quais podem estar relacionados a variações térmicas, pressões, peso próprio, flambagem e atrito. A correta previsão desses esforços e dimensionamento da coluna é essencial para a segurança do poço sem a necessidade de intervenções pós-completação e para manter íntegro um dos primeiros elementos do sistema de barreira de poço. As forças de atrito, que impactam os esforços axiais, são geradas quando ocorre a flambagem da COP/COI por causa da formação de regiões de contato entre a coluna e o revestimento. Em poços direcionais, o peso e a trajetória da coluna também geram forças de atrito junto ao revestimento. Devido à variedade de carregamentos operacionais, uma solução geral para o problema de atrito por flambagem requer soluções numéricas. Na literatura, há modelos que avaliam apenas o atrito por flambagem ou por peso e trajetória, enquanto outros até propõem uma análise combinada dessas fontes de atrito, porém apenas para casos específicos e sem avaliar o histórico de carregamento. Nesta direção, um modelo com todos esses critérios permite uma análise mais realista do fenômeno. Para atingir o objetivo proposto, a metodologia adotada é dividida em cinco macroetapas: i) estudos sobre COP/COI e carregamentos operacionais; ii) estudos sobre modelos de atrito e aspectos sobre flambagem em tubulares; iii) modelagem computacional de atrito por flambagem em COP/COI de poços verticais; iv) incorporação de novos efeitos à modelagem de atrito por flambagem; v) realização de estudos de caso. Com base nos estudos de caso realizados, a inclusão do atrito através do efeito *capstan* resulta em um notável aumento nas forças de atrito, mesmo em poços com uma inclinação mínima. A combinação deste efeito com a flambagem helicoidal em cenários de produção representa a forma mais crítica do atrito, podendo impactar de maneira substancial os esforços axiais em comparação com análises sem o atrito. No caso do poço injetor horizontal, a influência do atrito devido ao peso se torna relevante, e durante a operação de *shut-in*, nota-se um aumento na compressão a ser suportada pela coluna. A principal contribuição deste trabalho é o aprimoramento de uma modelagem numérica para cálculo de esforços axiais considerando, além da temperatura, do peso próprio e do efeito balão, o atrito e diferentes modos de flambagem em COP/COI de poços direcionais.

Palavras-chaves: Colunas de produção e injeção, flambagem, atrito, esforços axiais e carregamentos operacionais.

ABSTRACT

RODRIGUES, OTÁVIO B. A. **Contribution of friction in the axial forces of tubing strings in oil wells subjected to operational loadings.** 2024. 130 f. Dissertação – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Alagoas. Maceió-AL, 2024.

This work proposes the numerical modeling of tubing strings in oil wells subjected to operational loadings to determine the contribution of friction to axial forces. Tubing strings undergo different combinations of forces throughout their lifespan related to thermal variations, pressures, self-weight, buckling, and friction. The accurate prediction of these forces and the sizing of the column are essential to ensure well safety without the need for workover and to maintain the integrity of one of the first elements of the well barrier system. Friction forces, impacting axial forces, are generated when buckling of the tubing occurs due to the formation of contact regions between the string and the casing. In directional wells, the weight and trajectory of the tubing naturally generate friction forces along the casing. Due to the variety of operational loadings, a general solution to the buckling-induced friction problem requires numerical solutions. In the literature, there are models that assess only the friction from buckling or from weight and trajectory, while others even propose a combined analysis of these friction sources, but only for specific cases and without evaluating the loading history. In this direction, a model with all these criteria allows for a more realistic friction analysis. The adopted methodology is divided into five macro steps to achieve the proposed objective: i) studies on tubing strings and operational loadings; ii) studies on friction models and aspects of buckling in tubular structures; iii) computational modeling of buckling-induced friction in the tubing of vertical wells; iv) incorporation of new effects into buckling-induced friction modeling; v) case studies. Based on the conducted case studies, the inclusion of friction through the capstan effect results in a noticeable increase in friction forces, even in wells with minimal inclination. Combining this effect with helical buckling in production scenarios represents the most critical form of friction, potentially substantially impacting axial forces compared to analyses without friction. In the case of the investigated horizontal injection well, the influence of friction due to weight becomes particularly relevant, and during the evaluation of shut-in operation, an increase in compression to be supported by the column is observed. The main contribution of this work is the improvement of numerical modeling for the calculation of axial forces, considering, in addition to temperature, self-weight, and the balloon effect, friction, and different buckling modes in the tubing of directional wells.

Keywords: Tubing strings, buckling, friction, axial forces and operational loads.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1.1 – Formas de contato entre a COP/COI e o revestimento de produção.	20
Figura 1.2 – Influência do atrito para o dimensionamento de <i>packers</i>	21
Figura 1.3 – Metodologia de trabalho.	23
Figura 2.1 – Coluna de produção e injeção.	25
Figura 2.2 – Alguns tubos de produção fornecidos pelo API.	28
Figura 2.3 – Exemplos de conexões API para tubos de produção.	28
Figura 2.4 – Exemplo de <i>packer</i> permanente.	29
Figura 2.5 – Exemplo de <i>packer</i> recuperável.	30
Figura 2.6 – <i>Packer seal bore</i>	31
Figura 2.7 – Unidade selante do tipo batente.	32
Figura 2.8 – Unidades selantes do tipo âncora e trava.	32
Figura 3.1 – Modos de flambagem.	35
Figura 3.2 – Problema de instabilidade entre cilindros concêntricos.	36
Figura 3.3 – Diagrama de corpo livre de um elemento infinitesimal de coluna.	38
Figura 3.4 – Diagramas de corpo livre equivalentes para o elemento infinitesimal de coluna.	39
Figura 3.5 – Atrito entre o bloco A e a superfície B.	41
Figura 3.6 – Dependência do histórico de carregamento pelas forças de atrito.	42
Figura 3.7 – Modelos de torque e arraste.	45
Figura 4.1 – Encurtamento e alongamento da coluna por temperatura.	49
Figura 4.2 – Encurtamento da coluna por flambagem.	50
Figura 4.3 – Encurtamento e alongamento da coluna por efeito balão.	51
Figura 4.4 – Graus de liberdade do elemento finito em estudo.	52
Figura 4.5 – Funções interpoladoras cúbicas <i>spline</i>	53
Figura 4.6 – Derivada das funções interpoladoras cúbicas <i>spline</i>	54
Figura 4.7 – Efeito pistão.	56
Figura 4.8 – Fluxograma com as macroetapas da implementação computacional do modelo numérico de atrito por flambagem.	58
Figura 4.9 – Fluxograma com as etapas para a solução da condição inicial de carregamento.	59
Figura 4.10–Fluxograma com as etapas para a solução da condição final de carregamento.	60
Figura 4.11–Fluxograma com as etapas para a geração de resultados.	61
Figura 4.12–Fluxograma da implementação do modelo numérico de atrito por flambagem.	61
Figura 4.13–Fluxograma com as etapas realizadas na verificação da implementação do modelo numérico.	62
Figura 4.14–Esquema do poço estudado para verificação da implementação.	63
Figura 4.15–Pressões interna e externa em operação de <i>squeeze</i>	64
Figura 4.16–Modelo estrutural e malha de elementos finitos na análise de <i>squeeze</i> em COP.	64
Figura 4.17–Força axial na COP durante <i>squeeze</i>	65

Figura 4.18–Força de flambagem na COP durante <i>squeeze</i>	66
Figura 4.19–Variações de comprimento em <i>squeeze</i>	67
Figura 4.20–Variação de comprimento por deformações elásticas em <i>squeeze</i>	69
Figura 4.21–Variação de comprimento total da coluna em <i>squeeze</i>	70
Figura 4.22– <i>Packer</i> restringindo a movimentação descendente da coluna.	71
Figura 4.23–Pressões interna e externa em operação de <i>slack-off</i>	71
Figura 4.24–Modelo estrutural e malha de elementos finitos na análise de <i>slack-off</i> em COP.	72
Figura 4.25–Força axial na COP durante <i>slack-off</i>	73
Figura 4.26–Variação de comprimento por flambagem e deformações elásticas em <i>slack-off</i>	74
Figura 4.27–Força de flambagem na COP durante <i>slack-off</i>	74
Figura 4.28–Variação de comprimento por deformações elásticas em <i>slack-off</i>	76
Figura 4.29–Forças em um elemento infinitesimal de coluna.	77
Figura 4.30–Fluxograma com as etapas realizadas na verificação da incorporação do modelo <i>soft-string</i> ao modelo numérico.	78
Figura 4.31–Descrição do poço direcional em estudo.	79
Figura 4.32–Modelo estrutural da coluna de perfuração em estudo.	80
Figura 4.33–Malha de elementos finitos para a coluna de perfuração em estudo.	80
Figura 4.34–Forças efetivas na coluna de perfuração durante as operações em estudo.	81
Figura 4.35–Forças de contato na coluna de perfuração durante as operações em estudo.	82
Figura 4.36–Sistema de coordenadas para análise de flambagem.	83
Figura 4.37–Comparação entre deformações por flambagem.	85
Figura 4.38–Comparação entre variações de comprimento por flambagem.	86
Figura 4.39–Comparação entre forças de contato por flambagem.	87
Figura 4.40–Fluxograma com as etapas realizadas na verificação da incorporação de novas equações de flambagem ao modelo numérico.	88
Figura 4.41–Representação esquemática do poço direcional em estudo.	88
Figura 4.42–Malha utilizada para discretização do problema do poço direcional.	89
Figura 4.43–Força de flambagem e forças críticas na base da coluna.	90
Figura 4.44–Variação de comprimento por flambagem sem atrito em <i>squeeze</i>	90
Figura 4.45–Variação de comprimento por flambagem sem atrito em <i>squeeze</i> através de soluções analítica e numérica.	91
Figura 4.46–Comprimento de flambagem da coluna em <i>squeeze</i> sem atrito.	92
Figura 4.47–Variação de comprimento por flambagem com atrito em <i>squeeze</i>	93
Figura 4.48–Variação de comprimento por flambagem com e sem atrito em <i>squeeze</i>	95
Figura 4.49–Comprimento da coluna flambado com e sem atrito em <i>squeeze</i>	96
Figura 5.1 – Trajetória do poço vertical em estudo.	97
Figura 5.2 – Pressões durante as operações em estudo no poço vertical.	99
Figura 5.3 – Temperatura durante as operações em estudo no poço vertical.	99
Figura 5.4 – Malhas de elementos finitos para simulação de operações em poço vertical.	100

Figura 5.5 – Forças axiais sem atrito ($\mu = 0$) e com o atrito devido ao peso ($\mu = 0,3$) no poço vertical.	101
Figura 5.6 – Forças de atrito devido ao peso na condição inicial do poço vertical.	101
Figura 5.7 – Forças críticas, de flambagem e de atrito em produção surgente.	102
Figura 5.8 – Forças críticas, de flambagem e de atrito em <i>bullheading</i>	103
Figura 5.9 – Forças axiais com e sem o efeito <i>capstan</i> no poço vertical.	104
Figura 5.10–Forças de atrito com o efeito <i>capstan</i> durante a condição inicial do poço vertical.	104
Figura 5.11–Forças críticas, de flambagem e de atrito com o efeito <i>capstan</i> em produção surgente.	105
Figura 5.12–Forças críticas, de flambagem e de atrito com o efeito <i>capstan</i> em <i>bullheading</i> . 106	
Figura 5.13–Trajetória do poço direcional em estudo.	107
Figura 5.14–Pressões durante as operações em estudo no poço direcional.	108
Figura 5.15–Temperatura durante as operações em estudo no poço direcional.	109
Figura 5.16–Malhas de elementos finitos para simulação de operações em poço direcional. 110	
Figura 5.17–Forças axiais sem atrito ($\mu = 0$) e com o atrito devido ao peso ($\mu = 0,3$) no poço direcional.	110
Figura 5.18–Forças de atrito devido ao peso na condição inicial do poço direcional.	111
Figura 5.19–Forças críticas, de flambagem e de atrito em produção surgente.	112
Figura 5.20–Forças críticas, de flambagem e de atrito em acidificação.	112
Figura 5.21–Forças axiais com e sem o efeito <i>capstan</i> no poço direcional.	113
Figura 5.22–Forças de atrito devido ao peso e ao efeito <i>capstan</i> na condição inicial do poço direcional.	114
Figura 5.23–Forças críticas, de flambagem e de atrito com o efeito <i>capstan</i> em produção surgente.	114
Figura 5.24–Forças críticas, de flambagem e de atrito com o efeito <i>capstan</i> em acidificação. 115	
Figura 5.25–Trajetória do poço horizontal em estudo.	116
Figura 5.26–Seção vertical do poço horizontal em estudo.	117
Figura 5.27–Pressões durante as operações em estudo no poço horizontal.	118
Figura 5.28–Temperatura durante as operações em estudo no poço horizontal.	118
Figura 5.29–Malhas de elementos finitos para simulação de operações em poço horizontal. 119	
Figura 5.30–Forças axiais sem atrito ($\mu = 0$) e com o atrito devido ao peso ($\mu = 0,3$) no poço horizontal.	120
Figura 5.31–Forças de atrito devido ao peso na condição inicial do poço horizontal.	120
Figura 5.32–Forças críticas, de flambagem e de atrito em injeção de água.	121
Figura 5.33–Forças críticas, de flambagem e de atrito em <i>shut-in</i>	122

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Critérios de flambagem.	40
Tabela 4.1 – Propriedades da coluna e do revestimento.	63
Tabela 4.2 – Seções e propriedades da coluna de perfuração.	79
Tabela 4.3 – Força efetiva no topo da coluna (lbf) [kN].	81
Tabela 4.4 – Forças de atrito calculadas pelo <i>Wellcat</i> no trecho de coluna inclinado em <i>squeeze</i>	93
Tabela 5.1 – Seções e propriedades do revestimento de produção no poço vertical.	98
Tabela 5.2 – Seções e propriedades da coluna de produção no poço vertical.	98
Tabela 5.3 – Análise de sensibilidade da flambagem helicoidal na COP do poço vertical em produção surgente a partir do coeficiente de atrito.	106
Tabela 5.4 – Seções e propriedades do revestimento de produção no poço direcional.	107
Tabela 5.5 – Seções e propriedades da coluna de produção no poço direcional.	108
Tabela 5.6 – Seções e propriedades da coluna de injeção no poço horizontal.	116
Tabela 5.7 – Seções e propriedades do revestimento de produção no poço horizontal.	117
Tabela 6.1 – Resumo de resultados para as operações em poço vertical.	124
Tabela 6.2 – Resumo de resultados para as operações em poço direcional.	125
Tabela 6.3 – Resumo de resultados para as operações em poço horizontal.	126

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

BOP	<i>Blowout preventer</i>
COP	Coluna de produção
COI	Coluna de injeção
EPE	Empresa de pesquisa energética
MME	Ministério de minas e energia
BHA	<i>Bottom hole assembly</i>
API	<i>American petroleum institute</i>
TSR	<i>Tubing seal receptacle</i>
EU	<i>External upset</i>
NU	<i>Non-upset</i>
IJ	<i>Integral Joint</i>
TVD	<i>True vertical depth</i>
MD	<i>Measured depth</i>
SCORE	Sistema de confiabilidade de revestimentos

LISTA DE SÍMBOLOS

δ_s	Comprimento do elemento infinitesimal
P_i	Pressão interna
P_o	Pressão externa
W_a	Peso próprio da COP/COI por comprimento
F_a	Força axial
δF_a	Incremento de força axial
γ_i	Peso específico do fluido interno à coluna
γ_o	Peso específico do fluido externo à coluna
A_i	Área interna da coluna
A_e	Área externa da coluna
F_{eff}	Força efetiva
F_f	Força fictícia ou de flambagem
W_{eff}	Peso efetivo ou flutuado por comprimento
γ_s	Peso específico do aço
β	Fator de flutuação
F_{cs}	Força crítica para flambagem senoidal
F_{ch}	Força crítica para flambagem helicoidal
F_p	Força crítica de Paslay
θ	Inclinação do poço com o vertical
E	Módulo de elasticidade longitudinal da coluna
I	Momento de inércia da coluna
r_c	Raio do anular entre o revestimento de produção e a COP/COI
m	Densidade
g	Gravidade

F_{ax}	Força axial de compressão
a_i	Taxa de crescimento da inclinação
a_ϕ	Taxa de crescimento do azimute
F_{lnbc}	Força de contato por comprimento para um tubo não flambado
ΔF_a	Incrimento de força axial
F_n	Força de contato
F_{fric}	Força de atrito
w_{eff}	Força referente ao peso flutuado de um elemento infinitesimal de coluna
α	Azimute
$\Delta\alpha$	Incremento de azimute
$\Delta\theta$	Incremento de inclinação
$\bar{\theta}$	Inclinação média de um elemento infinitesimal de coluna
μ	Coefficiente de atrito
'	Derivada total em relação a z
W_n	Força de contato entre o revestimento de produção e a COP/COI por flambagem
σ_z	Tensão axial
A_s	Área da seção transversal
ν	Coefficiente de Poisson
σ_r	Tensão radial
σ_θ	Tensão tangencial
ε_z	Deformação axial
ε_T	Deformação térmica
K	Coefficiente de expansão térmica
ΔT	Variação de temperatura
ε_B	Deformação por flambagem

r_c	Raio do anular
u'	Deformação axial total
ε_H	Deformação por efeito balão ou poisson
$u(z)$	Campo de deslocamento axial aproximado
c_i	Coefficientes do campo de deslocamento aproximado
u_i	Deslocamentos axiais nos nós do elemento
u'_i	Deformações axiais nos nós do elemento
ϕ_i	Funções interpoladoras
λ	Comprimento do elemento
W_j	Funções ponderadoras
dx_j	Forças por deformação e atrito no elemento
F_{a1}	Forças axial no topo do elemento
F_{a2}	Forças axial na base do elemento
D_i	Diâmetros da COP/COI para ilustração do efeito pistão
F_{ao}	Força por efeito pistão na base da coluna
A_p	Área de vedação devido ao <i>packer</i>
ΔF_a	Variação de força axial por efeito pistão
ΔA_i	Variação de área interna devido à mudança de diâmetro na coluna
ΔA_e	Variação de área externa devido à mudança de diâmetro na coluna
z_c	Profundidade crítica onde ocorre variação de seção transversal da coluna
A_i^+	Área interna da coluna acima da profundidade crítica
A_i^-	Área interna da coluna abaixo da profundidade crítica
A_e^+	Área externa da coluna acima da profundidade crítica
A_e^-	Área externa da coluna abaixo da profundidade crítica
n	Ponto de estabilidade neutro com a coluna em <i>squeeze</i>
n_1	Ponto de estabilidade neutro com a coluna em <i>slack-off</i>

ΔL_B	Variação de comprimento por flambagem em poço direcional sem atrito
ΔL_1	Variação de comprimento da coluna devido às deformações elásticas
ΔL_2	Variação de comprimento da coluna devido à flambagem
ω	Ângulo da hélice de flambagem
N	Ponto de estabilidade neutro em poço direcional

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	19
1.1	Motivação	21
1.2	Objetivos e principal contribuição	22
1.3	Metodologia	23
1.4	Delimitação do trabalho	24
2	EQUIPAMENTOS E OPERAÇÕES EM COP/COI	25
2.1	Colunas de produção e injeção	25
2.1.1	Tubos de produção	27
2.1.2	<i>Packer</i>	29
2.2	Carregamentos operacionais	33
3	FLAMBAGEM E ATRITO	35
3.1	Flambagem	35
3.1.1	Crítérios de flambagem	37
3.2	Atrito	41
3.2.1	Atrito por flambagem	42
3.2.2	Atrito pelo peso e o efeito <i>capstan</i>	44
4	MODELAGEM NUMÉRICA DE ATRITO EM COP/COI	48
4.1	Modelo numérico de atrito por flambagem em poços verticais	48
4.1.1	Implementação do modelo numérico	57
4.1.2	Verificação da implementação do modelo numérico	62
4.2	Modelagem numérica do atrito pelo peso e o efeito <i>capstan</i> em poços direcionais	76
4.2.1	Incorporação do modelo <i>soft-string</i> ao modelo numérico	77
4.2.2	Verificação da incorporação do modelo <i>soft-string</i>	78
4.3	Modelagem numérica do atrito por flambagem em poços direcionais	82
4.3.1	Incorporação das novas equações de flambagem ao modelo numérico	87
4.3.2	Verificação da incorporação das novas equações de flambagem	87
5	ESTUDOS DE CASO	97
5.1	Poço vertical	97
5.2	Poço direcional	107
5.3	Poço horizontal	115
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS	123

REFERÊNCIAS **127**

1 INTRODUÇÃO

O petróleo destaca-se como um recurso energético não renovável essencial. Em 2023, essa fonte constituiu 36,7% da oferta interna total de energia no Brasil, conforme os registros de MME e EPE (2023). A exploração desta valiosa *commodity* pode ser conduzida por meio de perfurações tanto em locais terrestres (*onshore*) quanto marítimos (*offshore*). Rocha e Azevedo (2009) apresentam as etapas do empreendimento de tal estrutura que engloba, por exemplo, o projeto de completção.

A fase de completção é fundamental para preparar o poço para as etapas de produção ou injeção de fluidos. Nessa fase, em um poço marítimo com árvore de natal convencional e *gas lift*, segundo Thomas (2001), os primeiros passos envolvem a instalação dos equipamentos superficiais, como a cabeça de produção e o BOP de completção. Após isso, são executadas tarefas como o condicionamento do revestimento, a aplicação do fluido de completção e a avaliação da integridade da cimentação. Essas ações resultam na instalação do *tubing*, ou seja, da coluna de produção e injeção (COP/COI).

A COP/COI é composta por vários componentes, cujos detalhes serão fornecidos nos próximos capítulos. Aqui, destaca-se o papel dos componentes *packer* e tubos de produção. De acordo com Thomas (2001), o *packer* ou obturador desempenha a função de vedar o espaço anular entre o revestimento e a coluna de produção em uma profundidade específica. Além disso, tem um papel importante na determinação do tipo de vinculação na parte inferior da coluna, possibilitando sua movimentação de forma livre, restrita ou fixa.

Em relação aos tubos de produção, o mesmo autor menciona que trata-se de um componente básico da coluna e que representa o maior custo dentre os equipamentos de subsuperfície. Na indústria, há uma variedade de tubos que atendem aos cenários de operação. Sua seleção é influenciada pelo diâmetro interno do revestimento de produção, pela vazão, pelo tipo de fluido e pelos carregamentos operacionais durante sua vida útil, nos quais surgem os esforços por pressão externa (colapso), pressão interna (*burst*) e axial.

É fundamental compreender que ao longo de sua vida útil, as colunas de produção e injeção estão sujeitas a uma série de cargas operacionais, cujas implicações em sua integridade podem ser consideráveis. Nesse contexto, certos regulamentos para a avaliação da integridade de poços, como NORSOK (2021), estabelecem casos de carga que devem ser levados em consideração, tais como produção de óleo, injeção de fluidos, entre outros. De acordo com Bellarby (2009), ao se basear nos carregamentos definidos, é necessário priorizar a avaliação dos casos mais críticos em relação aos esforços mencionados anteriormente.

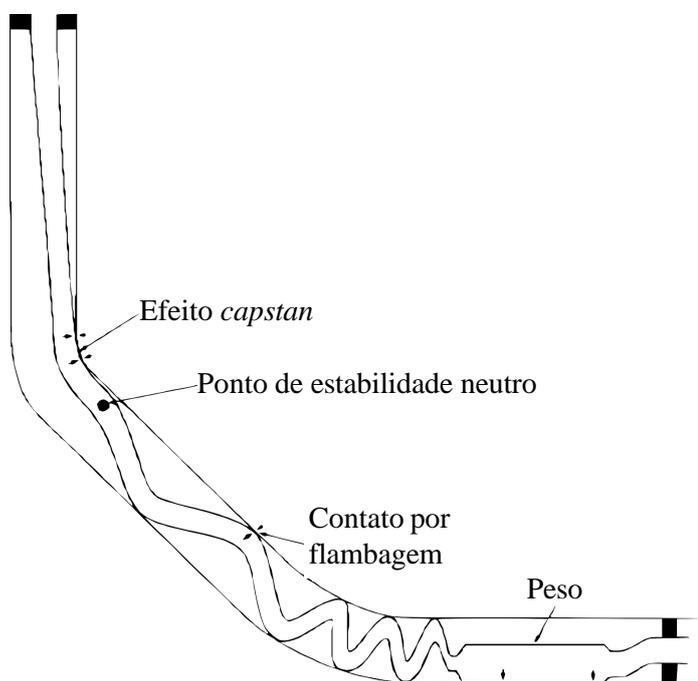
Os esforços axiais durante as operações em colunas de produção e injeção são influenciados por peso próprio, temperatura, pressões, flambagem e atrito. No contexto da flambagem, Bellarby (2009) explica que, ao contrário das estruturas civis, onde a instabilidade ocorre devido

a forças compressivas, esses tubulares estão expostos a pressões internas e externas, o que introduz complexidades adicionais em relação às estruturas convencionais. A complexidade do problema é ainda maior em poços com geometrias direcionais.

A ocorrência de flambagem nas colunas de produção e injeção também resulta em uma força de contato entre a coluna e o revestimento de produção. Parte dessa força, denominada força de atrito, fricção ou arraste, é transformada em esforço axial. Mitchell (1996) esclarece que a análise do atrito por flambagem apresenta soluções analíticas restritas a cargas específicas, tornando necessária a utilização de métodos numéricos para obtenção de soluções abrangentes.

Existem outras maneiras pelas quais a coluna de produção e injeção pode entrar em contato com o revestimento, gerando atrito que afeta os esforços axiais, como ilustrado na Figura 1.1. De acordo com Bellarby (2009), o efeito *capstan* ocorre em regiões de *doglegs* severos, ou seja, onde há mudanças acentuadas na direção da trajetória do poço, em termos de azimute e/ou inclinação. Se o tubo estiver sob tração, a COP/COI entra em contato com o revestimento na extremidade direita, conforme mostrado na Figura 1.1. Em situações de compressão, o comportamento é inverso. O contato por peso, por outro lado, só ocorre em poços direcionais ou horizontais, onde uma das componentes dessa força age junto ao revestimento.

Figura 1.1 – Formas de contato entre a COP/COI e o revestimento de produção.



Fonte: Adaptado de Bellarby (2009)

A representação do atrito através do efeito *capstan* e do contato por peso é amplamente empregada na modelagem de colunas de perfuração, usando modelos de torque e arraste. É notável que esses modelos são particularmente aplicáveis em poços direcionais, onde as complexidades do atrito são mais pronunciadas. Como ilustrado na Figura 1.1, esses efeitos podem

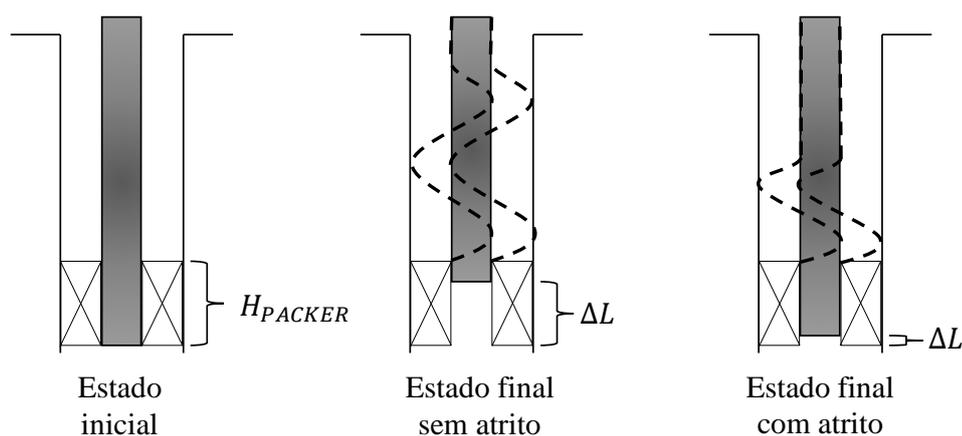
ocorrer simultaneamente e em conjunto com a flambagem, o que enfatiza a necessidade de um modelo capaz de incorporar todas essas formas de atrito entre a coluna e o revestimento. É importante destacar que também existe o atrito originado pela interação entre o fluido e a coluna, mas esse efeito não é considerado no trabalho.

1.1 Motivação

Bellarby (2009) afirma que o atrito geralmente resulta em uma diminuição dos esforços axiais. No entanto, em situações em que o atrito é significativo, ele ocasionalmente pode levar a um aumento local dessas cargas. Esse aspecto implica que, em comparação com previsões que não consideram o atrito, existe a possibilidade de reduzir o grau do aço utilizado ou o peso linear da coluna. Isso pode oferecer vantagens em termos de economia para o projeto da coluna sem abrir mão da segurança.

Trabalhos como os de Lubinski, Althouse e Logan (1962), Hammerlindl (1980) e Mitchell (1986) enfatizam o impacto do atrito decorrente da flambagem no encurtamento das colunas de produção e injeção (ΔL), quando o *packer* permite sua movimentação livre. A consideração do atrito resulta em um encurtamento menor da coluna, o que conseqüentemente reduz a altura necessária para o posicionamento dos selos do *packer* (H_{PACKER}), conforme ilustrado na Figura 1.2. Desse modo, as análises que incorporam o efeito do atrito em COP/COI têm implicações interessantes. No entanto, é importante observar algumas considerações essenciais ao realizar tais análises, conforme será discutido a seguir.

Figura 1.2 – Influência do atrito para o dimensionamento de *packers*.



Fonte: Autor (2024)

Bellarby (2009) explica que quando se tratam de cargas operacionais (em oposição a cargas de instalação ou recuperação), é comum inicialmente desconsiderar o atrito. Isso se deve ao fato de que essas cargas são aplicadas com duração até de anos, os deslocamentos são relativamente pequenos e os efeitos das vibrações tendem a aliviar as forças de contato e de

atrito. No entanto, é importante reconhecer que não é possível garantir a ausência completa de atrito, portanto, é necessário realizar uma análise sensível à presença da fricção.

Nessa análise, inicialmente os modelos podem ser construídos sem qualquer efeito de fricção e, posteriormente, é introduzido um fator de atrito realista. O impacto do atrito nas cargas operacionais, sobretudo no contexto da flambagem, está sujeito à influência do histórico de carregamento, como mencionado por Mitchell (2007), embora essa consideração seja frequentemente negligenciada (BELLARBY, 2009). Além disso, é importante observar que o atrito é uma força de significativa importância, apesar de muitas vezes subestimada, especialmente na análise de flambagem (MITCHELL, 2008).

Na literatura, alguns trabalhos têm abordado todas as formas de atrito entre a coluna e o revestimento (flambagem, peso e/ou efeito *capstan*), como evidenciado nos trabalhos de Brett et al. (1987), Gu, Newman e Hauglund (1993), Wu e Juvkam-Wold (1993) e Miska et al. (1996). No entanto, muitos desses trabalhos não consideram o histórico de carregamento nas análises de atrito, o qual, conforme mencionado anteriormente, influencia diretamente os esforços axiais resultantes, uma vez que cinemática da coluna define a direção do movimento e consequentemente do atrito.

Mitchell (1996), Zwarich et al. (2018) e Mitchell et al. (2020) apresentam modelos que incorporam esse histórico de carregamento. Destes trabalhos, a modelagem numérica proposta por Mitchell (1996) se destaca por ser estática. Porém, essa modelagem carece da inclusão do atrito devido ao peso e ao efeito *capstan*, além de suas equações de flambagem estarem direcionadas apenas a poços verticais. Sheppard, Wick e Burgess (1987) discutem o atrito por esses dois efeitos, enquanto Mitchell (1999) apresenta equações para flambagem em poços direcionais. Nesse contexto, a incorporação desses efeitos representa uma valiosa contribuição à modelagem numérica de atrito por flambagem, permitindo uma análise abrangente do fenômeno por meio de um único modelo.

1.2 Objetivos e principal contribuição

O objetivo principal deste trabalho é uma modelagem numérica para determinar a contribuição do atrito nos esforços axiais de colunas de produção e injeção em poços de petróleo submetidos a carregamentos operacionais.

Em poços verticais, as forças de atrito decorrentes do contato entre a coluna e o revestimento ocorrem apenas se a coluna flambar. Já em poços direcionais, o atrito surge naturalmente devido à gravidade e à curvatura da coluna, podendo ser ampliado com a flambagem da coluna.

Além desse objetivo principal, há os seguintes objetivos específicos:

- Modelar numericamente a coluna durante operações, abrangendo peso próprio, efeito balão, efeito pistão, flambagem e seu atrito resultante, e variações térmicas;

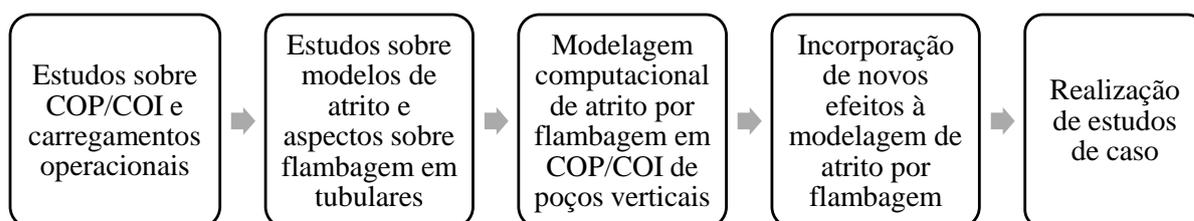
- Simular numericamente a coluna com *packer* permitindo uma movimentação livre ou uma restrição parcial ou total desse tubular;
- Incorporar os carregamento de fricção devido ao peso e ao efeito *capstan* ao modelo numérico de atrito por flambagem;
- Atualizar os critérios de instabilidade do modelo de atrito por flambagem para o estudo de poços direcionais;
- Desenvolver uma estratégia para modelagem do efeito pistão ao longo do comprimento da coluna;
- Realizar estudos de caso em poços direcionais.

A principal contribuição deste trabalho é o aprimoramento de uma modelagem numérica para cálculo de esforços axiais considerando, além da temperatura, do peso próprio e do efeito balão, o atrito e diferentes modos de flambagem em COP/COI de poços direcionais.

1.3 Metodologia

Para alcançar o objetivo estabelecido, a metodologia empregada neste estudo é subdividida em cinco macroetapas, conforme ilustrado na Figura 1.3.

Figura 1.3 – Metodologia de trabalho.



Fonte: Autor (2024)

A primeira macroetapa envolve um estudo sobre as colunas de produção e injeção com o objetivo de compreender as diferenças entre uma COP e uma COI e quais são seus equipamentos. A respeito desses equipamentos, é dada ênfase à caracterização de tubos de produção e *packer*, os quais influenciam diretamente a modelagem utilizada no trabalho. Também são estudados os principais carregamentos operacionais sofridos pela COP/COI durante a vida útil do poço, a fim de direcionar os carregamentos mais críticos a serem aplicados nos estudos de caso.

A segunda macroetapa consiste em realizar uma revisão bibliográfica sobre a modelagem de atrito e flambagem em colunas. Nesse contexto, são analisados diversos modelos que tratam do atrito relacionado à flambagem em colunas de produção e injeção, incluindo abordagens que

envolvem torque e arraste. Além disso, são exploradas as mais recentes abordagens dinâmicas encontradas na literatura. No âmbito da flambagem, a pesquisa procura compreender a evolução dos critérios de instabilidade, visando um tratamento mais preciso desse fenômeno em poços tanto verticais como direcionais para previsão correta do atrito devido a essa instabilidade.

A terceira macroetapa aborda a modelagem numérica computacional do efeito do atrito por flambagem em poços verticais. Vale ressaltar o uso de um modelo unidimensional em elementos finitos que abrange não apenas o atrito e a flambagem (temas centrais da análise), mas também considera o peso próprio, a temperatura e os efeitos balão e pistão. Nesse sentido, inicia-se com a implementação computacional do modelo, seguida pela verificação da implementação por meio da simulação de um poço vertical disponível na literatura, com uma avaliação dos resultados referentes a esforços e deslocamentos axiais na COP/COI.

A quarta macroetapa consiste na incorporação do atrito por efeito *capstan* e peso ao modelo numérico de atrito por flambagem para o estudo de poços direcionais. Nesse contexto, é incorporada a componente de força de contato correspondente a esses efeitos na formulação implementada na etapa anterior. Além disso, os critérios de flambagem do modelo implementado são revisados e ajustados com base nos critérios mais recentes e precisos identificados durante a primeira fase da metodologia. As incorporações propostas são implementadas e posteriormente verificadas por meio da simulação de poços direcionais encontrados na literatura, com uma avaliação de resultados relativos à força efetiva, deslocamentos e comprimento flambado da COP/COI.

A quinta e última macroetapa envolve a condução de estudos de caso, investigando os impactos resultantes da combinação do atrito originado por peso, efeito *capstan* e novas equações de flambagem nos esforços axiais de colunas de produção e injeção em diferentes cenários de operação. Os poços em estudo possuem trajetórias vertical e direcional.

1.4 Delimitação do trabalho

No contexto deste trabalho, as análises realizadas são unidimensionais e estáticas, apesar da existência de modelos dinâmicos. A modelagem do atrito sem flambagem admite uma mesma trajetória para o poço e a COP/COI, ou seja, não é considerada a rigidez transversal da coluna. Não é admitido o efeito de atrito sob os critérios de flambagem, o revestimento externo à coluna é considerado rígido e o atrito é modelado apenas em regime cinético.

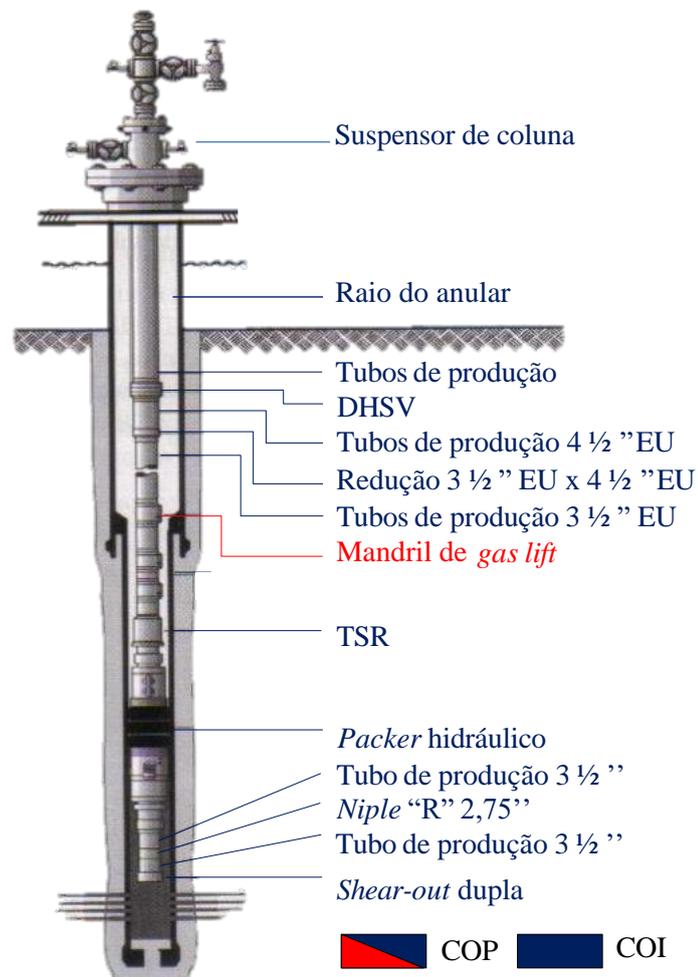
2 EQUIPAMENTOS E OPERAÇÕES EM COP/COI

Neste capítulo, são abordados conceitos fundamentais relacionados a colunas de produção e injeção, bem como algumas operações realizadas ao longo da vida útil dessas colunas.

2.1 Colunas de produção e injeção

A Figura 2.1 ilustra uma coluna de produção e injeção, onde os equipamentos nomeados em azul e vermelho caracterizam uma coluna de produção, enquanto aqueles apenas em azul uma coluna de injeção. A COI tem basicamente os mesmos elementos da COP, exceto pelo mandril de *gas lift*, equipamento utilizado para elevação artificial em operações de produção.

Figura 2.1 – Coluna de produção e injeção.



Fonte: Adaptado de Thomas (2001)

A coluna de produção é responsável por conduzir os fluidos produzidos até a superfície, protegendo o revestimento contra fluidos agressivos e pressões elevadas. Também permite a ins-

talação de equipamentos para a elevação artificial e a circulação de fluidos para o amortecimento do poço em intervenções futuras (THOMAS, 2001).

Por outro lado, a coluna de injeção é responsável por transportar fluidos (água, gás, vapor d'água e outros) até o reservatório para aumentar a produtividade e garantir a longevidade do poço de petróleo. Ainda é possível empregar esta coluna para injetar gases que serão armazenados, por exemplo, em reservatórios depletados.

Thomas (2001) discute alguns elementos a serem ponderados ao projetar uma COP/COI, como poços em ambientes marítimos ou terrestres. Entre esses elementos, também estão a demanda por métodos de elevação artificial, a natureza dos fluidos a serem extraídos, suas taxas de fluxo, a quantidade de zonas produtoras envolvidas do reservatório e a necessidade de conter a produção de sedimentos.

A seguir, são apresentadas as funções e características de alguns equipamentos da COP/COI apresentada na Figura 2.1.

- **Suspensor de coluna:** IBP (2022) afirma que é projetado para sustentar a coluna de produção, permitir o acesso mecânico e hidráulico ao interior da coluna e o acesso hidráulico ao anular de produção do poço. Além disso, é responsável por permitir a comunicação com sensores de pressão e temperatura de fundo de poço e acessar as linhas hidráulicas de controle de válvulas e de injeção de produtos químicos;
- **Tubos de produção:** Constituem os equipamentos da coluna com maior comprimento e devem garantir o transporte de fluidos entre o reservatório e a superfície com estanqueidade. Nesse sentido, segundo Thomas (2001), utilizam-se conexões com roscas finas que promovem a vedação metal-metal desses tubos com os demais equipamentos da COP/COI;
- **DHSV:** Refere-se a uma válvula de segurança de subsuperfície, sendo o acrônimo DHSV (*Down Hole Safety Valve*) de natureza comercial. Essa válvula tem o papel de barreira, com o objetivo de diminuir ou prevenir as pressões de um fluxo involuntário e descontrolado de fluidos da formação geológica, isto é, um *blowout*. Segundo Thomas (2001), essa válvula é posicionada 30 m abaixo do leito marinho;
- **Mandris de gas lift:** São os componentes da coluna de produção que servem para alojar as válvulas que permitirão a circulação de gás do espaço anular para a coluna de produção. Estas válvulas podem ser assentadas e retiradas através de operações a cabo e destinam-se à elevação artificial por *gas lift* (THOMAS, 2001);
- **TSR (junta telescópica):** É utilizada para absorver os movimentos devido à variação de temperatura durante a produção ou injeção de fluidos na coluna e aliviar os esforços na COP/COI. A TSR (*Tubing Seal Receptacle*) também é importante quando é necessário remover parte da coluna do poço sem retirar o *packer* e a cauda;

- **Packer (obturador):** Além de vedar o espaço anular entre a coluna e o revestimento, de acordo com Oliveira (2003), esse dispositivo tem a função de proteger o revestimento acima da profundidade instalada contra pressões elevadas e fluidos corrosivos, injetar fluidos apenas no anular e permitir a produção seletiva de várias zonas de produção por meio de uma única coluna;
- **Nipple:** Serve para alojar tampões mecânicos, válvulas de retenção ou registradores de pressão. Normalmente são instalados na cauda da coluna de produção abaixo de todas as ferramentas, mas podem também ser instalados, tantos quantos necessários, em vários pontos da coluna (THOMAS, 2001);
- **Shear-out (sub de pressurização):** É instalado na extremidade inferior da coluna de produção para permitir seu tamponamento temporário (OLIVEIRA, 2003). De acordo com IBP (2022), também é importante para o assentamento do *packer* hidráulico e para verificar a estanqueidade da coluna.

2.1.1 Tubos de produção

Na seção anterior, foram expostas algumas funcionalidades e características relacionadas aos tubos de produção. Estes tubos possuem uma especificação que engloba informações como diâmetro externo, peso nominal, grau do tubo e tipo de conexão. De acordo com Bellarby (2009), a grande maioria dos fabricantes de tubos de produção aderem a diretrizes técnicas, tais como as mencionadas pelo API Specification 5CT (2005).

Dentro das diretrizes do API Specification 5CT (2005), uma tabela é disponibilizada, conforme visualizado na Figura 2.2, exibindo um conjunto de tubos aptos a serem empregados na COP/COI. Em relação aos tubos de produção, os diâmetros externos podem variar entre 1,05 pol [217 mm] e 4,5 pol [114 mm]. Entretanto, tal diversidade não exclui a possibilidade de se utilizarem tubos com diâmetros superiores, como é o caso dos tubos de revestimento sugeridos pelo próprio regulamento, os quais possuem 6,625 pol [168 mm], 7 pol [178 mm], entre outros.

A Figura 2.2 também exhibe o peso nominal do tubo, representando o peso médio do tubo por unidade de comprimento, considerando inclusive as conexões. É fundamental ressaltar que tubos com mesmo diâmetro podem exibir variações no peso, o que está diretamente associado à espessura da parede do tubo ou ao tipo de conexão utilizado.

O grau do tubo, como estipulado pela API Specification 5CT (2005), é denotado por uma sigla seguida de um número, por exemplo, H40, M65, P110, entre outros. A letra da sigla caracteriza alguma composição química ou tratamento e, às vezes, algum tratamento térmico (PERRIN; CARON; GAILLOT, 1999). Bellarby (2009) observa que tubos comerciais com diferentes graus em relação aos propostos pelo API, graus proprietários, são frequentemente empregados em operações de completação, principalmente, quando há a necessidade de resistência à corrosão, a exemplo de graus com maior teor de cromo (13Cr, 25Cr) ou ditos "SS" (*Sour Service*).

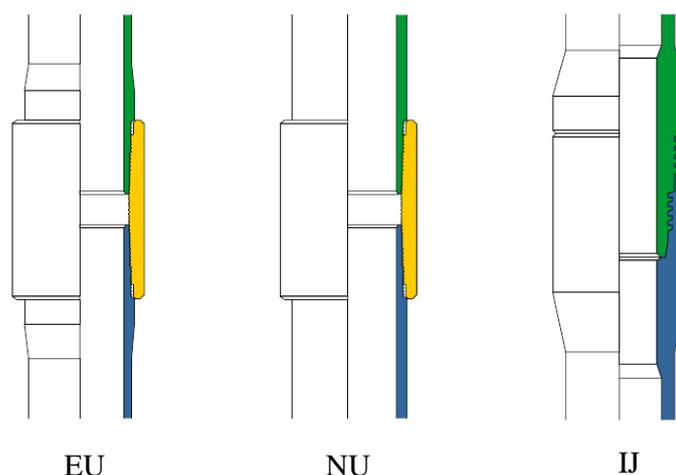
Figura 2.2 – Alguns tubos de produção fornecidos pela API.

Rótulos				Diâmetro externo <i>D</i> mm	Peso linear nominal			Espes-sura da parede do tubo <i>t</i> mm	Tipo de finalização						
1	2				Non-upset T&C	Ext. upset T&C	Integ. joint		H40	J55	L80	N80 Type 1,Q	C90	T95	P110
	NU T&C	EU T&C	IJ		kg/m	kg/m	kg/m								
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
1.050	1.14	1.20	—	26,67	1,70	1,79	—	2,87	PNU	PNU	PNU	PNU	PNU	PNU	—
1.050	1.48	1.54	—	26,67	2,20	2,29	—	3,91	PU	PU	PU	PU	PU	PU	PU
1.315	1.70	1.80	1.72	33,40	2,53	2,68	2,56	3,38	PNU	PNU	PNU	PNU	PNU	PNU	—
1.315	2.19	2.24	—	33,40	3,26	3,33	—	4,55	PU	PU	PU	PU	PU	PU	PU
1.660	2.09	—	2.10	42,16	—	—	3,13	3,18	PI	PI	—	—	—	—	—
1.660	2.30	2.40	2.33	42,16	3,42	3,57	3,47	3,56	PNU	PNU	PNU	PNU	PNU	PNU	—
1.660	3.03	3.07	—	42,16	4,51	4,57	—	4,85	PU	PU	PU	PU	PU	PU	PU
1.900	2.40	—	2.40	48,26	—	—	3,57	3,18	PI	PI	—	—	—	—	—
1.900	2.75	2.90	2.76	48,26	4,09	4,32	4,11	3,68	PNU	PNU	PNU	PNU	PNU	PNU	—
1.900	3.65	3.73	—	48,26	5,43	5,55	—	5,08	PU	PU	PU	PU	PU	PU	PU
1.900	4.42	—	—	48,26	6,58	—	—	6,35	—	—	P	—	P	P	—
1.900	5.15	—	—	48,26	7,66	—	—	7,62	—	—	P	—	P	P	—
2.063	3.24	—	3.25	52,40	—	—	4,84	3,96	PI	PI	PI	PI	PI	PI	—
2.063	4.50	—	—	52,40	—	—	—	5,72	P	P	P	P	P	P	P
2-3/8	4.00	—	—	60,32	5,95	—	—	4,24	PN	PN	PN	PN	PN	PN	—
2-3/8	4.60	4.70	—	60,32	6,85	6,99	—	4,83	PNU	PNU	PNU	PNU	PNU	PNU	PNU
2-3/8	5.80	5.95	—	60,32	8,63	8,85	—	6,45	—	—	PNU	PNU	PNU	PNU	PNU
2-3/8	6.60	—	—	60,32	9,82	—	—	7,49	—	—	P	—	P	P	—
2-3/8	7.35	7.45	—	60,32	10,94	11,09	—	8,53	—	—	PU	—	PU	PU	—

Fonte: Adaptado de API Specification 5CT (2005)

O API também estabelece algumas conexões ou rosca para conectar os tubos de produção, por exemplo, EU (*External upset*), NU (*Non upset*) e IJ (*Integral joint*), conforme ilustrado na Figura 2.3. De acordo com Perrin, Caron e Gaillot (1999), as conexões do tipo EU proporcionam um diâmetro aumentado na parte externa do tubo melhorando a resistência à tração. Os autores ainda afirmam que na conexão do tipo NU não há o mesmo aumento de diâmetro da conexão EU, enquanto a conexão IJ é indicada para tubos de pequenos diâmetros. Também há as conexões *premium* ou proprietárias, as quais são utilizadas em ambientes mais críticos.

Figura 2.3 – Exemplos de conexões API para tubos de produção.

