

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ALAGOAS – UFAL
CENTRO DE TECNOLOGIA – CTEC
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL / ESTRUTURAS

GUSTAVO HENRIQUE SOLANO DE ANDRADE

**ESTUDO NUMÉRICO DA RESISTÊNCIA AO COLAPSO DE TUBOS DE
REVESTIMENTO NA PRESENÇA DE IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS**

MACEIÓ

2017

GUSTAVO HENRIQUE SOLANO DE ANDRADE

**ESTUDO NUMÉRICO DA RESISTÊNCIA AO COLAPSO DE TUBOS DE
REVESTIMENTO NA PRESENÇA DE IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Alagoas, como requisito para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil, na área de concentração em Estruturas.

Orientador: Prof. Dr. Eduardo Toledo de Lima Junior
Coorientador: Prof. Dr. João Paulo Lima Santos

MACEIÓ
2017

Catálogo na fonte
Universidade Federal de Alagoas
Biblioteca Central

Bibliotecária Responsável: Janaina Xisto de Barros Lima

A553e Andrade, Gustavo Henrique Solano de.
Estudo numérico da resistência ao colapso de tubos de revestimento na presença de imperfeições geométricas / Gustavo Henrique Solano de Andrade. – 2017.
145 f.: il.

Orientador: Eduardo Toledo de Lima.

Coorientador: João Paulo Lima Santos.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil: Estruturas) – Universidade Federal de Alagoas. Centro de Tecnologia. Maceió, 2017.

Bibliografia: f. 143-145.

1. Ovalização. 2. Colapso. 3. Tubos de revestimento – Poços de petróleo.
4. Excentricidade (Engenharia). I. Título.

CDU: 624.01



Universidade Federal de Alagoas – UFAL
Unidade Acadêmica Centro de Tecnologia – CTEC
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil – PPGEC



ESTUDO NUMÉRICO DA RESISTÊNCIA AO COLAPSO DE TUBOS DE REVESTIMENTO NA PRESENÇA DE IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS

GUSTAVO HENRIQUE SOLANO DE ANDRADE

Dissertação submetida à banca examinadora do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Alagoas e aprovada no dia 13 do mês de junho do ano de 2017.

Banca Examinadora:

Eduardo Toledo de Lima Junior

Prof. Dr. Eduardo Toledo de Lima Junior
(Orientador - PPGEC/UFAL)

João Paulo Lima Santos

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

Eduardo Nobre Lages

Prof. Dr. Eduardo Nobre Lages
(Avaliador Interno - PPGEC/UFAL)

Theodoro Antoun Netto

Prof. Dr. Theodoro Antoun Netto
(Avaliador Externo – COPPE/UFRJ)

AGRADECIMENTOS

Inicialmente gostaria de agradecer a DEUS por permitir que isto acontecesse, por ter me dado força, saúde e sabedoria nas horas em que mais precisei para superar os obstáculos em que apareceu em meu caminho, durante minha jornada acadêmica.

Aos meus pais e familiares, pelo amor, incentivo e apoio incondicional. Em especial agradeço a minha mãe Maria da Conceição Solano e minha irmã Roberta Larissa Solano da Silva, pelo o esforço, cuidado, dedicação e ensinamentos, que fizeram com que chegasse até esta etapa da minha vida e onde me mostraram que sempre estarão ao meu lado.

À minha esposa Julyane da Rocha Santos Solano pelo carinho, paciência e por sua capacidade de me tranquilizar na correria de cada semestre. Por ter a segurança e certeza que não estou sozinho nessa caminhada.

Aos meus orientadores Prof. Dr. Eduardo Toledo de Lima Junior e Prof. Dr. João Paulo Lima Santos pelo apoio, paciência e orientação ao longo de mais de dois anos de trabalho, do qual recebi conselhos que levarei por toda minha vida profissional. Em especial, também, ao Prof. Dr. Eduardo Nobre Lages, que mesmo não sendo orientador, se dedicou e ajudou para o desenvolver desta dissertação.

À UFAL e ao seu corpo docente que abriram as portas para minha formação de conhecimento.

Ao PRH40/UFAL/ANP pelo apoio financeiro e técnico que nos proporcionou. Enfim, a todos que de certa forma, direta ou indiretamente, contribuíram para minha formação, o meu muito obrigado.

RESUMO

ANDRADE, G. H. S. Estudo numérico da resistência ao colapso de tubos de revestimento na presença de imperfeições geométricas. 2017. Trabalho de Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil com Ênfase em Estruturas) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PPGEC) – Centro de Tecnologia (CTEC) – Universidade Federal de Alagoas, Maceió.