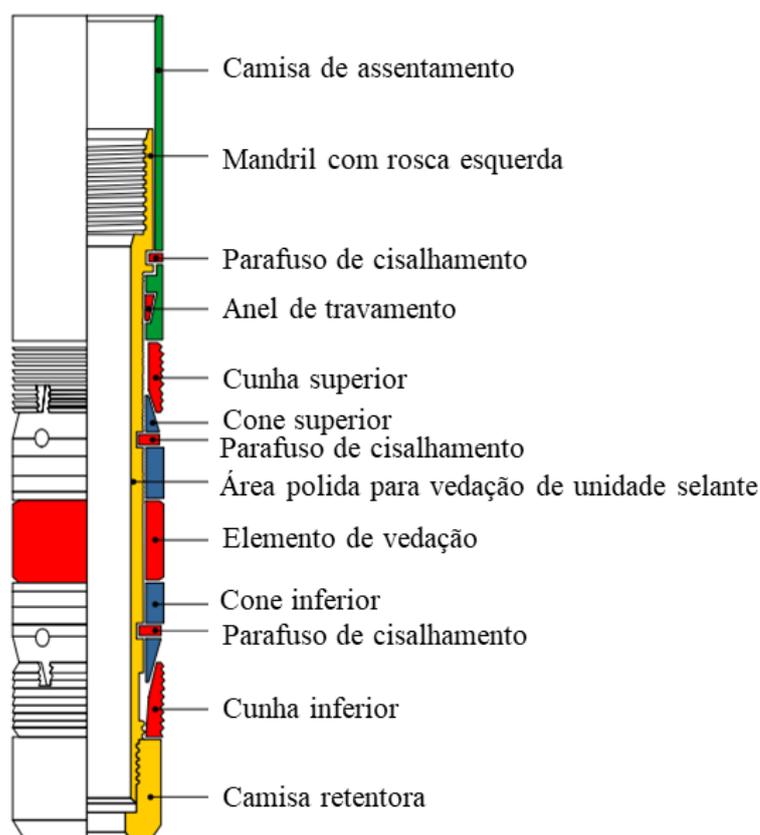


Fonte: Adaptado de Garcia (1997)

2.1.2 Packer

Anteriormente, foram mencionadas as funcionalidades do *packer*. Este equipamento pode ser classificado em termos de sua recuperabilidade como permanente ou recuperável. Um *packer* permanente é irrecuperável após sua instalação e sua estrutura pode ser exemplificada, conforme ilustrado na Figura 2.4. Sua remoção requer um procedimento de corte seguido pelo deslocamento da peça até o fundo do poço (GARCIA, 1997). No *packer* apresentado na Figura 2.4, segundo Garcia (1997), a ativação é realizada por meio de uma ferramenta de assentamento. Essa ativação provoca uma explosão controlada que é programada para ocorrer quando o *packer* atinge a profundidade predeterminada. O resultado dessa explosão é um movimento descendente que comprime a região entre as camisas de assentamento e retentora. Assim, ocorre a expansão do elemento de vedação e das cunhas contra as paredes do revestimento, garantindo o assentamento completo do *packer*.

Figura 2.4 – Exemplo de *packer* permanente.

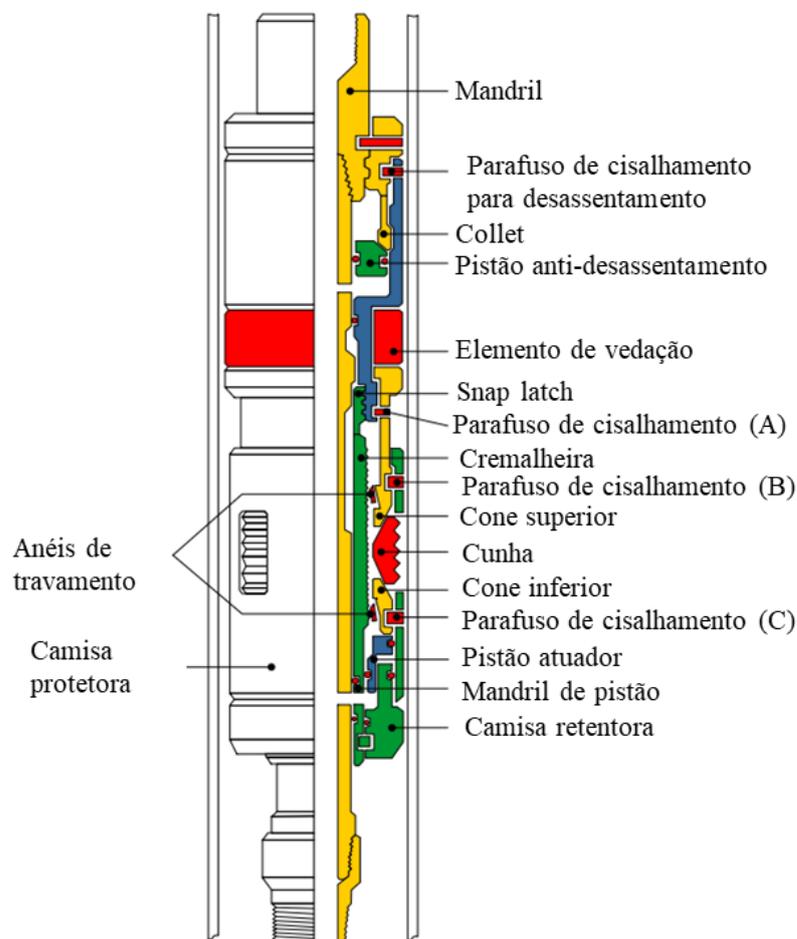


Fonte: Adaptado de Garcia (1997)

Um *packer* recuperável pode ser instalado e removido repetidamente conforme necessário, e sua estrutura pode ser exemplificada como ilustrado na Figura 2.5. Nesse modelo de *packer*, de acordo com as informações de Garcia (1997), são empregados parafusos de cisalhamento. Quando esses parafusos se rompem, possibilitam o processo de assentamento ou desassentamento do *packer* em relação ao revestimento. Além disso, esse *design* também inclui a utilização

de cunhas. Essas cunhas desempenham a função de evitar que as pressões exercidas abaixo do *packer* causem seu deslocamento para cima após ter sido devidamente assentado.

Figura 2.5 – Exemplo de *packer* recuperável.



Fonte: Adaptado de Garcia (1997)

Os *packers* recuperáveis podem ser instalados de forma mecânica ou hidráulica. Os modelos mecânicos podem ser assentados por rotação da coluna, seguida da aplicação de peso ou tração (THOMAS, 2001). De acordo com Bellarby (2009), na fase de completação, a instalação do *packer* é mais comumente hidráulica do que mecânica.

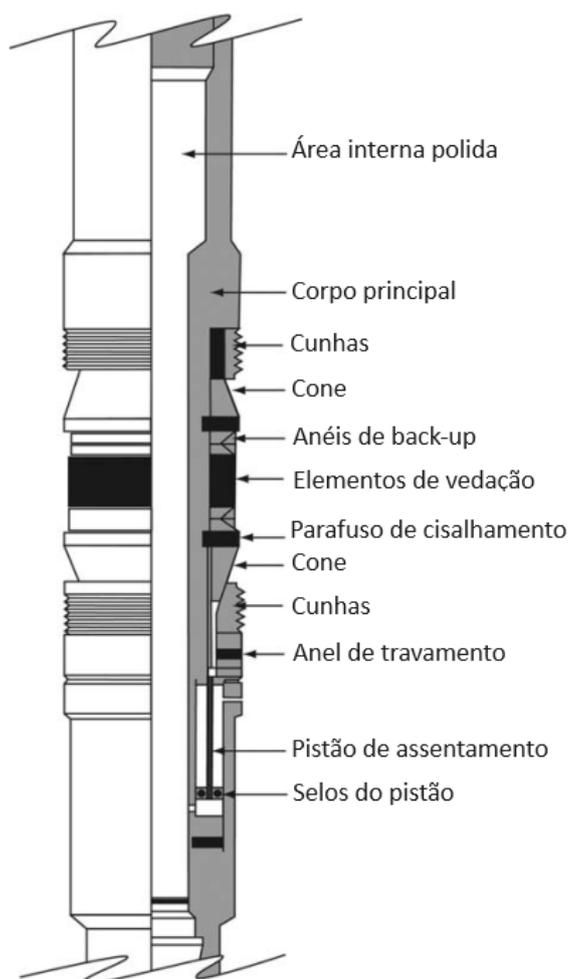
Por outro lado, os *packers* hidráulicos são assentados por pressurização da coluna e o desassentamento é realizado tracionando-se a coluna (THOMAS, 2001). Nesse sentido, observa-se a relevância do equipamento sub de pressurização, pois, ao tamponear a coluna, assegura-se a manutenção do diferencial de pressão para a acomodação hidráulica do *packer*.

Os *packers* também podem ser classificados de acordo com o impacto que exercem na movimentação da coluna em sua profundidade de assentamento como livre, restrito e fixo.

Um *packer* que permite movimentação livre não restringe o deslocamento axial da coluna em sua profundidade de assentamento. Nesse contexto, na extremidade superior desses *packers*,

encontra-se uma área interna polida (*seal bore*), conforme ilustrado na Figura 2.6. Nessa área, é inserido um componente conhecido como unidade selante. Este componente, situado na parte inferior da coluna, possui selos externos que asseguram a vedação dentro da área polida do *packer*, ao mesmo tempo em que permitem a movimentação axial da coluna sem restrições.

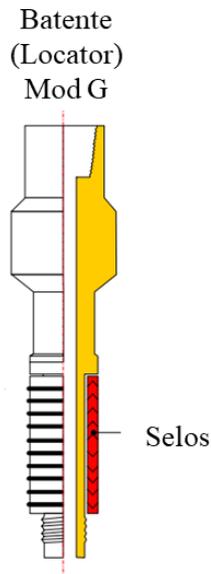
Figura 2.6 – *Packer seal bore*.



Fonte: Adaptado de Bellarby (2009)

Um *packer* que permite movimentação restrita não permite o deslocamento axial da coluna de forma ilimitada. Semelhante ao cenário anterior, esse tipo de *packer* também deve possuir uma superfície interna polida, no entanto, a unidade selante é do tipo batente, conforme representado na Figura 2.7. Dessa forma, quando a coluna se movimenta para baixo, a partir de uma determinada profundidade, o diâmetro do *locator* se torna maior do que o diâmetro da área interna polida do *packer*, restringindo assim o deslocamento axial da coluna.

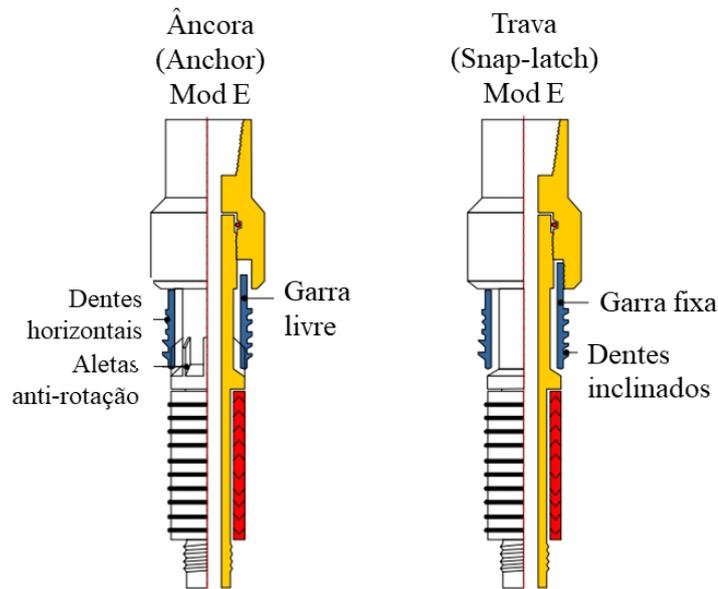
Figura 2.7 – Unidade selante do tipo batente.



Fonte: Garcia (1997)

Um *packer* em sua profundidade de assentamento tem a capacidade de restringir os deslocamentos axiais da coluna. Esse tipo de *packer* também pode apresentar uma área interna polida, no entanto, a unidade selante da coluna deve ser do tipo âncora ou trava, conforme exemplificado na Figura 2.8. Essas unidades são equipadas com garras que permitem prender a coluna ao *packer*, impedindo assim o deslocamento axial da coluna na região do *packer*. Existem também outras formas de restringir o deslocamento da coluna, como o rosqueamento direto entre o *packer* e a coluna, sem a necessidade de uma área polida.

Figura 2.8 – Unidades selantes do tipo âncora e trava.



Fonte: Adaptado de Garcia (1997)

2.2 Carregamentos operacionais

Após ser instalada, a coluna de produção e injeção está sujeita a diferentes operações, as quais geram esforços que devem ser analisados para garantir sua integridade estrutural. A seguir, são apontados alguns destes.

- **Condição inicial:** Momento em que o *packer* já está assentado e as pressões necessárias para a sua instalação foram removidas. É essencial calcular corretamente a condição inicial, uma vez que todas as operações subsequentes estão intimamente ligadas a ela. Bellarby (2009) aponta que o atrito pode desempenhar um papel importante nesse tipo de cenário, especialmente em poços de longo alcance;
- **Slack-off:** Refere-se a uma condição inicial especial que ocorre, por exemplo, em uma coluna equipada com uma unidade selante tipo batente e um *packer seal bore*. Nesse contexto, trata-se sobre o momento em que o batente entra em contato com a extremidade superior do *packer*. Durante essa operação, existe o potencial de ocorrer o fenômeno de flambagem na coluna, bem como o atrito devido a essa instabilidade;
- **Squeeze cementing (compressão de cimento):** É uma operação que consiste no bombeamento de uma pasta de cimento através da coluna de produção, a qual é deslocada até a posição desejada a partir de um volume de fluido. A pasta de cimento é então solidificada para formar uma barreira estável. Thomas (2001) indica que essa barreira é necessária quando precisa-se corrigir a cimentação primária, tamponear canhoneados em zona produtora para eliminar a produção de fluidos indesejados e reparar vazamentos no revestimento;
- **Teste de pressão na coluna:** Essa operação é conduzida antes que a COP/COI seja colocada em serviço, de acordo com Bellarby (2009), envolvendo a aplicação de pressão na coluna, seja com a presença de um *plug* ou não, e com ou sem a instalação do *packer*. O autor também observa que muitas empresas estabelecem que as pressões utilizadas nesse teste devem exceder em 10% o diferencial máximo de pressão durante os carregamentos operacionais. Além disso, essa operação é realizada quando a coluna é designada como um elemento barreira de poço;
- **Produção surgente:** O termo surgente em um contexto de produção refere-se ao fluxo natural dos fluidos do reservatório até a superfície, sem a necessidade de métodos artificiais de elevação. De acordo com Bellarby (2009), a produção provoca variações térmicas na coluna que resultam em cargas significativas de temperatura, as quais podem resultar em pressões elevadas ou reduzidas. Além disso, quando a coluna possui movimentação livre, é importante analisar o comprimento dos selos na coluna e o impacto da temperatura nas propriedades físicas do tubo. Nos casos de colunas fixas, há um maior risco de flambagem, bem como do atrito afetando os esforços axiais;

- **Injeção:** Em geral, as operações de injeção envolvem temperaturas frias e altas pressões. No contexto da injeção de água, de acordo com Bellarby (2009), para um poço submarino com linhas de fluxo ao longo do leito do mar, e com linhas extensas ou sem isolamento térmico, é provável que a temperatura do fluido na chegada seja próxima à temperatura do fundo do mar. Em um poço localizado em águas profundas, por exemplo, o leito do mar pode ser significativamente mais frio do que a água da superfície, ampliando assim a severidade do carregamento associado à injeção de água. Quanto à injeção de gás, o autor também ressalta que, devido à leveza dos gases, é necessário aplicar altas pressões na superfície para inserir o gás no reservatório. Dessa forma, em colunas não restritas, essa operação tende a causar encurtamento, ao passo que em colunas fixas, há uma propensão para esforços axiais de tração;
- **Acidificação:** Trata-se de uma operação relacionada à estimulação, ou seja, à melhora da produtividade ou injetividade do poço. A solução ácida (cuja composição será definida de acordo com as características do poço) é injetada pelo interior do tubo de injeção até a rocha reservatório, a pressão de injeção deve ser maior que a pressão de poro da rocha para que o fluido invada os poros do reservatório e dissolva o material do interior, aumentando o volume dos poros (KALFAYAN, 2008 apud BASTOS, 2022). Segundo Bellarby (2009), as condições de carregamento (pressão e temperatura) são semelhantes à injeção, conforme descrito anteriormente.
- **Shut-in:** Trata-se de uma operação que envolve o fechamento temporário do poço, interrompendo o fluxo dos hidrocarbonetos. Conforme detalhado por Bellarby (2009), essa é uma situação de extrema importância, pois tanto a pressão quanto a temperatura na coluna do poço podem aumentar consideravelmente. Isso é notável, por exemplo, quando há uma prolongada operação de produção em altas temperaturas, seguida por um rápido *shut-in*.
- **Bullheading:** É uma operação de caráter crítico, pois o poço sofre com a circulação de fluidos indesejados em direção à superfície. A operação de *bullheading* consiste no bombeio de fluido do poço para a formação em uma vazão suficiente para garantir o carreamento de todo o hidrocarboneto para o interior das formações expostas (TERRA, 2016). Pela característica injetora da operação, entende-se uma predominância de esforços de tração.

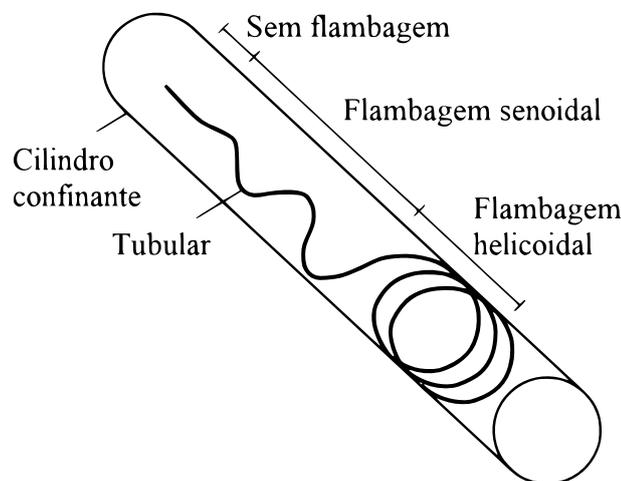
3 FLAMBAGEM E ATRITO

Neste capítulo, são apresentados conceitos sobre flambagem em colunas, além de critérios para a flambagem de tubulares em poços verticais e direcionais. Também são explorados os efeitos do atrito associados à flambagem, juntamente com modelos de torque e arraste utilizados para prever a fricção resultante do peso e do efeito *capstan* em poços direcionais.

3.1 Flambagem

As colunas presentes em poços de petróleo, tais como as de perfuração, revestimento, produção, injeção e flexitubos, podem experimentar tipos distintos de flambagem, manifestando-se de maneira senoidal ou helicoidal. A Figura 3.1 ilustra cada uma dessas formas de instabilidade. Vale mencionar que a flambagem senoidal, também conhecida como flambagem lateral, apesar de assemelhar-se a um padrão em "S", não corresponde a uma verdadeira senoide, assim como observado por Bellarby (2009). Segundo Pattillo (2018), essa forma de flambagem surge inicialmente e, no caso de aumento acentuado na compressão da coluna, transita abruptamente para o formato helicoidal.

Figura 3.1 – Modos de flambagem.



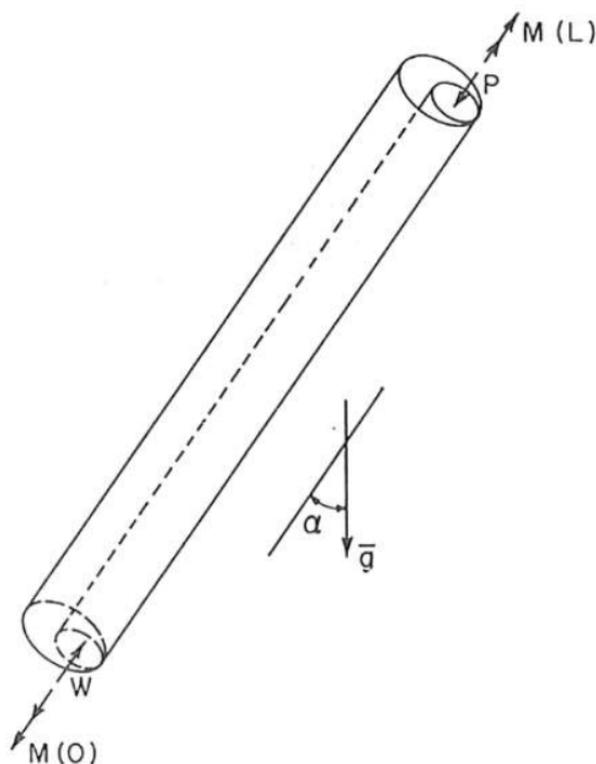
Fonte: Adaptado de Pattillo (2018)

No contexto de colunas de perfuração em poços verticais, Lubinski (1950) introduziu um valor crítico para identificar a flambagem de primeira ordem, também conhecida como flambagem senoidal. Posteriormente, Lubinski, Althouse e Logan (1962) abordaram a flambagem helicoidal de colunas de produção e injeção (COP/COI), destacando que, dependendo do regime de pressões, essa instabilidade pode ocorrer mesmo quando a coluna está sob tração real. Os cálculos tradicionais de força e deslocamento em colunas não levavam em consideração essa forma de instabilidade. Diante disso, este trabalho propôs uma estratégia para incorporar a flambagem helicoidal em colunas de poços verticais. Nesse sentido, é introduzida uma força

ficção que antecipa a ocorrência da flambagem. Assim, quando essa força é positiva, a coluna é prevista para flambar. Os autores mencionam que, na realidade, a flambagem se desencadeia a partir de um valor crítico. Por exemplo, estima-se que esse valor crítico seja em torno de 500 lbf [224,11 kN] para uma coluna com um diâmetro externo de 2 5/8 pol [67 mm] - um valor relativamente pequeno e frequentemente negligenciado. No caso de poços direcionais, esse valor crítico também dependeria da inclinação do poço.

No estudo conduzido por Paslay e Bogy (1964), foi abordada a instabilidade de uma haste cilíndrica inserida em um cilindro de maior tamanho, empregando métodos baseados em princípios energéticos. Nesse estudo, foi assumido um contato contínuo entre a haste e o cilindro, com uma inclinação α entre o eixo do cilindro e a vertical, conforme ilustrado na Figura 3.2. Para simplificação, o diâmetro da haste foi considerado constante. A investigação teve como foco as forças críticas relacionadas à flambagem senoidal da coluna. Esse estudo analisou o caso em que a haste estava na posição horizontal ($\alpha = 90^\circ$) e com uma pequena densidade. Por sua vez, Dawson e Paslay (1984) estenderam a análise da carga crítica da haste cilíndrica na posição horizontal, a fim de avaliar a carga máxima de compressão em colunas de perfuração de poços inclinados. Eles também desenvolveram abordagens para tratar de comprimentos consideráveis da haste, eliminando essa variável na carga crítica. Importante ressaltar que a formulação original de Paslay e Bogy (1964) não incorpora a presença de fluidos nos cilindros. Como solução, Dawson e Paslay (1984) sugerem substituir o peso do tubo pelo seu valor flutuado.

Figura 3.2 – Problema de instabilidade entre cilindros concêntricos.



Fonte: Paslay e Bogy (1964)

No trabalho de Chen, Lin e Cheatham (1990), foi abordada a previsão dos dois modos de flambagem em flexitubos usados em poços horizontais. Para o modo senoidal, eles também empregaram a equação de Paslay e Bogy (1964), chegando à mesma carga crítica obtida por Dawson e Paslay (1984). No caso do modo helicoidal, os autores utilizaram conceitos de energia para obter uma carga crítica $\sqrt{2}$ vezes maior em comparação com o caso senoidal. Por sua vez, He e Kyllingstad (1995) investigaram a flambagem de flexitubos em poços com curvatura. Ao aplicar esses estudos em um poço real, eles observaram que a curvatura tem um impacto significativo na carga crítica para a flambagem helicoidal. Como resultado, foi proposta uma nova formulação para a carga crítica levando em consideração o efeito da curvatura. Diante disso, os autores recomendaram incorporar esse efeito nas simulações de operações com flexitubos. Adicionalmente, Wu e Juvkam-Wold (1995) apresentaram a carga crítica para um cenário de flambagem helicoidal em um poço vertical.

No estudo realizado por Mitchell (1997), uma solução numérica foi proposta para uma equação diferencial de quarta ordem, formulada em termos do ângulo da hélice da flambagem. Esse estudo focou em poços direcionais, uma vez que a solução anterior de Lubinski, Althouse e Logan (1962) era aplicável apenas a poços verticais. Conforme mencionado por Mitchell (1988), é amplamente aceito que a solução vertical de flambagem helicoidal é uma boa aproximação, porém seu intervalo de aplicabilidade é incerto. Em continuidade, Mitchell (1988) desenvolveu uma solução analítica que demonstrou que a proposta de Lubinski, Althouse e Logan (1962) é um caso particular de sua nova solução. Posteriormente, Mitchell (1997) expandiu seus estudos para desenvolver uma estratégia numérica, englobando critérios de instabilidade tanto para flambagem helicoidal quanto para flambagem senoidal. Além disso, foram derivadas correlações para a variação de comprimento devido à flambagem, tensão máxima de flexão e força de contato. Um resumo desses resultados também pode ser encontrado em Mitchell (1999).

Alguns trabalhos se dedicam a apresentar o estado da arte da flambagem, como é o caso dos estudos de Cunha (2004) e Mitchell (2008), nos quais podem ser encontrados mais detalhes sobre o assunto. Mitchell (2012) conduziu uma análise sobre a flambagem de tubos concêntricos em poços de petróleo e gás. Na literatura, a maioria das análises assume que o tubo interno é o único sujeito a flambar, enquanto o revestimento externo é tratado como rígido. Entretanto, na realidade, esse revestimento possui propriedades elásticas e também pode sofrer flambagem. Nesse contexto, o trabalho de Mitchell (2012) explora as interações possíveis entre dois tubos concêntricos quando um ou ambos estão sob compressão e sujeitos a flambagem. O autor destaca as diferentes formas pelas quais esses tubos podem interagir quando submetidos a essas condições.

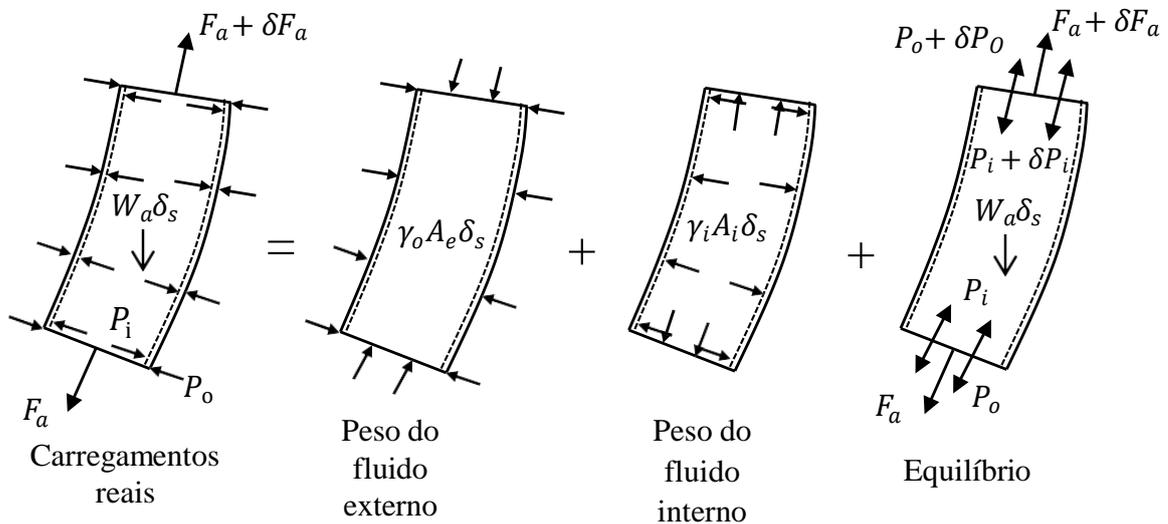
3.1.1 Critérios de flambagem

No estudo de Lubinski, Althouse e Logan (1962), o conceito de força fictícia foi empregado para analisar a flambagem. Por outro lado, Bellarby (2009) e Pattillo (2018) optaram pelo

uso da força efetiva. A seguir, será apresentado o desenvolvimento da força efetiva conforme realizado por Pattillo (2018), bem como a relação entre a força efetiva e a força fictícia de Lubinski, Althouse e Logan (1962).

A Figura 3.3 representa o diagrama de corpo livre de um segmento infinitesimal de tubo em equilíbrio, com um comprimento δ_s . Nesse cenário, estão presentes os seguintes carregamentos: pressão interna P_i , pressão externa P_o e o peso por unidade de comprimento do próprio tubo W_a . Além disso, há uma força axial real F_a e seu incremento δF_a , caracterizando um estado de tração. As pressões interna e externa são resultantes da ação de fluidos com pesos específicos γ_i e γ_o , agindo sobre as áreas interna A_i e externa A_e do elemento, respectivamente.

Figura 3.3 – Diagrama de corpo livre de um elemento infinitesimal de coluna.

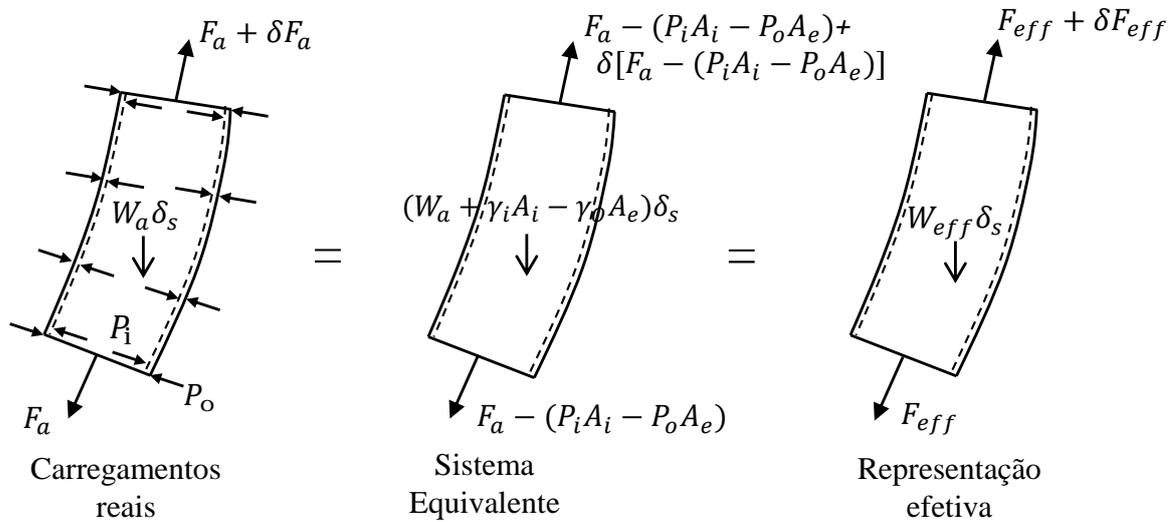


Fonte: Adaptado de Pattillo (2018)

Com base no princípio de superposição de efeitos, pode-se manipular os carregamentos e garantir um mesmo efeito ao final. A fim de haver somente pressões externas no elemento, por exemplo, pode-se adicionar tais pressões nas faces superior e inferior do elemento, caracterizando um cenário com fluido em todas as direções e uma força equivalente ao volume de fluido deslocado ($\gamma_o A_e \delta_s$). Analogamente, tem-se um peso equivalente as pressões internas. É necessário neutralizar as pressões adicionadas nas faces superior e inferior, além de somar as parcelas de peso próprio e força axial para garantir o mesmo cenário de carregamento inicial.

A partir dessa decomposição, é possível montar um sistema equivalente de forças, de acordo com a Figura 3.4. Note que as setas representando as pressões interna e externa ao longo das laterais interna e externa do elemento não existem, pois esse efeito de pressões ocorre junto ao peso por meio das forças equivalentes. As pressões nas faces inferior e superior se convertem em força a partir de suas áreas de aplicação. Esse conjunto de forças ainda pode ser representado a partir de um sistema denominado de efetivo.

Figura 3.4 – Diagramas de corpo livre equivalentes para o elemento infinitesimal de coluna.



Fonte: Adaptado de Pattillo (2018)

A resultante das forças no elemento de tubo forma a força efetiva F_{eff} que é definida como

$$F_{eff} = F_a - P_i A_i + P_o A_e. \quad (3.1)$$

A força fictícia ou ainda de flambagem F_f , sendo esta última a adotada neste trabalho, relaciona-se com a força efetiva, de modo que

$$F_f = -F_{eff} = -F_a + P_i A_i - P_o A_e. \quad (3.2)$$

Sua convenção de sinal é contrária a força efetiva, ou seja, a compressão com sinal positivo e a tração com sinal negativo.

Além disso, há o peso por comprimento efetivo, flutuado ou aparente W_{eff} fornecido por

$$W_{eff} = W_a + \gamma_i A_i - \gamma_o A_e. \quad (3.3)$$

Há outra forma de obter tal peso, utilizando o fator de flutuação β , conforme a seguir:

$$W_{eff} = \gamma_s A_s + \gamma_i A_i - \gamma_o A_e = W_a \left[1 - \frac{\gamma_o A_e - \gamma_i A_i}{\gamma_s (A_e - A_i)} \right] = W_a \beta, \quad (3.4)$$

onde γ_s é o peso específico do aço.

Como mencionado anteriormente, a coluna pode flambar de forma senoidal ou helicoidal e alguns trabalhos se propõem a definir critérios para esses tipos de flambagem em poços

com diferentes geometrias. Porém, independentemente da forma do poço, quando a força de flambagem em algum ponto da coluna é superior aos valores críticos de flambagem senoidal F_{cs} ou helicoidal F_{ch} , a flambagem tende a ocorrer, conforme a Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Critérios de flambagem.

Condição	Estado de equilíbrio	Condição do tubular
$F_f < F_{cs}$	Estável	Sem flambagem
$F_{cs} < F_f < F_{ch}$	Instável	Sob flambagem senoidal
$F_f > F_{ch}$	Instável	Sob flambagem helicoidal

Fonte: Autor (2024)

Em poços verticais, conforme Lubinski (1950) e Wu e Juvkam-Wold (1995), as forças críticas para flambagem senoidal (Eq. 3.5) e helicoidal (Eq. 3.6) são dadas por

$$F_{cs} = 1,94(EIW_{eff}^2)^{1/3}, \quad (3.5)$$

$$F_{ch} = 5,55(EIW_{eff}^2)^{1/3}, \quad (3.6)$$

onde E e I são o módulo de Young e o momento de inércia do tubo, respectivamente.

Em poços inclinados e retos, de acordo com Dawson e Paslay (1984) e Mitchell (1999), têm-se

$$F_{cs} = F_p = \sqrt{\frac{4EIW_{eff} \text{sen}(\theta)}{r_c}}, \quad (3.7)$$

$$F_{ch} = 2,8\sqrt{\frac{4EIW_{eff} \text{sen}(\theta)}{r_c}} = 2,8F_{cs} = 2,8F_p, \quad (3.8)$$

onde θ é o ângulo de inclinação do poço em relação à vertical, r_c é o raio do anular e F_p é a força crítica de Paslay. Não é uma unanimidade o valor dos coeficientes das forças críticas. Chen, Lin e Cheatham (1990), por exemplo, sugerem um coeficiente de 1,41 para a flambagem helicoidal em poços inclinados.

Em poços com curvatura, segundo He e Kyllingstad (1995), as forças críticas são

$$F_{cs} = \sqrt{\frac{4EIF_{lnbc}}{r_c}}, \quad (3.9)$$

$$F_{ch} = 1,41\sqrt{\frac{4EIF_{lnbc}}{r_c}} = 1,41F_{cs}, \quad (3.10)$$

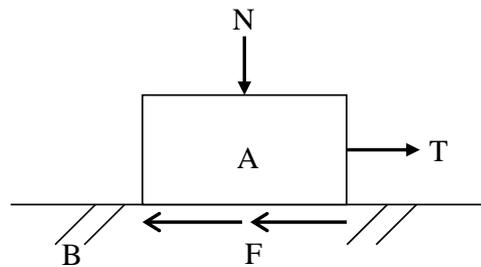
$$F_{lnc} = \sqrt{[\beta mg \sin(\theta) + F_{ax} a_i]^2 + [F_{ax} \sin(\theta) a_\phi]^2}, \quad (3.11)$$

onde F_{lnc} é a força de contato por comprimento para um tubo não flambado, m é a densidade, g é a gravidade, F_{ax} é a força axial de compressão, a_i e a_ϕ são as taxas de crescimento de inclinação e azimute, respectivamente. Note que F_{lnc} substituiu a relação $W_{eff} \sin(\theta)$ nos poços inclinados, o que equivale a considerar o contato coluna-revestimento por peso e efeito *capstan*, ao invés de apenas o peso.

3.2 Atrito

Antes de apresentar modelos que consideram o atrito induzido pela flambagem, é relevante enfatizar alguns conceitos fundamentais do atrito, como abordado por Mitchell (1996). A Figura 3.5 ilustra um bloco A em contato com uma superfície B , apresentando uma força normal N , uma força tangencial T e uma força de atrito F . Quando a força tangencial T é aplicada e não ocorre movimento entre a superfície e o bloco, é caracterizado o atrito estático. Nesse caso, a força de atrito F possui a mesma magnitude, mas atua em direção oposta à de T . Por outro lado, se a força T é suficientemente intensa para provocar o deslocamento do bloco A , configura-se o atrito dinâmico. Na situação de atrito dinâmico, a força de atrito F age na direção contrária à velocidade adquirida pelo bloco A .

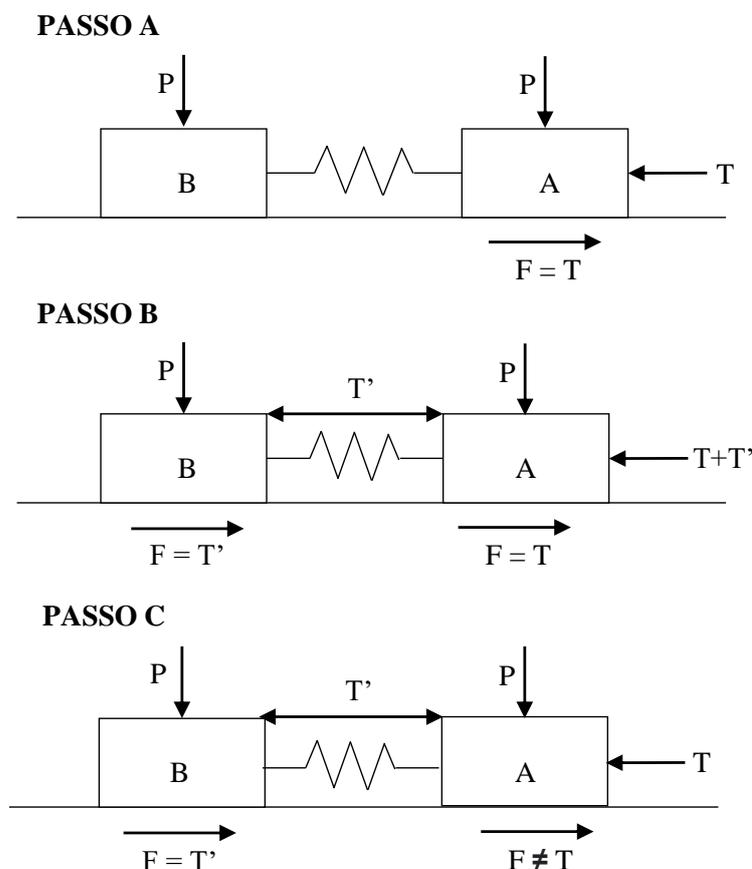
Figura 3.5 – Atrito entre o bloco A e a superfície B.



Fonte: Adptado de Mitchell (1996)

A Figura 3.6 ilustra dois blocos, A e B , com forças normais idênticas, conectados por uma mola. No Passo A, uma força T é aplicada, que corresponde ao limite de atrito estático. Isso significa que T é o valor máximo que pode ser aplicado antes que o bloco A comece a se mover. Esse limite também é válido para o bloco B . No Passo B, a carga T é aumentada por T' , o que desloca o bloco A e, por meio da mola, aplica uma força T' ao bloco B . No Passo C, a força no bloco A é reduzida novamente para T , de modo que a mola permanece carregada e o bloco B ainda está submetido a uma força de atrito T' . Entretanto, a força de atrito no bloco A não é igual a T . Importante notar que, nos Passos A e C, a carga externa permanece como T . No entanto, as forças de atrito nos blocos são diferentes, evidenciando a importância de considerar o histórico de carregamento ao realizar análises que envolvem o atrito.

Figura 3.6 – Dependência do histórico de carregamento pelas forças de atrito.



Fonte: Adaptado de Mitchell (1996)

3.2.1 Atrito por flambagem

O estudo realizado por Mitchell (1986) explorou o atrito por flambagem em colunas de produção e injeção. Nesse contexto, o autor incorporou o efeito de fricção ao modelo de flambagem proposto por Lubinski, Althouse e Logan (1962), o qual considera apenas a flambagem helicoidal. A partir disso, desenvolveu duas soluções analíticas aplicáveis a poços verticais equipados com *packer*, permitindo tanto a movimentação livre como a restrição da COP/COI em operações de *squeeze* e *slack-off*, respectivamente. É relevante destacar que o autor ressaltou a limitação dessas soluções analíticas, que não são abrangentes, e indicou a relevância do histórico de carregamento para determinar o estado final de um sistema sujeito ao atrito.

No estudo realizado por Gu, Newman e Hauglund (1993), uma relação entre a força de *slack-off* e a força no fundo de flexitubos foi discutida. Eles examinaram a solução analítica proposta por Mitchell (1986), que aborda o mesmo tipo de carregamento, e a avaliaram em um cenário de poço vertical, encontrando a concordância esperada. Uma contribuição significativa desse trabalho foi a investigação de poços direcionais. Uma vez que a solução anterior não é aplicável nesse contexto e considerando que poços direcionais apresentam atrito sem flambagem,

uma estratégia de cálculo foi adotada. Nessa abordagem, o flexitubo foi dividido em seções. Os cálculos começavam a partir da base e prosseguiam seção por seção até o topo. O modelo determinava se uma seção do flexitubo estava dobrada helicoidalmente e calculava a força de atrito correspondente, incluindo o atrito por peso e o efeito *capstan*

No trabalho conduzido por Wu e Juvkam-Wold (1993), foram desenvolvidas soluções analíticas para analisar o comportamento de tubos em poços horizontais e de alcance estendido. Essas soluções consideraram as contribuições resultantes do atrito causado pela flambagem helicoidal e pelo peso próprio do tubo. Os resultados obtidos com a solução adotada foram compatíveis com os experimentos realizados, validando a abordagem utilizada. Os autores ressaltaram a importância de considerar o atrito durante a flambagem helicoidal para garantir o êxito das operações de completação. Além disso, enfatizaram que a parcela de contato resultante da flambagem senoidal não foi contemplada nas análises, uma vez que essa contribuição geralmente é pequena em comparação com outros fatores.

McCann e Suryanarayana (1994) abordam a flambagem e o atrito de forma experimental com foco no efeito da fricção sob as cargas críticas de flambagem. Os resultados obtidos mostraram que a fricção aumenta significativamente a carga crítica de flambagem ao comparar com o caso sem fricção. Além disso, destaca-se o efeito de histerese do atrito, ou seja, uma vez que a flambagem ocorre, a carga para corrigir a instabilidade é bem abaixo que a carga crítica inicial. A mitigação do atrito reduz esse efeito, de modo que os autores apontam que o atrito seja a causa dominante disto. Não é desenvolvido nenhum modelo teórico para estes efeitos.

O trabalho de Mitchell (1996) apresentou um modelo numérico abrangente, unidimensional e baseado em elementos finitos, empregando uma formulação mista. Esse modelo permitiu calcular tanto as deformações quanto os esforços axiais nas colunas. A motivação por trás dessa abordagem, conforme explicado pelo autor, foi a necessidade de considerar o histórico de carregamento para calcular com precisão o efeito do atrito. O autor ilustra a relevância desse modelo ao avaliar um poço direcional sujeito a altas pressões e temperaturas, onde demonstra o impacto desse efeito de atrito. Além disso, o modelo incorporou as equações de flambagem propostas por Lubinski, Althouse e Logan (1962), destacando-se como uma estratégia para lidar com a instabilidade estrutural. É mencionado que o próprio trabalho sugere a substituição das equações de flambagem de Lubinski, Althouse e Logan (1962) quando resultados específicos para flambagem em poços direcionais estiverem disponíveis. Esse enfoque enfatiza a adaptabilidade do modelo às diferentes condições de poços e a intenção de manter a precisão das análises considerando os cenários reais de operação.

Miska et al. (1996) introduziram um modelo destinado a calcular os esforços axiais em flexitubos, especialmente em poços inclinados ou horizontais. Esse modelo contempla três condições distintas para a coluna: uma coluna reta (sem flambagem), uma coluna em flambagem senoidal e outra em flambagem helicoidal. Para cada uma dessas condições, o modelo inclui uma força de contato correspondente. Dessa forma, a equação diferencial não linear que envolve

o peso da coluna e a força de contato é resolvida. Para essa resolução, o método numérico Runge-Kutta de quarta ordem é empregado.

Mitchell (2007) desenvolveu critérios de flambagem que incluem o atrito. Para tanto, estudou três cenários. No primeiro, um tubo sob torção em um poço, onde adiciona-se um termo de rigidez por torção à força crítica de flambagem tradicional (sem atrito), pois a força de arraste cresce gradualmente. No segundo, um tubo sob rotação em um poço, a força crítica diminui em relação à tradicional. No terceiro, um tubo em um plano sob rotação, cuja força crítica depende do raio, módulo de elasticidade transversal e momento polar de inércia.

Diferentemente das abordagens anteriores, Xie (2018) utilizou um *software* comercial ABAQUS (MANUAL, 2009) para uma modelagem por elementos finitos da flambagem em COP/COI. A modelagem consistiu em elementos de viga tridimensionais, efeitos de plasticidade, interação entre a coluna flambada e o revestimento através de elementos *pipe-in-pipe*. A flambagem foi simulada a partir de uma análise não linear geométrica com pequenas imperfeições na geometria da COP/COI.

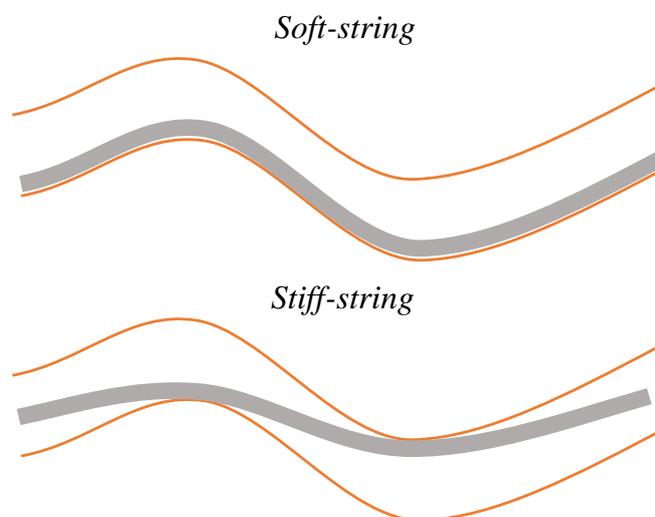
Recentemente, Zwarich et al. (2018) e Mitchell et al. (2020) propuseram um modelo dinâmico para a análise de esforços axiais em tubulares. A formulação de atrito por flambagem não é detalhada, mas os autores apontam que a flambagem afeta as forças de contato e gera alterações no comprimento da coluna. As correlações de flambagem são as mesmas de Mitchell (2008). O atrito por peso e efeito *capstan* também é considerado, conforme a formulação *soft-string* que será detalhada mais adiante. Os autores destacam que os modelos de análise de esforços empregados na indústria usam apenas análises estáticas ou separam os carregamentos de instalação e de serviço, o que é feito de forma conjunta no modelo. É evidenciada também a importância do histórico de carregamento para análises de atrito.

3.2.2 Atrito pelo peso e o efeito *capstan*

A seguir, são apresentados modelos de torque e arraste para colunas de perfuração, os quais podem ser aplicados para estimar o atrito resultante do peso e do efeito *capstan* na COP/COI. Existem duas categorias principais de modelos de torque e arraste: os modelos *soft-string* e os modelos *stiff-string*. No modelo *soft-string*, pressupõe-se que a coluna de perfuração e o poço sigam a mesma trajetória. Por outro lado, no modelo *stiff-string*, é considerada a rigidez transversal da coluna que impede esse ajuste perfeito, como ilustrado na Figura 3.7.

O modelo *soft-string* foi proposto por Johancsik, Friesen e Dawson (1984). De acordo com os autores, o atrito no poço é influenciado por dois fatores fundamentais: a força de contato e o coeficiente de atrito entre as superfícies. A magnitude da força de atrito é determinada pelo produto desses dois fatores. No modelo, a força de contato é afetada pela influência da gravidade sobre o tubo e pelas forças que atuam ao longo da curvatura do poço, como o peso e o efeito *capstan*. Embora a rigidez do tubo também possa contribuir, os autores ressaltam que seu efeito na força normal é pequeno e, portanto, não é considerado no trabalho. Quanto ao coeficiente

Figura 3.7 – Modelos de torque e arraste.



Fonte: Autor (2024)

de atrito, seu valor depende da condição de lubrificação em diferentes partes do poço e dos materiais em contato. Apesar dessa dependência, o modelo adota um coeficiente de atrito único, representando uma média das condições presentes no poço.

O trabalho de Sheppard, Wick e Burgess (1987) formalizou matematicamente a solução proposta por Johancsik, Friesen e Dawson (1984), expressando-a em termos de equações diferenciais. Além disso, eles abordaram a análise em relação à força efetiva, incorporando o efeito da pressão da lama sobre a força real. Essa adição foi feita para evitar a confusão na localização do ponto neutro e considerar a influência das pressões em seções curvas de tubos. O estudo resultou no desenvolvimento de soluções analíticas para as forças efetivas e de atrito, levando em consideração uma trajetória plana do poço.

Brett et al. (1987) apresentaram um modelo abrangente para prever diversas características em colunas de perfuração, incluindo forças de atrito, torque, força normal e flambagem. A formulação desenvolvida pelos autores é bastante semelhante àquela proposta por Sheppard, Wick e Burgess (1987). No processo de equilíbrio das forças no elemento da coluna, eles consideraram o peso, a força axial e de contato. A coluna foi tratada como um cabo sem rigidez e com peso, caracterizando uma modelagem *soft-string*. A flambagem foi incorporada usando as equações fornecidas por Dawson e Paslay (1984).

Ho (1988) criou um programa computacional que abordou o efeito de rigidez na coluna de perfuração. Para alcançar isso, ele combinou dois programas computacionais distintos. O primeiro programa executou uma análise de *soft-string* da coluna, usando uma técnica de integração numérica estável. O segundo programa lidou com a análise do *Bottom Hole Assembly* (BHA) e incorporou a rigidez da coluna. Isso foi feito usando um programa de diferenças finitas

que considerou grandes deformações.