A variabilidade inerente aos processos de manufatura em geral pode levar à não uniformidade dos produtos de Engenharia. No caso da indústria de tubos metálicos para o setor de óleo e gás, os efeitos de ovalização e de excentricidade são comumente observados. O primeiro fenômeno se manifesta em tubos cuja seção transversal não preserva sua forma circular, em decorrência dos tratamentos térmicos e mecânicos sofridos no processo de laminação dos mesmos, e o segundo corresponde à não uniformidade na espessura de parede na seção transversal. Desta forma, propõe-se o estudo e desenvolvimento de modelos numéricos para análise da perda de resistência mecânica ao colapso de tubos de revestimento de poços, quando sujeitos às imperfeições supracitadas. Estes modelos são desenvolvidos com auxílio do programa computacional *Abaqus*, uma plataforma de análise numérica baseada no Método dos Elementos Finitos. A análise é formulada em estado plano de tensão, em regime não linear físico, utilizando elementos finitos quadrilaterais. As equações de resistência ao colapso previstas no código normativo API/TR 5C3 (2008) são utilizadas como subsídio para a modelagem e na análise dos resultados numéricos obtidos. Analisam-se tubos com diversos níveis de esbeltez, sujeitos a vários níveis de excentricidade e ovalização, com o intuito de avaliar seus efeitos na resistência ao colapso. Os resultados obtidos são comparados com valores encontrados na literatura e nas normas vigentes, de forma a contribuir para a avaliação estrutural de revestimentos de poços de petróleo, e aplicados ao ajuste de expressões para a perda de resistência ao colapso.

Palavras-chave: Ovalização, Excentricidade, Tubos de revestimento, Colapso.

ABSTRACT

ANDRADE, G. H. S. Numerical study of collapse pressure in well casing tubes subject to geometric imperfections. 2017. M. Sc. Dissertation (Civil Engineering - Structures) – Graduate Program in Civil Engineering (PPGEC) - Technology Center (CTEC) - Federal University of Alagoas (UFAL), Maceió.

The variability inherent to manufacturing processes may lead to non-uniformity of Engineering products. In the case of OCTG (Oil Country Tubular Goods) sector, the effects of ovality and eccentricity are commonly observed. The first phenomenon is observed in tubes whose cross section does not preserve its circular aspect, due to thermal and mechanical treatments undergone in the lamination process, and the second one corresponds to a non-uniformity in the wall thickness. This work addresses the development of numerical models for analysis of the reduction of collapse strength in casing tubes, subject to these imperfections. The models are developed by using *Abaqus* software, a numerical analysis platform based on the Finite Element Method. The analysis is carried out in plane stress state, taking into account physical nonlinearity, by using finite quadrilateral elements. The collapse pressure equations provided in the API/TR 5C3 (2008) normative code are used as a reference for modeling and analysis of numerical results. Tubes with different slenderness ratios, subjected to various levels of eccentricity and ovality are analyzed, in order to evaluate their effects on the collapse strength. The results are compared to some values found in the literature and in the current standard, in order to contribute to the structural evaluation of well casing. It is proposed some equations to predict the loss of collapse strength due to the imperfections.

Key words: *Ovality, Eccentricity, Casing tubes, Collapse.*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Esquema hipotético de um poço de petróleo e seus revestimentos	18
Figura 2 – Seção transversal de um tubocircular	26
Figura 3 – Diagrama tensão-deformação de ensaio uniaxial de tração para materiais dúcteis	27
Figura 4 – Tensão <i>versus</i> deformação para materiais dúcteis	28
Figura 5 – Deformação de um elemento de volume do material	30
Figura 6 – Teoria da energia de distorção máxima (critério de von Mises)	33
Figura 7 – Parâmetros da curva tensão-deformação	36
Figura 8 – Curva tensão-deformação (ASME CODE)	37
Figura 9 – Pressão de colapso do tubo P-110 para vários níveis de esbeltez	38
Figura 10 – Definição dos limites de esbeltez	40
Figura 11 – Gráfico comparativo entre as resistências de projeto para diferentes valores de H_t , des para grade P-110.....	45
Figura 12 – Comparação API 5C3 (2008) com K – T	46
Figura 13 – Pressão de colapso em função da ovalização inicial, para o tubo SS-304 com cinco D/t	48
Figura 14 – Pressão de colapso em função da ovalização inicial para $D/t = 39,12$. Previsões baseadas na equação 51, em boa concordância com os resultados experimentais e numéricos	49
Figura 15 – Estudo paramétrico do efeito da ovalização inicial na pressão de colapso utilizando o modelo de análise de elementos finitos 2D	50
Figura 16 – Estudo paramétrico do efeito da excentricidade na pressão de colapso utilizando o modelo de análise de elementos finitos 2D	51
Figura 17 – Modelo de aproximação feita do tubo ovalizado	52
Figura 18 – Modelo de aproximação feita de um tubo com excentricidade	53
Figura 19 – Modelo de elemento bidimensional	57
Figura 20 – Representação de $\frac{1}{4}$ do tubo testado	57
Figura 21 – Carregamento de pressão externa aplicado em toda a malha e as condições de contorno impostas	58
Figura 22 – Malha de elementos finitos com 264 elementos	59
Figura 23 – Estudo de sensibilidade da malha para um $D/t = 11$	60