O modelo proposto por Johancsik, Friesen e Dawson (1984) e formulado em equações diferenciais por Sheppard, Wick e Burgess (1987) é amplamente utilizado devido à sua simplicidade e é muitas vezes chamado de "modelo padrão". No entanto, Mitchell e Samuel (2007) observam que, dependendo da trajetória e tortuosidade do poço, esse modelo pode não ser adequado. Os autores destacam que, em situações envolvendo grandes deformações, embora todas as equações de equilíbrio de força sejam satisfeitas, duas das equações de equilíbrio de momentos não são atendidas. Para abordar essas limitações, Mitchell e Samuel (2007) apresentam um aprimoramento no modelo. Eles incluem as forças de cisalhamento que normalmente são omitidas e desenvolvem um modelo chamado de *stiff-string*. Ao incorporar essas forças de cisalhamento e considerar as equações de equilíbrio com maior rigor, o modelo *stiff-string* é capaz de fornecer uma abordagem mais precisa para situações que envolvem deformações significativas.

Aadnoy, Fazaelizadeh e Hareland (2010) apresentaram uma solução analítica para modelar o atrito em poços de petróleo, onde a coluna de perfuração é tratada como um sistema *soft-string*. O modelo se baseia na ideia de que, em algumas regiões do poço, certos efeitos são mais relevantes do que outros. Esse modelo é aplicado a poços tridimensionais e bidimensionais, permitindo uma análise mais abrangente das condições de atrito. Utilizando conjuntos de equações específicos para seções retas e curvas, é possível modelar o poço como um todo. Os autores também destacam que o atrito não é apenas um problema durante a perfuração de poços, mas também em outras operações, como a completação e intervenções de *workover*, onde o controle preciso do atrito é de extrema importância para o sucesso das operações.

O trabalho realizado por Tikhonov et al. (2013) introduziu uma abordagem de modelagem *stiff-string* que se diferencia por sua análise dinâmica em três dimensões (3D), permitindo a resolução eficiente das operações de torque e arraste em toda a coluna de perfuração. Outra característica diferente desse trabalho é a capacidade de realizar análises complexas em um período de tempo razoável em computadores convencionais de engenharia. Uma limitação identificada nos modelos anteriores com rigidez era a falta de consideração do raio do anular. Além disso, outros modelos abordavam apenas partes específicas da coluna como sendo rígidas, o que poderia não capturar com precisão o comportamento real da coluna de perfuração durante as operações.

O trabalho de Mirhaj, Kaarstad e Aadnoy (2016) oferece uma discussão sobre os modelos *soft-string* e *stiff-string*, explorando as situações em que a inclusão da rigidez é essencial. Os autores também ressaltam que, apesar das simplificações inerentes ao modelo *soft-string*, ele é amplamente aplicável em muitos cenários e é popular na indústria.

No estudo realizado por Júnior (2020), foi investigado o desgaste experimentado pelo revestimento do poço em virtude do contato com a coluna de perfuração. Para essa análise, empregou-se o modelo de torque e arraste *stiff-string* introduzido por Mitchell e Samuel (2007),

com o propósito de prever as forças de contato entre a coluna de perfuração e o revestimento. A aplicação do modelo *stiff-string* oferece uma maior precisão nos resultados do desgaste, em outras palavras, nas forças de contato e no atrito, devido à sua capacidade de distribuir essas forças conforme o ângulo de contato.

Neste contexto, o atrito causado por peso e efeito *capstan* é satisfatório na maioria dos casos, via modelagem *soft-string*. Além disso, sua simplicidade facilita a incorporação ao modelo numérico de atrito por flambagem usado neste trabalho.

4 MODELAGEM NUMÉRICA DE ATRITO EM COP/COI

Neste capítulo, é apresentado o modelo numérico de atrito por flambagem para poços verticais desenvolvido por Mitchell (1996). Descreve-se a implementação computacional do modelo e verifica-se essa implementação através de aplicações disponíveis na literatura.

Também aborda-se a modelagem do atrito por peso e efeito *capstan*, que não são considerados na formulação de Mitchell (1996), utilizando o modelo *soft-string*. Isso é feito para avaliar o atrito sem flambagem em poços direcionais e incorporá-lo à modelagem numérica de atrito por flambagem em poços verticais.

Por fim, introduzem-se as novas equações de flambagem desenvolvidas para poços direcionais. Essas equações são importantes para previsão precisa do atrito em poços inclinados. Dessa forma, são incorporadas ao modelo numérico de atrito e, posteriormente, são verificadas por meio de exemplos encontrados na literatura.

4.1 Modelo numérico de atrito por flambagem em poços verticais

Segundo Mitchell (1996), a força axial na COP/COI varia em relação à profundidade, devido à influência do peso próprio e do atrito gerado pela flambagem. Assim,

$$F'_a(z) = -W_a \cos(\theta) \pm \mu W_n, \quad (4.1)$$

onde $F'_a(z)$ é a derivada da força axial em relação à profundidade medida z , W_a é o peso por comprimento da coluna, μ é o coeficiente de atrito, W_n é a força de contato por flambagem e θ é a inclinação do poço em relação à direção vertical.

A origem de z é definida na superfície, sendo que o atrito possui um sinal positivo para incrementos ascendentes de deslocamento e um sinal negativo para incrementos descendentes. No contexto das forças internas, esforços positivos indicam tração, enquanto negativos apresentam compressão.

A tensão axial $\sigma_z(z)$ é dada por

$$\sigma_z(z) = \frac{F_a(z)}{A_s}, \quad (4.2)$$

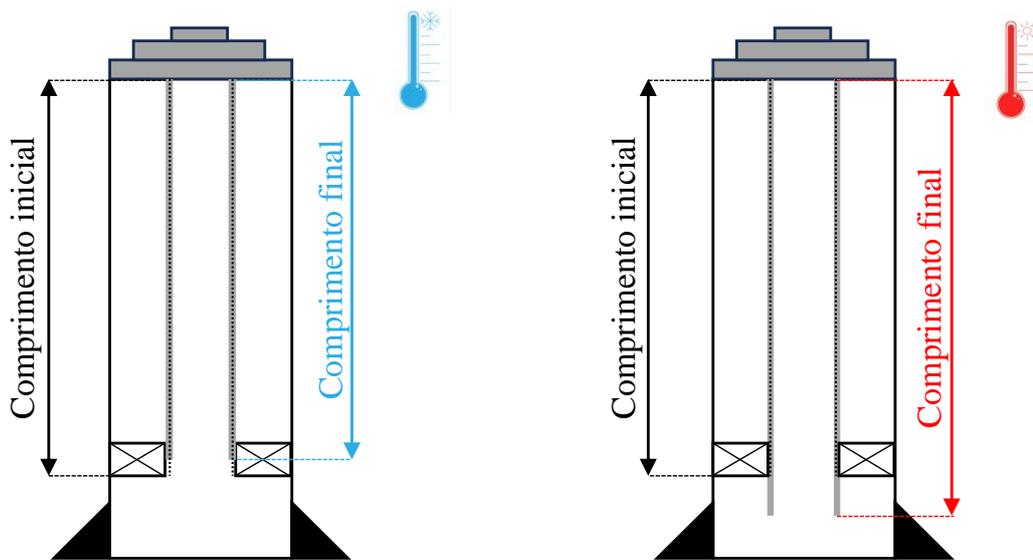
onde A_s é a área da seção transversal da coluna. As relações constitutivas para um material elástico linear fornecem a deformação axial como

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E}[\sigma_z - \nu(\sigma_r + \sigma_\theta)], \quad (4.3)$$

onde E é o módulo de elasticidade longitudinal, ε_z é a deformação elástica axial, ν é o coeficiente de poisson, σ_θ é a tensão tangencial e σ_r é a tensão radial.

As colunas de produção e injeção estão sujeitas a efeitos térmicos, que podem resultar em alongamento ou encurtamento das colunas, como demonstrado na Figura 4.1. Esses efeitos térmicos se tornam mais evidentes quando há variações significativas de temperatura entre o fundo e a cabeça do poço.

Figura 4.1 – Encurtamento e alongamento da coluna por temperatura.



Fonte: Autor (2024)

Desta forma, a coluna sofre uma deformação térmica ε_T definida como

$$\varepsilon_T = K\Delta T, \quad (4.4)$$

onde K é o coeficiente de dilatação térmica do aço e ΔT é a variação de temperatura.

Outro fenômeno observado nessas colunas é a flambagem, que pode levar ao encurtamento da coluna, como representado na Figura 4.2. Como destacado anteriormente, as correlações de flambagem helicoidal para poços verticais propostas por Lubinski, Althouse e Logan (1962) são empregadas por Mitchell (1996).

Nessa direção, a coluna experimenta uma deformação de flambagem ε_B e uma força de contato W_n , que são dadas por

$$\varepsilon_B = \begin{cases} 0 & F_f \leq 0 \\ -\frac{r_c^2}{4EI} F_f & F_f > 0 \end{cases}, \quad (4.5)$$

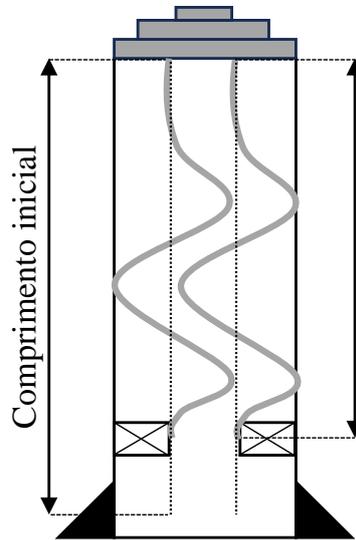
$$W_n = \begin{cases} 0 & F_f \leq 0 \\ -\frac{r_c}{4EI} F_f^2 & F_f > 0 \end{cases} \quad (4.6)$$

onde r_c é o raio do anular, I é o momento de inércia da coluna e F_f é a força de flambagem definida na Equação (3.2) da subseção 3.1.1, a qual é dada por

$$F_f = -F_a + P_i A_i - P_o A_e, \quad (4.7)$$

onde P_i e A_i são a pressão e a área internas, enquanto P_o e A_e são a pressão e a área externas.

Figura 4.2 – Encurtamento da coluna por flambagem.



Fonte: Autor (2024)

Com base nessas deformações, pode-se definir a deformação axial como

$$\varepsilon_z = u' - \varepsilon_T - \varepsilon_B, \quad (4.8)$$

onde u' é a deformação axial total. Utilizando essa relação na Equação (4.3) e multiplicando ambos os membros por A_s , tem-se

$$EA_s(u' - \varepsilon_T - \varepsilon_B) = F_a - \nu A_s(\sigma_\theta + \sigma_r). \quad (4.9)$$

A solução do problema do cilindro de paredes espessas, ou seja, um cilindro vazado sob pressões interna e externa, apresentado em Timoshenko e Goodier (1969), por exemplo, propõe que

$$\sigma_\theta + \sigma_r = \frac{2(P_i A_i - P_o A_e)}{A_s}. \quad (4.10)$$

Com isto, a força axial é

$$F_a = EA_s(u' - \varepsilon_T - \varepsilon_B) + 2\nu(P_i A_i - P_o A_e). \quad (4.11)$$

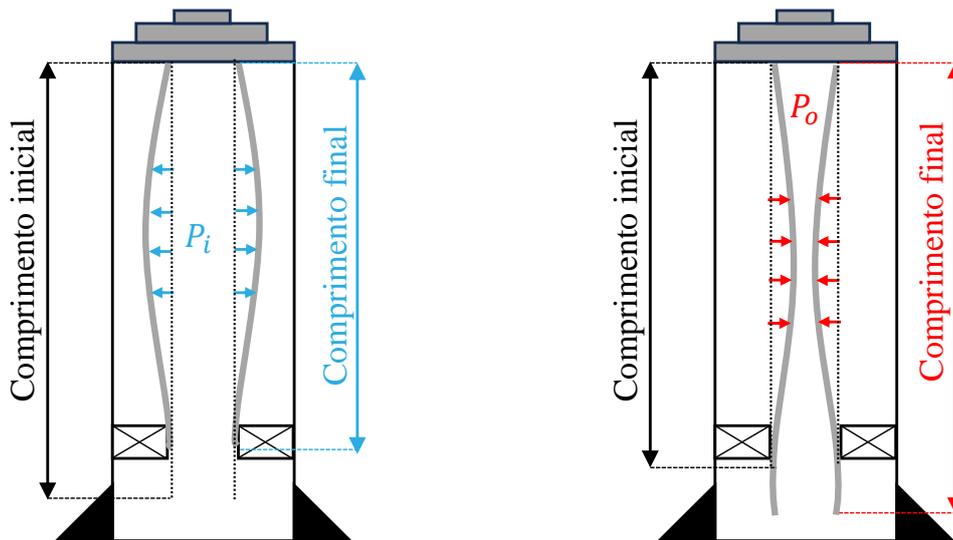
Esta equação pode ser reescrita como

$$F_a = EA_s(u' - \varepsilon_T - \varepsilon_B - \varepsilon_H), \quad (4.12)$$

$$\varepsilon_H = -\frac{2\nu}{EA_s}(P_i A_i - P_o A_e). \quad (4.13)$$

A deformação ε_H está relacionada ao efeito Poisson ou balão nas colunas, como demonstrado na Figura 4.3. Esse efeito é ocasionado pelas pressões laterais dos fluidos dentro e fora da coluna, ou seja, pelas tensões tangenciais e radiais que resultam na contração ou expansão da coluna, causando deformações na direção axial. Quando a pressão interna é significativamente maior que a pressão externa, ocorre o encurtamento da coluna; caso contrário, ocorre o alongamento, sendo este último conhecido como efeito balão reverso.

Figura 4.3 – Encurtamento e alongamento da coluna por efeito balão.



Fonte: Autor (2024)

Substituindo a Equação (4.12) na Equação (4.1), chega-se à seguinte relação:

$$[EA_s(u' - \varepsilon_T - \varepsilon_B - \varepsilon_H)]' = -W_a \cos(\theta) \pm \mu W_n \quad (4.14)$$

Conforme detalhado por Mitchell (1996), a Equação (4.14) é empregada para calcular os esforços, pois uma análise de atrito requer a consideração da direção dos deslocamentos u , não sendo suficiente apenas a Equação (4.1). Em muitos cenários operacionais envolvendo COP/COI, também há condições de contorno em relação aos deslocamentos no *packer* ou na cabeça do poço. Dessa forma, a partir da Equação (4.14), os deslocamentos são determinados, enquanto a Equação (4.12) é utilizada para calcular as forças axiais. A deformação (ε_B) e a força de contato (W_n) decorrentes da flambagem dependem da força axial, o que exige uma abordagem iterativa na Equação (4.14).

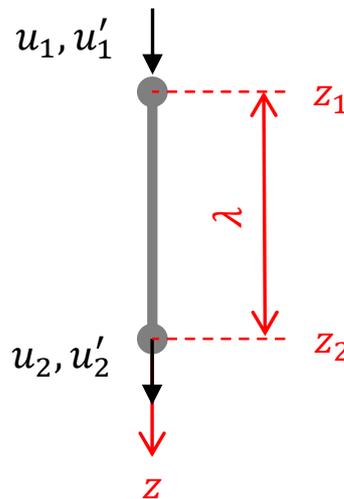
Dado o equilíbrio conforme a Equação (4.14), Mitchell (1996) emprega um campo de deslocamento axial aproximado $u(z)$ modelado na forma de um polinômio cúbico.

$$u(z) = c_1 + c_2z + c_3z^2 + c_4z^3, \quad (4.15)$$

onde c_i representam os coeficientes. A escolha desse polinômio se deve ao formato das soluções analíticas de atrito por flambagem descritas por Mitchell (1986), as quais tornam uma função linear ou quadrática inadequada.

A formulação é desenvolvida tomando como referência as profundidades de topo e base do elemento, isto é, z_1 e z_2 . Os deslocamentos axiais nessas profundidades são u_1 e u_2 , respectivamente, enquanto as deformações axiais são u'_1 e u'_2 , conforme ilustrado na Figura 4.4.

Figura 4.4 – Graus de liberdade do elemento finito em estudo.



Fonte: Autor (2024)

Dessa forma, é possível determinar os coeficientes c_i em termos de u_i e u'_i e expressar o campo de deslocamento axial como:

$$u(z) = u_1\phi_1 + u'_1\phi_2 + u_2\phi_3 + u'_2\phi_4, \quad (4.16)$$

em que

$$\phi_1 = \frac{1}{4}(x-1)^2(x+2), \quad (4.17)$$

$$\phi_2 = \frac{1}{8}(x-1)^2(x+1)(z_2 - z_1), \quad (4.18)$$

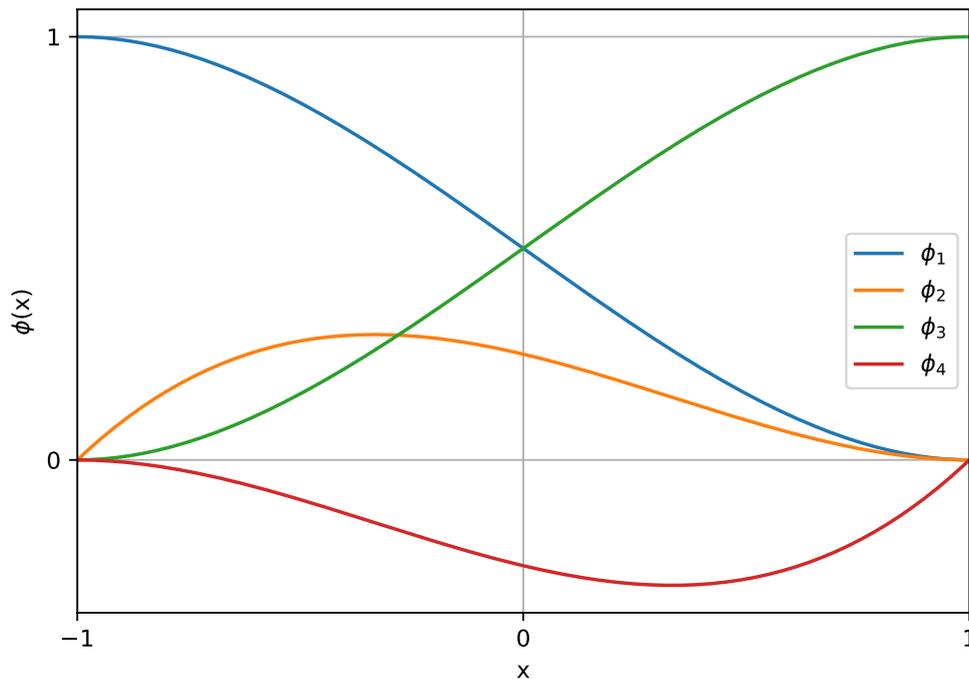
$$\phi_3 = -\frac{1}{4}(x+1)^2(x+2), \quad (4.19)$$

$$\phi_4 = \frac{1}{8}(x+1)^2(x-1)(z_2 - z_1), \quad (4.20)$$

$$x = \frac{2(z - z_1)}{z_2 - z_1} - 1. \quad (4.21)$$

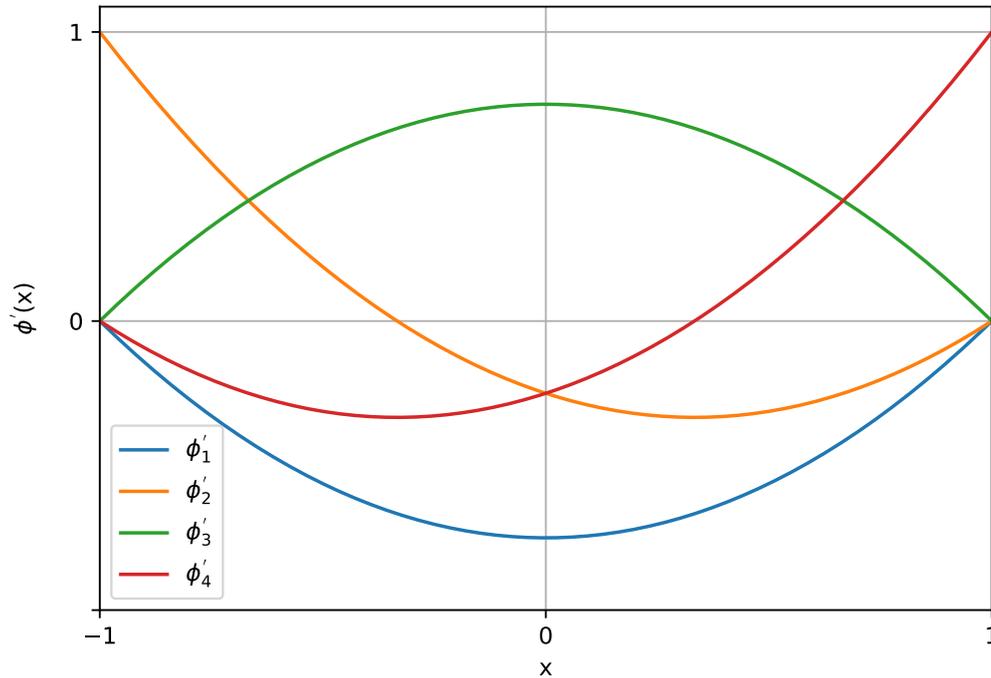
As funções ϕ_i são referidas como funções interpoladoras. Essa configuração é comumente utilizada em elementos de viga, onde os graus de liberdade são o deslocamento vertical e a rotação. Neste caso, no entanto, os graus de liberdade correspondem ao deslocamento e à deformação axial. De acordo com Reddy (2005), esses polinômios são conhecidos como funções de interpolação cúbica de Hermite ou simplesmente funções *spline* cúbicas. As Figuras 4.5 e 4.6 ilustram essas funções e suas derivadas.

Figura 4.5 – Funções interpoladoras cúbicas *spline*.



Fonte: Autor (2024)

Figura 4.6 – Derivada das funções interpoladoras cúbicas *spline*.



Fonte: Autor (2024)

O campo de deslocamento proposto é uma aproximação, portanto, a solução da Equação (4.14) não é exata. Uma abordagem para determinar os coeficientes e minimizar o erro resultante da aproximação é multiplicar a equação de equilíbrio por funções ponderadoras W_j , onde $j = 1, \dots, 4$, e em seguida realizar uma integração sobre o intervalo $[z_1, z_2]$. Essa técnica é conhecida como método dos resíduos ponderados, resultando em

$$\int_{z_1}^{z_2} \{[EA_s(u' - \varepsilon_T - \varepsilon_B - \varepsilon_H)]' - (-W_a \cos(\theta) \pm \mu W_n)\} W_j dz = 0. \quad (4.22)$$

Ao aplicar o método de Galerkin, as funções ponderadoras são iguais as funções interpoladoras. Assim,

$$\int_{z_1}^{z_2} \{[EA_s(u' - \varepsilon_T - \varepsilon_B - \varepsilon_H)]' - (-W_a \cos(\theta) \pm \mu W_n)\} \phi_j dz = 0. \quad (4.23)$$

Integrando por partes e com $j = 1, \dots, 4$, tem-se:

$$\left\{ \begin{array}{l} F_{a1} + \int_{z_1}^{z_2} EA_s u' \phi_1' dz = \int_{z_1}^{z_2} EA_s (\varepsilon_T + \varepsilon_B + \varepsilon_H) \phi_1' dz - \int_{z_1}^{z_2} [-W_a \cos(\theta) \pm \mu W_n] \phi_1 dz \\ \int_{z_1}^{z_2} EA_s u' \phi_2' dz = \int_{z_1}^{z_2} EA_s (\varepsilon_T + \varepsilon_B + \varepsilon_H) \phi_2' dz - \int_{z_1}^{z_2} [-W_a \cos(\theta) \pm \mu W_n] \phi_2 dz \\ -F_{a2} + \int_{z_1}^{z_2} EA_s u' \phi_3' dz = \int_{z_1}^{z_2} EA_s (\varepsilon_T + \varepsilon_B + \varepsilon_H) \phi_3' dz - \int_{z_1}^{z_2} [-W_a \cos(\theta) \pm \mu W_n] \phi_3 dz \\ \int_{z_1}^{z_2} EA_s u' \phi_4' dz = \int_{z_1}^{z_2} EA_s (\varepsilon_T + \varepsilon_B + \varepsilon_H) \phi_4' dz - \int_{z_1}^{z_2} [-W_a \cos(\theta) \pm \mu W_n] \phi_4 dz \end{array} \right. \quad (4.24)$$

Sabendo que

$$u' = \frac{du(z)}{dz} = u_1 \phi_1' + u_1' \phi_2' + u_2 \phi_3' + u_2' \phi_4', \quad (4.25)$$

pode-se escrever o sistema de equações anterior em um formato matricial onde u_i e u_i' precisam ser determinados, ou seja,

$$EA_s \begin{bmatrix} \frac{6}{5\lambda} & \frac{1}{10} & -\frac{6}{5\lambda} & \frac{1}{10} \\ \frac{1}{10} & \frac{2\lambda}{15} & -\frac{1}{10} & -\frac{\lambda}{30} \\ -\frac{6}{5\lambda} & -\frac{1}{10} & \frac{6}{5\lambda} & -\frac{1}{10} \\ \frac{1}{10} & -\frac{\lambda}{30} & -\frac{1}{10} & \frac{2\lambda}{15} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_1' \\ u_2 \\ u_2' \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{W_a \cos(\theta)\lambda}{2} + dx_1 - F_{a1} \\ \frac{W_a \cos(\theta)\lambda^2}{12} + dx_2 \\ \frac{W_a \cos(\theta)\lambda}{2} + dx_3 + F_{a2} \\ -\frac{W_a \cos(\theta)\lambda^2}{12} + dx_4 \end{Bmatrix}, \quad (4.26)$$

$$\lambda = z_2 - z_1, \quad (4.27)$$

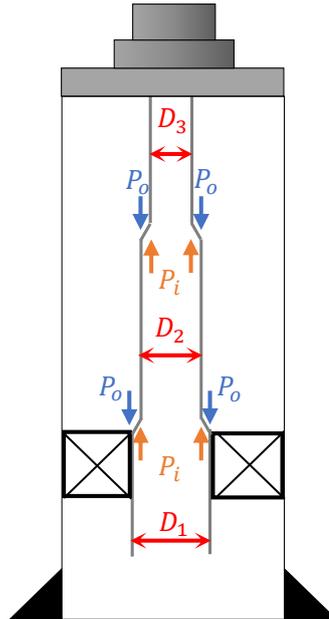
$$dx_j = \int_{z_1}^{z_2} EA_s (\varepsilon_T + \varepsilon_B + \varepsilon_H) \phi_j' dz - \int_{z_1}^{z_2} \pm \mu W_n \phi_j dz. \quad (4.28)$$

A matriz e o vetor mencionados na Equação (4.26) correspondem à matriz de rigidez e ao vetor de forças do elemento finito utilizado, onde os graus de liberdade são o deslocamento e a deformação axial. Além disso, λ representa o comprimento do elemento e dx_j envolve duas integrais relacionadas às deformações e à força de atrito. Mitchell (1996) ressalta que a resolução dessas integrais requer a utilização de dez e vinte pontos de integração de Gauss, respectivamente. Os termos F_{aj} representam as condições de contorno essenciais de força axial no topo e na base do elemento. Ao compor o vetor de forças global, essas forças se anulam mutuamente, resultando somente em seus valores nos extremos da coluna. Mitchell (1996) propõe resolver

a Equação (4.26) por meio de um método de substituições sucessivas, que será explicado em detalhes na próxima seção.

Ao longo do comprimento da coluna podem ocorrer variações na seção transversal. As pressões externa e interna associadas à essa variação de áreas fazem surgir forças pontuais, conforme ilustrado na Figura 4.7, fenômeno conhecido como efeito pistão.

Figura 4.7 – Efeito pistão.



Fonte: Autor (2024)

A passagem do diâmetro D_1 para o diâmetro D_2 , por exemplo, devido a diferenças entre a área de vedação por conta do *packer* e a área da seção transversal da coluna é bastante comum, sendo a força por efeito pistão F_{ao} dada por

$$F_{ao} = P_i(L)(A_i - A_p) - P_o(L)(A_e - A_p), \quad (4.29)$$

onde $P_i(L)$ e $P_o(L)$ são as pressões interna e externa na base da coluna e A_p é a área de vedação. Esse caso de efeito pistão é facilmente descrito na formulação, fazendo a força por esse efeito F_{ao} igual a variável F_{a2} , ou seja, a força na base da coluna.

O efeito pistão devido à mudança do diâmetro D_2 para D_3 não ocorre próximo da base da coluna. Assim, Mitchell (1996) propõe o uso de um elemento de transição. Seja z_c a profundidade onde ocorre a variação da seção transversal na coluna ao longo de seu comprimento e distante do *packer*. A variação de força por efeito pistão ΔF_a é dada com

$$\Delta F_a = P_i \Delta A_i - P_o \Delta A_e \quad (4.30)$$

onde

$$\Delta A_i = A_i^+ - A_i^-, \quad (4.31)$$

$$\Delta A_e = A_e^+ - A_e^-. \quad (4.32)$$

O superescrito (+) indica a seção da coluna imediatamente abaixo da profundidade crítica, ou seja, $z > z_c$. Analogamente, o superescrito (-) indica $z < z_c$. Δ indica a variação. A princípio, bastaria adicionar ΔF_a as forças axiais calculadas em todas as profundidades onde $z < z_c$, no entanto, a formulação propõe calcular os esforços axiais a partir das deformações.

Desta forma, é necessário corrigir as deformações, usando esse elemento de transição que requer a seguinte condição:

$$[EA_s u'(z_c)]^+ = [EA_s u'(z_c)]^- + \Delta F_a + \Delta[EA_s(\varepsilon_T + \varepsilon_B + \varepsilon_H)]. \quad (4.33)$$

Para os deslocamentos é necessário garantir a continuidade

$$u^+(z_c) = u^-(z_c). \quad (4.34)$$

Assim, o elemento de transição é adicionado entre os elementos convencionais e o efeito pistão é modelado corretamente. Mitchell (1996) não fornece muitos detalhes sobre a matriz de rigidez e o vetor de forças desse elemento. Também não são apresentados exemplos de aplicação.

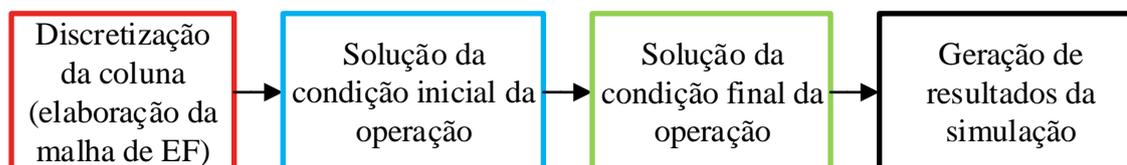
Neste estudo, optou-se por não realizar a incorporação do elemento de transição. No entanto, adotou-se uma abordagem simplificada que proporciona resultados satisfatórios. A estratégia empregada compreende a inclusão da força resultante do efeito pistão no grau de liberdade de deslocamento em que esse fenômeno ocorre. A consideração de elementos bastante próximos nas regiões de descontinuidade foi suficiente para obtenção de resultados satisfatórios.

4.1.1 Implementação do modelo numérico

A Figura 4.8 ilustra o fluxograma das macroetapas da implementação do modelo numérico de atrito por flambagem. Neste trabalho, utilizou-se a linguagem computacional *Python* (BORGES, 2014) para implementação com o apoio de bibliotecas numérica e gráfica, *numpy* e *matplotlib*, para solução de operações envolvendo matrizes e vetores e visualização de resultados, respectivamente. A primeira etapa consiste na criação de uma malha de elementos finitos. Essa discretização leva em consideração descontinuidades decorrentes de mudanças de seção transversal da coluna, do raio do anular entre o revestimento e a coluna de produção, além de trechos da trajetória do poço em que há mudança de direção. São fornecidos como dados de entrada: temperatura, raio do anular, pressões e pesos dos fluidos. Em seguida, as condições inicial e final da operação são solucionadas. O termo solução aqui refere-se à obtenção dos deslocamentos e deformações axiais nodais. Vale ressaltar que existe uma distinção entre as

soluções das condições inicial e final, devido à necessidade de convergência durante a condição final, como será detalhado a seguir. Uma vez que essas soluções são obtidas, torna-se possível calcular os esforços axiais na COP/COI.

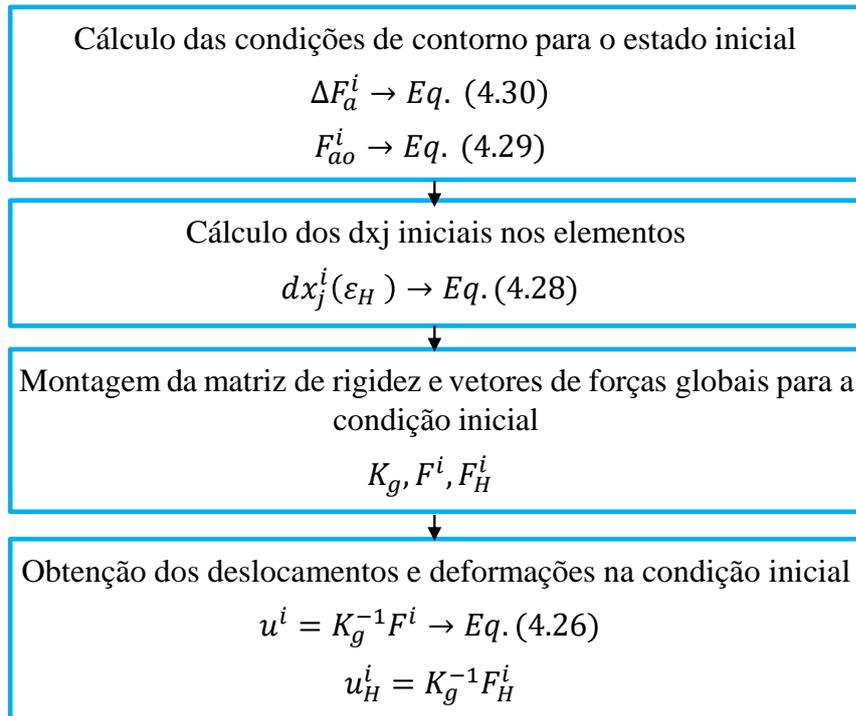
Figura 4.8 – Fluxograma com as macroetapas da implementação computacional do modelo numérico de atrito por flambagem.



Fonte: Autor (2024)

A Figura 4.9 apresenta as etapas envolvidas na solução da condição inicial. O superescrito i refere-se às variáveis nessa condição. Após a definição da malha de elementos finitos, é necessário determinar as condições de contorno, como a força pistão nas Equações (4.29) e (4.30) ou o empuxo no fundo da coluna. A segunda etapa consiste em determinar os dx_j nos elementos, conforme definido na Equação (4.28). Durante a condição inicial, a coluna é considerada sem flambagem e sem variação de temperatura. Para a situação em que o *packer* é instalado hidraulicamente, o efeito balão é levado em conta, pois a pressão imposta no interior da coluna para assentamento do *packer* movimenta a coluna na condição inicial. Além disso, ao incorporar o atrito devido ao peso e ao efeito *capstan*, os efeitos do atrito são considerados no cálculo do dx_j da condição inicial. A direção do atrito é definida ao resolver primeiro a condição inicial sem atrito, e a direção da fricção é contrária aos deslocamentos sem atrito. O próximo passo é a montagem da matriz de rigidez global K_g e do vetor de forças global da coluna na condição inicial F^i . É importante notar que é possível montar vetores de força globais referentes à condição inicial para temperatura, flambagem e efeito balão, ou seja, F_T^i , F_B^i e F_H^i , respectivamente, levando em consideração suas contribuições ao dx_j . Isso é fundamental para obter os deslocamentos e deformações a partir de cada efeito e, assim, calcular a deformação elástica. Por fim, emprega-se o método do particionamento para resolver a Equação (4.26), obtendo os deslocamentos e deformações axiais nodais necessários para a análise da condição inicial da coluna u^i .

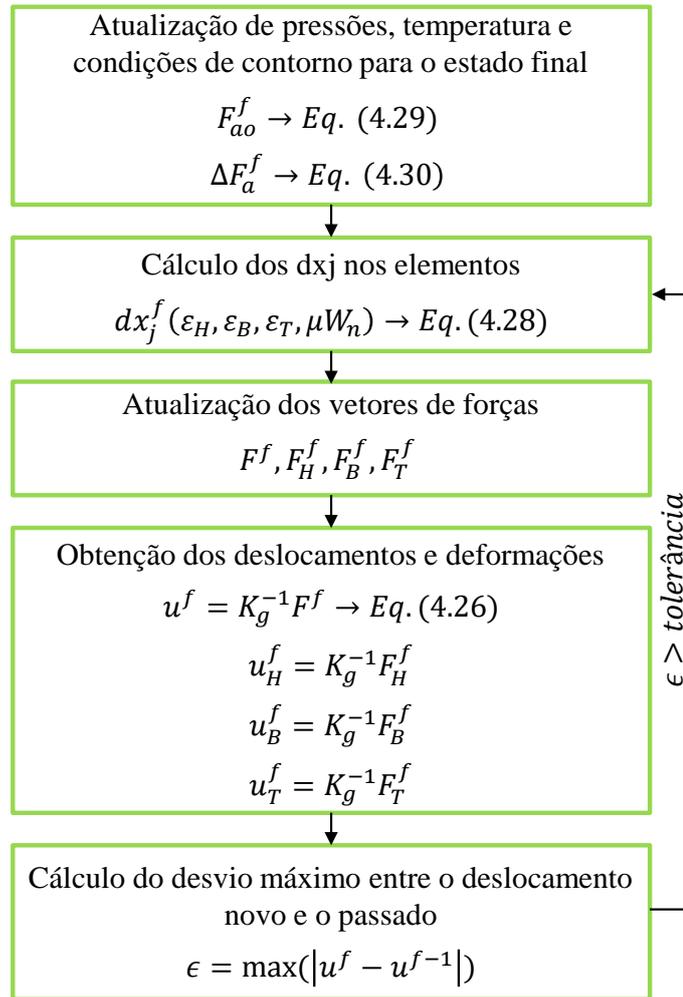
Figura 4.9 – Fluxograma com as etapas para a solução da condição inicial de carregamento.



Fonte: Autor (2024)

A Figura 4.10 detalha as etapas para a solução da condição final de operação. O superescrito f refere-se às variáveis nessa condição. Mitchell (1996) sugere a aplicação do carregamento (pressões, temperatura) em incrementos, mas, neste trabalho, como o regime de atrito estático não é implementado, o incremento de carregamento é aplicado em um único passo. Dessa forma, as pressões e a temperatura são atualizadas conforme a operação, e as condições de contorno, como por efeito pistão, F_{ao}^f e ΔF_a^f , também são recalculadas. Após essa atualização, os vetores dx_j , considerando todos os efeitos, são recalculados. Os vetores de forças globais F^f , F_T^f , F_B^f e F_H^f também são atualizados, e, com base nesses dados, novos deslocamentos e deformações axiais totais e por cada efeito são obtidos u^f , u_H^f , u_B^f e u_T^f . Em seguida, é calculado o desvio máximo ϵ entre a nova estimativa de deslocamentos u^f e os deslocamentos do passo anterior u^{f-1} . Se esse desvio for inferior a uma tolerância pré-definida ($1e-4$), o fluxo é encerrado. Caso contrário, os vetores dx_j são recalculados a partir dos deslocamentos e deformações, e o processo continua. A direção da força de atrito na condição final é obtida a partir da solução da condição final sem atrito.

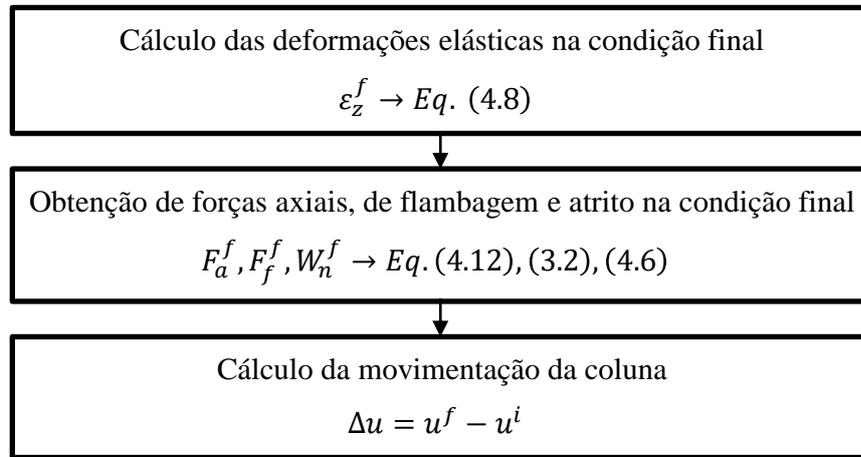
Figura 4.10 – Fluxograma com as etapas para a solução da condição final de carregamento.



Fonte: Autor (2024)

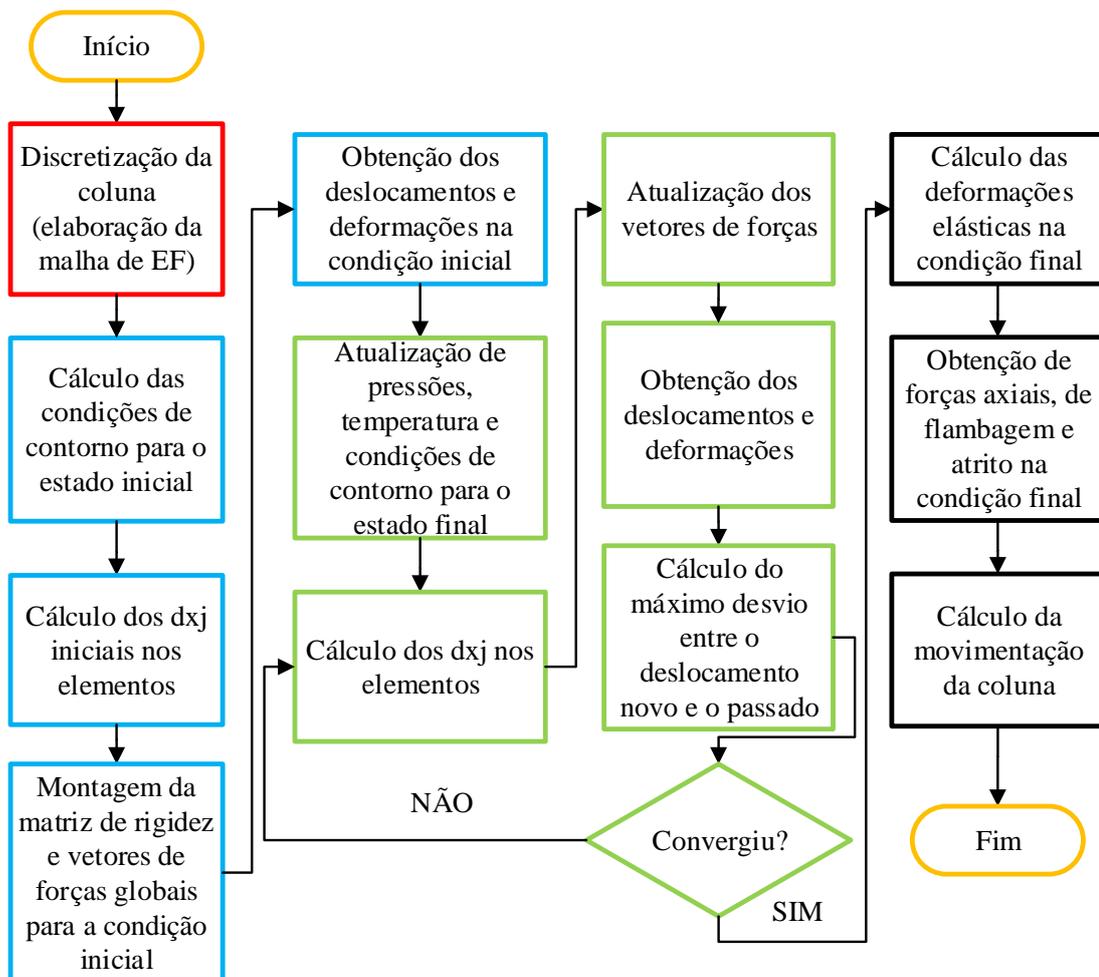
A Figura 4.11 destaca as etapas durante a geração dos resultados da simulação. Conforme mencionado anteriormente, a partir dos vetores globais para flambagem, temperatura e efeito balão, são definidos os deslocamentos e as deformações de cada efeito. Isso possibilita a determinação das deformações elásticas na condição final ϵ_z^f e, por consequência, o cálculo dos esforços axiais na coluna, conforme a Equação (4.12). Esses esforços axiais são essenciais para a análise da integridade estrutural da coluna. A partir desses resultados, é possível determinar as forças de flambagem presentes na coluna na condição final, conforme a Equação (3.2), e avaliar o regime de flambagem em que cada seção da coluna se encontra. De maneira semelhante, também são determinadas as forças de atrito no último estado, utilizando a Equação (4.6). Essas forças de atrito são relevantes para a análise do efeito do atrito entre as superfícies da coluna de produção e os revestimentos, e ajudam a compreender a influência desse fator nas operações do poço de petróleo. Por fim, os resultados apresentam a movimentação da coluna em resposta a cada efeito, utilizando os deslocamentos obtidos durante a condição inicial e final da operação. A Figura 4.12 mostra um único fluxograma com as etapas detalhadas anteriormente.

Figura 4.11 – Fluxograma com as etapas para a geração de resultados.



Fonte: Autor (2024)

Figura 4.12 – Fluxograma da implementação do modelo numérico de atrito por flambagem.

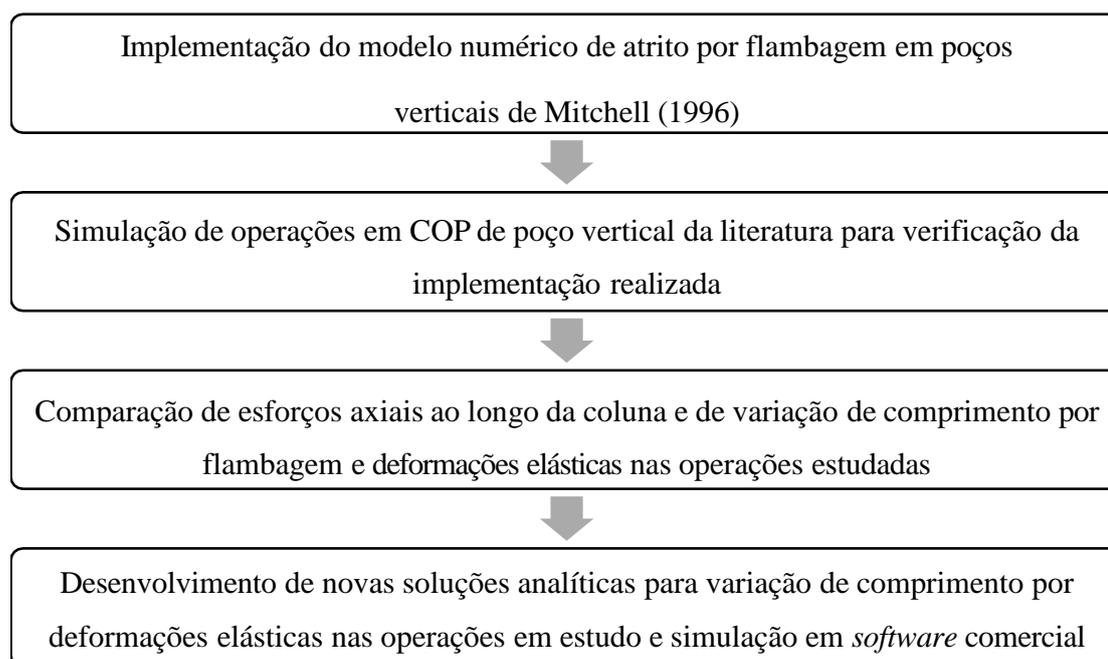


Fonte: Autor (2024)

4.1.2 Verificação da implementação do modelo numérico

A seguir são apresentados os exemplos utilizados para verificação da implementação computacional do modelo numérico de atrito por flambagem em poços verticais. A Figura 4.13 também sintetiza como é realizada a análise dos poços nesta etapa.

Figura 4.13 – Fluxograma com as etapas realizadas na verificação da implementação do modelo numérico.



Fonte: Autor (2024)

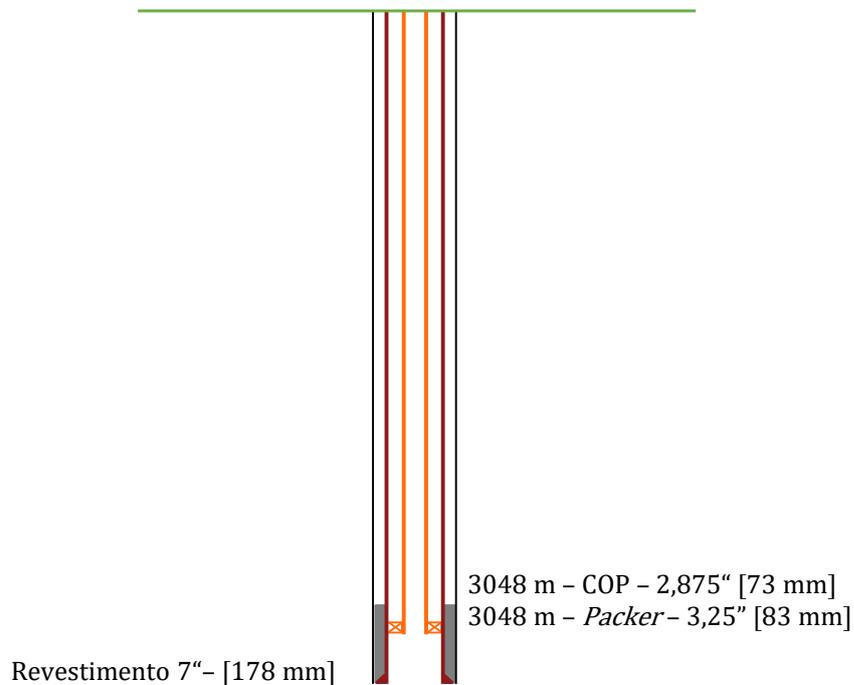
A Figura 4.14 representa um poço vertical que foi originalmente proposto por Lubinski, Althouse e Logan (1962). Esse poço foi estudado em relação aos cenários de operação de *squeeze cementing* e *slack-off*. Mitchell (1986) utilizou esse mesmo poço para aplicar suas soluções analíticas de flambagem com atrito em ambos os cenários. Além disso, ele empregou o mesmo exemplo para validar sua formulação numérica com base nos resultados analíticos obtidos anteriormente. Dessa forma, para verificar a implementação computacional realizada, também são realizadas simulações desse poço nas duas operações propostas.

Antes de iniciar a operação de *squeeze cementing*, que consiste na compressão de cimento, a coluna é posicionada no interior do poço na presença de um fluido de completção, o qual é uniforme tanto dentro quanto fora da coluna. Em seguida, o *packer* é assentado, estabelecendo a vedação necessária. Nesse estágio, a operação possui uma condição inicial. Posteriormente, uma pasta de cimento é introduzida no interior da coluna, sendo seu peso superior ao do fluido de completção. Conforme mencionado por Silva e Calmeto (2012), essa operação é comumente empregada com o objetivo de corrigir a cimentação primária, reduzir ou eliminar a produção de

fluidos indesejados, reparar vazamentos em revestimentos ou isolar zonas canhoneadas em uma área produtora, seja para fins de abandono ou recanhoneio seletivo.

Ao atribuir valores numéricos ao problema, o fluido de completação é composto por óleo de 30° API, o qual tem um peso específico de 7,3 ppg [8,578 kN/m³]. A pasta de cimento utilizada possui um peso específico de 15 ppg [17,626 kN/m³]. Ao final da operação, as pressões na superfície do interior da coluna e no anular são de 5000 psi [34473,79 kPa] e 1000 psi [6894,76 kPa], respectivamente. Com base nessas informações, a Figura 4.15 apresenta os perfis de pressão para a condição final da operação. Durante o processo de *squeeze*, ocorre um resfriamento médio de -20 °F [-11,12 °C], e adota-se um coeficiente de atrito igual a 0,15. A Tabela 4.1 ilustra as propriedades do revestimento e da coluna utilizadas no problema.

Figura 4.14 – Esquema do poço estudado para verificação da implementação.



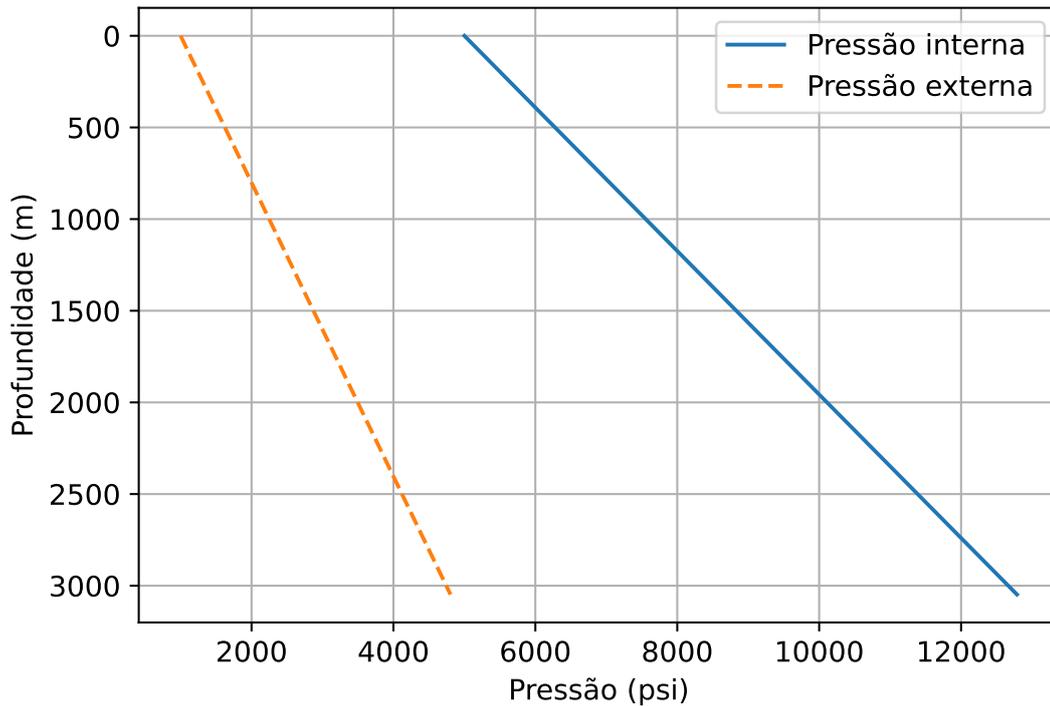
Fonte: Autor (2024)

Tabela 4.1 – Propriedades da coluna e do revestimento.

	Diâmetro externo (pol) [mm]	Diâmetro interno (pol) [mm]	W_a (lbf/pol) [kN/m]	E (psi) [kPa]	ν	K (1/°F) [1/°C]
COP	(2,875) [73]	(2,441) [62]	(0,542) [0,095]	(30·10 ⁶)	0,3	(6,9·10 ⁻⁶)
Rev.	(7,0) [178]	(6,094) [155]	(2,667) [0,467]	[206·10 ⁶]		[1,24227·10 ⁻⁵]

Fonte: Autor (2024)

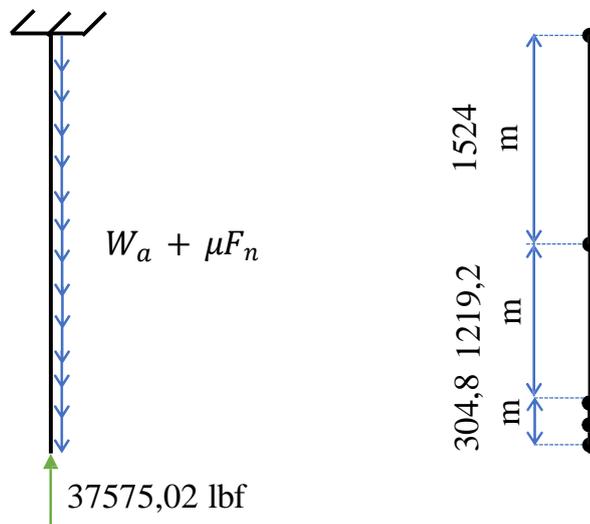
Figura 4.15 – Pressões interna e externa em operação de *squeeze*.



Fonte: Autor (2024)

O *packer* instalado permite a movimentação livre da coluna. Nesse contexto, o modelo estrutural do problema consiste em uma barra vertical engastada na extremidade superior e livre na inferior. Na extremidade livre, ocorre uma força resultante do efeito pistão, representada pela Equação (4.29). Para a análise do problema, são utilizados o modelo estrutural e a malha de elementos finitos mostrados na Figura 4.16. A malha é composta por quatro elementos e cinco nós, seguindo a mesma discretização apresentada por Mitchell (1996). Como a coluna sofrerá um encurtamento, o coeficiente de atrito é assumido com sinal positivo.

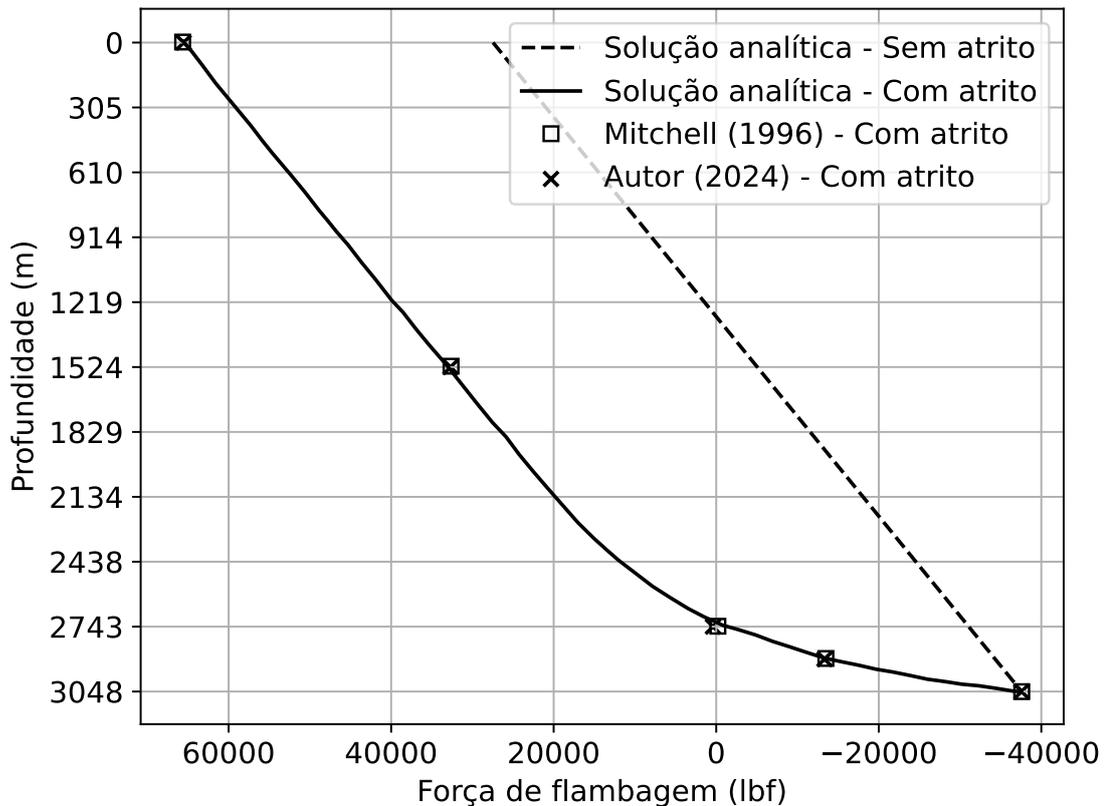
Figura 4.16 – Modelo estrutural e malha de elementos finitos na análise de *squeeze* em COP.



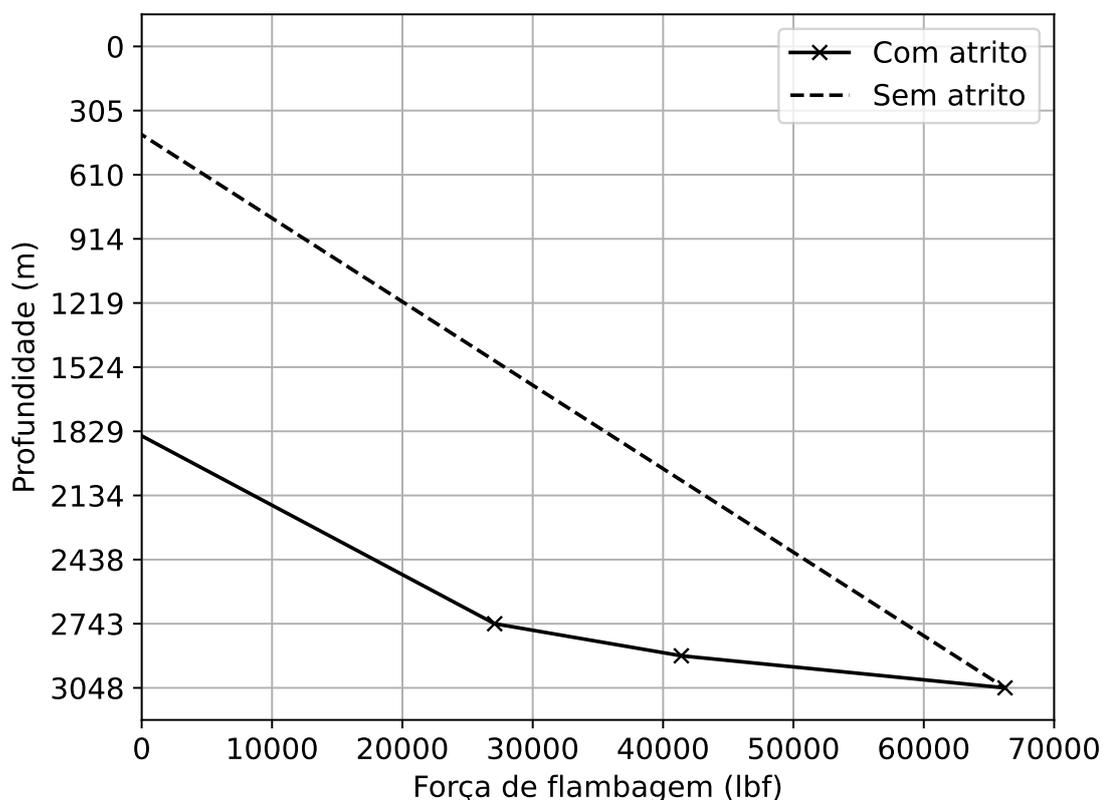
Fonte: Autor (2024)

A Figura 4.17 mostra as forças axiais na coluna de produção, adotando-se a convenção de sinal positivo para tração e negativo para compressão. Visualmente, é evidente uma excelente concordância entre os resultados obtidos neste trabalho e os da referência utilizada. O erro máximo observado é de 1,0%. Conforme esperado, a presença do atrito implica em uma não linearidade na força, mesmo que a coluna esteja operando em um regime elástico linear. Especificamente, nas maiores profundidades, a compressão aumenta rapidamente devido ao efeito do atrito, o qual também causa uma redução acima de 1219,2 m no comprimento flambado da coluna, conforme ilustrado na Figura 4.18. Ao comparar a magnitude dos esforços com e sem atrito na extremidade superior da coluna, nota-se um acréscimo significativo na tração, chegando a 138%. Além disso, pode-se observar a excelente qualidade do modelo numérico proposto por Mitchell (1996), uma vez que seus resultados se aproximam bastante da solução analítica considerando o efeito do atrito no *squeeze cementing*. A malha de elementos finitos utilizada no modelo apresenta bons resultados mesmo com uma baixa discretização. No entanto, o autor sugere um maior refinamento nas regiões onde a flambagem é mais acentuada, ou seja, nas proximidades do *packer*.

Figura 4.17 – Força axial na COP durante *squeeze*.



Fonte: Autor (2024)

Figura 4.18 – Força de flambagem na COP durante *squeeze*.

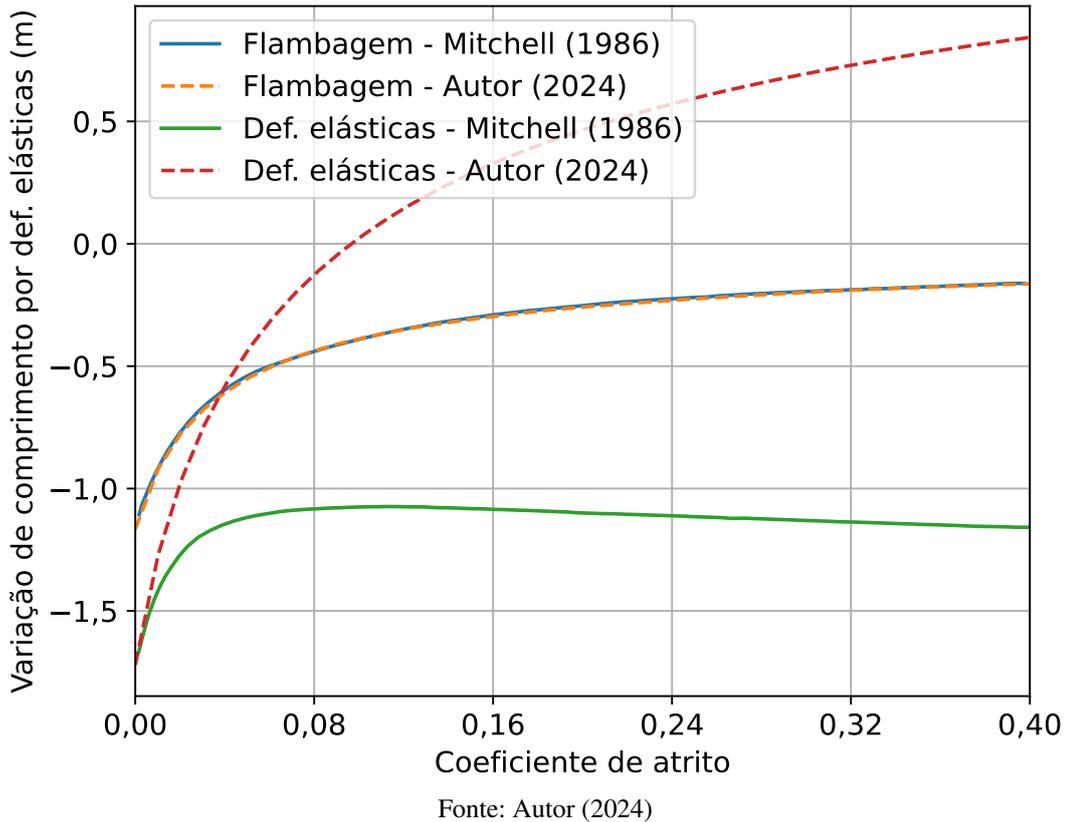
Fonte: Autor (2024)

Mitchell (1996) não aborda a variação de comprimento da coluna neste exemplo, ou seja, seu encurtamento ou alongamento em relação à condição inicial da operação. No entanto, Mitchell (1986) estudou o efeito do atrito na variação de comprimento por flambagem e por deformações elásticas a partir de soluções analíticas. A variação de comprimento por essas deformações se refere à ação das forças de atrito e pistão na coluna. Para tanto, durante a operação de *squeeze* são considerados diferentes coeficientes de atrito. O atrito não tem impacto na movimentação por efeito balão e temperatura, o que justifica a ausência de análise dessas movimentações. Diante disso, é realizada uma análise semelhante com o intuito de verificar os deslocamentos obtidos pelo modelo numérico durante a operação, uma vez que tais resultados influenciarão o projeto de *packer* e os esforços de colunas biengastadas.

A Figura 4.19 apresenta a variação do comprimento por flambagem e pela deformação elástica durante a operação de *squeeze*. Essa variação de comprimento considera as condições inicial e final da operação, sendo o sinal negativo indicativo de encurtamento da coluna e o sinal positivo indicando alongamento. É relevante destacar que existe uma excelente concordância entre os resultados de flambagem obtidos neste trabalho e os encontrados na referência citada. Como era esperado, o atrito atua reduzindo o encurtamento causado pela flambagem, podendo diminuir essa variação em até 85% ao comparar uma análise sem atrito e com um coeficiente de atrito de 0,4. No entanto, essa concordância não é observada para os resultados elásticos. Essa discrepância pode ser explicada pelo fato de que Mitchell (1986) adota uma simplificação

ao definir a movimentação por efeito pistão, aplicando a superposição dos efeitos. Em outras palavras, as contribuições do atrito e do efeito pistão são obtidas individualmente e, posteriormente, somadas. Devido à natureza não linear do problema, surgem divergências com o modelo numérico adotado neste trabalho, por não recorrer à simplificação da superposição dos efeitos, a previsão feita pelo modelo implementado é mais condizente com o que ocorre de fato.

Figura 4.19 – Variações de comprimento em *squeeze*.



Por esse motivo, é desenvolvida uma nova solução analítica para verificar a movimentação decorrente de deformações elásticas neste trabalho. Além disso, o exemplo também é simulado no *software Wellcat* (LANDMARK, 2003). Esse *software* é bastante utilizado pela indústria e possui diversas funcionalidades como análise avançada de flambagem e atrito, além de diferentes tipos de carregamentos em COP/COI. A variação da força axial para um trecho da coluna sem flambagem e para o trecho flambado com atrito é representada por:

$$\frac{dF_a(z)}{dz} = \begin{cases} -W_a & z < n \\ -\frac{dF_f(z)}{dz} - W_a + W_{eff} & z \geq n \end{cases} \quad (4.35)$$

Com base nessa equação é possível definir uma expressão para a força axial ao longo da coluna, ou seja,

$$F_a(z) = \begin{cases} -W_a(z - n) + c_1 & z < n \\ -F_f(z) + (W_{eff} - W_a)z + c_2 & z \geq n \end{cases}, \quad (4.36)$$

$$c_1 = (W_{eff} - W_a)n + c_2, \quad (4.37)$$

$$c_2 = F_f(L) - (W_{eff} - W_a)L + F_a(L), \quad (4.38)$$

onde $F_a(L)$ e $F_f(L)$ são as forças axial e de flambagem no fundo da coluna causadas pelo efeito pistão. A Equação (4.39), proposta por Mitchell (1986), descreve a força de flambagem para o trecho da coluna sem flambagem e o trecho flambado com atrito em *squeeze*, isto é,

$$F_f(z) = \begin{cases} W_{eff}(z - n) & z < n \\ \sqrt{\frac{W_{eff}}{k}} \tan(\sqrt{W_{eff}k}(z - n)) & z \geq n \end{cases}, \quad (4.39)$$

$$n = L - \tan^{-1} \left[\sqrt{\frac{W_{eff}}{k}} F_f(L) \right] / \sqrt{W_{eff}k}, \quad (4.40)$$

$$k = \frac{\mu r_c}{4EI}, \quad (4.41)$$

em que n é o ponto de estabilidade neutro, ou seja, a profundidade onde a força de flambagem é nula e L é o comprimento da coluna.

A variação de comprimento ΔL_1 devido às deformações elásticas é dada por

$$\Delta L_1 = \frac{1}{EA_s} \int_0^L [F_{af}(z) - F_{ai}(z)] dz, \quad (4.42)$$

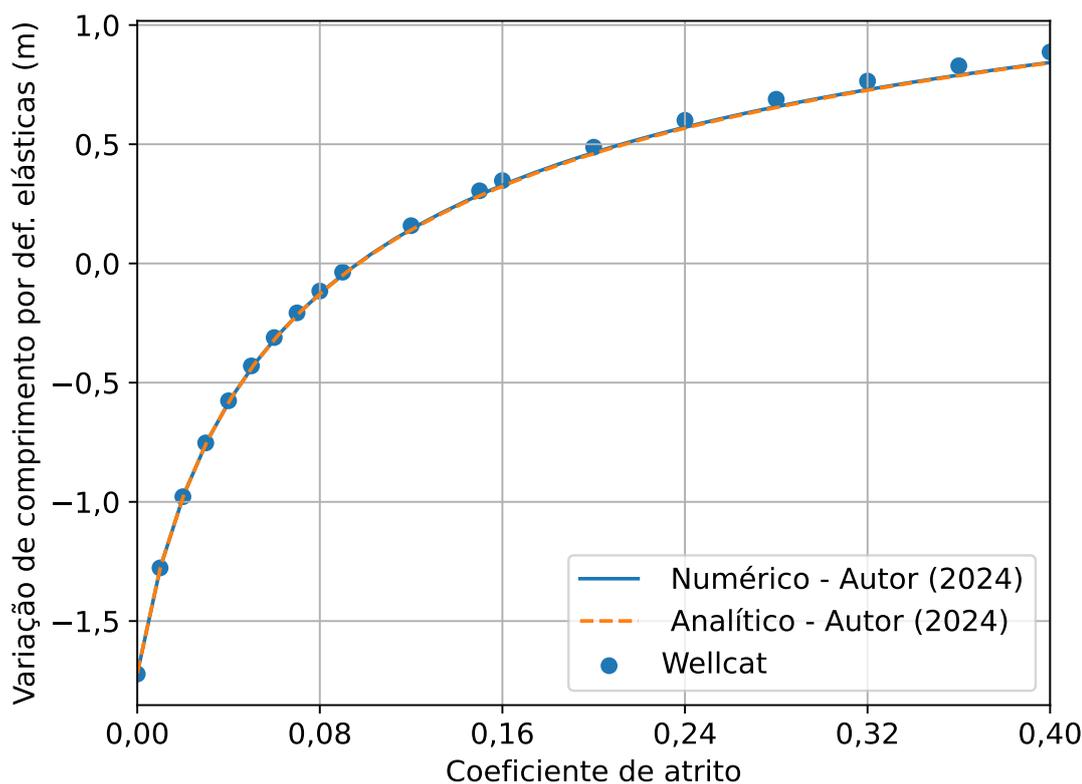
em que F_{af} e F_{ai} são as forças axiais na coluna durante a condição inicial e final. Destaca-se que na condição inicial não existe flambagem e portanto apenas o peso próprio e a força pistão geram deslocamentos elásticos. Assim,

$$\Delta L_1 = -\frac{1}{EA_s} \left(\frac{1}{2} W_a L^2 + F_{ai}(L) \right) + \frac{1}{2kEA_s} \left[\ln \left(\frac{kF_f(L)^2 + W_{eff}}{W_{eff}} \right) \right] + \frac{1}{2kEA_s} [(-W_{eff} + W_a)L^2 + (2F_{af}(L) + 2F_f(L))L + W_{eff}n^2]k] \quad (4.43)$$

A Figura 4.20 ilustra a variação de comprimento devido às deformações elásticas obtida por meio de solução analítica e de uma simulação no *software Wellcat*, comparando-os com os resultados numéricos apresentados anteriormente. Notavelmente, os deslocamentos obtidos neste trabalho, numericamente e analiticamente, demonstram uma excelente concordância com

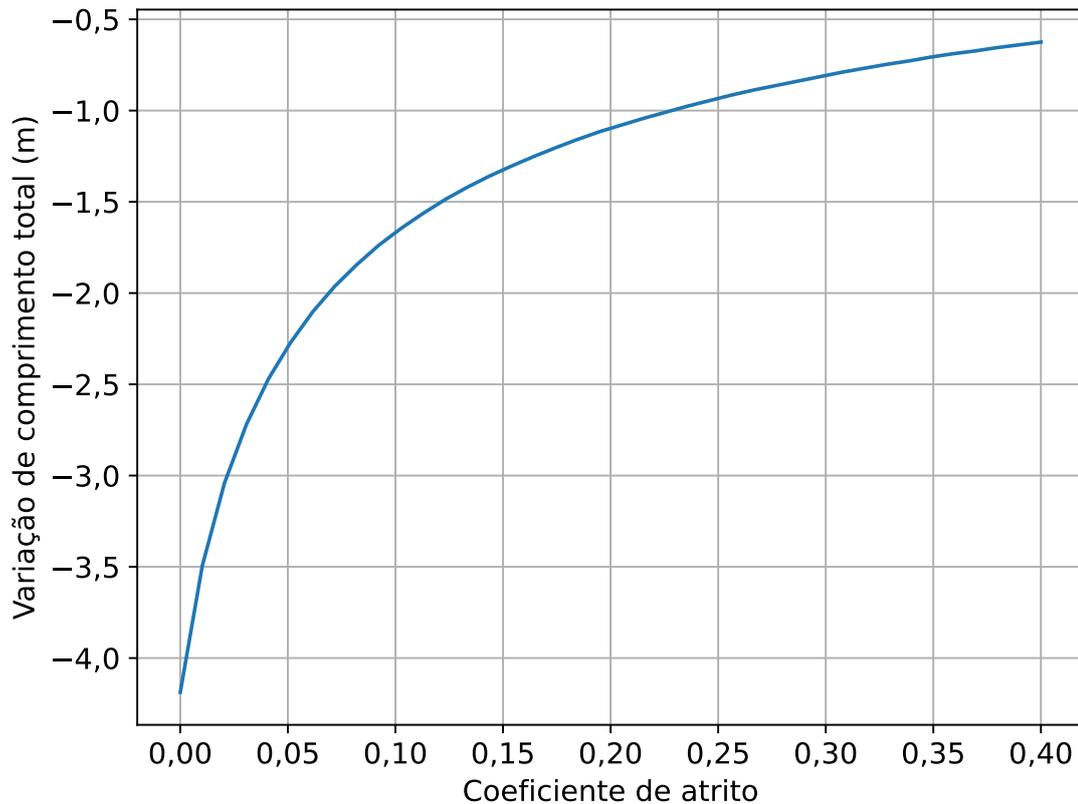
os obtidos pelo *software* comercial. Tal concordância evidencia que a superposição de efeitos proposta por Mitchell (1986) é inadequada para essa situação específica. Ademais, comparando a variação de comprimento elástica sem atrito e com um coeficiente de 0,4, observa-se uma diferença de 148%, indicando que o atrito reduz significativamente o encurtamento elástico da coluna e portanto diminui o risco de desassentamento entre a coluna e o *packer*.

Figura 4.20 – Variação de comprimento por deformações elásticas em *squeeze*.



Fonte: Autor (2024)

É relevante destacar que a partir de um coeficiente de atrito de 0,1, a coluna passa a sofrer um alongamento elástico. Isso implica que a força de atrito começa a superar a força de compressão no fundo da coluna, devido ao efeito pistão. Essa observação poderia levar à interpretação de que o atrito altera a direção do movimento, o que não seria condizente com uma modelagem realista do atrito, uma vez que este é uma força dissipativa. No entanto, ao analisar o deslocamento global considerando os efeitos balão, flambagem e temperatura, é possível constatar que o atrito não modifica a direção do movimento total. Em outras palavras, a coluna continua a encurtar conforme previsto na solução sem atrito, conforme ilustrado na Figura 4.21.

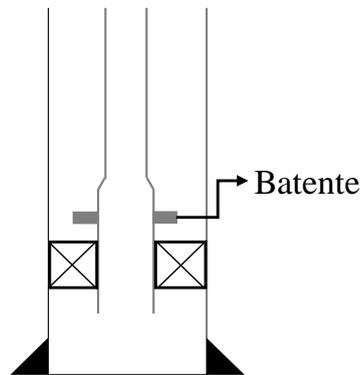
Figura 4.21 – Variação de comprimento total da coluna em *squeeze*.

Fonte: Autor (2024)

Antes de realizar a operação de *slack-off*, a coluna encontra-se na presença do fluido de completção, a mesma condição inicial observada antes da operação de *squeeze*. A operação de *slack-off* consiste em "soltar" parcialmente a coluna da cabeça do poço de forma que parte do seu peso seja apoiado sobre o *packer*. Essa parcela de peso é conhecida como força de *slack-off*. Para proporcionar esse suporte, o *packer* não possui movimentação livre; ao contrário, restringe o deslocamento para baixo da coluna por meio de um batente, conforme ilustrado na Figura 4.22. Conforme mencionado por Ascâneo (2009), o objetivo do batente é reduzir o encurtamento da coluna e minimizar o risco de desassentamento junto ao *packer*. Essa estratégia é adotada para garantir uma operação segura e controlada durante o *slack-off*, evitando problemas relacionados ao assentamento inadequado da coluna e garantindo maior estabilidade na operação.

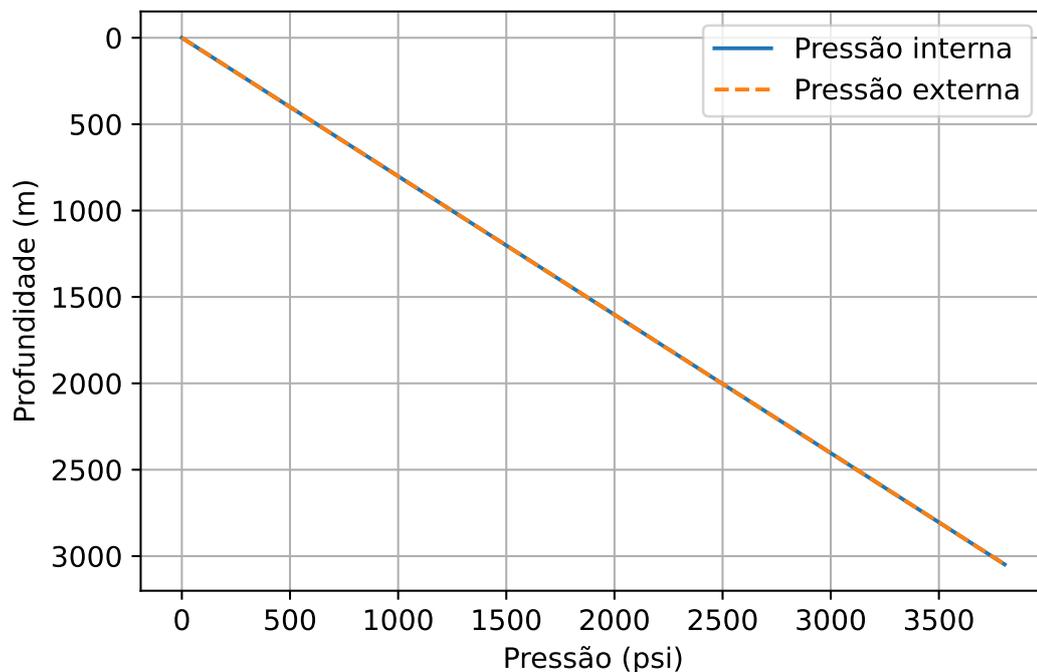
Com base nos dados numéricos do exemplo anterior, para a operação de *slack-off*, utilizam-se os mesmos valores, exceto pelo coeficiente de atrito que agora é igual a 0,3. Além disso, considera-se uma variação nula de temperatura e perfis de pressões que dependem apenas do fluido de completção, resultando na igualdade entre as pressões interna e externa ao longo da operação, conforme ilustrado na Figura 4.23.

Figura 4.22 – *Packer* restringindo a movimentação descendente da coluna.



Fonte: Autor (2024)

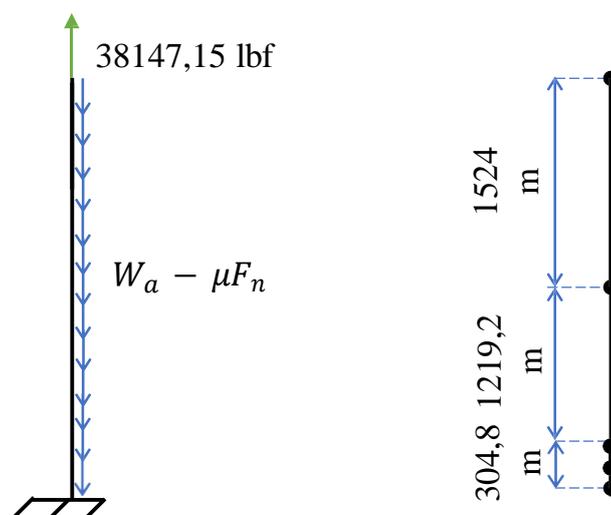
Figura 4.23 – Pressões interna e externa em operação de *slack-off*.



Fonte: Autor (2024)

Na operação de *slack-off*, como o batente está posicionado sobre o *packer*, considera-se a coluna como fixa na base. Conforme mencionado por Mitchell (1986), ocorre uma força no topo da coluna durante essa operação. Essa força pode ser determinada subtraindo-se do peso total da coluna as forças de *slack-off* e do efeito pistão na base. A Figura 4.24 ilustra o modelo estrutural e a malha de elementos finitos utilizados para a simulação da operação de *slack-off*. A discretização da malha é a mesma do problema anterior, com quatro elementos e cinco nós. Nesse caso, a coluna sofre um deslocamento descendente, e o coeficiente de atrito é considerado com sinal negativo.

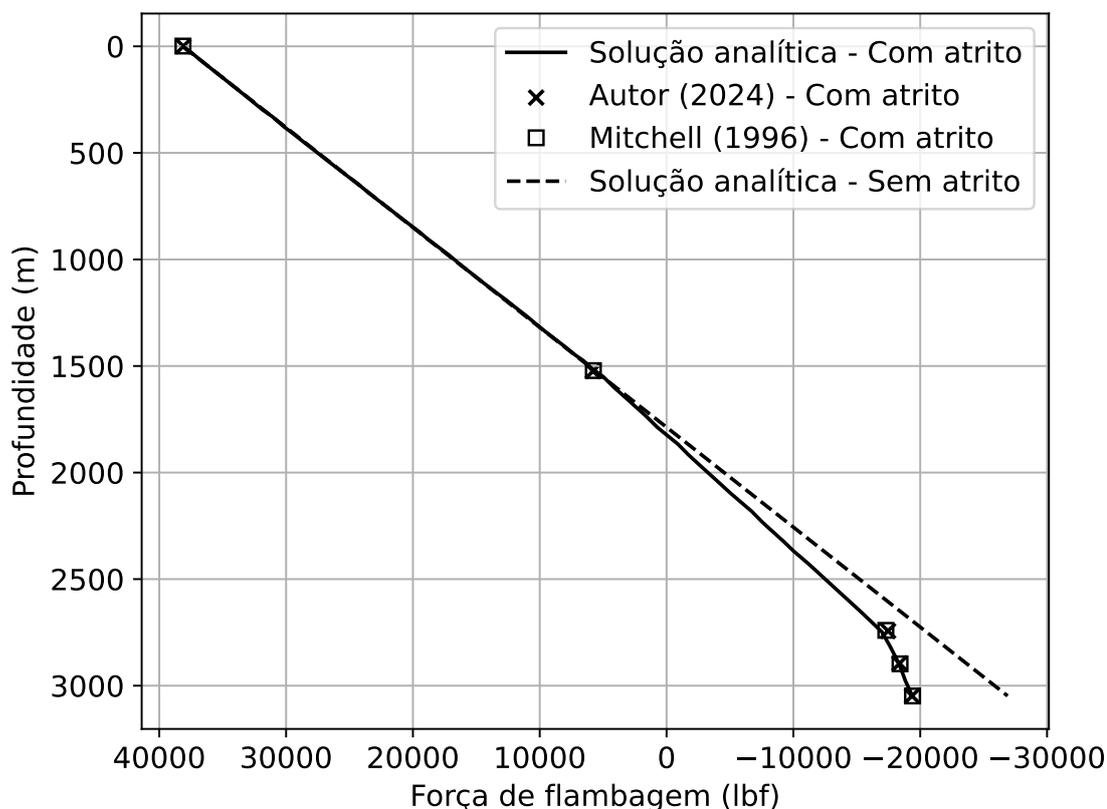
Figura 4.24 – Modelo estrutural e malha de elementos finitos na análise de *slack-off* em COP.



Fonte: Autor (2024)

A Figura 4.25 exibe as forças axiais na coluna de produção durante a operação de *slack-off*. Visualmente, é notável uma concordância entre os resultados obtidos e a referência, com um erro máximo de 3,7%, que ocorre na profundidade de 2743,2 m. Novamente, é observado um comportamento não linear na força axial, devido ao atrito. Diferentemente do exemplo anterior, o atrito afeta a força axial na base da coluna, causando uma variação de 28% quando comparada à condição sem atrito. É importante ressaltar que a qualidade da solução numérica é mantida em comparação com a solução analítica considerando o atrito. Além disso, os comentários sobre a malha feitos no exemplo anterior são válidos para este caso, reforçando a importância de refinar a discretização nas regiões críticas, especialmente próximas ao *packer*, onde a flambagem é mais acentuada.

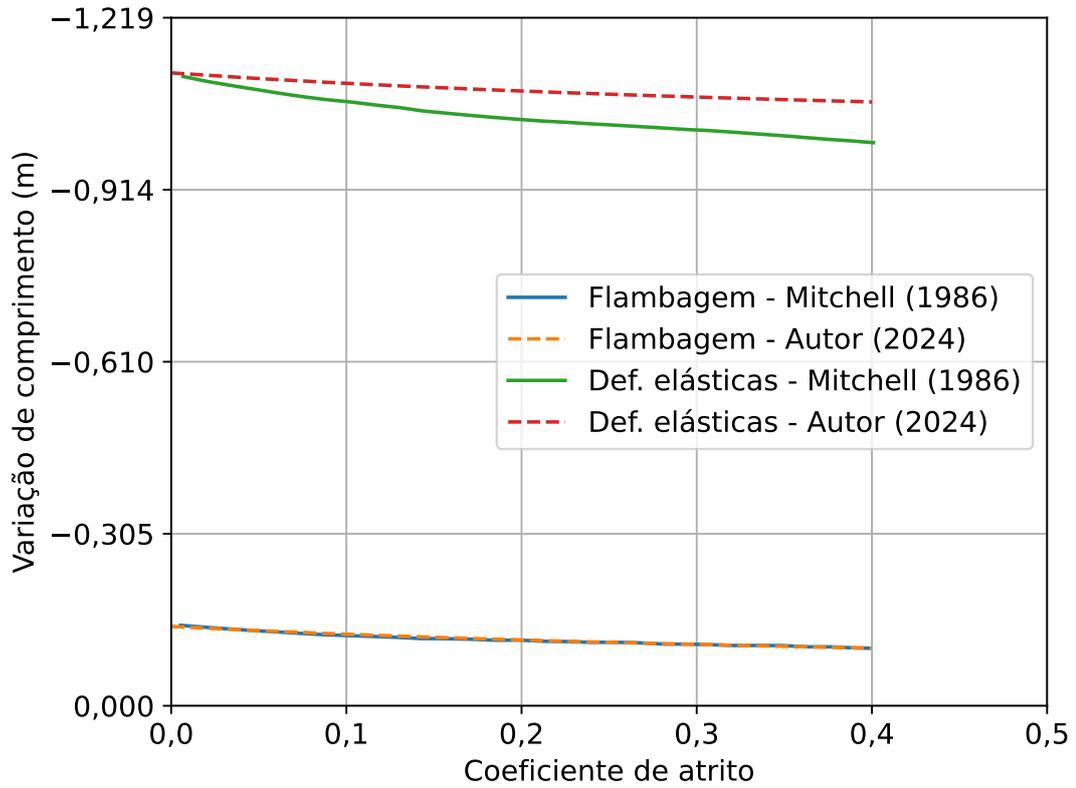
Na operação em questão, a abordagem em Mitchell (1996) não apresenta a variação de comprimento da coluna. No entanto, assim como no exemplo anterior, Mitchell (1986) também investigou o efeito do atrito nas movimentações durante a operação de *slack-off*, analisando as variações de comprimento por deformações elásticas e flambagem, considerando diferentes coeficientes de atrito e uma solução analítica. Novamente, verifica-se que o atrito não exerce impacto nas movimentações devido ao efeito balão e à temperatura, o que justifica a não inclusão da análise desses aspectos.

Figura 4.25 – Força axial na COP durante *slack-off*.

Fonte: Autor (2024)

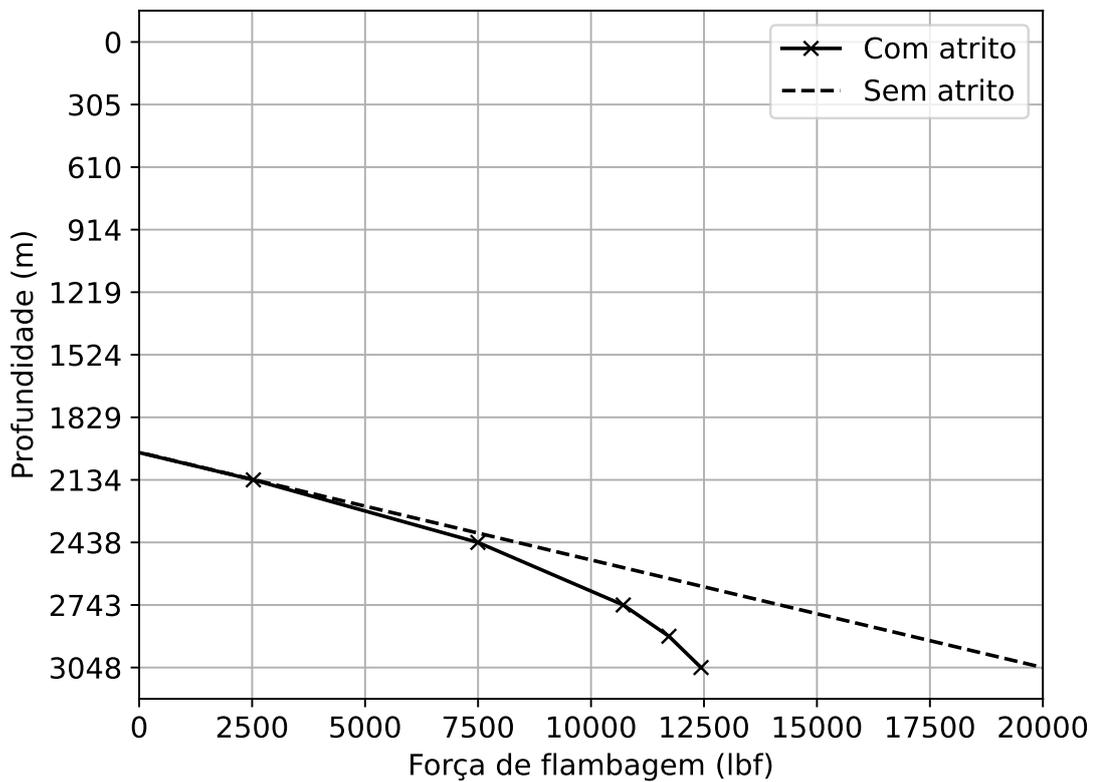
A Figura 4.26 apresenta as variações de comprimento da coluna de produção devido à flambagem e às deformações elásticas durante a operação de *slack-off*, em função do coeficiente de atrito. Observa-se uma boa aderência entre os resultados de flambagem. No entanto, diferentemente do exemplo anterior, o atrito não reduz significativamente os deslocamentos devido à flambagem, diminuindo no máximo em 27%. Isso ocorre porque durante o *slack-off*, a flambagem é observada em um comprimento de apenas 975,36 m, conforme ilustrado na Figura 4.27. Em comparação, no caso anterior, quase toda a coluna encontrava-se flambada. Portanto, a presença do atrito tem um efeito menos expressivo na redução dos deslocamentos devido ao pequeno trecho sob compressão nesta situação específica. Não é observada a mesma aderência quando se trata da variação de comprimento devido às deformações elásticas. A justificativa para essa divergência é a aplicação de uma superposição de efeitos semelhante ao exemplo anterior e que também é utilizada neste caso. Essa abordagem pode não ser tão precisa no contexto não linear da operação de *slack-off*, resultando em diferenças entre os resultados obtidos numericamente e a referência.

Figura 4.26 – Variação de comprimento por flambagem e deformações elásticas em *slack-off*.



Fonte: Autor (2024)

Figura 4.27 – Força de flambagem na COP durante *slack-off*.



Fonte: Autor (2024)

Nesse sentido, também é desenvolvida uma solução analítica para a coluna em *slack-off*. A força axial varia de forma semelhante a Equação (4.35), resultando em

$$F_a(z) = \begin{cases} -W_a z + d_1 & z < n_1 \\ -F_f(z) + (W_{eff} - W_a)z + d_2 & z \geq n_1 \end{cases}, \quad (4.44)$$

$$n_1 = L - \frac{F_s}{W_{eff}}, \quad (4.45)$$

$$d_1 = F_a(0), \quad (4.46)$$

$$d_2 = -W_{eff}n_1 + d_1. \quad (4.47)$$

em que n_1 é o ponto de estabilidade neutro durante o *slack-off*, F_s é a força de *slack-off* e $F_a(0)$ é a condição de contorno da força axial no topo da coluna. Mitchell (1986) descreve uma expressão para a força de flambagem durante o *slack-off*, a qual é dada por

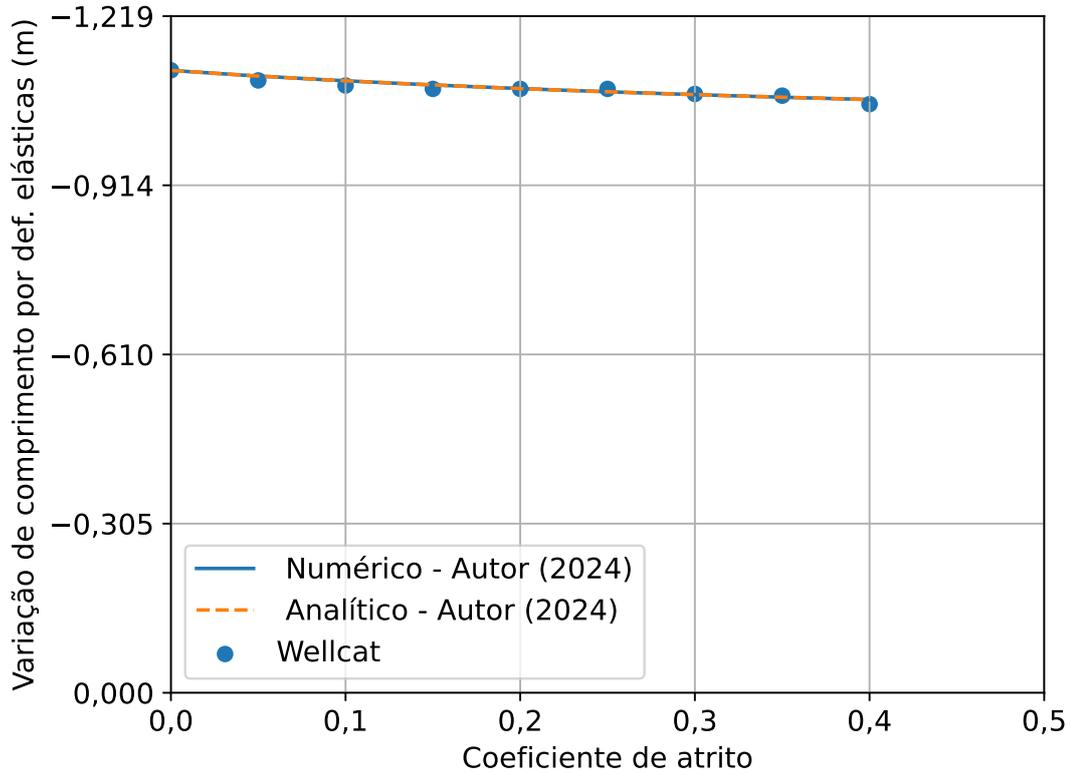
$$F_f(z) = \begin{cases} W_{eff}z - d_1 & z < n_1 \\ \sqrt{\frac{W_{eff}}{k}} \tanh(\sqrt{W_{eff}k}(z - n_1)) & z \geq n_1 \end{cases}. \quad (4.48)$$

A variação de comprimento ΔL_1 também é obtida a partir da integral da Equação (4.42), resultando em

$$\Delta L_1 = \frac{1}{2EA_s}(L - n_1)^2 W_{eff} + \frac{L}{EA_s}(F_{af}(0) - F_{ai}(0)) - \frac{1}{kEA_s} \ln \left(\cosh \left(\sqrt{\frac{k}{W_{eff}}} F_s \right) \right). \quad (4.49)$$

A Figura 4.28 apresenta a variação de comprimento por deformações elásticas da coluna durante a operação de *slack-off* a partir da solução analítica, do modelo numérico e do *Wellcat*. É notável uma excelente concordância entre ambas as estratégias. Portanto, mais uma vez, a simplificação proposta por Mitchell (1996) pode ser apontada como a causa das diferenças encontradas anteriormente. Devido à flambagem ocorrer em um trecho relativamente pequeno da coluna durante o *slack-off*, o efeito do atrito na variação de comprimento devido às deformações elásticas também é reduzido, resultando em uma diferença máxima de apenas 5%. Uma possível explicação para essas pequenas variações é o fato de que, durante o *slack-off*, o atrito atua em uma direção contrária ao peso próprio da coluna. Considerando os bons resultados obtidos em comparação com a referência em ambos os exemplos, pode-se afirmar que a implementação computacional do modelo numérico de atrito por flambagem está verificada para poços verticais. Essa verificação é fundamental para assegurar a precisão e confiabilidade das análises realizadas, permitindo a aplicação desse modelo em outras situações de interesse.

Figura 4.28 – Variação de comprimento por deformações elásticas em *slack-off*.



Fonte: Autor (2024)

4.2 Modelagem numérica do atrito pelo peso e o efeito *capstan* em poços direcionais

O atrito devido ao peso e ao efeito *capstan* pode ser obtido através da modelagem *soft-string*, a qual é bastante satisfatória na maioria dos casos, sendo adotada neste trabalho, conforme mencionado anteriormente. Mitchell (1996) não considera essa forma de atrito, pois seu modelo é válido apenas para poços verticais. No entanto, é possível incorporá-la ao modelo numérico através da modelagem *soft-string* e avaliar precisamente o atrito em poços direcionais. A Figura 4.29 ilustra um elemento infinitesimal de coluna. Na base do elemento, existem ângulos de inclinação θ e azimute α , enquanto no topo há os incrementos $\Delta\theta$ e $\Delta\alpha$, respectivamente. Neste contexto, são consideradas as forças de contato F_n , o peso efetivo total do elemento w_{eff} , a força de atrito F_{fric} , a força axial F_a e seu incremento ΔF_a .