Figura 24 – Definição dos limites de esbeltez calculados do tubo P-110	62
Figura 25 – Tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo	63
Figura 26 – Modelo de elemento bidimensional	64
Figura 27 – Representação de ¼ do tubo testado	65
Figura 28 – Carregamento de pressão externa aplicado em toda a malha e as condições de contorno impostas	65
Figura 29 – Malha de elementos finitos com 276 elementos	66
Figura 30 – Estudo de sensibilidade da malha com $D/t = 11$ e $ov = 1\%$	66
Figura 31 – Tensão equivalente atuante no tubo ovalizado	67
Figura 32 – Modelo de elemento bidimensional	69
Figura 33 – Representação de 1/2 do tubo testado	69
Figura 34 – Carregamento de pressão externa aplicado em toda a malha e as condições de contorno impostas	70
Figura 35 – Malha de elementos finitos com 494 elementos	70
Figura 36 – Estudo de sensibilidade da malha com $D/t = 11$ e $ec = 15\%$	71
Figura 37 – Tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo com excentricidade	72
Figura 38 – Modelo de elemento bidimensional	73
Figura 39 – Representação de 1/2 do tubo testado	74
Figura 40 – Carregamento de pressão externa aplicado em toda a malha e as condições de contorno impostas	74
Figura 41 – Malha de elementos finitos com 552 elementos	75
Figura 42 – Estudo de sensibilidade da malha com $D/t = 11$ e $ec = 15\%$ e $ov = 1\%$	75
Figura 43 – Tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo com excentricidade	76
Figura 44 – Resistência ao colapso do tubo circular P-110 segundo a norma API 5C3	79
Figura 45 – Tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo P-110 (circular), segundo o modelo de colapso proposto pela norma API 5C3	80
Figura 46 – Fator de resistência equivalente (Kov) para diversos níveis de ovalização	81
Figura 47 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez	82
Figura 48 – Fator de resistência equivalente (Kec) para diversos níveis de excentricidade.....	83

Figura 49 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez	84
Figura 50 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas	85
Figura 51 – Resistência equivalente mantendo fixo a ovalização em 1,5% e variando a excentricidade	86
Figura 52 - Fator de resistência equivalente mantendo fixo a excentricidade em 9% e variando a ovalização	86
Figura 53 – Plotagem dos pontos para cada esbeltez apresentada	88
Figura 54 – Ajuste de uma superfície para previsão de perda de resistência do tubo P-110 $D/t = 13,68$ considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas	89
Figura 55 – Comparação entre: resposta combinada (<i>Abaqus</i>) x resposta SE (<i>Abaqus</i>).....	90
Figura 56 – Dados de entrada do material elastoplástico	91
Figura 57 – Comparação da curva tensão x deformação (analítica x numérica).....	92
Figura 58 – Fator de resistência Equivalente considerando ovalização de 0,5%.....	94
Figura 59 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 1%.....	95
Figura 60 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 1,5%.....	95
Figura 61 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 2%.....	96
Figura 62 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 2,5%.....	96
Figura 63 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 3%.....	97
Figura 64 – Fator de resistência equivalente ($Kov, K - T$) para diversos níveis de ovalização.....	98
Figura 65 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez	98
Figura 66 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 0,5%	99
Figura 67 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 1%	100
Figura 68 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 1,5%	100
Figura 69 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 2%	101
Figura 70 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 2,5%	102
Figura 71 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 3%	102
Figura 72 – Fator de resistência equivalente (Kov, API) para diversos níveis de ovalização	103
Figura 73 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.....	103