Em função dessas considerações, Johancsik, Friesen e Dawson (1984) definem as forças mencionadas anteriormente como

$$F_n = \sqrt{[F_a \Delta\alpha \sin(\bar{\theta})]^2 + [F_a \Delta\theta + w_{eff} \sin(\bar{\theta})]^2}, \quad (4.50)$$

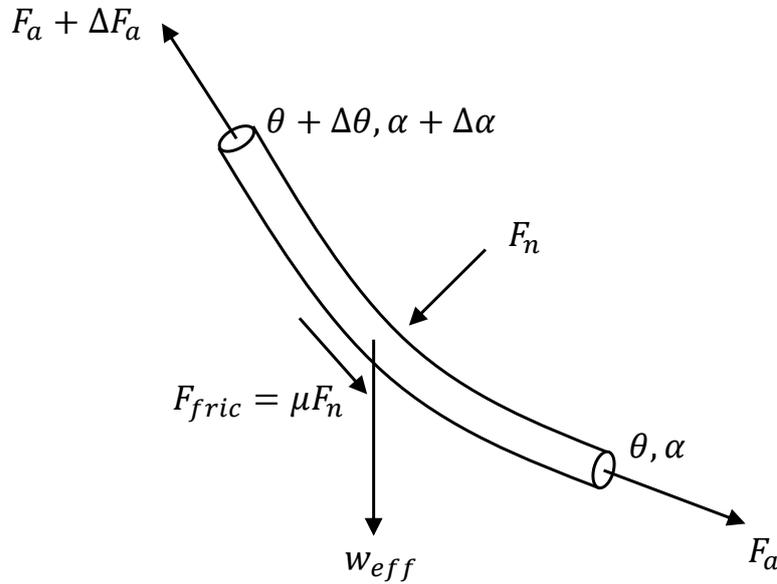
$$F_{fric} = \pm \mu F_n, \quad (4.51)$$

$$\Delta F_a = w_{eff} \cos(\bar{\theta}) + F_{fric}, \quad (4.52)$$

onde $\bar{\theta}$ é a inclinação média do elemento e μ é o coeficiente de atrito. O procedimento de cálculo divide a coluna em elementos, e no último elemento, a força de contato é calculada, obtendo-se

os incrementos de força, que são adicionados ao próximo elemento até que o topo da coluna seja alcançado. Dependendo da direção do movimento, a força de atrito pode ter um sinal positivo (ascendente) ou negativo (descendente).

Figura 4.29 – Forças em um elemento infinitesimal de coluna.



Fonte: Autor (2024)

A formalização matemática diferencial proposta por Sheppard, Wick e Burgess (1987) reescreve a força de contato na forma

$$F_n(s) = \sqrt{\left[-F_{eff}(s)\frac{\partial\theta}{\partial s} + W_{eff}\sin\theta(s)\right]^2 + \left[F_{eff}(s)\frac{\partial\alpha}{\partial s}\sin\theta(s)\right]^2}. \quad (4.53)$$

A trajetória do poço é parametrizada em termos de uma distância s , tendo como ponto inicial o fundo do poço. A inclinação, azimute e força efetiva são funções de s , o que permite expressar as variações de ângulos em suas derivadas. A força de contato é calculada utilizando o peso fluído por comprimento e é avaliada em cada profundidade. Quanto ao incremento de força axial, os autores não o definem em termos do peso efetivo, mas fazem

$$\frac{dF_{eff}(s)}{ds} = W_{eff}\cos\theta(s) \pm \mu F_n, \quad (4.54)$$

ou seja, relacionam adequadamente o peso efetivo e a força efetiva.

4.2.1 Incorporação do modelo *soft-string* ao modelo numérico

Para incorporar o modelo *soft-string* no contexto do atrito devido ao peso e ao efeito *capstan* no modelo numérico, é necessário adicionar a força de contato desse modelo à Equação

(4.1), atentando apenas para não considerá-la durante a flambagem helicoidal. Segue-se a convenção de sinais de atrito, com sinal positivo para movimentações ascendentes e negativo para movimentações descendentes. Além disso, é uniformizada a Equação (4.53) com base na força de flambagem, em vez da força efetiva, e o vetor dx_j no elemento agora possui uma componente adicional, ou seja,

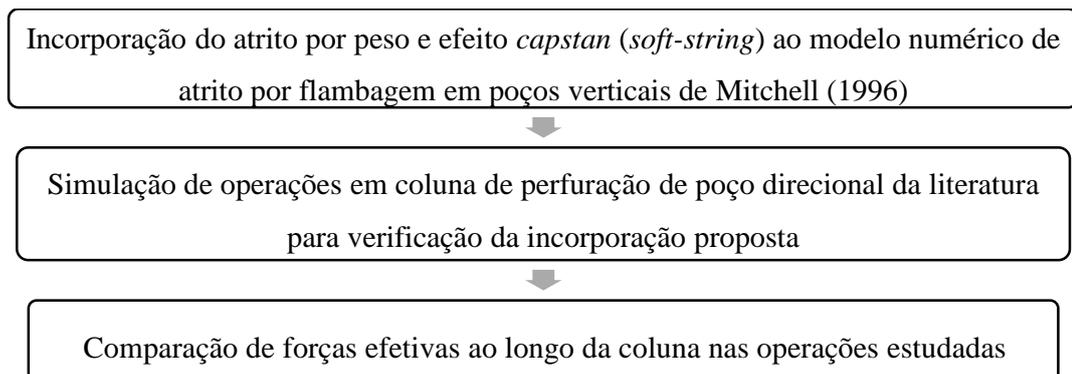
$$dx_j = \int_{z_1}^{z_2} EA_s(\varepsilon_T + \varepsilon_B + \varepsilon_H)\phi'_j dz - \int_{z_1}^{z_2} \pm\mu(W_n + F_n)\phi_j dz. \quad (4.55)$$

Com essas modificações, o modelo numérico passa a incorporar o atrito decorrente da trajetória da coluna.

4.2.2 Verificação da incorporação do modelo *soft-string*

A Figura 4.30 sintetiza como é realizada a análise dos poços nesta etapa. Johancsik, Friesen e Dawson (1984) conduziram um estudo para determinar os coeficientes de atrito em colunas de perfuração em três poços distintos, utilizando seu modelo *soft-string* e com base em dados de campo. No poço número 3, eles apresentaram informações sobre as forças efetivas ao longo da coluna durante as operações analisadas. Por sua vez, Mitchell, Bjørset e Grindhaug (2013) também investigaram esse mesmo exemplo, mas para comparar uma nova formulação de torque e arraste desenvolvida com a formulação *soft-string* tradicional.

Figura 4.30 – Fluxograma com as etapas realizadas na verificação da incorporação do modelo *soft-string* ao modelo numérico.



Fonte: Autor (2024)

Devido à falta de informações fornecidas por Johancsik, Friesen e Dawson (1984) para modelar o poço número 3, Mitchell, Bjørset e Grindhaug (2013) propuseram as demais informações necessárias. Dessa forma, os dados e os resultados disponibilizados por Mitchell, Bjørset e Grindhaug (2013), a partir da formulação *soft-string*, são utilizados como referência para verificar a incorporação desse modelo, que leva em conta o atrito por peso e o efeito *capstan*, ao modelo numérico. A Figura 4.31 ilustra a geometria do poço em termos da profundidade medida (MD), enquanto a Tabela 4.2 apresenta as seções da coluna de perfuração. Além disso,

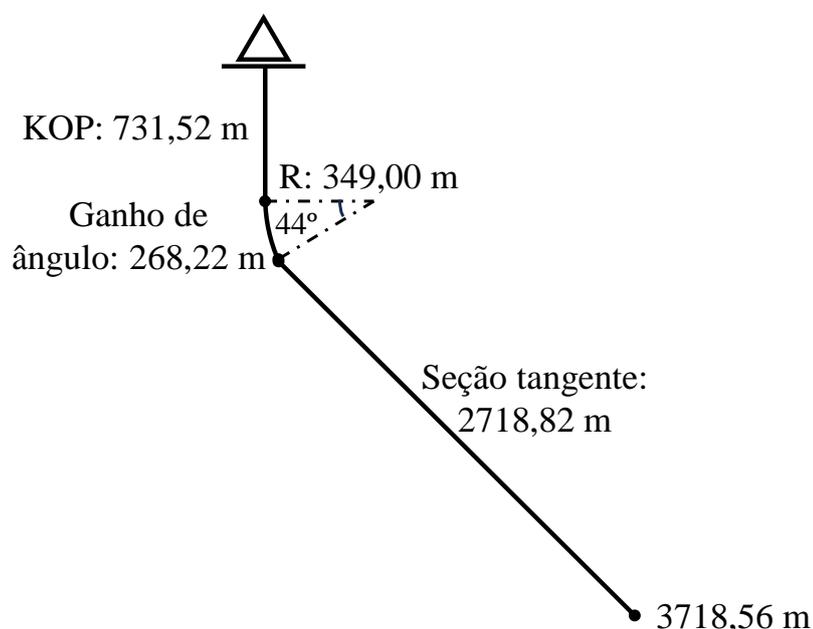
o módulo de Young da coluna está disponível na Tabela 4.1, e o peso da lama utilizada é de 9,8 ppg [11,516 kN/m³].

Tabela 4.2 – Seções e propriedades da coluna de perfuração.

	MD (m)		Diâmetro externo (pol) [mm]	Diâmetro interno (pol) [mm]	W_a (lbf/pés) [kN/m]
Tubo de perfuração	0	3349,14	(5,0) [127]	(4,21) [107]	(19,5) [0,285]
Tubo pesado	3349,14	3605,17	(5,0) [127]	(2,51) [64]	(50) [0,730]
Comando	3605,17	3718,56	(6,5) [165]	(2,20) [56]	(100) [1,459]

Fonte: Autor (2024)

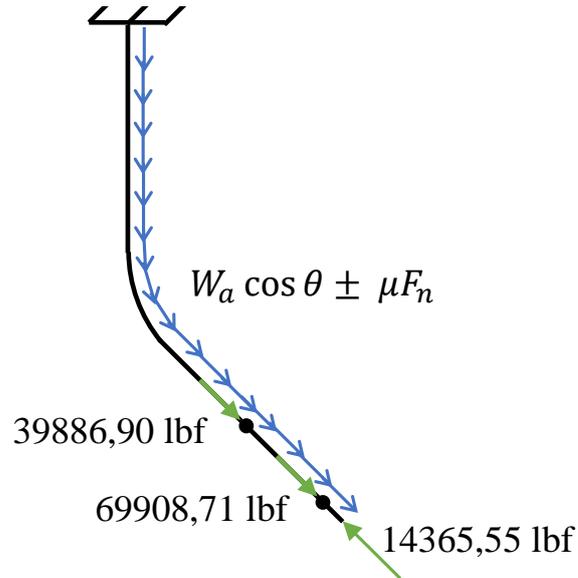
Figura 4.31 – Descrição do poço direcional em estudo.



Fonte: Autor (2024)

Sob essa configuração, a coluna de perfuração é avaliada em dois cenários distintos: *slack-off* e *pickup*. No cenário de *slack-off*, a coluna entra no poço com as forças de atrito apontando para cima, enquanto no cenário de *pickup*, a coluna sai do poço com as forças de atrito apontando para baixo. Para ambos os cenários, é adotado um coeficiente de atrito de 0,4. A Figura 4.32 apresenta o modelo estrutural utilizado para simular o problema. Nesse modelo, as forças concentradas ao longo da coluna de perfuração representam o efeito pistão decorrente da mudança de seção transversal dos tubos e o empuxo, enquanto as demais forças distribuídas correspondem ao peso próprio da coluna e ao atrito.

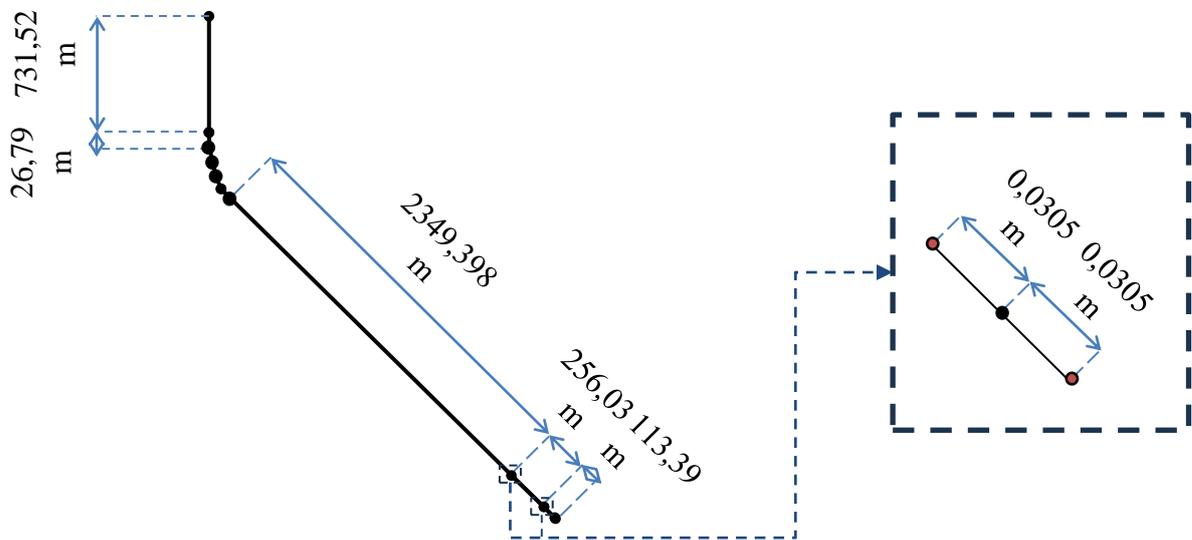
Figura 4.32 – Modelo estrutural da coluna de perfuração em estudo.



Fonte: Autor (2024)

A Figura 4.33 apresenta a malha de elementos finitos utilizada no exemplo em estudo. O trecho da coluna com curvatura foi discretizado em 5 elementos. Os detalhes completos sobre os elementos finitos deste estudo estão apresentados na seção 4.1. A discretização também levou em consideração as variações de diâmetro na coluna, conforme indicado anteriormente na Tabela 4.2. É importante destacar que, nas regiões onde ocorrem as variações de diâmetro, são utilizados elementos com comprimentos bastante reduzidos (um antes e outro após a descontinuidade) com o objetivo de capturar o salto na deformação/esforço axial resultante do efeito pistão, como descrito no detalhe da Figura 4.33.

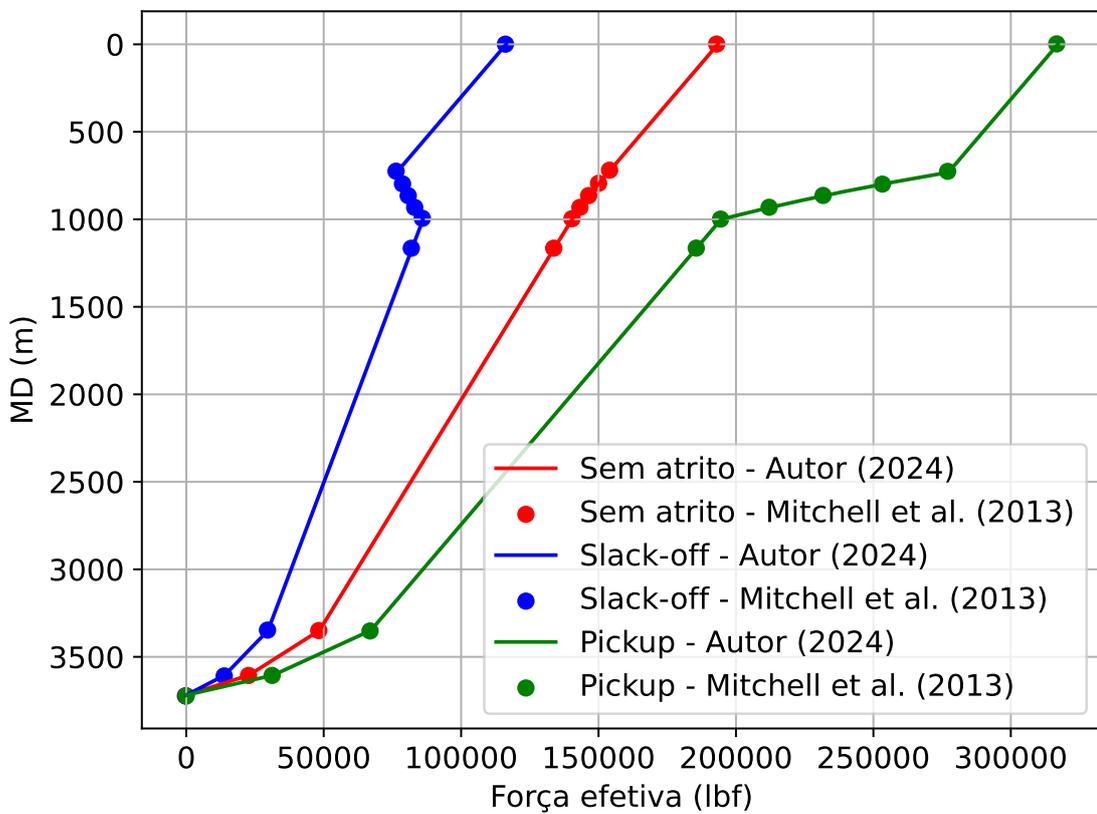
Figura 4.33 – Malha de elementos finitos para a coluna de perfuração em estudo.



Fonte: Autor (2024)

A Figura 4.34 apresenta a força efetiva na coluna de perfuração sem atrito, bem como após o *pickup* e o *slack-off*. É possível observar uma boa concordância em todos os cenários. Além disso, Mitchell, Bjørset e Grindhaug (2013) também fornecem os valores de força efetiva no topo da coluna, sendo as diferenças entre os cenários ilustradas na Tabela 4.3. É interessante notar a assimetria nos cenários de *slack-off* e *pickup* em relação à análise sem atrito. Essa assimetria pode ser explicada pelo efeito *capstan* no trecho da coluna com curvatura, onde as forças de atrito são variáveis e mais acentuadas, conforme indicado na Figura 4.35. Nesse contexto, a incorporação do atrito devido ao peso e ao efeito *capstan* está verificada no modelo numérico.

Figura 4.34 – Forças efetivas na coluna de perfuração durante as operações em estudo.



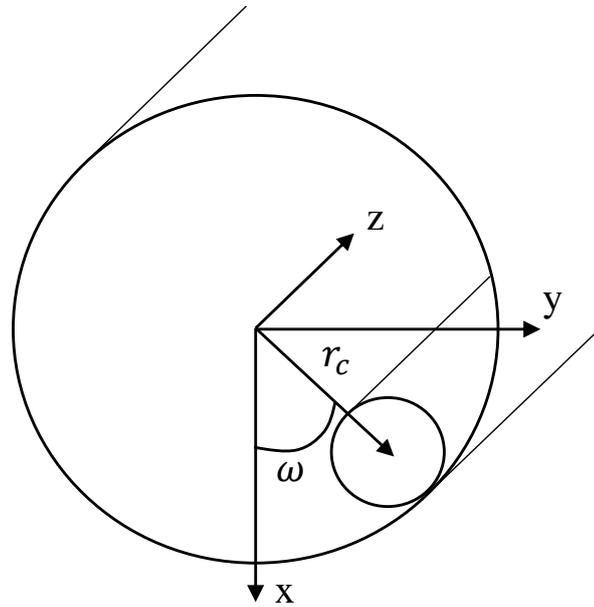
Fonte: Autor (2024)

Tabela 4.3 – Força efetiva no topo da coluna (lbf) [kN].

	Autor (2024)	Mitchell et al. (2013)	Erro absoluto (%)
Sem atrito	(193.389) [860,24]	(193.396) [860,27]	0,004
<i>Pickup</i>	(317.122) [1410,63]	(317.134) [1410,68]	0,004
<i>Slack-off</i>	(116.365) [517,62]	(116.373) [517,65]	0,007

Fonte: Autor (2024)

Figura 4.36 – Sistema de coordenadas para análise de flambagem.



Fonte: Autor (2024)

A partir desse sistema, os deslocamentos laterais d_1 e d_2 em uma seção de coluna flambada são dados por

$$d_1 = r_c \cos(\omega), \quad (4.56)$$

$$d_2 = r_c \sin(\omega), \quad (4.57)$$

onde ω é o ângulo da hélice e r_c é o raio de anular entre a coluna e o revestimento. De acordo com Mitchell (1997), por exemplo, o ângulo de hélice é fornecido a partir da seguinte equação diferencial

$$-EI'''' + [2EI(\omega')^3 - F_f \omega']' + \frac{W_{eff} \sin \theta}{r_c} \sin \omega = 0, \quad (4.58)$$

em que $'$ denota a derivada em relação a z , E e I são o módulo de Young e o momento de inércia da coluna, θ é o ângulo de inclinação com a vertical e W_{eff} e F_f são o peso flutuado e a força de flambagem apresentados anteriormente.

Em suas investigações, Mitchell (1997) empregou o método de Galerkin em conjunto com funções cúbicas de interpolação para resolver numericamente a equação diferencial mencionada. A fim de resolver as equações não lineares algébricas, o método de Powell foi empregado. No entanto, devido à complexidade e aos extensos cálculos numéricos requeridos para resolver o problema, Mitchell (1999) optou por utilizar os resultados numéricos obtidos e propor expressões

analíticas mais simplificadas para análise de colunas de produção e injeção em poços direcionais na indústria.

Quando a coluna entra em flambagem em regime senoidal, assumindo um formato em "S", ω' é bastante variável. Para abordar essa situação, Mitchell (1999) estabeleceu um valor máximo ω'_{max} durante esse tipo de flambagem. Esse valor é determinado por

$$\omega'_{max} = \frac{1,1227}{\sqrt{2EI}} F_f^{0,04} (F_f - F_p)^{0,46} \quad (4.59)$$

para $F_p < F_f < 2,8F_p$, onde F_p é a força crítica de Paslay apresentada anteriormente. Por outro lado, quando a coluna flamba em regime helicoidal, ω' é definido como

$$\omega' = \sqrt{\frac{F_f}{2EI}} \quad (4.60)$$

para $F_f \geq 2,8F_p$.

A deformação por flambagem é dada pela seguinte relação:

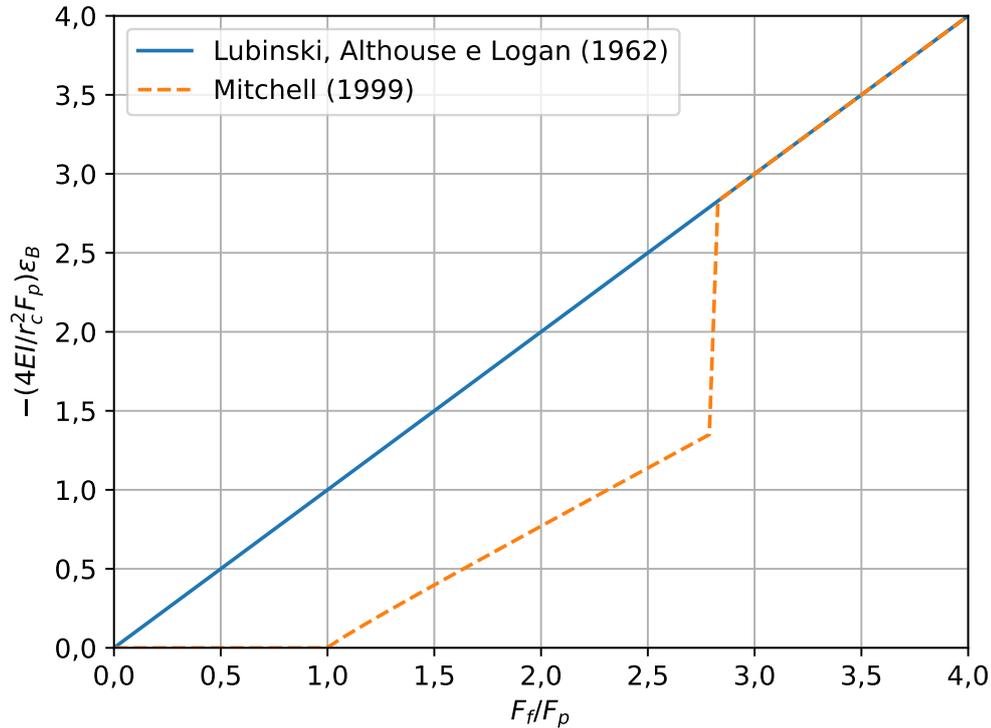
$$\varepsilon_B = -\frac{1}{2}(r_c \omega')^2. \quad (4.61)$$

Durante a flambagem senoidal, onde apenas ω'_{max} é conhecido, é estabelecida uma deformação média em função desse valor máximo. Assim, pode-se expressar a deformação devido à flambagem em poços direcionais como

$$\varepsilon_B = \begin{cases} 0 & F_f \leq F_p \\ -0,7285 \frac{r_c^2}{4EI} F_f^{0,08} (F_f - F_p)^{0,92} & F_p < F_f < 2,8F_p. \\ -\frac{r_c^2}{4EI} F_f & F_f \geq 2,8F_p \end{cases} \quad (4.62)$$

A Figura 4.37 apresenta uma comparação entre a deformação proposta por Mitchell (1999) e a deformação proposta por Lubinski, Althouse e Logan (1962), esta última foi utilizada no modelo numérico de referência. Quando a força de flambagem é inferior à força crítica de Paslay (F_p), a solução proposta por Mitchell (1999) indica que nenhuma deformação ocorre. No entanto, no regime senoidal, a deformação é aproximadamente a metade da deformação por flambagem helicoidal, ou seja, a deformação proposta por Lubinski, Althouse e Logan (1962). Somente quando a força de flambagem é maior que a força crítica helicoidal ($2,8F_p$), é que as equações de Lubinski, Althouse e Logan (1962) se tornam equivalentes.

Figura 4.37 – Comparação entre deformações por flambagem.



Fonte: Autor (2024)

A variação de comprimento por flambagem ΔL_B é dada por

$$\Delta L_B = \int_{z_1}^{z_2} \varepsilon_B dz, \quad (4.63)$$

onde z_1 e z_2 correspondem às profundidades em que a coluna encontra-se flambada. A integral na Equação (4.63) pode ser avaliada a partir de uma mudança de variável, ou seja,

$$\Delta L_B = \int_{z_1}^{z_2} \varepsilon_B dz = \int_{F_{f1}}^{F_{f2}} \varepsilon_B \left(\frac{dz}{dF_f} \right) dF_f. \quad (4.64)$$

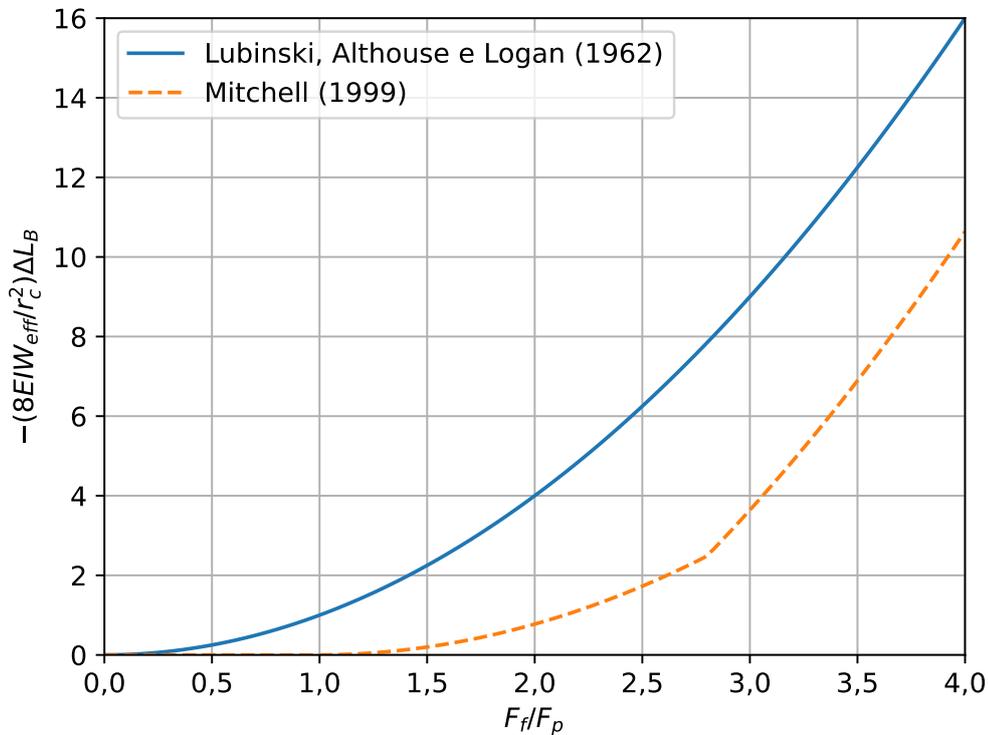
De acordo com Mitchell (1999), a flambagem senoidal não possui uma solução fechada para a integral da Equação (4.64). Diante dessa questão, o autor propôs uma aproximação para abordar o problema, resultando em

$$\Delta L_B = \begin{cases} 0 & F_{f2} \leq F_p \\ \frac{-r_c^2(4EI)^{-1}}{W_{eff} \cos \theta} (F_{f2} - F_p)(0,3771F_{f2} - 0,3668F_p) & F_p < F_{f2} < 2,8F_p \\ \frac{-r_c^2}{8EIW_{eff}} [F_{f2}^2 - (2,8F_p)^2] & F_{f2} \geq 2,8F_p \end{cases} \quad (4.65)$$

A Figura 4.38 ilustra uma comparação entre as variações de comprimento por flambagem propostas por Lubinski, Althouse e Logan (1962) e Mitchell (1999). Conforme esperado, quando

a força de flambagem é inferior à força crítica de Paslay (F_p), não ocorre flambagem, e a solução proposta por Mitchell (1999) indica que a variação de comprimento é nula. Durante o regime senoidal, quando a força de flambagem é duas vezes e meia maior que a força crítica, o deslocamento de Lubinski, Althouse e Logan (1962) é três vezes maior do que o resultado proposto por Mitchell (1999), apresentando uma diferença significativa. Vale ressaltar que, mesmo no caso de flambagem helicoidal, as variações de comprimento dos dois autores ainda divergem, apesar de ambos considerarem a mesma deformação por flambagem nesse intervalo, conforme demonstrado na Figura 4.37. Essa discrepância é atribuída aos limites de flambagem introduzidos por Mitchell (1999).

Figura 4.38 – Comparação entre variações de comprimento por flambagem.



Fonte: Autor (2024)

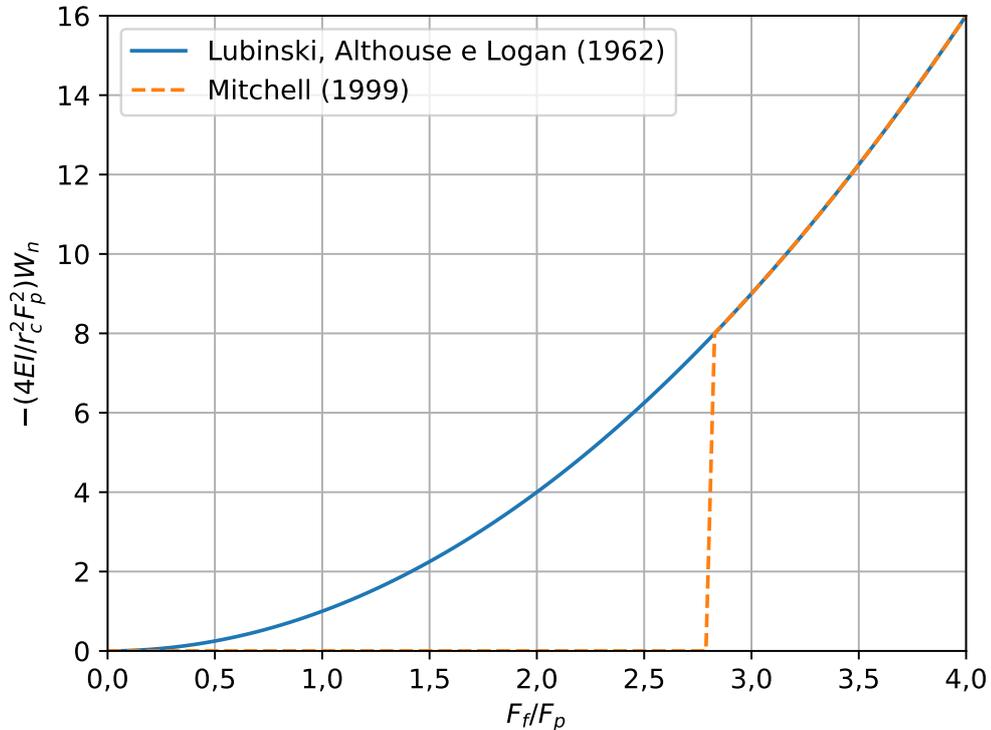
A força de contato por flambagem W_n é definida como

$$W_n = \begin{cases} 0 & F_f \leq F_p \\ 0 & F_p < F_f < 2,8F_p \\ -\frac{r_c F_f^2}{4EI} & F_f \geq 2,8F_p \end{cases} \quad (4.66)$$

A proposta original de Mitchell (1999) afirma que a força de contato durante a flambagem senoidal ou helicoidal possui o termo F_n . No entanto, uma vez que esse termo já está incorporado na formulação *soft-string* que será utilizada na implementação numérica, ele não é considerado novamente na força de contato durante a flambagem. Além disso, durante a flambagem helicoidal, a força de contato F_n é desconsiderada devido à sua insignificância em comparação com a força

helicoidal dominante. A Figura 4.39 compara a força de contato proposta com a de Lubinski, Althouse e Logan (1962). Quando o limite helicoidal é atingido ($2,8F_p$), a força de contato cresce substancialmente e se iguala à equação proposta por Lubinski, Althouse e Logan (1962).

Figura 4.39 – Comparação entre forças de contato por flambagem.



Fonte: Autor (2024)

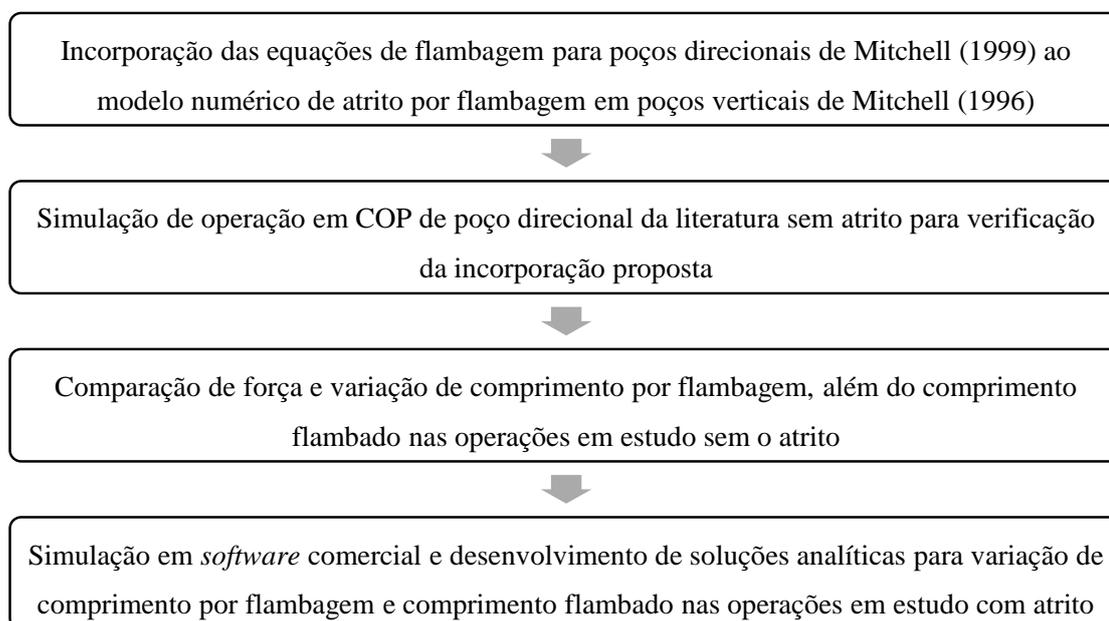
4.3.1 Incorporação das novas equações de flambagem ao modelo numérico

No contexto de incorporação das novas equações de flambagem ao modelo numérico em estudo, é essencial substituir a expressão que representa a deformação por flambagem descrita pela Equação (4.5) pela Equação (4.62). Além disso, é necessário modificar a formulação da força de contato proposta na Equação (4.6) para a Equação (4.66). Dessa forma, o modelo numérico será capaz de avaliar de forma precisa tanto a flambagem quanto o atrito associado à flambagem em poços direcionais.

4.3.2 Verificação da incorporação das novas equações de flambagem

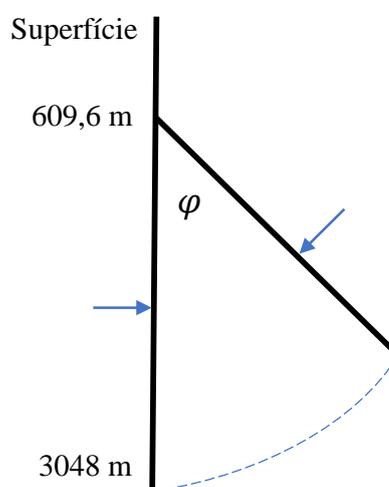
A Figura 4.40 sintetiza como é realizada a análise dos poços nesta etapa. Para discutir as novas equações propostas, o estudo realizado por Mitchell (1999) analisou uma coluna de produção em condições de *squeeze*, seguindo a abordagem anteriormente realizada por Lubinski, Althouse e Logan (1962). No entanto, uma vez que o exemplo original considerava um poço vertical, Mitchell (1999) propôs a inclusão de um ponto de KOP, conforme ilustrado na Figura 4.41. Ademais, as pressões de superfície durante a operação foram desconsideradas, e o ângulo de desvio ϕ é utilizado para exemplificar a influência da trajetória na ocorrência de flambagem.

Figura 4.40 – Fluxograma com as etapas realizadas na verificação da incorporação de novas equações de flambagem ao modelo numérico.



Fonte: Autor (2024)

Figura 4.41 – Representação esquemática do poço direcional em estudo.

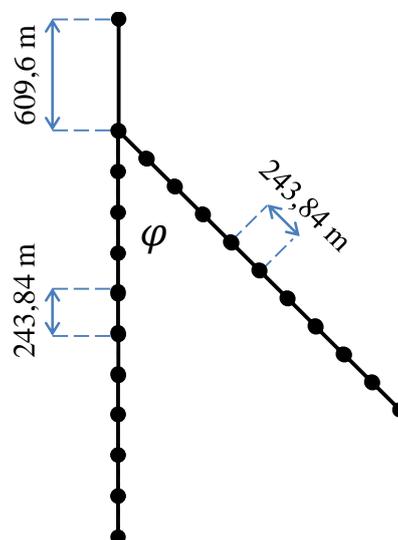


Fonte: Autor (2024)

Esse estudo também é realizado no âmbito deste trabalho com o objetivo de verificar a implementação das equações de flambagem para poços direcionais no modelo numérico. Mitchell (1999) não considera o atrito e utiliza soluções analíticas em seu trabalho. As propriedades do *packer*, da coluna, do revestimento de produção e dos fluidos são as mesmas do exemplo discutido na seção anterior. Para garantir a precisão dos resultados numéricos, a malha de elementos do problema é refinada até convergir com a solução analítica, resultando em uma

malha com 1 elemento no trecho vertical e 10 elementos no trecho inclinado. A Figura 4.42 apresenta a malha utilizada.

Figura 4.42 – Malha utilizada para discretização do problema do poço direcional.

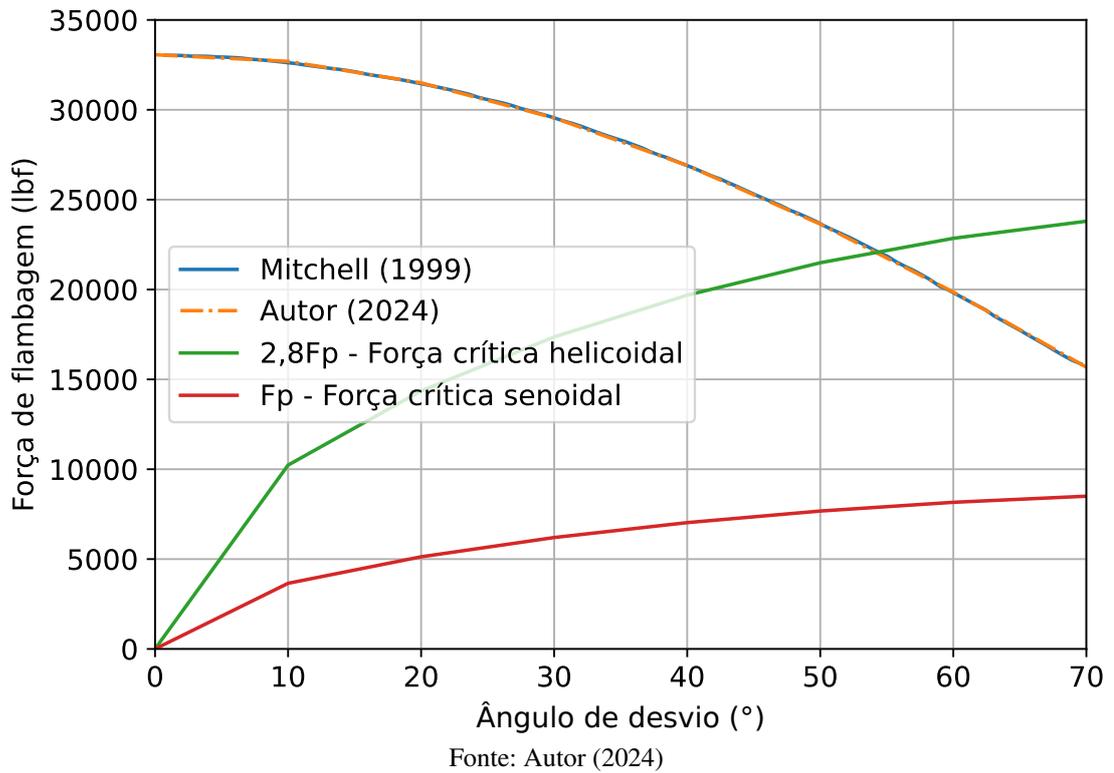
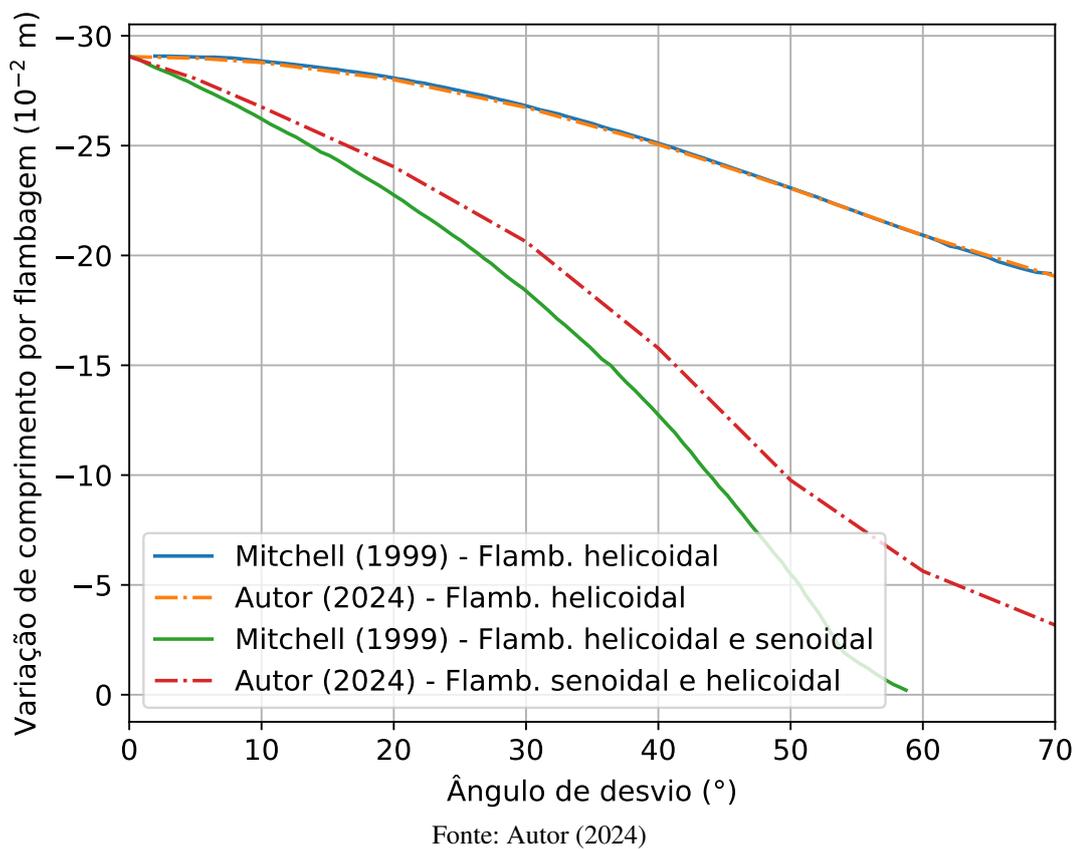


Fonte: Autor (2024)

A Figura 4.43 representa a força de flambagem no fundo da coluna e as forças críticas para iniciar cada tipo de flambagem em função do ângulo de desvio. Verifica-se uma boa concordância entre a força de flambagem deste estudo e a força de referência, indicando uma modelagem adequada. Ao comparar esse resultado com as forças críticas, é possível fazer uma previsão: após 55° , ocorrerá apenas a flambagem senoidal, uma vez que a força de flambagem no fundo da coluna se torna inferior à força crítica helicoidal. Consequentemente, as equações originais utilizadas no modelo numérico mostram-se inadequadas, pois não contemplam a instabilidade senoidal e levariam à identificação de uma instabilidade helicoidal inexistente.

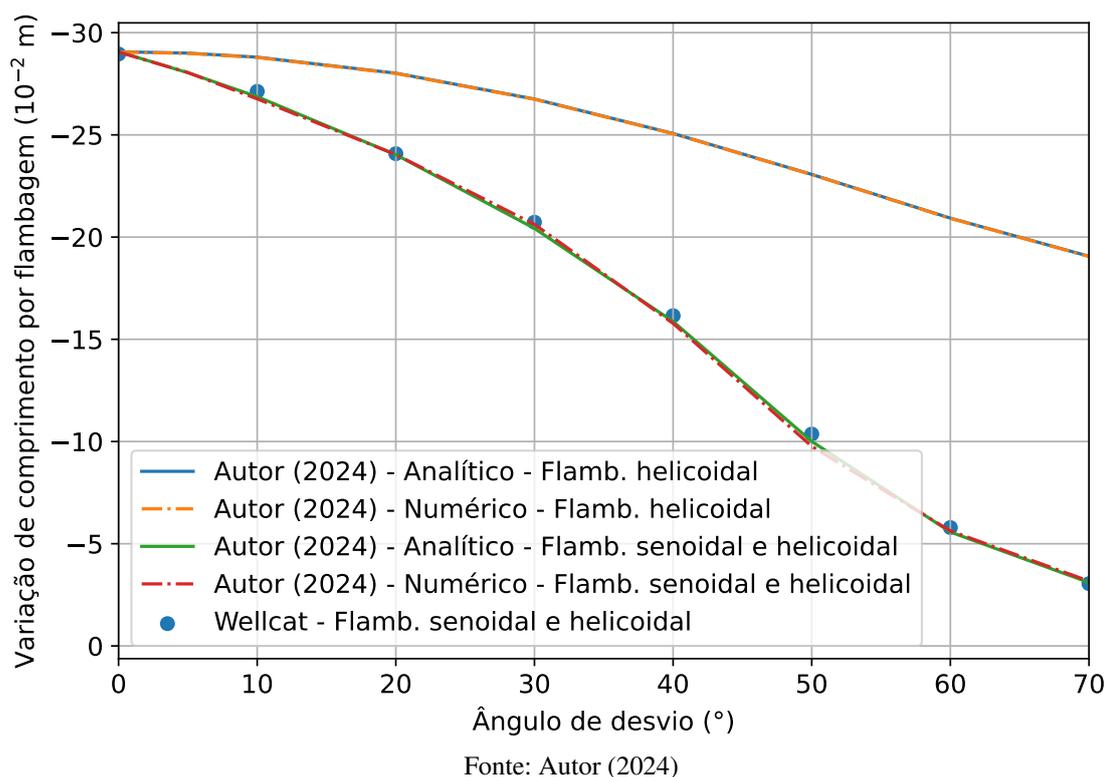
A Figura 4.44 apresenta a variação do comprimento devido à flambagem no fundo da coluna durante o *squeeze*, sem o atrito e em relação ao ângulo de desvio. O sinal negativo indica o encurtamento da coluna. No mesmo exemplo, Mitchell (1999) também utiliza as equações de flambagem helicoidal propostas por Lubinski, Althouse e Logan (1962) para poços verticais. Ao considerar essas equações, o resultado numérico obtido apresenta uma boa concordância com a referência. No entanto, ao levar em conta as flambagens senoidal e helicoidal, ou seja, as equações específicas para poços direcionais, o resultado numérico diverge em relação à referência. Essa divergência pode estar relacionada a alguma consideração de cálculo que não foi explícita por Mitchell (1999). Por exemplo, de acordo com Mitchell (1999), a partir de 60° , não ocorrem deslocamentos devido à flambagem, mesmo quando há flambagem senoidal, como ilustrado na Figura 4.43.

Figura 4.43 – Força de flambagem e forças críticas na base da coluna.

Figura 4.44 – Variação de comprimento por flambagem sem atrito em *squeeze*.

Nesse contexto, o problema é resolvido tanto de forma analítica, utilizando a Equação (4.65), quanto por meio do *software Wellcat*, fornecendo os resultados apresentados na Figura 4.45. Para ambas as equações de flambagem, as soluções analítica e numérica são consistentes. Além disso, os resultados obtidos para as flambagens senoidal e helicoidal estão em concordância com o *Wellcat*. Vale ressaltar que, ao considerar as novas equações de flambagem em relação às equações tradicionais, observa-se uma redução de 15% no encurtamento devido à flambagem para uma inclinação de 20°, por exemplo. Em inclinações mais elevadas, essa diferença é ainda mais significativa, chegando a 70% em um poço com inclinação de 60°. Também é possível observar a sensibilidade do modelo de flambagem senoidal e helicoidal em relação à inclinação. A diferença no encurtamento entre um poço vertical e um poço com inclinação de 70° pode atingir 90%. Por outro lado, no modelo de flambagem helicoidal para poços verticais, essa diferença é de apenas 35%.

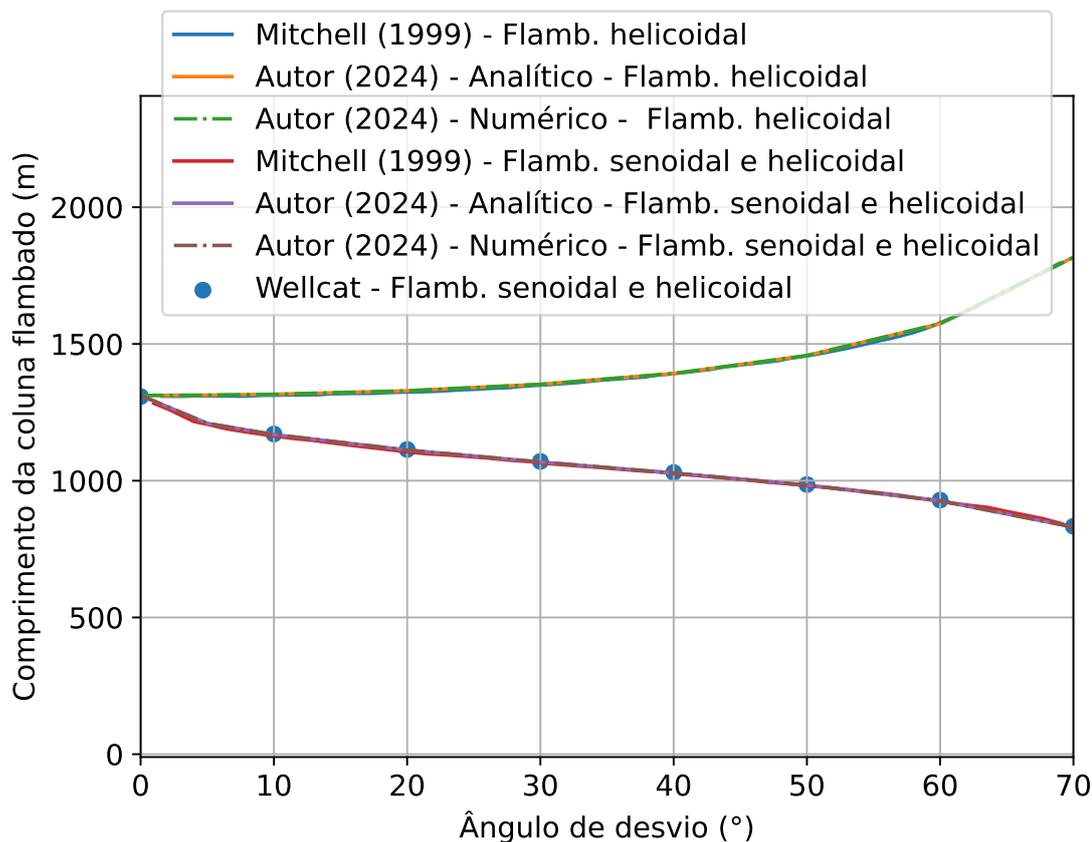
Figura 4.45 – Variação de comprimento por flambagem sem atrito em *squeeze* através de soluções analítica e numérica.



A Figura 4.46 ilustra a variação do comprimento flambado da coluna em relação ao ângulo de desvio. Observa-se uma concordância entre os resultados obtidos utilizando as equações de flambagem helicoidal. As curvas de flambagem senoidal e helicoidal estão em coerência, alinhando-se também ao resultado apresentado por Mitchell (1999). É importante ressaltar que, ao aplicar as equações de flambagem para poços verticais, verifica-se um aumento no comprimento flambado da coluna. Essa tendência é inadequada para o contexto em estudo, uma vez que o aumento da inclinação resulta em uma redução das pressões hidrostáticas dos fluidos, diminuindo

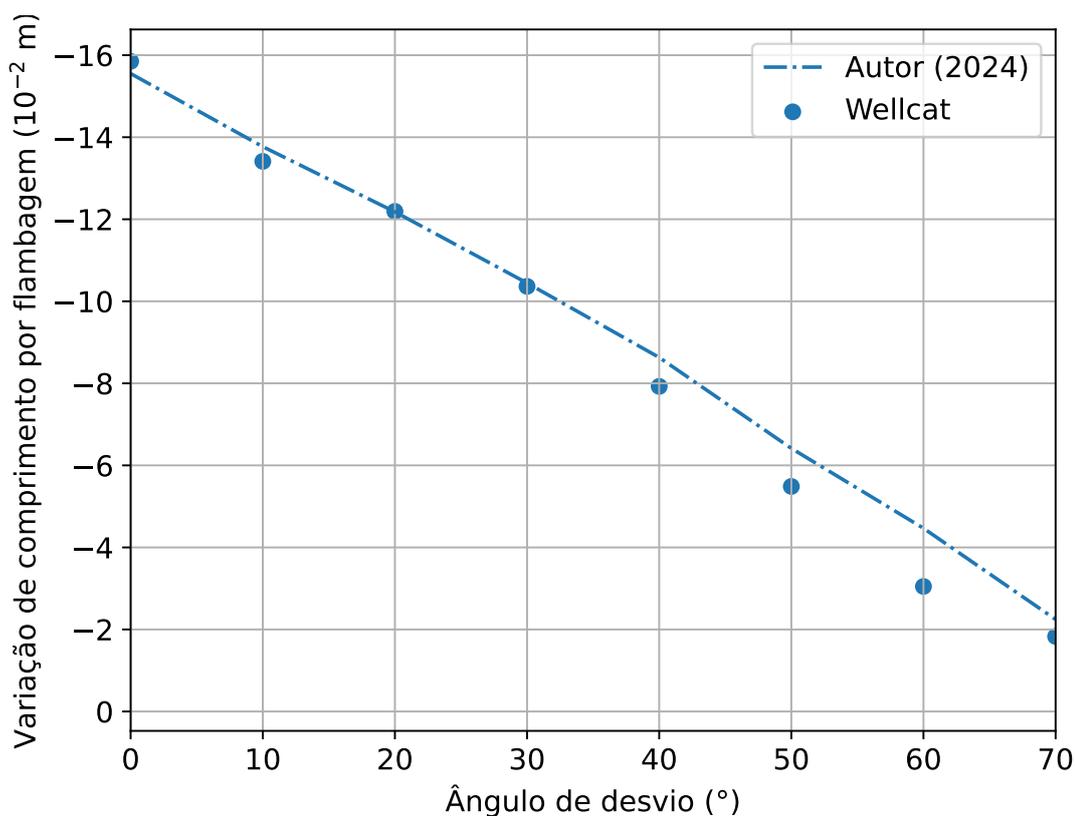
assim a ocorrência de flambagem na coluna, como previsto pelas equações específicas para poços direcionais. Diante dessas considerações, pode-se concluir que a implementação e verificação das novas equações de flambagem para poços direcionais, sem levar em conta o efeito do atrito, estão realizadas com sucesso no modelo numérico.

Figura 4.46 – Comprimento de flambagem da coluna em *squeeze* sem atrito.



Fonte: Autor (2024)

O estudo realizado por Mitchell (1999) não aborda o exemplo anterior considerando o atrito. Portanto, utiliza-se o software *Wellcat* como referência. Aplica-se um coeficiente de atrito de 0,15, a mesma malha de elementos finitos e apenas as equações de flambagem senoidal e helicoidal no modelo numérico. A fim de evitar o atrito estático presente no *Wellcat*, também foi aplicada uma variação de comprimento devido à temperatura de -3,19 m nas simulações realizadas no *software*. A Figura 4.47 ilustra a variação de comprimento por flambagem com o atrito em função do ângulo de desvio. Observa-se que entre 40° e 70°, os resultados numéricos obtidos diferem em relação ao *Wellcat*, apresentando um erro máximo de 50% nesse intervalo. Ao analisar os resultados fornecidos pelo *software*, verifica-se que durante a flambagem senoidal, além da componente do peso flutuado ($\mu W_{eff} \sin \theta$), existe uma parcela adicional de força de atrito desconhecida, a qual leva às diferenças mencionadas anteriormente. A Tabela 4.4 ilustra essa situação para o ângulo de 60°, calculando as forças de atrito nos elementos com base nos esforços axiais fornecidos pelo *Wellcat*.

Figura 4.47 – Variação de comprimento por flambagem com atrito em *squeeze*.

Fonte: Autor (2024)

Tabela 4.4 – Forças de atrito calculadas pelo *Wellcat* no trecho de coluna inclinado em *squeeze*.

Elem	MD (m)	Força axial (lbf) [kN]	Variação de força axial (lbf/pés) [kN/m]	Força peso (lbf/pés) [kN/m]	Força de atrito (lbf/pés) [kN/m]	Regime de flambagem
1	914,4	(19566) [87,03]	(4,25)	(3,25)	(1,00)	Nenhum
	1219,2	(15319) [68,14]	[0,062]	[0,047]	[0,015]	Nenhum
2	1524	(11072) [49,25]	(4,25)	(3,25)	(1,00)	Nenhum
	1828,8	(6824) [30,35]	[0,062]	[0,047]	[0,015]	Nenhum
3	2133,6	(2577) [11,46]	(4,25)	(3,25)	(1,00)	Nenhum
	2438,4	(-1675) [-7,45]	[0,062]	[0,047]	[0,015]	Nenhum
4	2743,2	(-6242) [-27,77]	(6,55)	(3,25)	(3,30)	Senoidal
	3028	(-12792) [-56,90]	[0,096]	[0,048]	[0,048]	Senoidal

Fonte: Autor (2024)

Por esse motivo, é desenvolvida uma solução analítica que utiliza as mesmas forças de contato adotadas no modelo numérico, a fim de verificar a implementação das novas equações de flambagem com fricção. A Equação (4.67) descreve a variação da força de flambagem com atrito no cenário em estudo para um elemento de coluna inclinado sem instabilidade, considerando flambagem senoidal e helicoidal, respectivamente.

$$\frac{dF_f}{dz} = \begin{cases} W_{eff} \cos(\theta) + \mu W_{eff} \sin(\theta) & F_f \leq F_p \\ W_{eff} \cos(\theta) + \mu W_{eff} \sin(\theta) & F_p < F_f < 2,8F_p \\ W_{eff} \cos(\theta) + \mu \frac{r}{4EI} F_f^2 & F_f \geq 2,8F_p \end{cases} \quad (4.67)$$

Durante a flambagem senoidal, observa-se que a equação diferencial permanece a mesma em relação à coluna sem flambagem, seguindo a formulação apresentada por Mitchell (2008). Por outro lado, durante o regime helicoidal, desconsidera-se a parcela de atrito devido ao peso.

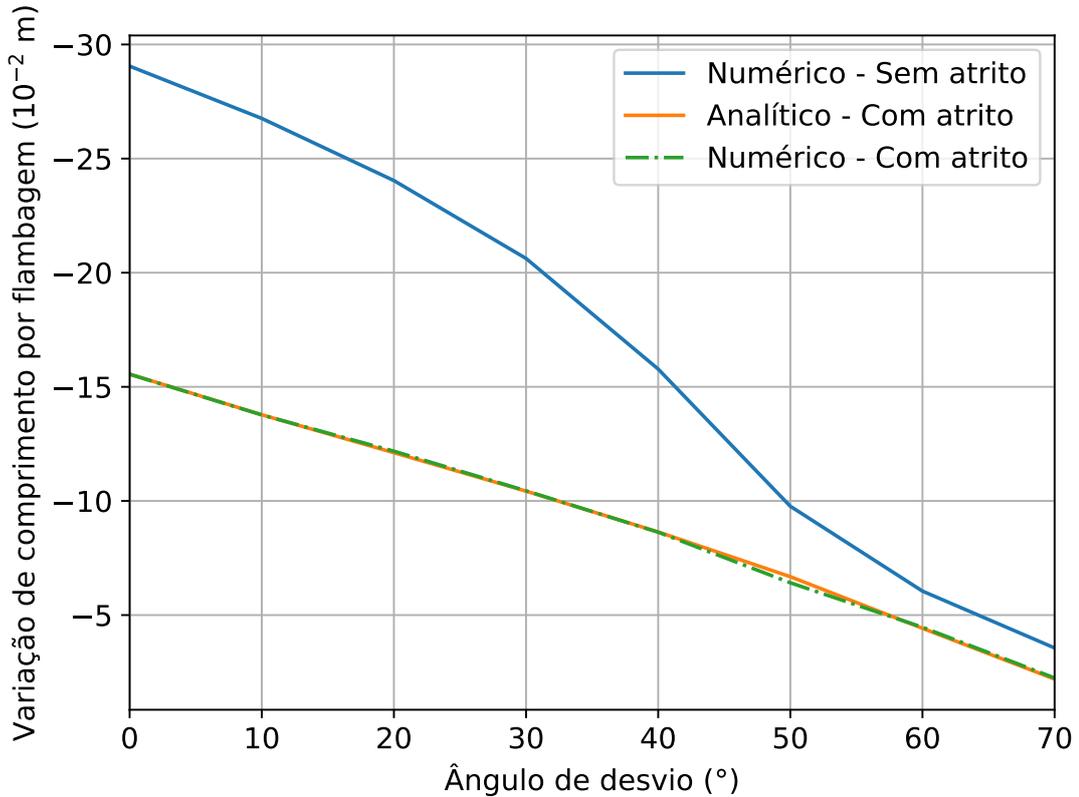
Com base nessas distribuições de força, pode-se determinar a variação de comprimento devido à flambagem com atrito, ΔL_2 , em cada regime de instabilidade, utilizando as deformações apresentadas na Equação (4.62), ou seja,

$$\Delta L_2 = \int_{z_1}^{z_2} \varepsilon_B dz = \int_{F_{f1}}^{F_{f2}} \varepsilon_B \left(\frac{dz}{dF_f} \right) dF_f, \quad (4.68)$$

$$\Delta L_2 = \begin{cases} 0 & F_{f2} \leq F_p \\ \frac{-r^2(4EI)^{-1}}{W_{eff}(\cos \theta + \mu \sin \theta)} (F_{f2} - F_p)(0,3771F_{f2} - 0,3668F_p) & F_p < F_{f2} < 2,8F_p \\ \frac{-r}{2\mu} \ln \left(\frac{W_{eff} \cos \theta + \mu \frac{r}{4EI} F_{f2}^2}{W_{eff} \cos \theta + \mu \frac{r}{4EI} (2,8F_p)^2} \right) & F_{f2} \geq 2,8F_p \end{cases} \quad (4.69)$$

A Figura 4.48 apresenta a variação de comprimento devido à flambagem da coluna, considerando a solução analítica, bem como as soluções numéricas com e sem atrito. Observa-se uma excelente concordância entre os resultados numéricos e analíticos com atrito. Em comparação com o caso sem atrito, conforme esperado, observa-se uma redução na flambagem da coluna devido ao efeito do atrito, que alivia a compressão. Nos ângulos em que a coluna sofre flambagem helicoidal (0° a 50°), a diferença entre os modelos com e sem atrito é mais acentuada, chegando a 49% em 20° . Nos demais ângulos, em que ocorre apenas flambagem senoidal, a diferença máxima é de 30% em 70° . Vale ressaltar que a diferença no encurtamento entre um poço vertical e um poço com inclinação de 70° , considerando o efeito do atrito, é de 85%, o que é inferior aos 90% observados no modelo sem atrito.

Figura 4.48 – Variação de comprimento por flambagem com e sem atrito em *squeeze*.



Fonte: Autor (2024)

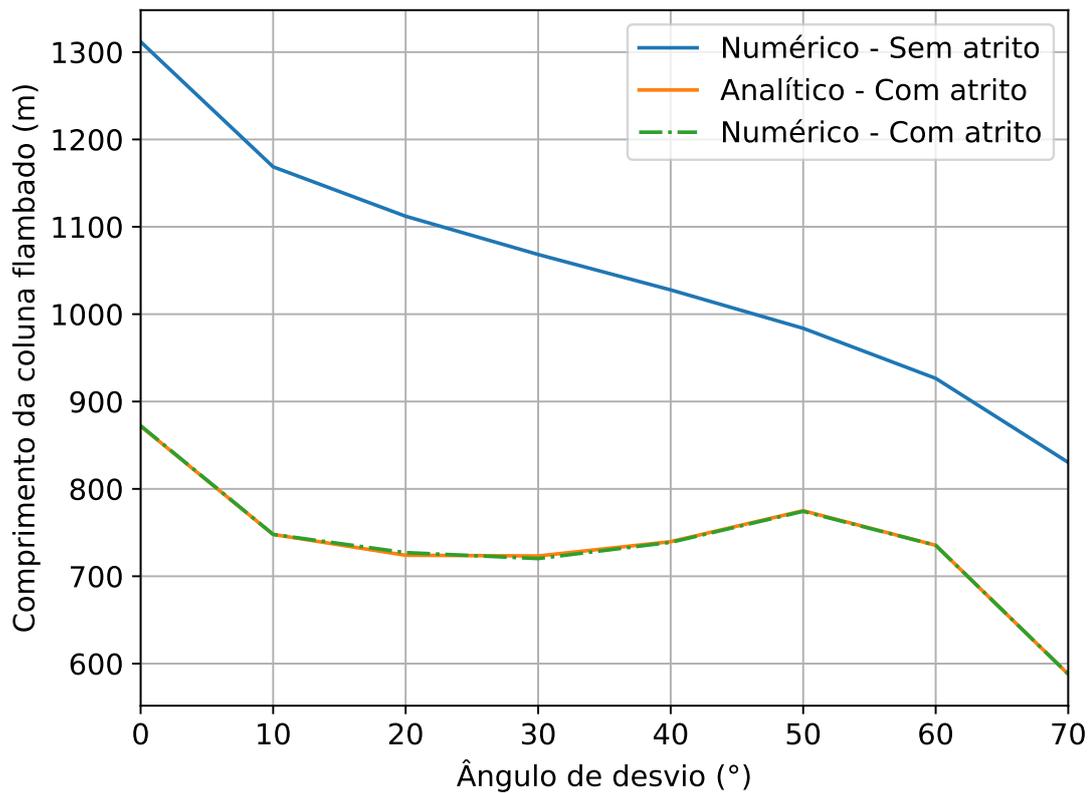
Além disso, é possível determinar o comprimento de flambagem para os elementos de coluna que estão sujeitos à flambagem helicoidal e senoidal de forma analítica. Para isso, é necessário resolver a Equação (4.68), utilizando a força de flambagem na base da seção como condição de contorno. Dessa forma, o comprimento flambado da coluna, denotado por N , em cada regime de flambagem com atrito, pode ser calculado como

$$N = \begin{cases} 0 & F_{f2} \leq F_p \\ z_2 + \frac{F_{f2} - F_p - z_2 W_{eff} (\mu \sin \theta - \cos \theta)}{W_{eff} (\mu \sin \theta + \cos \theta)} & F_p < F_{f2} < 2,8 F_p \\ -\frac{1}{\sqrt{K W_{eff} \cos \theta}} \left[z_2 \sqrt{K W_{eff} \cos \theta} - \arctan \left(\frac{K F_{f2}}{\sqrt{K W_{eff} \cos \theta}} \right) \right] & F_{f2} \geq 2,8 F_p \\ -\frac{1}{\sqrt{K W_{eff} \cos \theta}} \left[\arctan \left(\frac{2,8 F_p K}{\sqrt{K W_{eff} \cos \theta}} \right) \right] + z_2 & \end{cases} \quad (4.70)$$

A Figura 4.49 apresenta o comprimento da coluna flambada durante o processo de *squeeze*, considerando a presença ou ausência de atrito. Observa-se uma boa concordância entre

a solução analítica e numérica com atrito. Conforme esperado, o atrito reduz o comprimento flambado da coluna. Nos ângulos em que ocorre a flambagem helicoidal, a diferença entre as soluções pode chegar a 36% em 10° de inclinação. Já nos casos de flambagem senoidal, a diferença máxima é de aproximadamente 29% em 70°. Portanto, pode-se concluir que a implementação das novas equações de flambagem para poços direcionais, considerando o efeito do atrito, está realizada e verificada no modelo numérico.

Figura 4.49 – Comprimento da coluna flambado com e sem atrito em *squeeze*.



Fonte: Autor (2024)

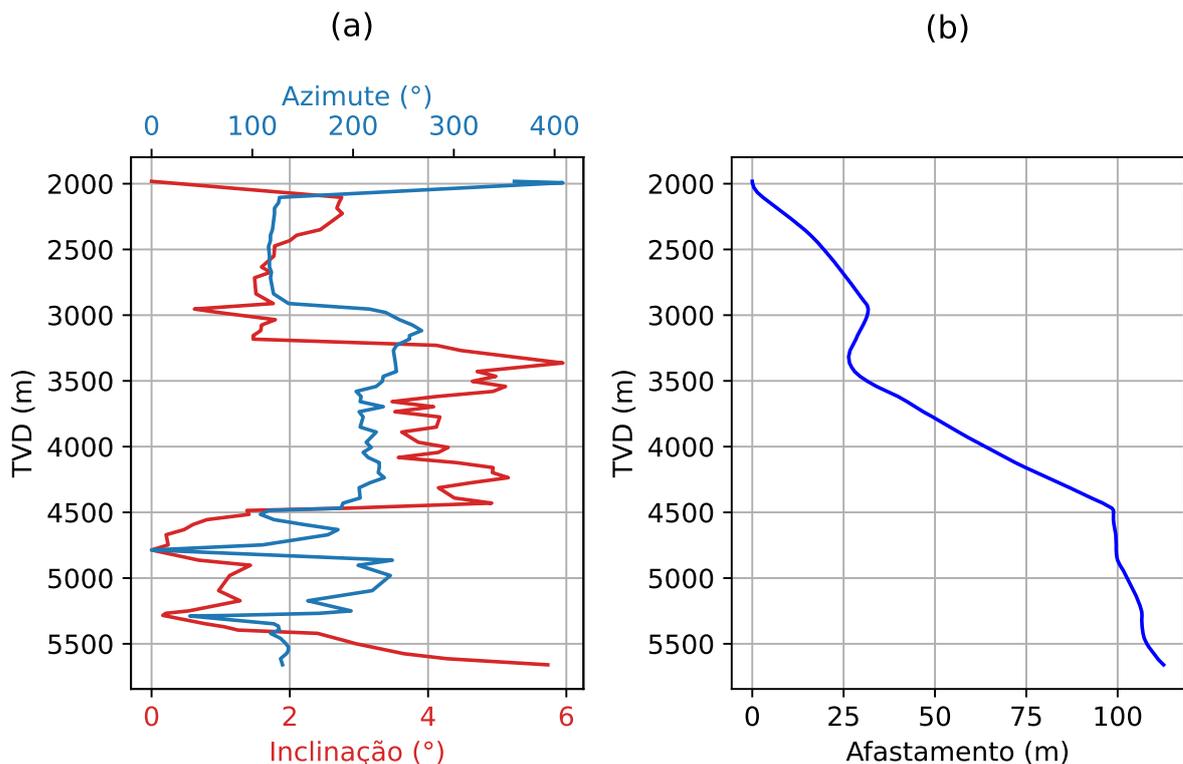
5 ESTUDOS DE CASO

Neste capítulo, é realizada uma avaliação do modelo numérico utilizado neste trabalho, considerando as incorporações propostas ao longo deste estudo. A avaliação abrange tanto a produção quanto a injeção em poços sintéticos, porém realistas, considerando geometrias vertical, direcional e horizontal. Dada a complexidade desses poços, recorre-se à interface da ferramenta de projeto de poço, SCORE (Sistema de Confiabilidade de Revestimentos) (SANTOS et al., 2019), para a inserção dos dados de direção de poço, revestimento, seções de COP/COI e *packer*. A implementação desenvolvida neste trabalho é integrada à biblioteca de cálculo de integridade estrutural do SCORE, denominada SCORE-lib (SANTOS et al., 2023), facilitando a utilização dos dados introduzidos no SCORE. Os perfis térmicos e de pressões nas operações estudadas são obtidos a partir do *Wellcat* (LANDMARK, 2003).

5.1 Poço vertical

A Figura 5.1(a) ilustra a inclinação e o azimute do poço em análise ao longo da profundidade vertical real (TVD). É notável a verticalidade do poço devido à sua inclinação, que se mantém abaixo dos 6°, e ao seu afastamento na ordem de 100 m ao longo do TVD, conforme apresentado na Figura 5.1(b).

Figura 5.1 – Trajetória do poço vertical em estudo.



Este poço é de natureza *offshore*, localizado em uma lâmina d'água com profundidade de 1957 m. As características da estrutura do poço, incluindo as seções do revestimento e da coluna de produção ao longo da profundidade medida (MD), são fornecidas nas Tabelas 5.1 e 5.2.

Tabela 5.1 – Seções e propriedades do revestimento de produção no poço vertical.

Seção	MD (m)		Tubo		W_a (lbf/pés) [kN/m]
	Topo	Base	Diâmetro externo (pol) [mm]	Diâmetro interno (pol) [mm]	
1	1979,43	2980,35	(10,75) [273]	(9,56) [243]	(65,7) [0,959]
2	2980,35	5288,55	(10,75) [273]	(9,156) [233]	(85,3) [1,245]
3	5288,55	5664,70	(10,75) [273]	(8,68) [221]	(109) [1,591]

Fonte: Autor (2024)

Tabela 5.2 – Seções e propriedades da coluna de produção no poço vertical.

Seção	MD (m)		Tubo		W_a (lbf/pés) [kN/m]
	Topo	Base	Diâmetro externo (pol) [mm]	Diâmetro interno (pol) [mm]	
1	1976,27	1992,62	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
2	1992,62	2446,96	(6,625) [168]	(5,791) [147]	(28) [0,409]
3	2446,96	2492,24	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
4	2492,24	5261,79	(6,625) [168]	(5,791) [147]	(28) [0,409]
5	5261,79	5352,50	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
6	5352,50	5381,89	(4,5) [114]	(3,92) [100]	(13,5) [0,197]
7	5381,89	5450,21	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
8	5450,21	5483,41	(4,5) [114]	(3,92) [100]	(13,5) [0,197]
9	5483,41	5496,52	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
10	5496,52	5502,52	(4,5) [114]	(3,92) [100]	(13,5) [0,197]
11	5502,52	5516,61	(6,625) [168]	(5,791) [147]	(28) [0,409]
12	5516,61	5529,13	(4,5) [114]	(3,92) [100]	(13,5) [0,197]
13	5529,13	5559,68	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
14	5559,68	5592,85	(4,5) [114]	(3,92) [100]	(13,5) [0,197]
15	5592,85	5605,99	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
16	5605,99	5612,00	(4,5) [114]	(3,92) [100]	(13,5) [0,197]
17	5612,00	5626,11	(6,625) [168]	(5,791) [147]	(28) [0,409]
18	5626,11	5664,70	(5,5) [140]	(3,92) [100]	(13,5) [0,197]

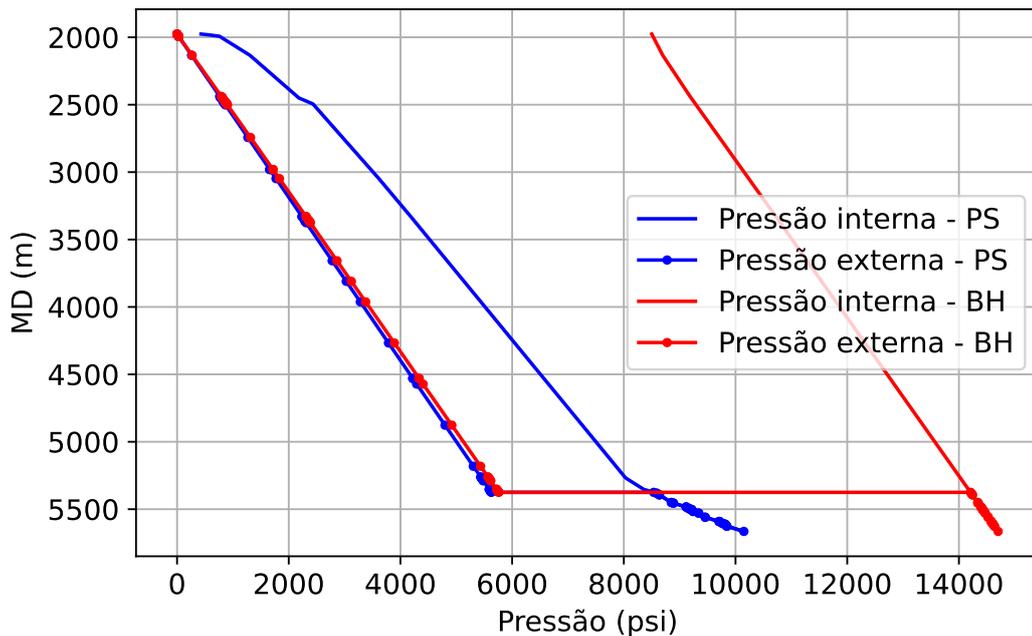
Fonte: Autor (2024)

No contexto desse poço, o *packer* está localizado a uma profundidade medida de 5375 m. Este *packer* é assentado mecanicamente e fixo, ou seja, não permite a movimentação da coluna. Durante a modelagem da condição inicial, é considerado que a coluna está fixada apenas em sua parte superior, havendo as deformações elásticas. Após essas deformações, o *packer* funciona como um apoio na profundidade em que é instalado, fixando aquele ponto da coluna na configuração deformada inicial. Dessa forma, na simulação da condição final das operações, é

imposto como condição de contorno, além do engaste na parte superior, que o deslocamento na profundidade do *packer* seja igual ao deslocamento inicial.

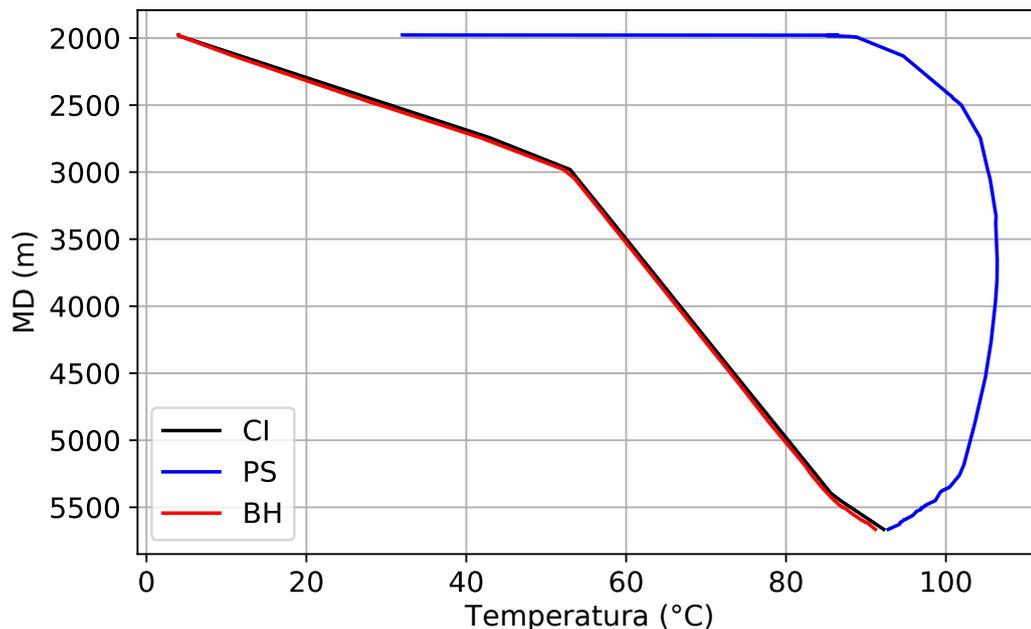
A coluna de produção em questão é avaliada em duas operações distintas: produção Surgente (PS) e *bullheading* (BH). Tais operações foram descritas na Seção 2.2. As Figuras 5.2 e 5.3 apresentam as pressões e as temperaturas nas operações estudadas. Na condição inicial (CI), a coluna é assentada com um fluido de peso de 9,9 ppg [11,633 kN/m³].

Figura 5.2 – Pressões durante as operações em estudo no poço vertical.



Fonte: Autor (2024)

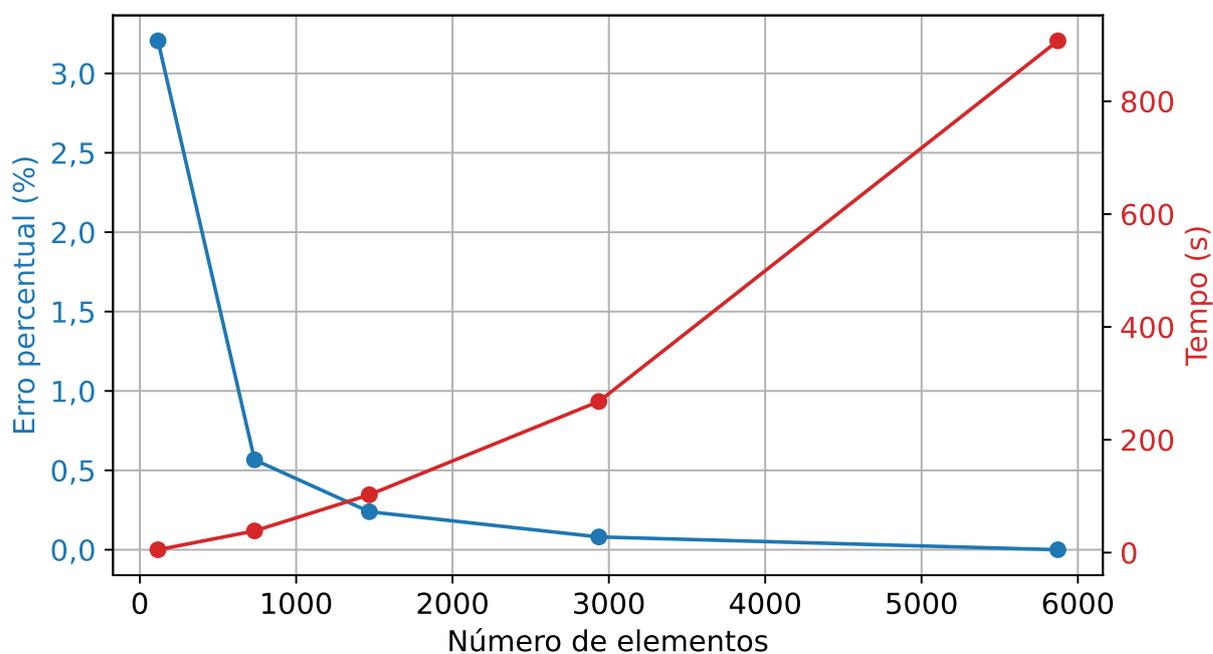
Figura 5.3 – Temperatura durante as operações em estudo no poço vertical.



Fonte: Autor (2024)

A Figura 5.4 ilustra um estudo sobre o refinamento da malha, considerando o cenário de produção surgente com o efeito *capstan*, identificado como o mais crítico em termos de não linearidade nos esforços da coluna do poço vertical. O resultado observado é o valor da força axial no topo da coluna. Além disso, na Figura 5.4, são exibidos os erros percentuais absolutos obtidos em relação à força axial gerada pelo refinamento mais elevado (5872 elementos), juntamente com os tempos de simulação associados para cada nível de refinamento da malha. Ao empregar uma malha com 734 elementos, o erro percentual é de 0,6% e o tempo de simulação é de 38 s. Entende-se que esse nível de refinamento é suficiente para fornecer bons resultados, e é o refinamento adotado para os estudos dessa coluna. Vale ressaltar que malhas menos refinadas ainda podem fornecer resultados satisfatórios e demandariam menos tempo computacional. Por exemplo, com apenas 116 elementos, o erro obtido é 3% e o tempo computacional é 5 s.

Figura 5.4 – Malhas de elementos finitos para simulação de operações em poço vertical.

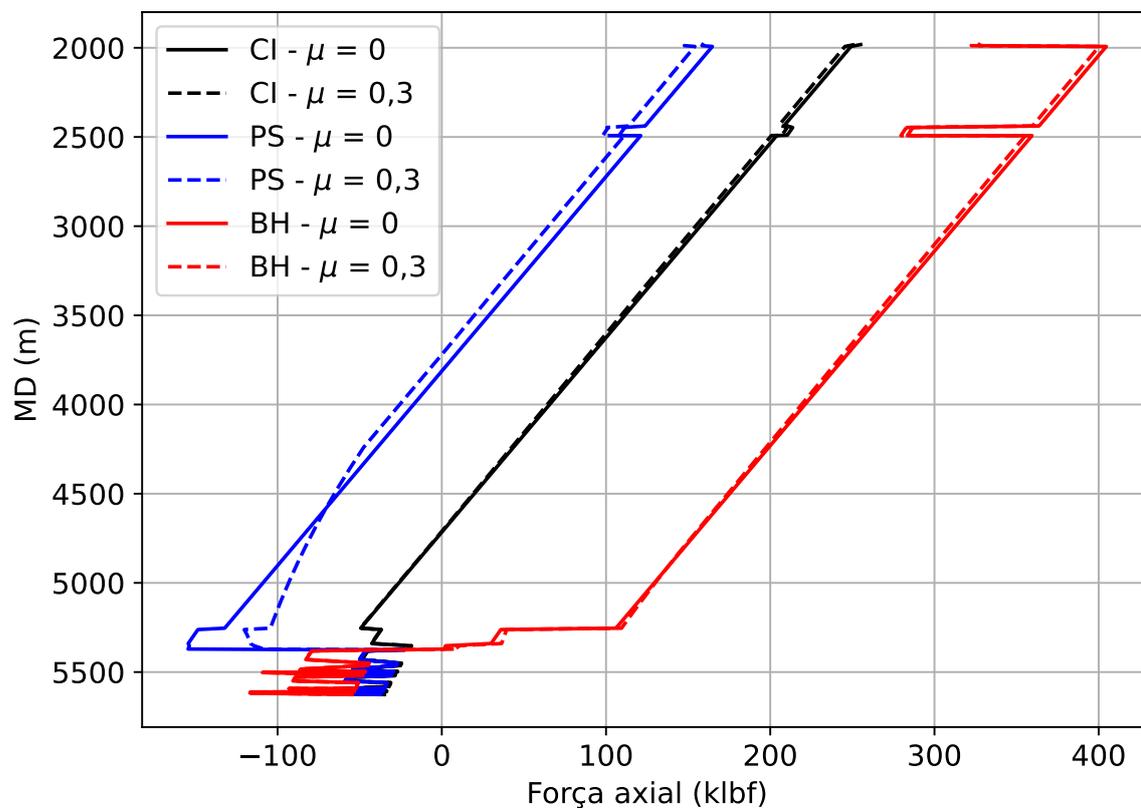


Fonte: Autor (2024)

A Figura 5.5 ilustra as forças axiais ao longo da profundidade medida (MD) durante três cenários distintos: condição inicial, produção surgente e *bullheading*. Inicialmente, esses cenários são analisados sem considerar o efeito do atrito e, posteriormente, com o acréscimo do atrito causado somente pelo peso da coluna.

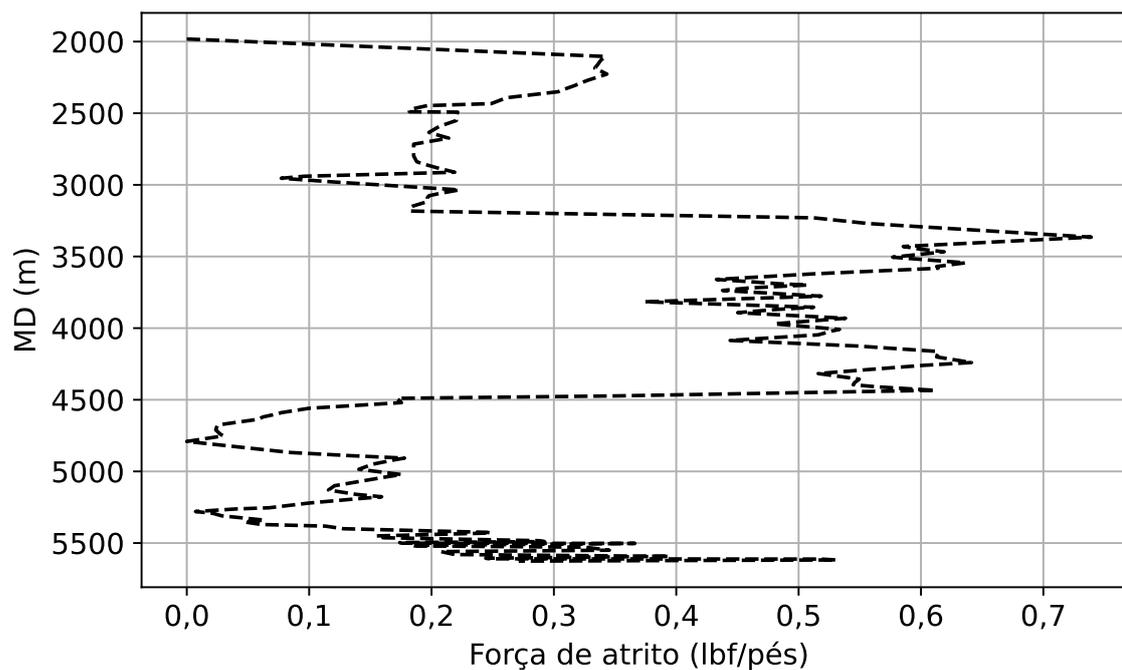
Na condição inicial, não ocorre flambagem, portanto, o atrito está relacionado exclusivamente com o peso da coluna e a inclinação do poço. Devido à geometria praticamente vertical (ver Figura 5.1), o atrito é minimamente pronunciado e não exerce influência substancial nos esforços, conforme ilustrado na Figura 5.6. Assim, a diferença na força axial, quando comparada com e sem a consideração do atrito no topo da coluna nessa condição totaliza -3,7 klbf [-16,46 kN].

Figura 5.5 – Forças axiais sem atrito ($\mu = 0$) e com o atrito devido ao peso ($\mu = 0,3$) no poço vertical.



Fonte: Autor (2024)

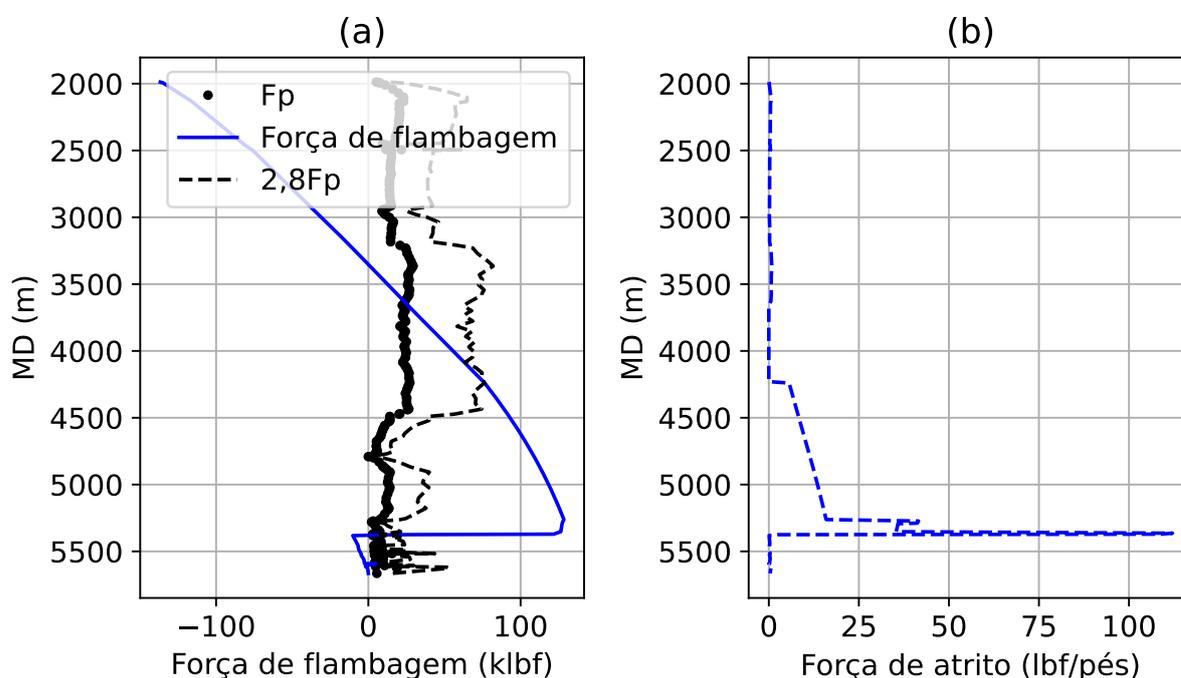
Figura 5.6 – Forças de atrito devido ao peso na condição inicial do poço vertical.



Fonte: Autor (2024)

Na operação de produção surgente, a coluna passa por um alongamento térmico. Devido à presença do *packer* fixo, isso resulta em um aumento na compressão da coluna em relação à condição inicial e na possibilidade de ocorrer flambagem. A Figura 5.7(a) ilustra para esta operação, as forças críticas de flambagem senoidal F_p e helicoidal $2,8F_p$, além da força de flambagem ao longo da coluna considerando o atrito. É possível observar que a instabilidade helicoidal ocorre somente entre 4250 m e 5375 m, gerando as forças de atrito de 10 lbf/pés [0,146 kN/m] e 100 lbf/pés [1,459 kN/m], conforme demonstrado na Figura 5.7(b). Logo, as diferenças nas forças axiais, com e sem o atrito, tanto no topo quanto próximo ao *packer*, totalizam -11 klbf [-48,93 kN] e 47 klbf [209,01 kN], respectivamente.

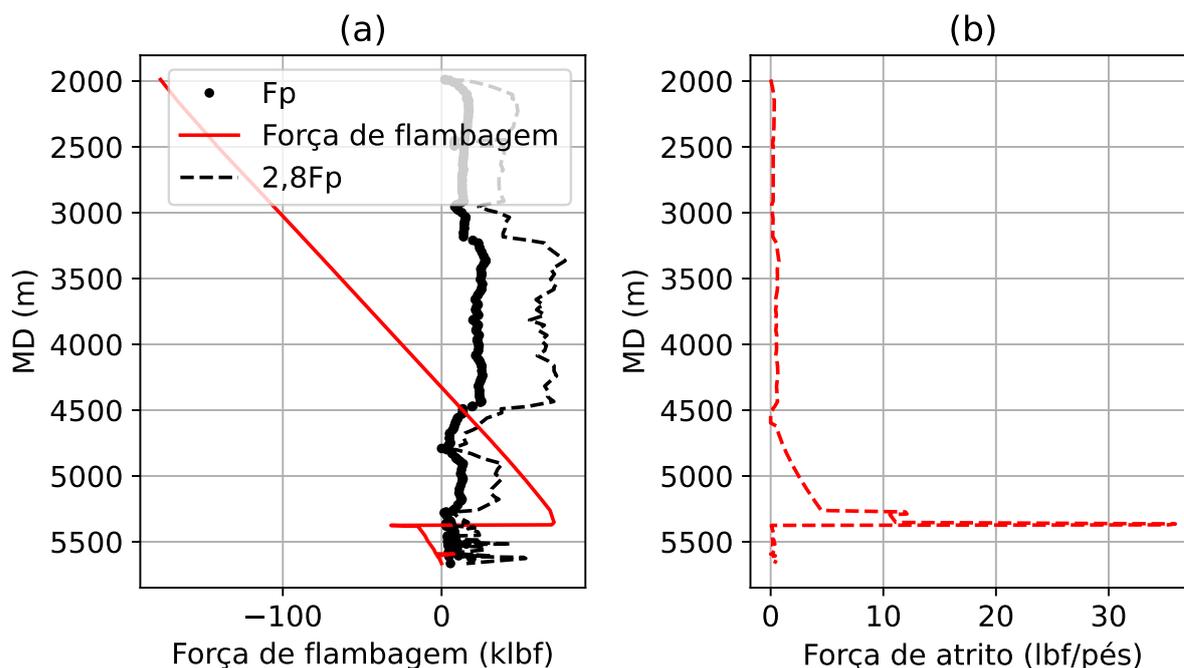
Figura 5.7 – Forças críticas, de flambagem e de atrito em produção surgente.



Fonte: Autor (2024)

Durante a operação de *bullheading*, a coluna encontra-se quase que inteiramente submetida à tração. Contudo, como ilustrado na Figura 5.8(a), a coluna exibe um comportamento de flambagem helicoidal entre 4500 m e 5375 m, conforme evidenciado pela análise com consideração do atrito. Da mesma forma, a Figura 5.8(b) destaca as forças resultantes do atrito causado pela flambagem, que não ultrapassam 36 lbf/pés [0,525 kN/m]. As diferenças nas forças axiais, com e sem o efeito do atrito, tanto no topo quanto próximo ao *packer*, totalizam -4 klbf [-17,79 kN] e 9 klbf [40,03 kN], respectivamente. Portanto, em contraste com as situações anteriores, o atrito na região do *packer* atuou de maneira contrária à segurança, incrementando o esforço axial em relação ao modelo sem a consideração do atrito.

Figura 5.8 – Forças críticas, de flambagem e de atrito em *bullheading*.

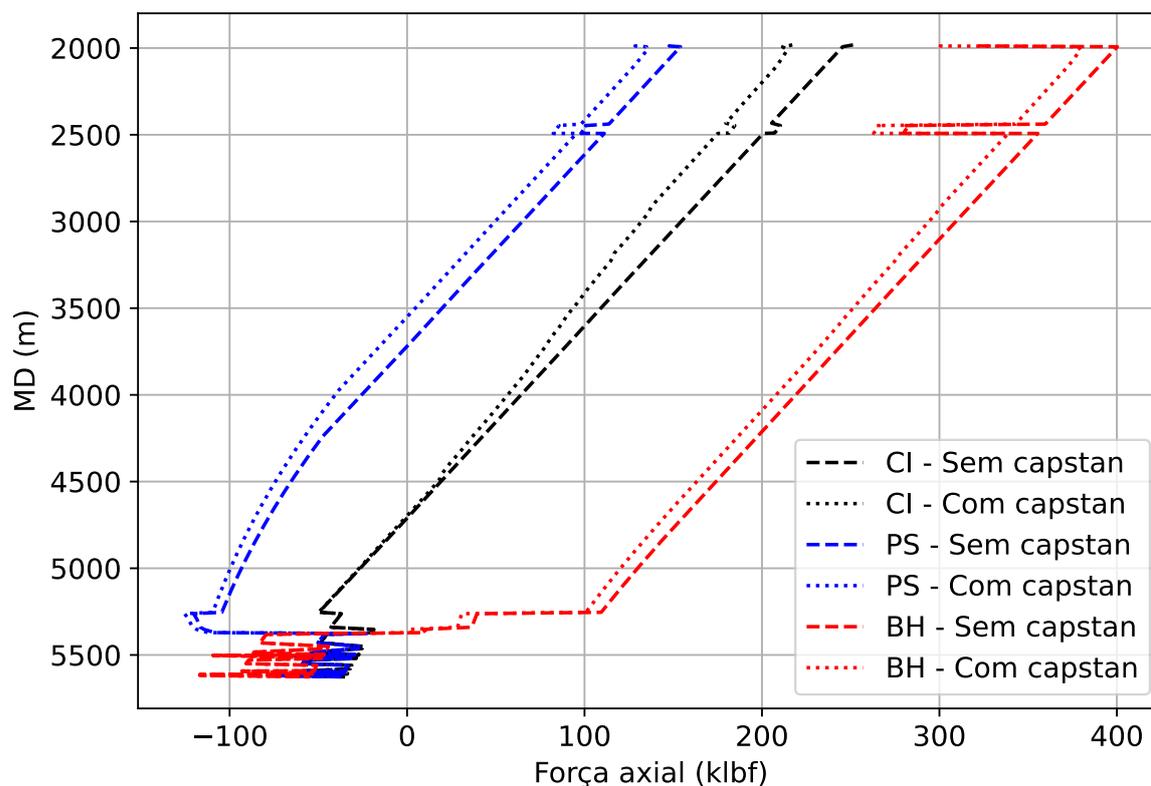


Fonte: Autor (2024)

A Figura 5.9 apresenta uma comparação dos esforços axiais considerando o atrito, tanto com quanto sem o efeito *capstan* nas operações discutidas anteriormente ao longo da profundidade medida (MD). A malha de elementos finitos permanece a mesma.