Figura 74 – Comparação da resistência equivalente entre os modelos, com modelo da ASME	104
Figura 75 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 3%.....	106
Figura 76 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 6%.....	106
Figura 77 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 9%.....	107
Figura 78 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 12%.....	107
Figura 79 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 15%.....	108
Figura 80 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.....	109
Figura 81 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.....	109
Figura 82 – Resistência Equivalente considerando excentricidade de 3%	110
Figura 83 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 6%.....	111
Figura 84 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 9%.....	111
Figura 85 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 12%.....	112
Figura 86 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 15%.....	112
Figura 87 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.....	113
Figura 88 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.....	113
Figura 89 – Comparação da resistência equivalente entre as normas no regime plástico ...	114
Figura 90 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov = 0,5\%$ e $ec = 3\%$	116
Figura 91 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov = 1\%$ e $ec = 6\%$	116
Figura 92 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov = 1,5\%$ e $ec = 9\%$	117
Figura 93 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov = 2\%$ e $ec = 12\%$	117
Figura 94 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov = 2,5\%$ e $ec = 15\%$	118
Figura 95 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov = 3\%$ e $ec = 15\%$	119
Figura 96 – Fator de resistência equivalente combinada para diversos níveis de esbeltez.....	119
Figura 97 – Fator de resistência equivalente mantendo fixo a ovalização em 1,5% e variando a excentricidade	120

Figura 98 – Fator de resistência equivalente mantendo fixo a excentricidade em 9% e variando a ovalização	120
Figura 99 – Plotagem dos pontos para cada esbeltez apresentada.....	122
Figura 100 – Ajuste de uma superfície para previsão de perda de resistência do tubo P-110 ($D/t = 13,68$) considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas	123
Figura 101 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov = 0,5\%$ e $ec = 3\%$	124
Figura 102 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov = 1\%$ e $ec = 6\%$	124
Figura 103 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov = 1,5\%$ e $ec = 9\%$	125
Figura 104 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov = 2\%$ e $ec = 12\%$	125
Figura 105 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov = 3\%$ e $ec = 15\%$	126
Figura 106 – Fator de resistência equivalente combinada para diversos níveis de esbeltez.....	127
Figura 107 – Fator de resistência equivalente mantendo fixo a ovalização em 1,5% e variando a excentricidade.....	127
Figura 108 – Fator de resistência equivalente mantendo fixo a excentricidade em 9% e variando a ovalização.....	128
Figura 109 – Plotagem dos pontos para cada esbeltez apresentada.....	129
Figura 110 – Ajuste de uma superfície para previsão de perda de resistência do tubo P-110 ($D/t = 13,68$) considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas.	130
Figura 111 – Comparação entre os fatores de resistência equivalentes entre as normas no regime plástico.....	131
Figura 112 – Resistência ao colapso do tubo P-110 em função da ovalização inicial para vários níveis de esbeltez. Previsões baseadas segundo o modelo proposto por $K - T$ (Equação 46)	132
Figura 113 – Fator de resistência de equivalente para o tubo P-110, em função da ovalização inicial para uma ampla faixa de esbeltez. Previsões baseadas segundo o modelo proposto por $K - T$	133

Figura 114 – Comparação entre os fatores de resistência equivalentes, numérico (seção 6.3) com analítico ($K - T$), para o tubo P-110 com seis D/t , para o caso isolado de ovalização inicial.....	134
Figura 115 – Resistência ao colapso do tubo P-110 em função da excentricidade para vários níveis de esbeltez. Previsões baseadas segundo o modelo proposto por $K - T$ (Equação 46)	135
Figura 116 – Fator de resistência de equivalente para o tubo P-110, em função da excentricidade para uma ampla faixa de esbeltez. Previsões baseadas segundo o modelo proposto por $K - T$	136
Figura 117 – Comparação entre os fatores de resistência equivalentes, numérico (seção 6.5) com analítico ($K - T$), para o tubo P-110 com seis D/t , para o caso isolado de excentricidade.....	137
Figura 118 – Resistência ao colapso do tubo P-110 em função da ovalização inicial para vários níveis de esbeltez. Previsões baseadas segundo o modelo proposto por $K - T$ (Equação 46) para pares de valores mínimos, intermediários e máximos de imperfeição geométrica.....	138
Figura 119 – Fator de resistência de equivalente para o tubo P-110, em função da excentricidade para uma ampla faixa de esbeltez. Previsões baseadas segundo o modelo proposto por $K - T$	139
Figura 120 – Comparação entre os fatores de resistência equivalentes, numérico (seção 6.7) com analítico ($K - T$), para o tubo P-110 com seis D/t , para o caso combinado das imperfeições.....	140