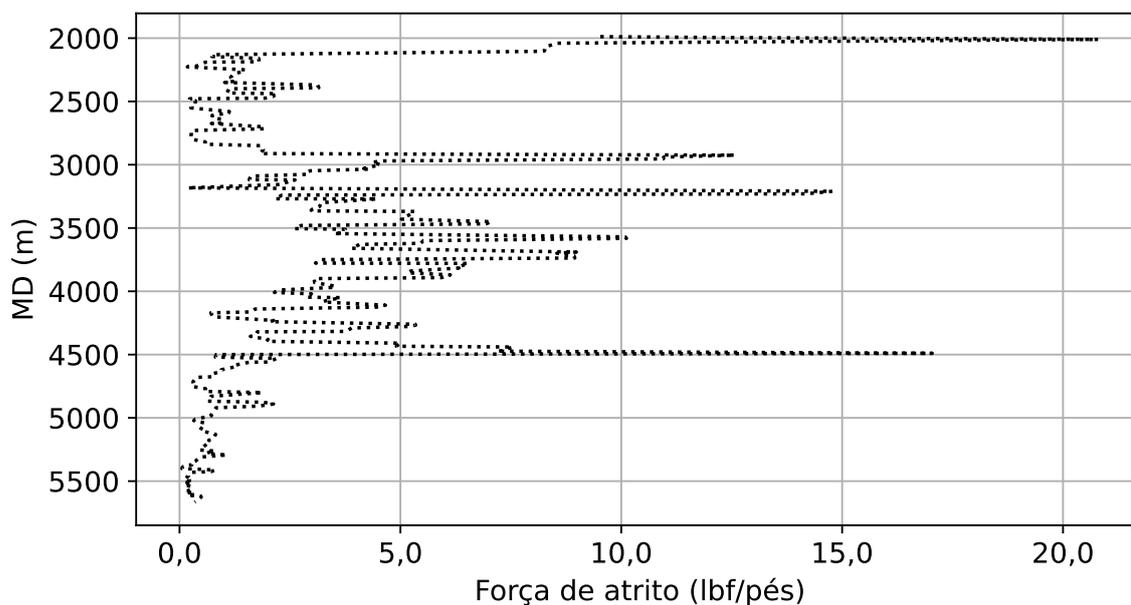
Na condição inicial, com a inclusão do efeito *capstan*, também não se observa ocorrência de flambagem. Entretanto, nota-se um aumento significativo nas forças de atrito, conforme ilustrado na Figura 5.10. Isso pode ser explicado devido às variações de inclinação e azimute, que, embora pequenas, ainda são existentes e atuam em conjunto com a força de flambagem que possui uma maior ordem de grandeza. Assim, há uma diferença de -34 klbf [-151,24 kN] entre os esforços axiais com e sem o efeito *capstan* na parte superior da coluna.

Figura 5.9 – Forças axiais com e sem o efeito *capstan* no poço vertical.



Fonte: Autor (2024)

Figura 5.10 – Forças de atrito com o efeito *capstan* durante a condição inicial do poço vertical.

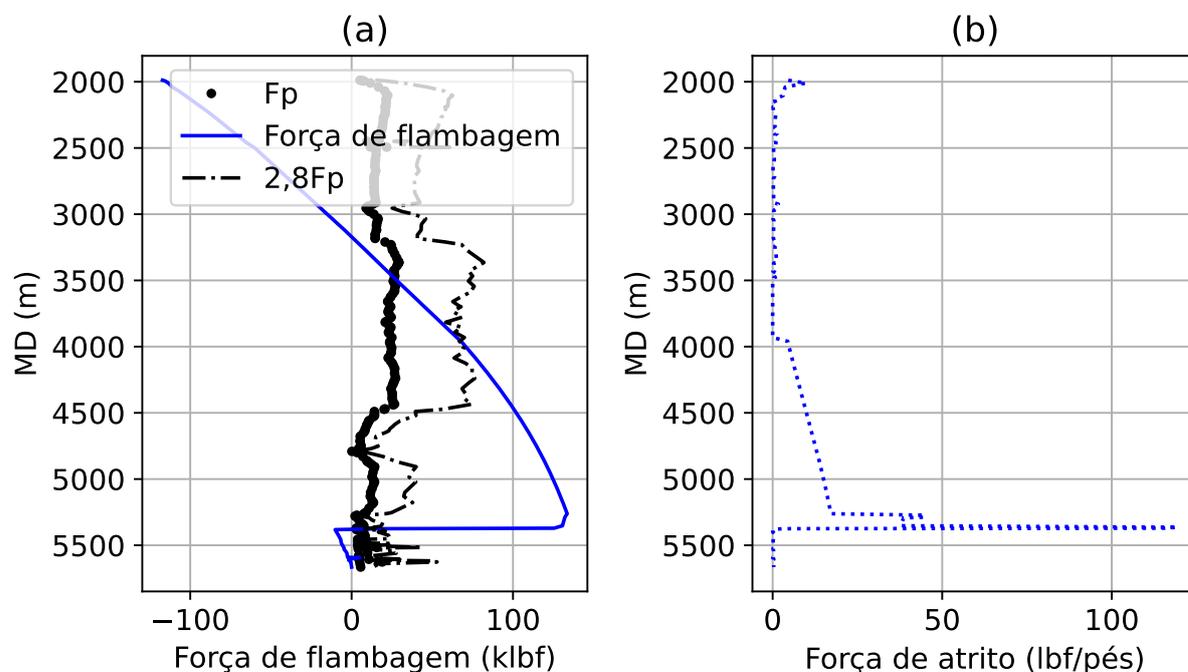


Fonte: Autor (2024)

Durante a operação de produção surgente, assim como esperado, também há um aumento das forças de atrito com o efeito *capstan*, conforme ilustrado na Figura 5.11(b). Isso também é observado na Figura 5.11(a), onde a flambagem e as forças de atrito decorrentes dessa instabilidade se estendem até por um trecho maior, isto é, de 4000 m a 5375 m. Esse comportamento

explica o aumento da compressão próxima ao *packer* em 3 klbf [13,34 kN] e a redução da tração na parte superior da coluna em 20 klbf [88,96 kN], quando comparados os resultados com e sem o efeito *capstan*.

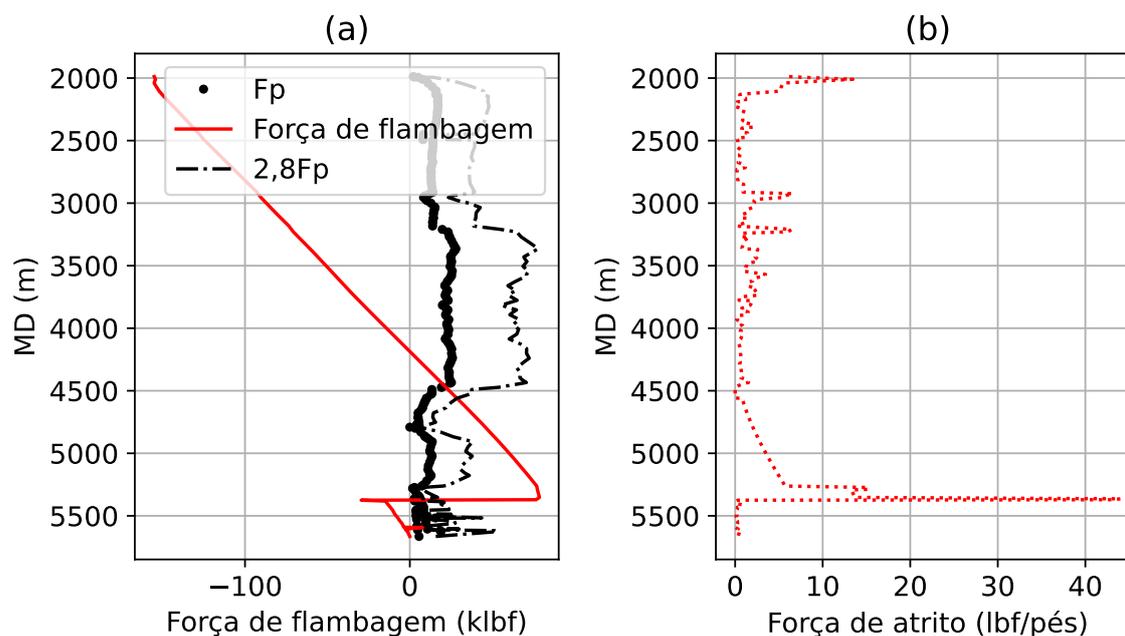
Figura 5.11 – Forças críticas, de flambagem e de atrito com o efeito *capstan* em produção surgente.



Fonte: Autor (2024)

Durante a operação de *bullheading*, a adição do atrito pelo efeito *capstan* resultou na redução da tração exercida sobre a coluna. O comprimento da coluna sujeito à flambagem helicoidal, conforme ilustrado na Figura 5.12(b), permaneceu inalterado entre 4500 m e 5375 m. Além disso, houve um aumento na força de atrito, ultrapassando 40 lbf/pés [0,584 kN/m], o que não foi observado na análise sem o *capstan*, como representado na Figura 5.8(b). Assim, as discrepâncias nos esforços com e sem o efeito *capstan*, tanto no topo quanto próximo ao *packer*, totalizaram 22 klbf [97,86 kN] e 7 klbf [31,14 kN], respectivamente.

Figura 5.12 – Forças críticas, de flambagem e de atrito com o efeito *capstan* em *bullheading*.



Fonte: Autor (2024)

Com base nas operações analisadas, fica claro que a consideração do atrito resulta em uma redução dos esforços axiais, possibilitando a concepção de projetos menos conservadores. Vale ressaltar também a influência significativa do atrito, especialmente quando associado ao efeito *capstan*, mesmo para geometrias pouco inclinadas, além das forças de atrito decorrentes da flambagem helicoidal. Por fim, é notável o aumento do trecho da coluna sujeito à flambagem em forma de hélice durante a produção surgente com a presença do efeito *capstan*. Isso ainda pode ser observado para outros coeficientes de atrito, conforme ilustrado na Tabela 5.3. Para um coeficiente de 0,5, por exemplo, há um aumento de 453 m na flambagem helicoidal da coluna entre as análises de atrito sem e com o efeito *capstan*. Assim, do ponto de vista operacional, para o poço em análise, a inclusão do atrito não se mostra conservadora, pois pode incrementar a flambagem, potencialmente dificultando a descida de equipamentos no interior da coluna.

Tabela 5.3 – Análise de sensibilidade da flambagem helicoidal na COP do poço vertical em produção surgente a partir do coeficiente de atrito.

Coeficiente de atrito	Comprimento da coluna sob flambagem helicoidal (m)	
	Com atrito e sem <i>capstan</i>	Com atrito e com <i>capstan</i>
0	1091	1091
0,1	1106	1128
0,2	1121	1316
0,3	1135	1413
0,4	1190	1480
0,5	1233	1686

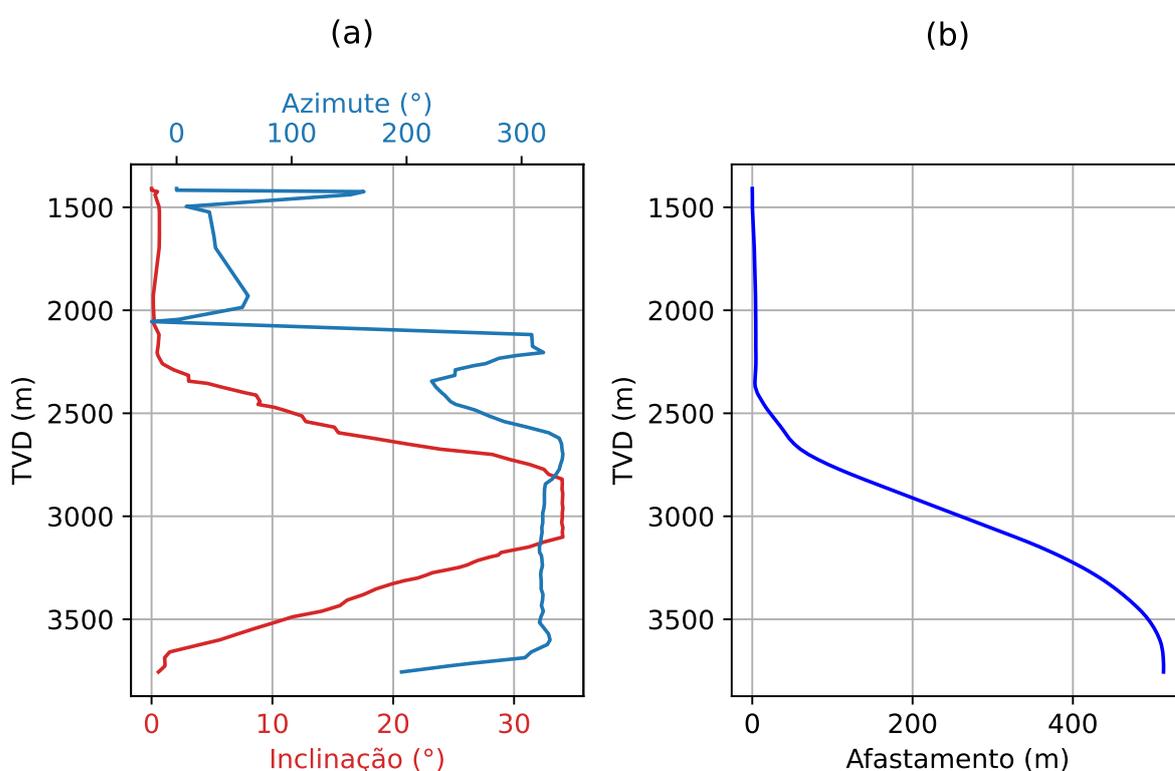
Fonte: Autor (2024)

5.2 Poço direcional

A Figura 5.13(a) representa a inclinação e o azimute ao longo da profundidade vertical real (TVD) do poço em análise. Nota-se que o poço direcional possui uma configuração em forma de S, assim como ilustrado na Figura 5.13(b), e um ângulo máximo de 33° no trecho inclinado e reto.

Este poço em questão é localizado em ambiente *offshore*, com uma lâmina d'água de 1383 m. As especificações das seções do revestimento e da coluna ao longo da profundidade medida (MD) podem ser encontradas nas Tabelas 5.4 e 5.5.

Figura 5.13 – Trajetória do poço direcional em estudo.



Fonte: Autor (2024)

Tabela 5.4 – Seções e propriedades do revestimento de produção no poço direcional.

Seção	MD (m)		Tubo		W_a (lbf/pés) [kN/m]
	Topo	Base	Diâmetro externo (pol) [mm]	Diâmetro interno (pol) [mm]	
1	1409,00	4000,23	(10,75) [273]	(9,56) [243]	(65,7) [0,959]

Fonte: Autor (2024)

Tabela 5.5 – Seções e propriedades da coluna de produção no poço direcional.

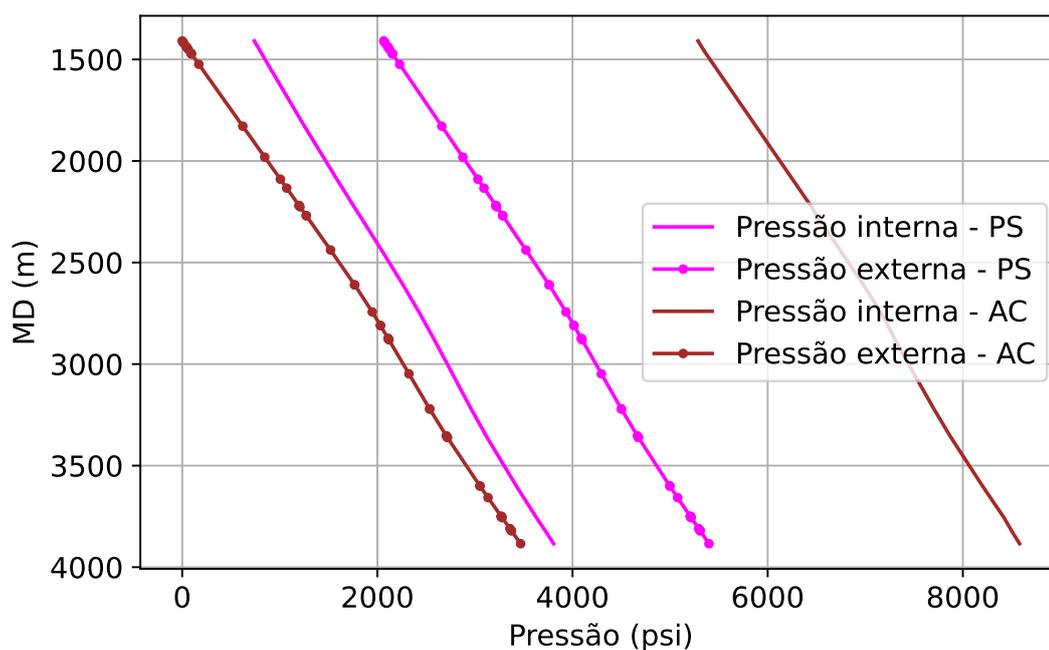
Seção	MD (m)		Tubo		
	Topo	Base	Diâmetro externo (pol) [mm]	Diâmetro interno (pol) [mm]	W_a (lbf/pés) [kN/m]
1	1409,00	1438,77	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
2	1438,77	2219,57	(6,625) [168]	(5,921) [150]	(24) [0,350]
3	2219,57	2269,28	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
4	2269,28	2810,07	(6,625) [168]	(5,921) [150]	(24) [0,350]
5	2810,07	2874,15	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
6	2874,15	3750,95	(6,625) [168]	(5,921) [150]	(24) [0,350]
7	3750,95	3820,14	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
8	3820,14	3884,36	(6,625) [168]	(5,921) [150]	(24) [0,350]

Fonte: Autor (2024)

No caso deste poço, o *packer* está posicionado a uma profundidade medida de 3884,36 m. Sua configuração é realizada de forma mecânica e sem permitir a movimentação da coluna. Com base nisso, a modelagem da coluna segue o mesmo procedimento anteriormente descrito.

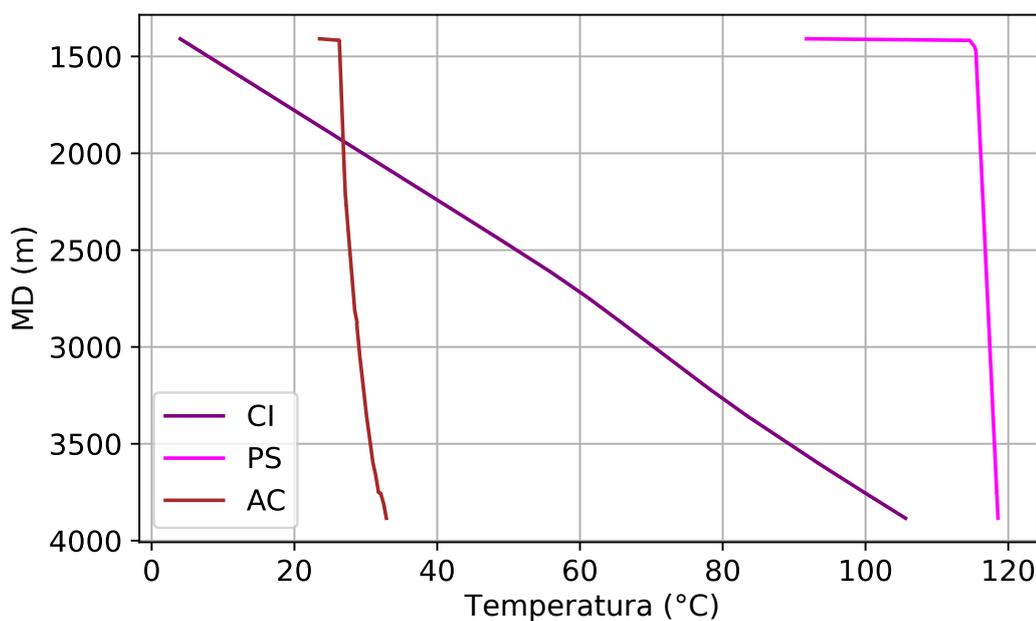
Dentro da coluna de produção analisada, estão contempladas as seguintes operações: produção Surgente (PS) e acidificação (AC). Essas operações foram apresentadas na Seção 2.2. As Figuras 5.14 e 5.15 ilustram as pressões e as temperaturas nas operações citadas. No estado inicial (CI), a coluna encontra-se sob um fluido de completação com um peso específico de 8,6 ppg [10,106 kN/m³].

Figura 5.14 – Pressões durante as operações em estudo no poço direcional.



Fonte: Autor (2024)

Figura 5.15 – Temperatura durante as operações em estudo no poço direcional.

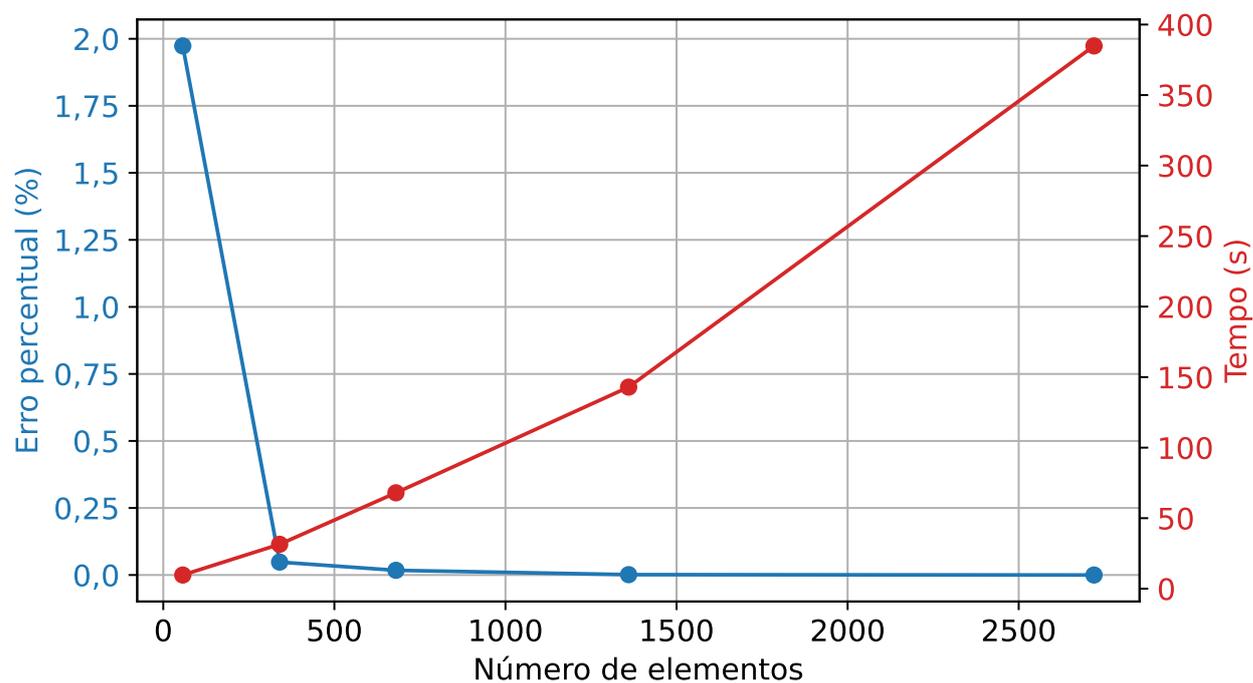


Fonte: Autor (2024)

A Figura 5.16 apresenta uma análise do refinamento da malha, focando no cenário de produção surgente com o efeito *capstan*, identificado como a operação mais crítica em termos de não linearidade nos esforços da coluna do poço direcional. O resultado observado é o valor da força axial no topo da coluna. Na mesma Figura, são destacados os erros percentuais absolutos em relação à essa força axial, considerando o refinamento mais discretizado (2720 elementos), juntamente com os tempos de simulação para cada nível de refinamento da malha. Ao utilizar uma malha contendo 340 elementos, o erro percentual é de 0,05%, com um tempo de simulação de 31 s. É crucial mencionar que o custo computacional nesse contexto está principalmente vinculado à flambagem helicoidal que ocorre em várias profundidades e resulta em uma convergência mais prolongada. A conclusão é que esse nível de refinamento é adequado para obter resultados precisos e é, portanto, adotado nos estudos desta coluna. É importante ressaltar que malhas menores ainda podem fornecer resultados satisfatórios, demandando menos tempo computacional. Por exemplo, com apenas 56 elementos, o erro é na ordem de 2%, e o tempo computacional é de 9,7 s.

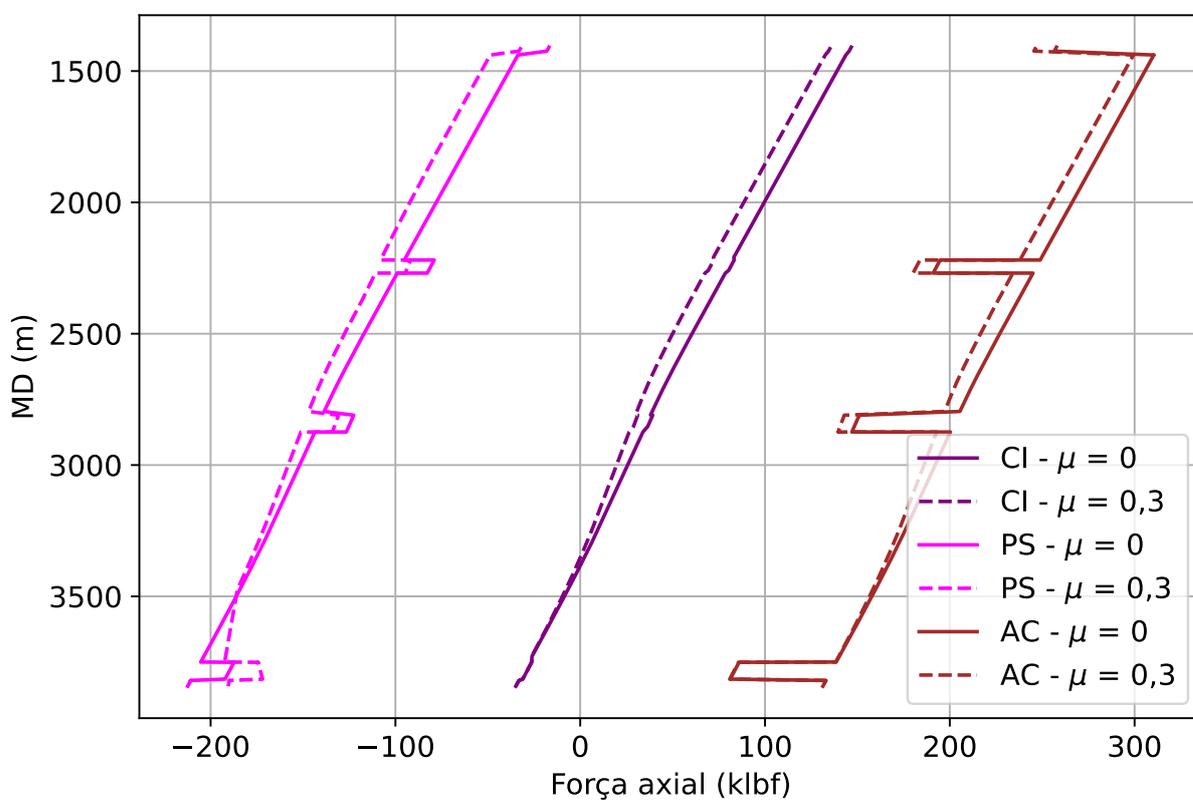
A Figura 5.17 representa as forças axiais pela profundidade medida (MD) em três cenários distintos: condição inicial, produção surgente e acidificação. Inicialmente, esses cenários são avaliados tanto sem atrito quanto com o atrito. A análise do efeito *capstan* é abordada posteriormente.

Figura 5.16 – Malhas de elementos finitos para simulação de operações em poço direcional.



Fonte: Autor (2024)

Figura 5.17 – Forças axiais sem atrito ($\mu = 0$) e com o atrito devido ao peso ($\mu = 0,3$) no poço direcional.

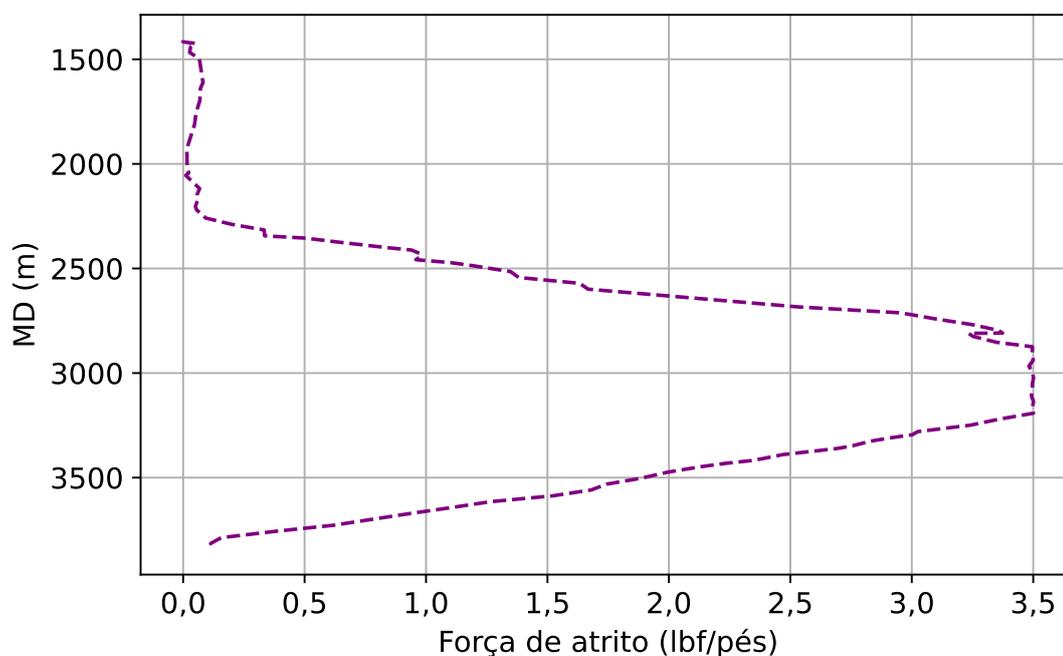


Fonte: Autor (2024)

Na fase inicial, a coluna não apresenta flambagem, e o atrito está associado exclusiva-

mente ao peso e à inclinação da coluna. Consequentemente, as forças de atrito alcançam um valor máximo de 3,5 lbf/pés [0,051 kN/m] após o segmento de mudança de ângulo, como é representado na Figura 5.18. Esse efeito resulta em uma diminuição de 11 klbf [48,93 kN] no esforço axial na porção superior da coluna, quando comparado à análise sem o atrito.

Figura 5.18 – Forças de atrito devido ao peso na condição inicial do poço direcional.



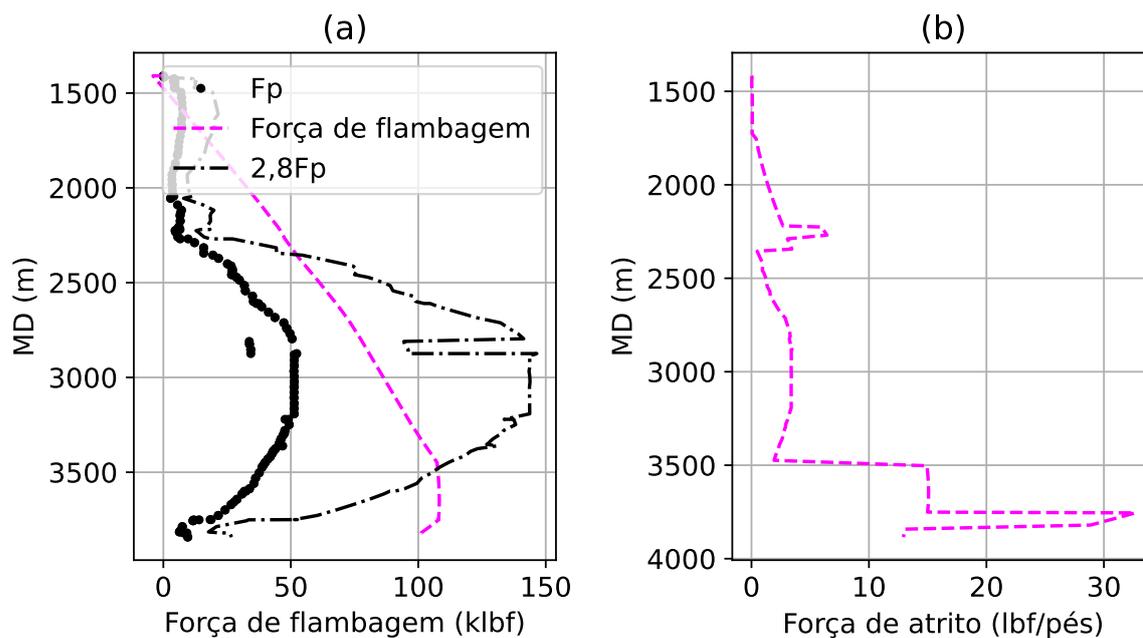
Fonte: Autor (2024)

No contexto deste poço, a coluna de produção também experimenta expansão térmica durante a produção surgente. No entanto, em contraste com o exemplo anterior, as pressões externas superam as pressões internas, o que pode coibir a ocorrência de flambagem. Não obstante, conforme ilustrado na Figura 5.19(a), a flambagem helicoidal e o atrito manifestam-se em um segmento de 300 m na base da coluna, quando a força de flambagem é superior a força crítica helicoidal $2,8F_p$, gerando forças de atrito na ordem de 30 lbf/pés [0,438 kN/m], como demonstrado na Figura 5.19(b). Isso ressalta a importância das altas temperaturas na flambagem e, por consequência, do atrito. Vale destacar a presença de flambagem helicoidal próxima à porção superior da coluna, entre 1750 m e 2500 m. Nessa região, a trajetória da coluna é vertical e há o início do ganho de ângulo. Este fenômeno resulta em forças críticas menores, favorecendo a flambagem helicoidal. Entretanto, devido às forças de compressão e às pressões reduzidas, a força de atrito não ultrapassa 10 lbf/pés [0,146 kN/m], conforme representado na Figura 5.19(b). Consequentemente, o atrito desempenha um papel em reduzir a compressão na base da coluna em 24 klbf [106,76 kN], ao mesmo tempo em que aumenta a compressão na extremidade superior da coluna em 15 klbf [66,72 kN].

Na operação de acidificação, a coluna encontra-se sob tração completa. A Figura 5.20(a) ilustra as forças de flambagem ao longo da coluna, as quais são inferiores a força crítica

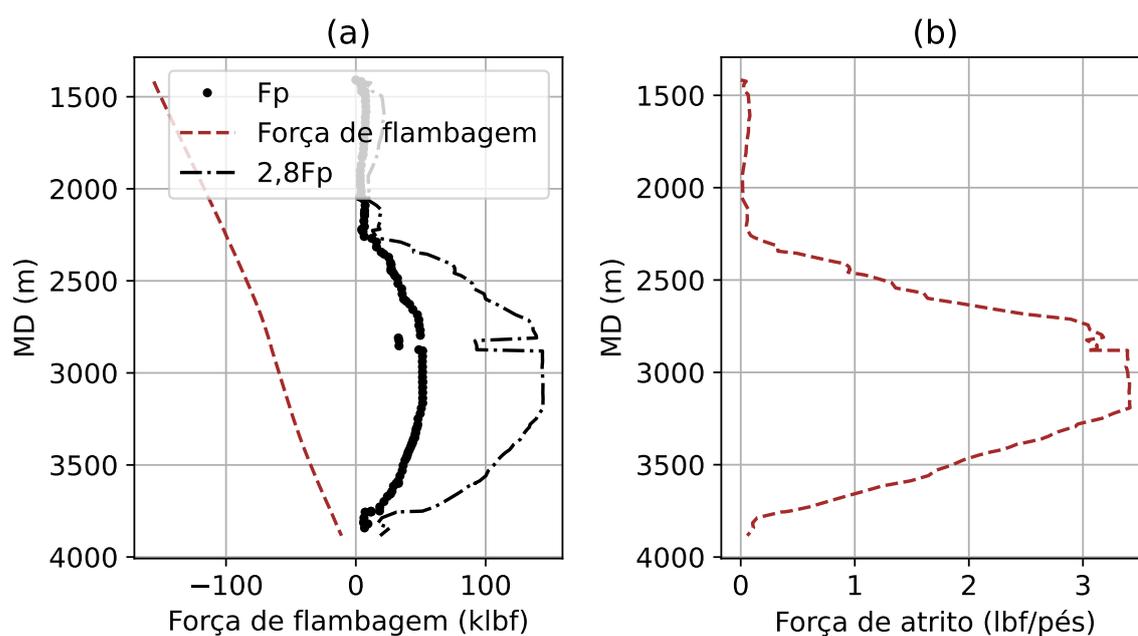
senoidal F_p , demonstrando que não ocorre flambagem. Consequentemente, conforme apresentado na Figura 5.20(b), as forças de atrito estão primariamente relacionadas ao peso do tubular e à inclinação da coluna, resultando em semelhanças notáveis em relação às forças de atrito observadas durante a condição inicial. Como resultado, a discrepância nos esforços axiais na extremidade superior da coluna, entre as situações com e sem atrito, permanece em 11 klbf [48,93 kN].

Figura 5.19 – Forças críticas, de flambagem e de atrito em produção surgente.



Fonte: Autor (2024)

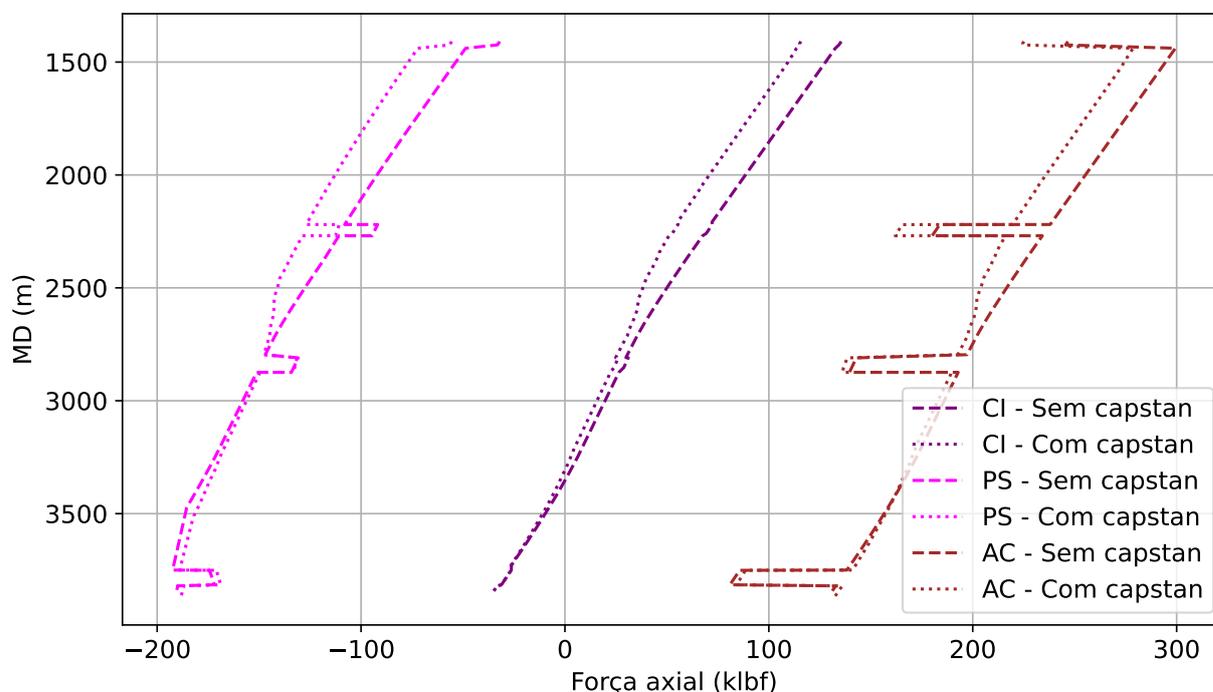
Figura 5.20 – Forças críticas, de flambagem e de atrito em acidificação.



Fonte: Autor (2024)

A Figura 5.21 oferece uma análise comparativa dos esforços axiais, levando em conta o atrito, tanto com quanto sem o efeito *capstan*, ao longo da profundidade medida (MD), nas operações previamente estudadas. A malha de elementos finitos permanece a mesma.

Figura 5.21 – Forças axiais com e sem o efeito *capstan* no poço direcional.

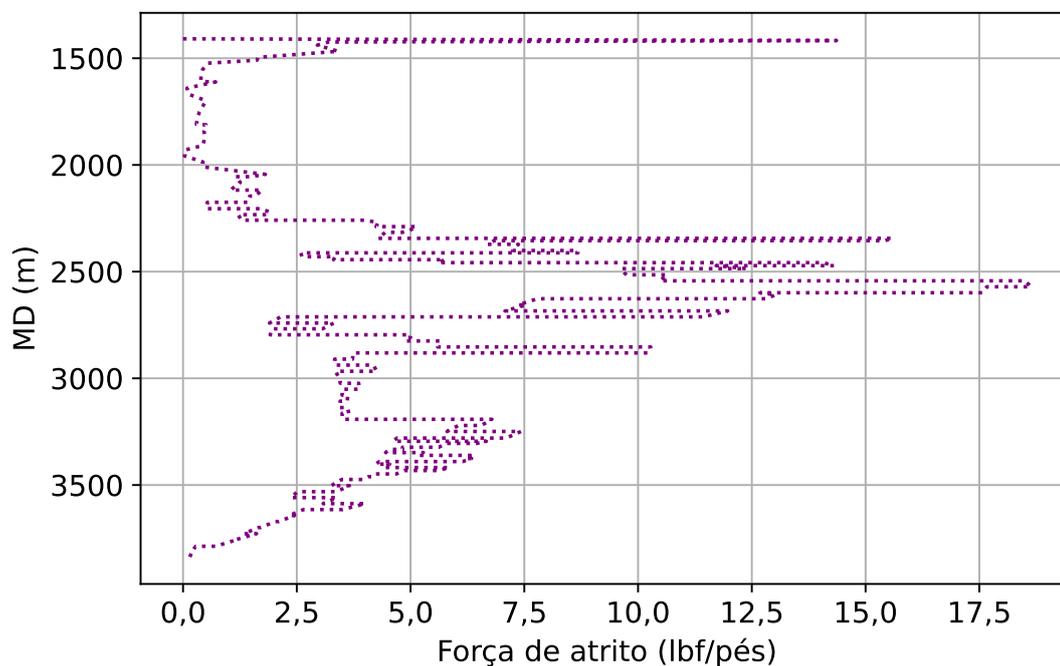


Fonte: Autor (2024)

Mesmo quando considerado o efeito *capstan*, a coluna permanece livre de flambagem na condição inicial. Ao incorporar os efeitos da curvatura do poço na análise de atrito, a coluna passa a experimentar forças de atrito acima de 5 lbf/pés [0,073 kN/m], conforme representado na Figura 5.22. Essas forças de atrito ultrapassam a fricção máxima de 3,5 lbf/pés [0,051 kN/m] observada na análise desprovida do efeito *capstan*, como evidenciado na Figura 5.18. Com isso, a disparidade entre as forças axiais no topo da coluna, considerando a presença e ausência do efeito *capstan*, é de 20 klbf [88,96 kN].

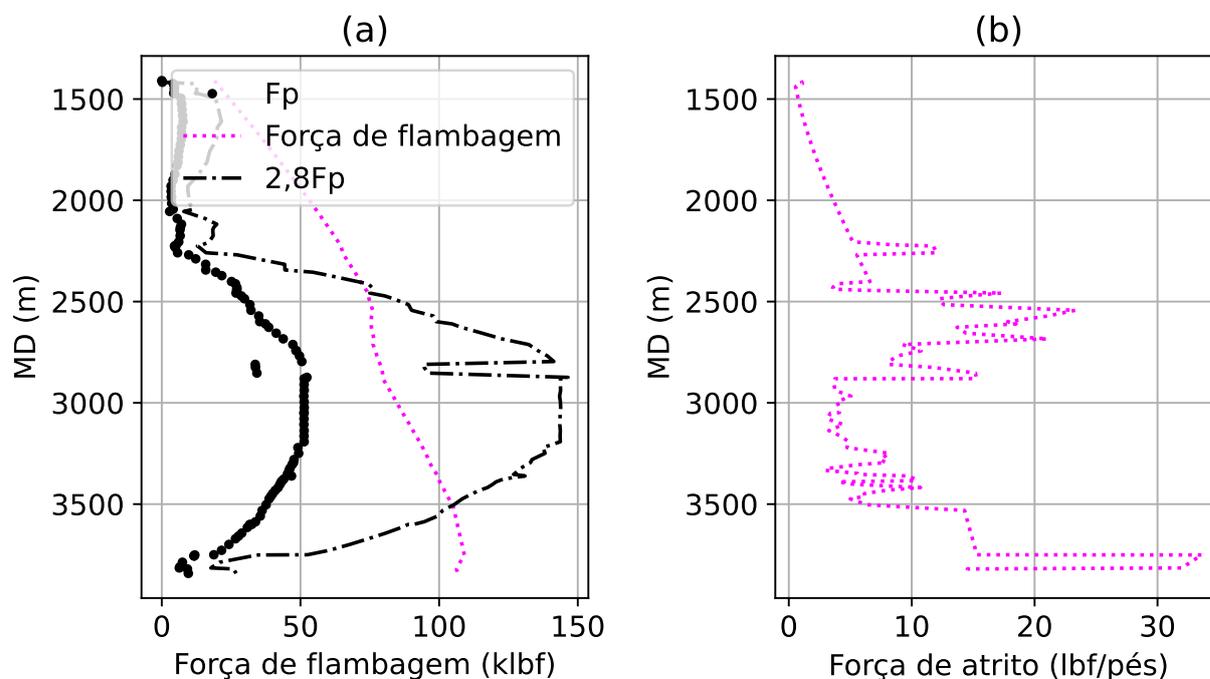
Durante o cenário de produção surgente, fica evidente que o efeito *capstan* exerce influência nos esforços axiais, especialmente na porção superior da coluna, ou seja, até 2500 m. Essa influência é justificada pelo fato de que tanto a flambagem helicoidal quanto o atrito helicoidal passam a ocorrer em toda essa região, conforme é ilustrado na Figura 5.23(a). Por outro lado, a flambagem helicoidal na base da coluna sofre poucas alterações em relação à análise sem o *capstan*, como pode ser observado comparando as Figuras 5.23(a) e 5.19(a). Conseqüentemente, o efeito *capstan* atua no sentido de aliviar a compressão na base da coluna, reduzindo-a em 3 klbf [13,34 kN]. Por outro lado, no topo da coluna, a compressão é aumentada em 23 klbf [102,31 kN].

Figura 5.22 – Forças de atrito devido ao peso e ao efeito *capstan* na condição inicial do poço direcional.



Fonte: Autor (2024)

Figura 5.23 – Forças críticas, de flambagem e de atrito com o efeito *capstan* em produção surgente.

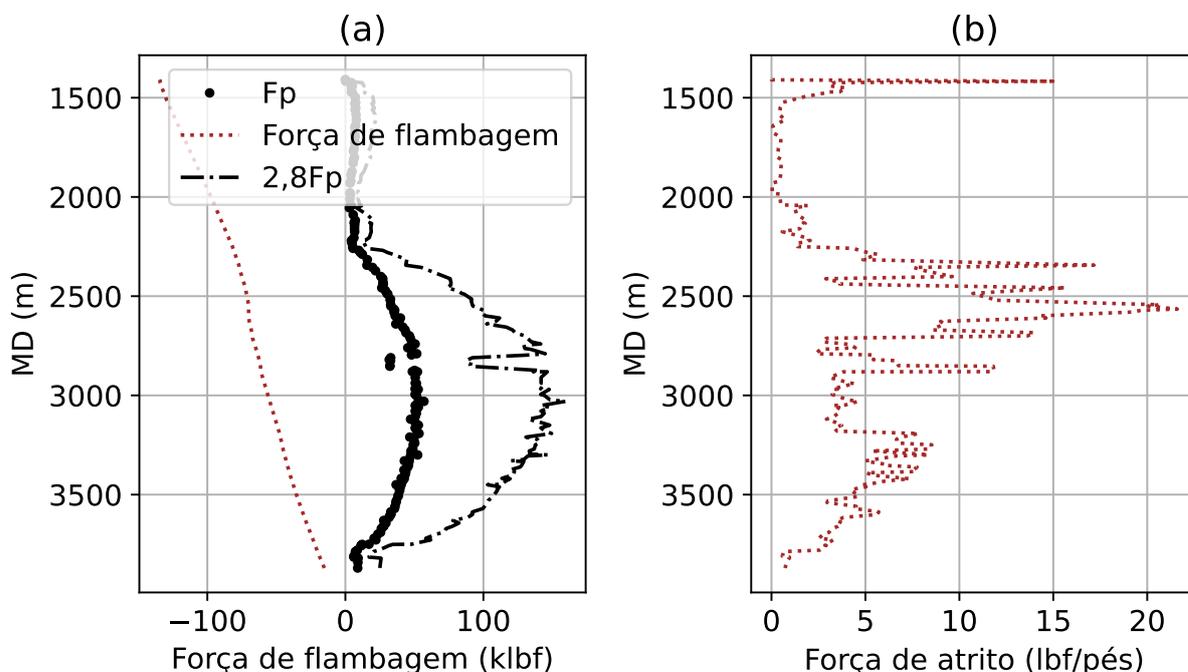


Fonte: Autor (2024)

A adição do efeito *capstan* não é suficiente para induzir a coluna a entrar em flambagem durante a operação de acidificação, como é ilustrado na Figura 5.24(a). Por conseguinte, as

diferenças entre os esforços axiais com e sem o efeito *capstan* são unicamente ocasionadas pelas forças de atrito apresentadas na Figura 5.24(b). Portanto, a variação nas forças de atrito no topo da coluna, entre a situação sem e com o efeito *capstan*, resulta em um total de 21 klbf [93,41 kN]. Na base da coluna, essa variação é de -4 klbf [-17,79 kN].

Figura 5.24 – Forças críticas, de flambagem e de atrito com o efeito *capstan* em acidificação.



Fonte: Autor (2024)

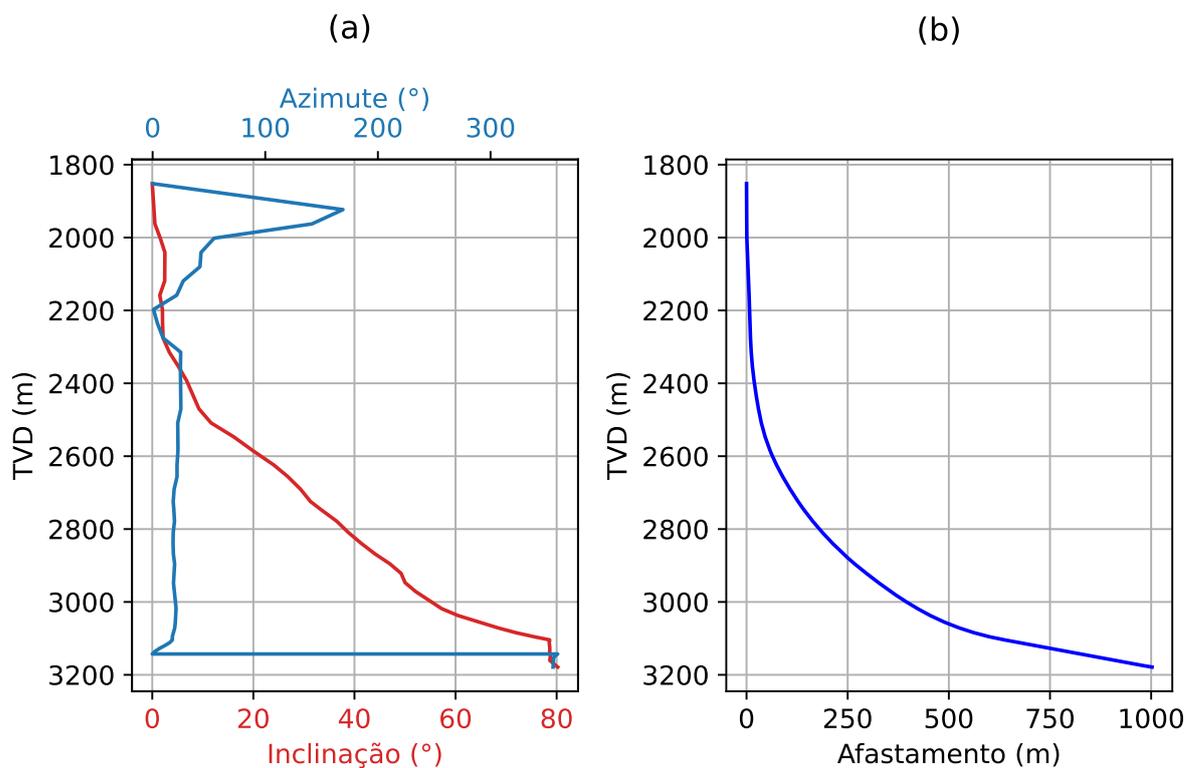
Através da análise das operações realizadas, é evidente que o atrito assume um papel mais significativo em virtude das particularidades da trajetória direcional do poço. Entre os diferentes cenários examinados, é pertinente destacar a operação de produção surgente, já que as elevadas temperaturas ocasionam uma compressão total da coluna. Nesse contexto, o efeito do atrito não se revela conservador, resultando em um aumento dos esforços axiais na região do topo da coluna.

5.3 Poço horizontal

A Figura 5.25(a) apresenta a inclinação e o azimute do poço injetor em questão ao longo da profundidade vertical real (TVD). A observação dessas inclinações em conjunto com o afastamento apresentado na Figura 5.25(b) demonstram que o poço é horizontal e caracterizado por um extenso trecho com um aumento gradual do ângulo até 80°.

Este poço injetor em questão é de natureza *offshore*, situado em uma lâmina d'água com profundidade de 1826 m. As características detalhadas da coluna de injeção e das seções de revestimento ao longo da profundidade medida (MD) estão fornecidas nas Tabelas 5.6 e 5.7.

Figura 5.25 – Trajetória do poço horizontal em estudo.



Fonte: Autor (2024)

Tabela 5.6 – Seções e propriedades da coluna de injeção no poço horizontal.

Seção	MD (m)		Tubo		
	Topo	Base	Diâmetro externo (pol) [mm]	Diâmetro interno (pol) [mm]	W_a (lbf/pés) [kN/m]
1	1852,00	1889,97	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
2	1889,97	2572,79	(6,625) [168]	(5,791) [147]	(28) [0,409]
3	2572,79	2632,61	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
4	2632,61	3100,85	(6,625) [168]	(5,791) [147]	(28) [0,409]
5	3100,85	3114,32	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
6	3114,32	3224,90	(4,5) [114]	(3,92) [100]	(13,5) [0,197]
7	3224,90	3238,08	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
8	3238,08	3612,50	(6,625) [168]	(5,791) [147]	(28) [0,409]
9	3612,50	3704,15	(5,5) [140]	(4,67) [119]	(23) [0,336]
10	3704,15	3721,00	(4,5) [114]	(3,92) [100]	(13,5) [0,197]

Fonte: Autor (2024)

Tabela 5.7 – Seções e propriedades do revestimento de produção no poço horizontal.

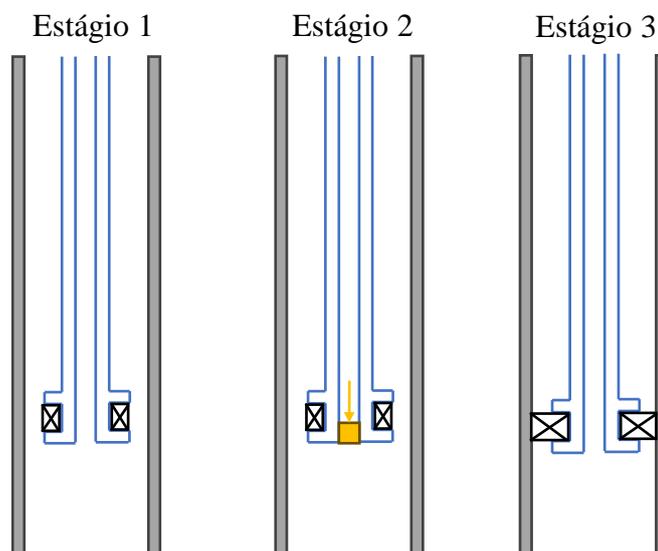
Seção	MD (m)		Tubo		
	Topo	Base	Diâmetro externo (pol) [mm]	Diâmetro interno (pol) [mm]	W_a (lbf/pés) [kN/m]
1	1852,00	1860,62	(14) [356]	(12,4) [315]	(114) [1,664]
2	1860,62	2944,00	(13,625) [346]	(12,375) [314]	(88,2) [1,287]
3	2944,00	2962,74	(10,75) [273]	(9,156) [233]	(85,3) [1,245]
4	2962,74	3629,88	(10,75) [273]	(9,56) [243]	(65,7) [0,959]
5	3629,88	3721,00	(9,875) [251]	(8,539) [217]	(66,9) [0,976]

Fonte: Autor (2024)

O dispositivo de isolamento, *packer*, está localizado a uma profundidade medida de 3721 m no poço injetor. Este *packer* é assentado hidráulicamente, logo fixo, de modo que sua colocação ocorre através da criação de um diferencial de pressão entre a coluna de injeção e o espaço anular. O diferencial de pressão utilizado para o processo de assentamento é de 2350 psi [16202,68 kPa]. A Figura 5.26 ilustra os diferentes estágios para a instalação desse *packer*.

No estágio 1, a coluna de injeção está suspensa a partir do topo e imersa em fluido de completação, com as pressões interna e externa mantidas iguais. No estágio 2, a pressão interna da coluna é gradualmente aumentada até que o diferencial de pressão entre a coluna e o espaço anular alcance o valor desejado. Esse processo causa uma deformação na coluna, resultando no efeito de pistão e balão, sem a ocorrência de flambagem. Por fim, no estágio 3, o *packer* é ativado, prendendo a coluna na posição deformada. Além disso, a pressão na superfície da coluna é aliviada, e as pressões interna e externa retornam ao mesmo nível do estágio 1.

Figura 5.26 – Seção vertical do poço horizontal em estudo.

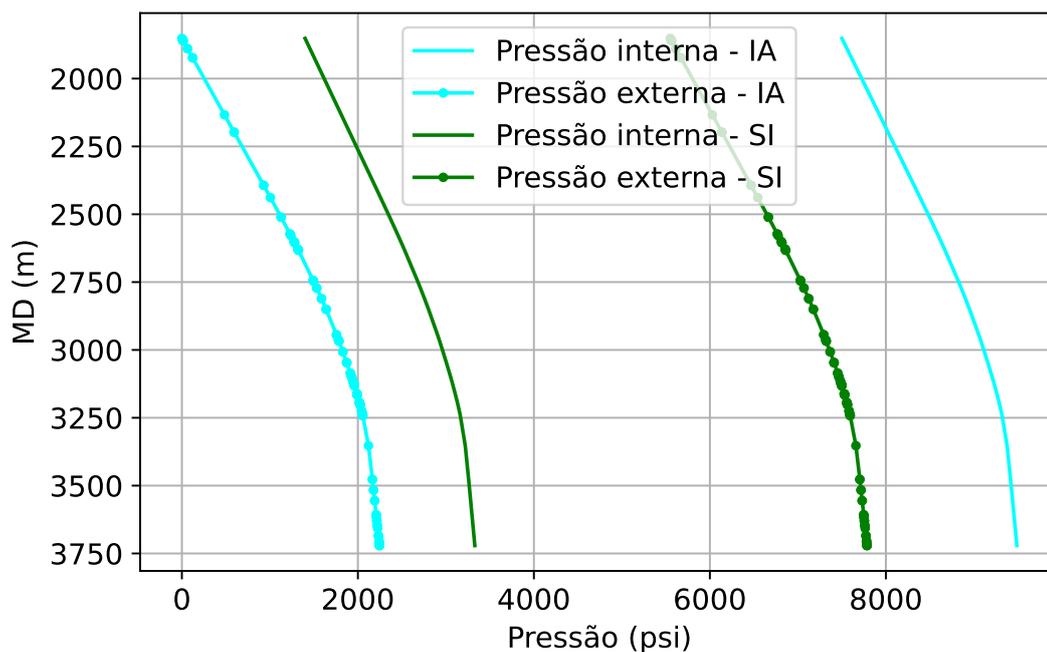


Fonte: Autor (2024)

A coluna de injeção (COI) é avaliada através de duas operações distintas: injeção de água (IA) e *shut-in* (SI). Essas operações foram apresentadas na Seção 2.2.

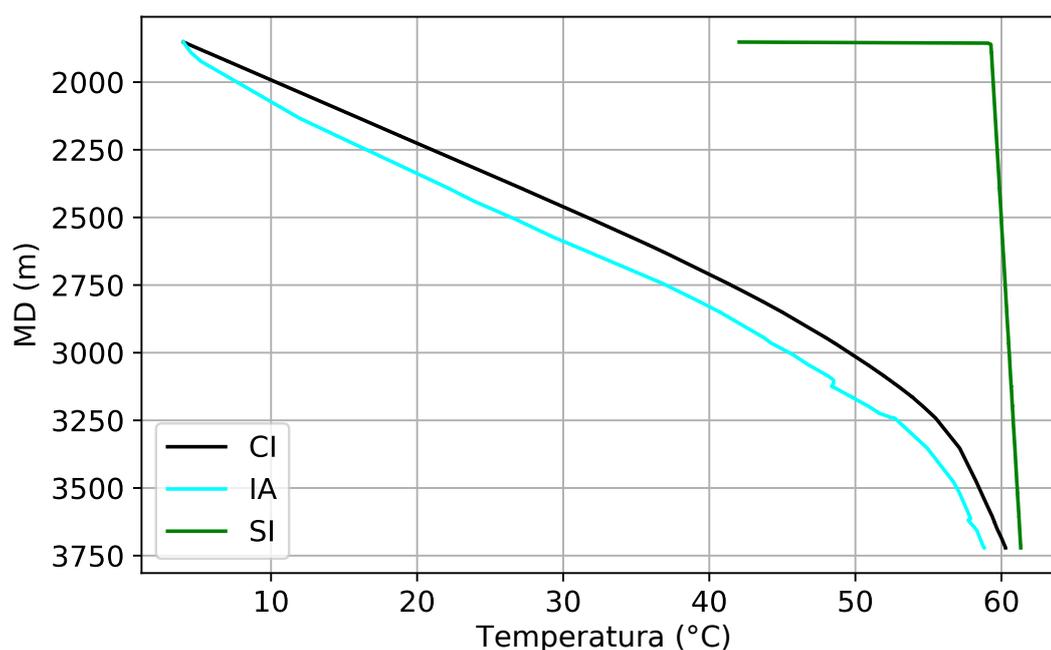
As Figuras 5.27 e 5.28 exibem as variações de pressão e temperatura ao longo das operações analisadas no poço horizontal. Durante a condição inicial (CI), a coluna é assentada com um fluido com peso específico de 9,9 ppg [11,633 kN/m³].

Figura 5.27 – Pressões durante as operações em estudo no poço horizontal.



Fonte: Autor (2024)

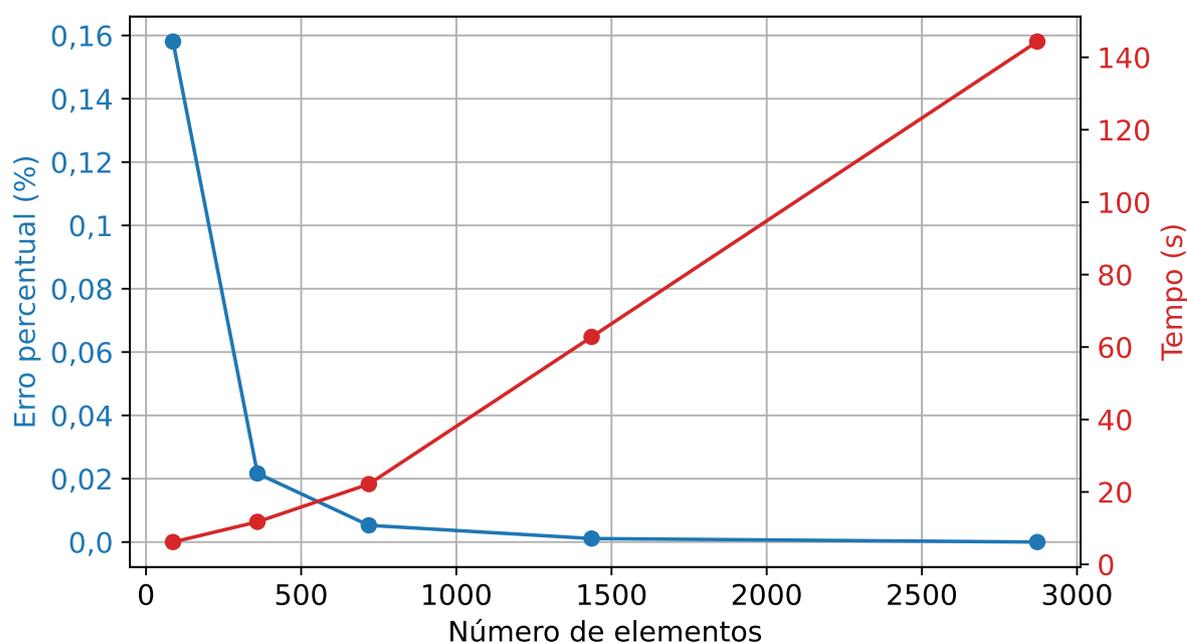
Figura 5.28 – Temperatura durante as operações em estudo no poço horizontal.



Fonte: Autor (2024)

A Figura 5.29 apresenta uma análise sobre o refinamento da malha, a partir da operação de *shut-in*, identificada como a mais crítica em termos de esforços axiais na coluna do poço horizontal. O foco principal é o valor da força axial no topo da coluna. Na mesma figura, são destacados os erros percentuais absolutos em relação à essa força axial, considerando o refinamento mais detalhado (2872 elementos), juntamente com os tempos de simulação para cada nível de refinamento da malha. Ao utilizar uma malha contendo 359 elementos, o erro percentual é de 0,02%, com um tempo de simulação de 11,7 s. A conclusão é que esse nível de refinamento é adequado para alcançar resultados precisos, sendo, portanto, adotado nos estudos desta coluna. Vale ressaltar que malhas menos discretizadas ainda podem fornecer resultados satisfatórios, demandando menos tempo computacional. Por exemplo, com apenas 87 elementos, o erro é da ordem de 0,2%, e o tempo computacional é de 6,2 s.

Figura 5.29 – Malhas de elementos finitos para simulação de operações em poço horizontal.



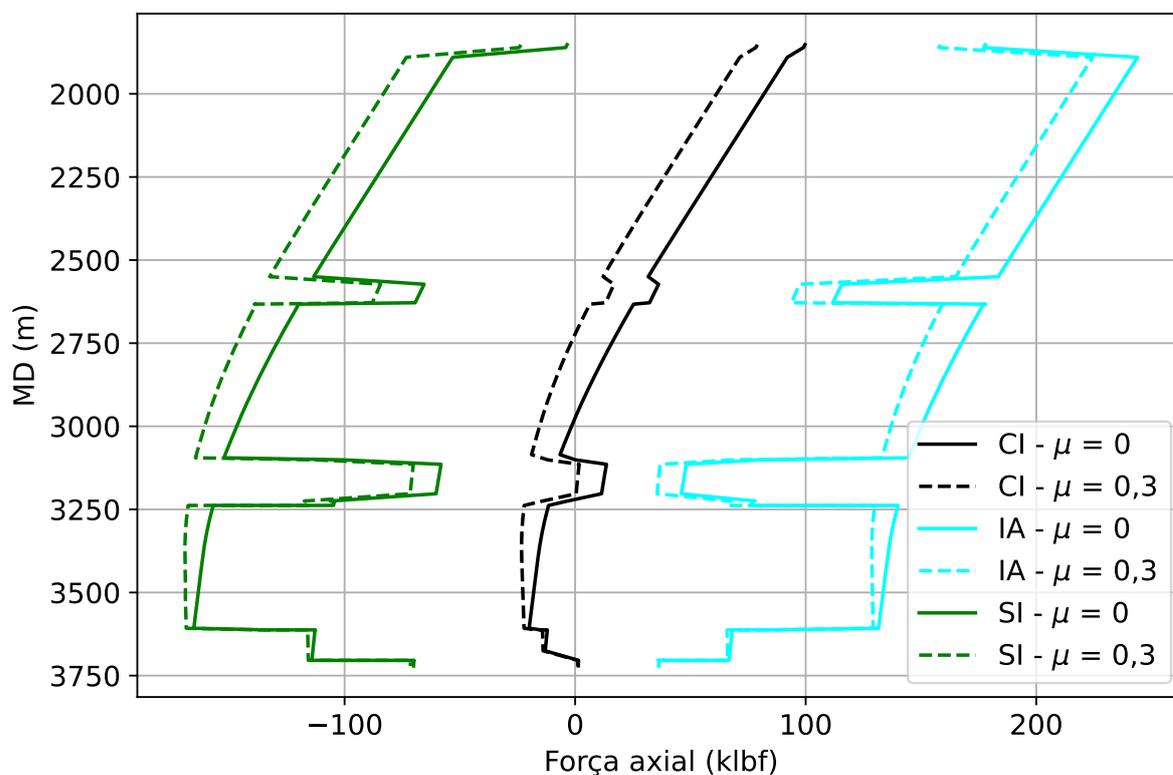
Fonte: Autor (2024)

A Figura 5.30 ilustra as forças axiais ao longo da profundidade medida (MD) durante três cenários: condição inicial, injeção de água e *shut-in*. Esses cenários são avaliados na ausência de atrito e com o atrito apenas devido ao peso.

Durante a condição inicial, a coluna de injeção não sofre flambagem. Nesse contexto, o atrito é influenciado pelo peso da coluna e pela inclinação da coluna. Conforme representado nas Figuras 5.31 e 5.25, entre as profundidades de 1852 m e 2250 m, o atrito é insignificante devido ao trecho vertical do poço. A partir de 3625 m, onde o poço se torna horizontal, as forças de atrito atingem um valor máximo de 7,0 lbf/pés [0,115 kN/m]. Este resultado é notável, uma vez que, ao compará-lo com o poço vertical analisado anteriormente (com o mesmo fluido de completção e seções de coluna semelhantes), a força de atrito máxima era apenas de 0,7 lbf/pés [0,010 kN/m]. No que diz respeito à diferença entre as forças axiais na parte superior da coluna

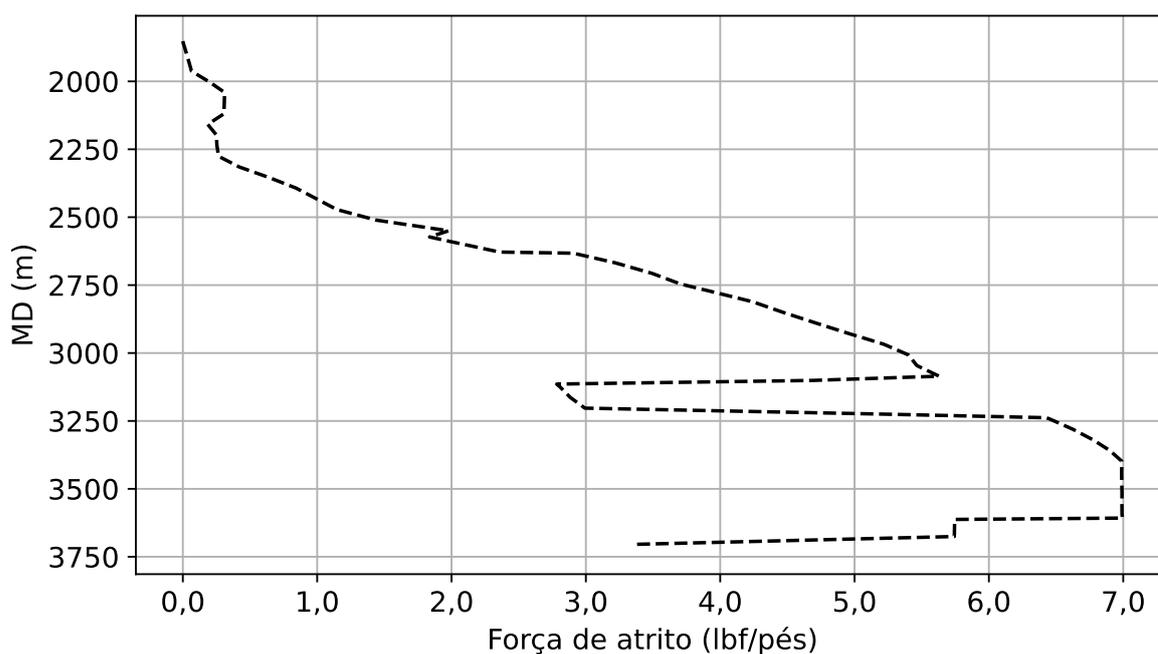
de injeção, com e sem consideração do atrito, durante a condição inicial, essa diferença totaliza 20 klf [88,96 kN].

Figura 5.30 – Forças axiais sem atrito ($\mu = 0$) e com o atrito devido ao peso ($\mu = 0,3$) no poço horizontal.



Fonte: Autor (2024)

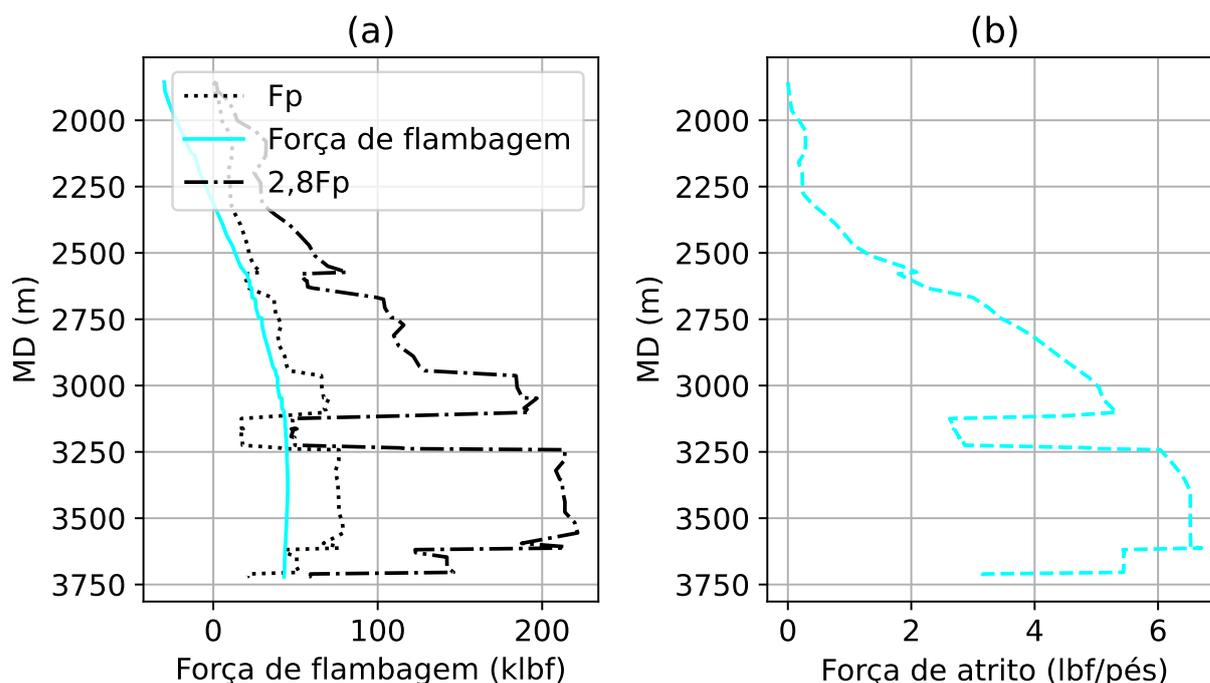
Figura 5.31 – Forças de atrito devido ao peso na condição inicial do poço horizontal.



Fonte: Autor (2024)

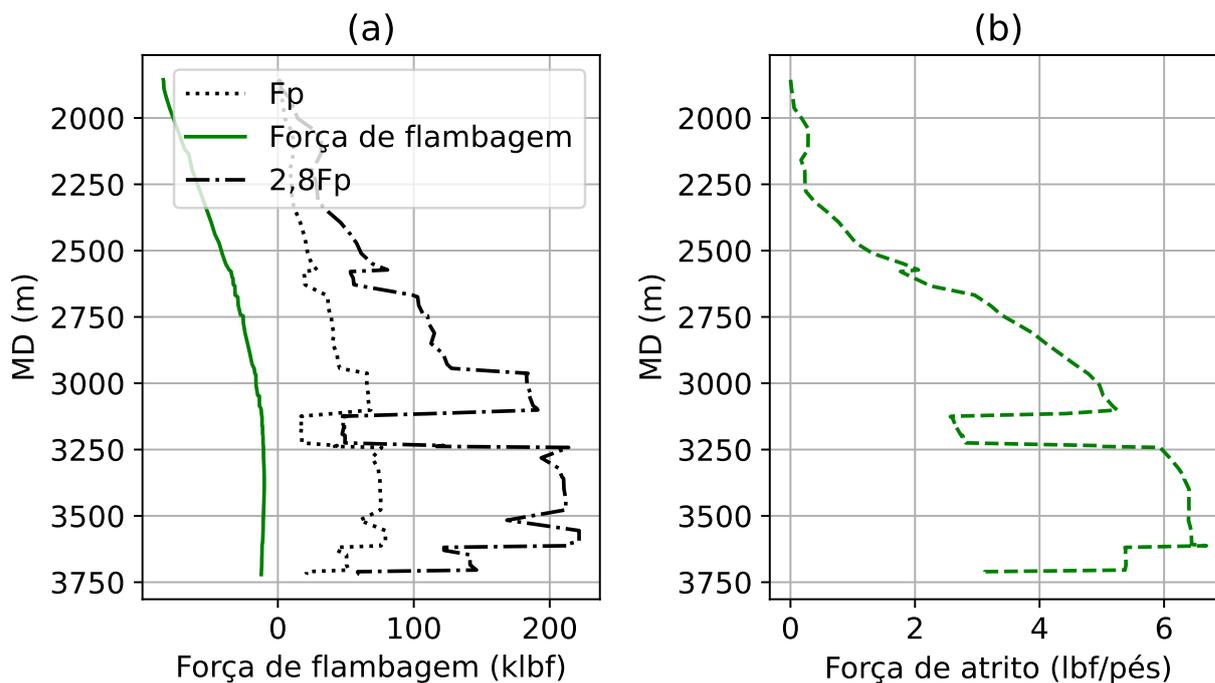
Para a operação de injeção de água, o resfriamento da coluna provoca forças de tração para conter tal movimentação. Sob essas forças de tração, como evidenciado na Figura 5.32, não ocorre flambagem helicoidal uma vez que a força de flambagem é menor que a força crítica helicoidal $2,8F_p$. Assim, a discrepância entre os esforços axiais na parte superior da coluna, com e sem a consideração do atrito, totaliza 20 klbf [88,96 kN]. Já na região do *packer*, o atrito reduz a força de tração em 1 klbf [4,44 kN] em relação à análise sem a consideração do atrito.

Figura 5.32 – Forças críticas, de flambagem e de atrito em injeção de água.



Fonte: Autor (2024)

Durante a operação de *shut-in*, a coluna de injeção encontra-se sob compressão. No entanto, como demonstrado na Figura 5.33, não ocorre flambagem helicoidal na coluna. Isso é devido às pressões internas serem inferiores às externas, conforme indicado na Figura 5.27. Conseqüentemente, o atrito é influenciado apenas pelo peso do tubular e pela inclinação da coluna, e age contra a segurança, aumentando a compressão na parte superior da coluna em 20 klbf [88,96 kN]. Na região próxima ao *packer*, um comportamento semelhante é observado, embora com uma diferença menor, de 1 klbf [4,44 kN].

Figura 5.33 – Forças críticas, de flambagem e de atrito em *shut-in*.

Fonte: Autor (2024)

Diante das operações realizadas no poço injetor com geometria horizontal, é evidente que o atrito relacionado ao peso da coluna assume maior importância. Além disso, a ocorrência da flambagem helicoidal, se estivesse presente, poderia causar um impacto substancial nos esforços globais. Adicionalmente, observa-se que o atrito pode agir de forma contrária à segurança, incrementando os esforços axiais.

Vale ressaltar que esses cenários de operação não foram analisados com a inclusão do efeito *capstan*. As forças de atrito tornaram-se excessivamente pronunciadas, ocasionando falta de convergência nos resultados do modelo numérico.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste estudo, foi apresentada uma modelagem numérica para determinar a contribuição do atrito nos esforços axiais de colunas de produção e injeção em poços de petróleo submetidos a carregamentos operacionais. Como previamente mencionado, a incorporação do atrito entre a coluna e o revestimento, considerando suas diferentes origens (peso da coluna, *capstan* e flambagem), resulta em uma representação mais precisa dos esforços axiais. Esse enfoque tem o potencial de contribuir para a indústria, possibilitando uma análise de sensibilidade durante o projeto de colunas de completção.

Programas comerciais, como o *Wellcat*, também calculam os esforços axiais considerando as fontes de atrito estudadas neste trabalho. Em relação à formulação e às considerações específicas desse *software*, utilizado como parâmetro de comparação, observam-se algumas diferenças no que se refere ao atrito por flambagem senoidal, conforme apresentado na Seção 4.3.2, mas por falta de um manual teórico detalhado deste *software* não é possível investigar profundamente. Assim, ter uma nova ferramenta com total domínio do equacionamento e com a possibilidade de investigar colunas com diferentes coeficientes de atrito ao longo da profundidade, como em trechos de poço aberto, são vantagens em relação ao *Wellcat*.

O modelo numérico de atrito por flambagem foi implementado e verificado de maneira adequada, abrangendo também a influência do peso próprio, temperatura, efeito balão e efeito pistão. Embora tenham surgido algumas diferenças em algumas análises em comparação com a referência, é importante notar que essas diferenças surgiram devido a simplificações feitas nos estudos anteriores. De fato, ao comparar com soluções analíticas e com o uso de um *software* comercial, os resultados obtidos estiveram mais alinhados com a implementação do modelo numérico desenvolvido neste trabalho. Esse contexto também verificou a simulação da coluna com *packer* permitindo movimentação livre ou restrita.

A inclusão do atrito devido ao peso e ao efeito *capstan* no modelo numérico foi realizada com sucesso, apresentando uma excelente concordância entre os resultados do exemplo discutido e a referência. As equações de flambagem para poços direcionais foram incorporadas ao modelo numérico de forma precisa, embora algumas divergências tenham sido identificadas em relação ao exemplo de referência. Essas discrepâncias também podem ser atribuídas às simplificações presentes na referência, uma vez que, ao comparar com soluções analíticas e um *software* comercial, os resultados obtidos se mostraram coerentes com o desenvolvimento deste trabalho. A estratégia adotada para modelagem do efeito pistão ao longo da coluna também foi adequada.

Nesse contexto, diversas aplicações do modelo numérico foram realizadas em poços de diferentes tipos: vertical, direcional e horizontal. A coluna de produção do poço vertical foi examinada nas operações de produção surgente e *bullheading*, além das condições iniciais. O *packer* era assentado mecanicamente e fixo. Conforme previsto, o atrito devido ao peso teve

impacto mínimo, já que as inclinações da coluna eram, no máximo, de 6°. Ao considerar o efeito *capstan*, as forças de atrito aumentaram, e em conjunto com a flambagem helicoidal, em geral, reduziram os esforços axiais. O que resultaria na concepção de projetos menos conservadores. A Tabela 6.1 apresenta um resumo com alguns resultados numéricos para as operações analisadas no poço vertical.

Tabela 6.1 – Resumo de resultados para as operações em poço vertical.

Operação	Análise	Força axial no topo (klbf) [kN]	Força axial no fundo (klbf) [kN]	Comprimento sob flambagem helicoidal (m)
Condição inicial	Sem atrito	(255,18) [1135,14]	(-36,62) [-162,92]	0
	Com atrito e sem <i>capstan</i>	(251,50) [1118,71]		0
	Com atrito e com <i>capstan</i>	(217,27) [966,46]		0
Produção surgente	Sem atrito	(158,84) [706,56]	(-38,93) [-173,17]	1091
	Com atrito e sem <i>capstan</i>	(147,69) [656,96]		1135
	Com atrito e com <i>capstan</i>	(127,37) [566,57]		1413
<i>Bullheading</i>	Sem atrito	(327,26) [1455,73]	(-56,39) [250,84]	748
	Com atrito e sem <i>capstan</i>	(322,87) [1436,20]		755
	Com atrito e com <i>capstan</i>	(300,63) [1337,25]		814

Fonte: Autor (2024)

A análise da coluna de produção do poço direcional envolveu a avaliação das operações de produção surgente e acidificação, juntamente com as condições iniciais. O *packer* também era assentado mecânicamente e fixo. Conforme a trajetória da coluna se tornava mais complexa, o atrito, tanto devido ao peso quanto com o efeito *capstan*, ganhava uma relevância crescente. É importante destacar o impacto desse atrito, em particular com o efeito *capstan*, que amplificou os esforços axiais de compressão na parte superior da coluna durante as operações de produção surgente. Essa modalidade de operação é especialmente crítica em termos de atrito, devido às elevadas temperaturas que intensificam a compressão e a flambagem levando a maiores forças de fricção. A Tabela 6.2 apresenta um resumo com alguns resultados numéricos para as operações analisadas no poço direcional.

Tabela 6.2 – Resumo de resultados para as operações em poço direcional.

Operação	Análise	Força axial no topo (klbf) [kN]	Força axial no fundo (klbf) [kN]	Comprimento sob flambagem helicoidal (m)
Condição inicial	Sem atrito	(146,69) [652,53]	(-38,17) [-169,81]	0
	Com atrito e sem <i>capstan</i>	(135,54) [602,90]	(-38,17) [-169,78]	0
	Com atrito e com <i>capstan</i>	(115,78) [515,04]	(-38,17) [-169,78]	0
Produção surgente	Sem atrito	(-16,94) [-75,35]	(-215,77) [-959,78]	808
	Com atrito e sem <i>capstan</i>	(-31,96) [-142,17]	(-191,70) [-852,71]	1013
	Com atrito e com <i>capstan</i>	(-55,41) [-246,46]	(-188,66) [-839,22]	1374
Acidificação	Sem atrito	(257,72) [1146,40]	(127,99) [569,32]	0
	Com atrito e sem <i>capstan</i>	(246,68) [1097,29]	(127,79) [568,42]	0
	Com atrito e com <i>capstan</i>	(225,09) [1001,25]	(131,07) [583,02]	0

Fonte: Autor (2024)

A coluna de injeção do poço horizontal foi investigada considerando operações como injeção de água, *shut-in* e a condição inicial. O *packer* era assentado hidraulicamente. Diferentemente do cenário vertical, o atrito gerado pelo peso ganha maior relevância aqui. Em um poço de injeção, a flambagem não ocorre de maneira significativa devido à propensão natural de resfriamento. Neste exemplo, é notável a influência do atrito devido ao peso, que contrapõe a segurança, resultando em um aumento dos esforços axiais de compressão enfrentados pela coluna durante a operação de *shut-in*. A Tabela 6.3 apresenta um resumo com alguns resultados numéricos para as operações analisadas no poço horizontal.

Tabela 6.3 – Resumo de resultados para as operações em poço horizontal.

Operação	Análise	Força axial no topo (klbf) [kN]	Força axial no fundo (klbf) [kN]	Comprimento sob flambagem helicoidal (m)
Condição inicial	Sem atrito	(99,71) [443,52]	(1,37) [6,11]	0
	Com atrito e sem <i>capstan</i>	(79,07) [351,71]	(1,19) [5,29]	0
<i>Shut-in</i>	Sem atrito	(-3,46) [-15,39]	(-70,06) [-311,63]	0
	Com atrito e sem <i>capstan</i>	(-23,56) [-104,80]	(-71,43) [-317,74]	0
Injeção de água	Sem atrito	(177,86) [791,15]	(36,22) [161,13]	0
	Com atrito e sem <i>capstan</i>	(158,38) [704,50]	(35,82) [159,34]	0

Fonte: Autor (2024)

Como sugestões para trabalhos futuros, podem ser consideradas as seguintes abordagens:

- A partir de um conjunto de operações pré-definidas, avaliar o efeito da sequência das operações para mensurar a influência do histórico de carregamento nas forças de atrito e nos esforços axiais da COP/COI;
- Incorporação do atrito devido ao fluxo de fluidos no interior da coluna, adicionando a componente dessa força de atrito na equação da variação de força axial ao longo da profundidade;
- Incorporação do atrito em regime estático no modelo numérico em estudo a partir de uma abordagem quase-estática, identificando os casos em que as forças de atrito são suficientemente grandes para manter a COP/COI estática;
- Enriquecimento do modelo numérico em estudo para a modelagem do revestimento de produção de forma elástica e sujeito à flambagem, assim como a COP/COI.

REFERÊNCIAS

AADNOY, B. S.; FAZAEELIZADEH, M.; HARELAND, G. A 3D Analytical Model for Wellbore Friction. *Journal of Canadian Petroleum Technology*, v. 49, n. 10, p. 25–36, 10 2010. ISSN 0021-9487. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/141515-PA>>.

API Specification 5CT. *Specification for Casing and Tubing*. Washington: American Petroleum Institute, 2005.

ASCÂNEO, W. M. *Deslocamento e esforços em colunas de produção*. 2009. Monografia do Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Petróleo e Gás Natural.

BASTOS, J. M. D. *Acidificação em poços de petróleo com EDTA*. 2022. Trabalho de conclusão de curso - Universidade Federal do Rio de Janeiro - Campus Macaé.

BELLARBY, J. Chapter 9 Tubing Stress Analysis. In: BELLARBY, J. (Ed.). *Well Completion Design*. Elsevier, 2009, (Developments in Petroleum Science, v. 56). p. 473–556. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0376736108002094>>.

BORGES, L. E. *Python para desenvolvedores: aborda Python 3.3*. [S.l.]: Novatec Editora, 2014.

BRETT, J. F. et al. Uses and Limitations of a Drillstring Tension and Torque Model To Monitor Hole Conditions. In: . [s.n.], 1987. (SPE Annual Technical Conference and Exhibition, All Days). SPE-16664-MS. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/16664-MS>>.

CHEN, Y.-C.; LIN, Y.-H.; CHEATHAM, J. B. Tubing and Casing Buckling in Horizontal Wells (includes associated papers 21257 and 21308). *Journal of Petroleum Technology*, v. 42, n. 02, p. 140–191, 02 1990. ISSN 0149-2136. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/19176-PA>>.

CUNHA, J. C. Buckling of Tubulars Inside Wellbores: A Review on Recent Theoretical and Experimental Works. *SPE Drilling & Completion*, v. 19, n. 01, p. 13–19, 03 2004. ISSN 1064-6671. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/87895-PA>>.

DAWSON, R.; PASLAY, P. R. Drill Pipe Buckling in Inclined Holes. *Journal of Petroleum Technology*, v. 36, n. 10, p. 1734–1738, 10 1984. ISSN 0149-2136. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/11167-PA>>.

GARCIA, J. E. de L. *A Completação de Poços no Mar*. Salvador: CEN-NOR, 1997. 164 p.

GU, H.; NEWMAN, K. R.; HAUGLUND, L. F. Analysis of Slack-Off Force Transmitted Downhole in Coiled-Tubing Operations. In: . [s.n.], 1993. (SPE Annual Technical Conference and Exhibition, All Days), p. SPE-26511-MS. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/26511-MS>>.

HAMMERLINDL, D. Packer-to-Tubing Forces for Intermediate Packers. *Journal of Petroleum Technology*, v. 32, n. 03, p. 515–527, 03 1980. ISSN 0149-2136. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/7552-PA>>.

HE, X.; KYLLINGSTAD, A. Helical Buckling and Lock-Up Conditions for Coiled Tubing in Curved Wells. *SPE Drilling & Completion*, v. 10, n. 01, p. 10–15, 03 1995. ISSN 1064-6671. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/25370-PA>>.

HO, H.-S. An Improved Modeling Program for Computing the Torque and Drag in Directional and Deep Wells. In: . [s.n.], 1988. (SPE Annual Technical Conference and Exhibition, All Days). SPE-18047-MS. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/18047-MS>>.

IBP. *Diretrizes para projeto e construção de poços marítimos*. Rio de Janeiro: [s.n.], 2022. 127 p. ISBN 978-65-88039-15-1.

JOHANCSIK, C.; FRIESEN, D.; DAWSON, R. Torque and Drag in Directional Wells—Prediction and Measurement. *Journal of Petroleum Technology*, v. 36, n. 06, p. 987–992, 06 1984. ISSN 0149-2136. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/11380-PA>>.

JÚNIOR, F. A. V. B. *Modelos de trajetória e de torque e arraste aplicados à análise de desgaste em revestimento de poços*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Alagoas, 2020.

KALFAYAN, L. *Production Enhancement with Acid Stimulation*. [S.l.]: PennWell, 2008. ISBN 9781615838226.

LANDMARK. *WELLCAT Training Manual*. [S.l.]: Landmark Graphics Corporation, 2003.

LUBINSKI, A. A study of the buckling of rotary drilling strings. *Drilling and Production Practice*, 1950.

LUBINSKI, A.; ALTHOUSE, W.; LOGAN, J. L. Helical Buckling of Tubing Sealed in Packers. *Journal of Petroleum Technology*, v. 14, n. 06, p. 655–670, 06 1962. ISSN 0149-2136. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/178-PA>>.

MANUAL, A. U. *Dassault Systemes Simulia Corp*. [S.l.], 2009.

MCCANN, R. C.; SURYANARAYANA, P. V. Experimental study of curvature and frictional effects on Buckling. *Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference*, v. 1994-May, p. 511–521, 1994. ISSN 01603663.

MIRHAJ, S. A.; KAARSTAD, E.; AADNOY, B. S. Torque and Drag Modeling; Soft-string versus Stiff-string Models. In: . [s.n.], 2016. (SPE/IADC Middle East Drilling Technology Conference and Exhibition, Day 3 Thu, January 28, 2016). D033S012R003. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/178197-MS>>.

MISKA, S. et al. An improved analysis of axial force along coiled tubing in inclined/horizontal wellbores. In: . [s.n.], 1996. (SPE/CIM International Conference on Horizontal Well Technology, All Days). SPE-37056-MS. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/37056-MS>>.

MITCHELL, R. F. Simple Frictional Analysis of Helical Buckling of Tubing. *SPE Drilling Engineering*, v. 1, n. 06, p. 457–465, 12 1986. ISSN 0885-9744. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/13064-PA>>.

MITCHELL, R. F. New Concepts for Helical Buckling. *SPE Drilling Engineering*, v. 3, n. 03, p. 303–310, 09 1988. ISSN 0885-9744. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/15470-PA>>.

MITCHELL, R. F. Comprehensive Analysis of Buckling With Friction. *SPE Drilling & Completion*, v. 11, n. 03, p. 178–184, 09 1996. ISSN 1064-6671. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/29457-PA>>.

MITCHELL, R. F. Effects of Well Deviation on Helical Buckling. *SPE Drilling & Completion*, v. 12, n. 01, p. 1–24, 03 1997. ISSN 1064-6671. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/29462-PA>>.

MITCHELL, R. F. Buckling Analysis in Deviated Wells: A Practical Method. In: . [s.n.], 1999. v. 14, n. 01, p. 11–20. ISSN 1064-6671. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/55039-PA>>.

MITCHELL, R. F. The Effect of Friction on Initial Buckling of Tubing and Flowlines. *SPE Drilling & Completion*, v. 22, n. 02, p. 112–118, 06 2007. ISSN 1064-6671. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/99099-PA>>.

MITCHELL, R. F. Tubing Buckling—The State of the Art. *SPE Drilling & Completion*, v. 23, n. 04, p. 361–370, 12 2008. ISSN 1064-6671. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/104267-PA>>.

MITCHELL, R. F. Buckling of Tubing inside Casing. In: . [s.n.], 2012. (SPE/IADC Drilling Conference and Exhibition, All Days). SPE-150613-MS. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/150613-MS>>.

MITCHELL, R. F.; BJØRSET, A.; GRINDHAUG, G. Drillstring Analysis with a Discrete Torque-Drag Model. In: . [s.n.], 2013. (SPE/IADC Drilling Conference and Exhibition, All Days), p. SPE-163477-MS. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/163477-MS>>.

MITCHELL, R. F. et al. A Dynamic Model with Friction for Comprehensive Tubular-Stress Analysis. *SPE Drilling & Completion*, v. 35, n. 03, p. 369–381, 09 2020. ISSN 1064-6671. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/191640-PA>>.

MITCHELL, R. F.; SAMUEL, G. R. How Good is the Torque-Drag Model? In: . [S.l.]: Society of Petroleum Engineers (SPE), 2007.

MME; EPE. *Plano decenal de expansão de energia 2023*. 2023. Disponível em: <<https://www.epe.gov.br/sites-pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/PublicacoesArquivos/publicacao-47/topico-85/Sum%C3%A1rio%20Executivo%20do%20PDE%202023.pdf>>. Acesso em: 13-12-23.

NORSOK. Well integrity in drilling and well operations. *D-010*, 2021.

OLIVEIRA, M. *Análise da aplicação de um sistema de bombeamento multifásico submarino na produção de petróleo*. Dissertação (Mestrado) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2003.

PASLAY, P. R.; BOGY, D. B. The Stability of a Circular Rod Laterally Constrained to Be in Contact With an Inclined Circular Cylinder. *Journal of Applied Mechanics*, v. 31, n. 4, p. 605–610, 12 1964. ISSN 0021-8936. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/1.3629721>>.

PATTILLO, P. Chapter 10 - Column Stability. In: PATTILLO, P. (Ed.). *Elements of Oil and Gas Well Tubular Design*. Gulf Professional Publishing, 2018. p. 273–313. ISBN 978-0-12-811769-9. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780128117699000104>>.

PERRIN, D.; CARON, M.; GAILLOT, G. *Well Completion and Servicing: Oil and Gas Field Development Techniques*. [S.l.]: Technip Editions, 1999. ISBN 9782710807650.

REDDY, D. J. N. *An Introduction to the Finite Element Method*. McGraw-Hill Education, 2005. ISBN 9780072466850. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=8gqnRwAACAAJ>>.

ROCHA, L. A. S.; AZEVEDO, C. T. *Projeto de Poços de Petróleo - Geopressões e Assentamento de Colunas de Revestimento*. 2. ed. Rio de Janeiro: Editora Interciência Ltda, 2009. 561 p. ISBN 978-85-7193-214-2.

SANTOS, J. et al. *Sistema de Confiabilidade de Revestimento (SCORE)*. 2019. BR. n. PI 512019001289-5. Depósito: 24-06-19.

SANTOS, J. P. L. et al. *SCORE-lib: Módulo de integridade de colunas*. 2023. BR. n. PI 512023001231-9. Depósito: 03-05-23.

SHEPPARD, M. C.; WICK, C.; BURGESS, T. Designing Well Paths to Reduce Drag and Torque. *SPE Drilling Engineering*, v. 2, n. 04, p. 344–350, 12 1987. ISSN 0885-9744. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/15463-PA>>.

SILVA, A.; CALMETO, J. Noções de perfuração e completção. *Programa Alta Competência*, 2012.

TERRA, F. *Migração de gás em anular de poço em perfuração pressurized mud cap drilling*. Dissertação (Mestrado) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2016.

THOMAS, J. *Fundamentos de engenharia de petróleo*. Rio de Janeiro: Editora Interciência Ltda, 2001. 271 p. ISBN 85-7193-046-5.

TIKHONOV, V. et al. Dynamic Model for Stiff String Torque and Drag. In: . [s.n.], 2013. (SPE/IADC Drilling Conference and Exhibition, All Days). SPE-163566-MS. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/163566-MS>>.

TIMOSHENKO, S.; GOODIER, J. N. *Theory of Elasticity: Includes bibliographical references*. [S.l.]: McGraw-Hill Kogakusha Limited, 1969.

WU, J.; JUVKAM-WOLD, H. C. Helical buckling of pipes in extended reach and horizontal wells part 2: Frictional drag analysis. *Journal of Energy Resources Technology, Transactions of the ASME*, v. 115, n. 3, p. 196–201, 1993. ISSN 15288994.

WU, J.; JUVKAM-WOLD, H. C. Coiled Tubing Buckling Implication in Drilling and Completing Horizontal Wells. *SPE Drilling & Completion*, v. 10, n. 01, p. 16–21, 03 1995. ISSN 1064-6671. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/26336-PA>>.

XIE, J. Finite element analysis of tubing buckling in oil wells. In: . [S.l.: s.n.], 2018.

ZWARICH, N. R. et al. Application of a New Dynamic Tubular Stress Model With Friction. In: . [s.n.], 2018. (SPE/IADC Drilling Conference and Exhibition, Day 3 Thu, March 08, 2018). D031S013R002. Disponível em: <<https://doi.org/10.2118/189664-MS>>.