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Pressões de colapso para o tubo P-110	78
Tabela 2 – Coeficientes para cada domínio de esbeltez	87
Tabela 3 – Tensões de von Mises para o tubo P-110	93
Tabela 4 – Coeficientes para cada domínio de esbeltez	107
Tabela 5 – Coeficientes para cada domínio de esbeltez	129

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	17
1.1 Comentários Iniciais	17
1.2 Motivação	20
1.3 Objetivo	21
1.4 Delimitação do Trabalho	21
1.5 Breve Histórico	22
1.5.1 Colapso em tubos de revestimento	22
1.5.2 Efeitos da ovalização e excentricidade	24
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	26
2.1 Tensões em Tubos de Parede Espessa	26
2.2 Plasticidade	27
2.3 Modelos Constitutivos e Critérios de Dimensionamento (ou Falha)	29
2.3.1 Teoria da Energia de Distorção Máxima, Critério de von Mises e H. Hencky	30
2.3.2 Modelo Constitutivo ASME	33
3 RESISTÊNCIA AO COLAPSO EM TUBOS DE REVESTIMENTO	38
3.1 Colapso	39
3.2 Formulação de Colapso da API/TR 5C3 (2008)	40
3.3 Formulação de Colapso em ELU de Klever-Tamano (2006)	43
3.4 Outros Modelos de Colapso	47
3.5 Considerações das imperfeições geométricas	52
3.5.1 Efeito da Ovalização	52
3.5.2 Efeito da Excentricidade	53
4 ANÁLISE NUMÉRICA PROPOSTA E MODELOS PRELIMINARES	55
4.1 Modelagem Numérica e Validação	55
4.1.1 Descrição do Modelo Numérico: Geometria	57
4.1.2 Descrição do Modelo Numérico: Material	58
4.1.3 Descrição do Modelo Numérico: Carregamento e Condições de Contorno	58
4.1.4 Descrição do Modelo Numérico: Malha de Elementos Finitos	58
4.1.5 Exemplo de validação do Modelo Desenvolvido	60
4.2 Modelagem Numérica do Tubo sob Efeito da Ovalização Inicial	63
4.2.1 Descrição do Modelo Numérico: Geometria	64
4.2.2 Descrição do Modelo Numérico: Carregamento e Condições de Contorno	65
4.2.3 Descrição do Modelo Numérico: Malha de Elementos Finitos	66

4.2.4 Verificação do Resultado	67
4.3 Modelagem Numérica do Tubo sob Efeito da Excentricidade	68
4.3.1 Descrição do Modelo Numérico: Geometria.....	68
4.3.2 Descrição do Modelo Numérico: Carregamento e Condições de Contorno	70
4.3.3 Descrição do Modelo Numérico: Malha de Elementos Finitos.....	70
4.3.4 Verificação do Resultado	71
4.4 Modelagem Numérica do Tubo sob o Efeito Combinado da Ovalização e Excentricidade	73
4.4.1 Descrição do Modelo Numérico: Geometria.....	73
4.4.2 Descrição do Modelo Numérico: Carregamento e Condições de Contorno	74
4.4.2 Descrição do Modelo Numérico: Malha de Elementos Finitos.....	75
4.4.4 Verificação do Resultado	76
5 ESTUDO PARAMÉTRICO DO TUBO SUBMETIDO AS IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS NO REGIME ELÁSTICO	78
5.1 Efeitos da Esbeltez D/t	78
5.2 Efeito da Ovalização.....	80
5.3 Efeito da Excentricidade.....	82
5.5 Efeito das Imperfeições Geométricas Combinadas.....	85
6 ESTUDO PARAMÉTRICO DO TUBO SUBMETIDO ÀS IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS NO REGIME PLÁSTICO	91
6.1 Descrição do Modelo Numérico: Material	91
6.2 Efeito da Esbeltez D/t.....	93
6.3 Efeito da Ovalização – Pressão de Colapso Fornecida por K-T	94
6.4 Efeito da Ovalização – Pressão de Colapso Fornecida pela API 5C3.....	99
6.5 Efeito da Excentricidade – Pressão de Colapso Fornecida por K-T.....	105
6.6 Efeito da Excentricidade – Pressão de Colapso Fornecida pela API 5C3 (2008)	110
6.7 Efeito das Imperfeições Geométricas Combinadas – Pressão de Colapso Fornecida por K-T	115
6.8 Efeito das Imperfeições Geométricas Combinadas – Pressão de Colapso Fornecida pela API 5C3 (2008)	123
7 ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE OS FATORES DE RESISTÊNCIA EQUIVALENTE NO REGIME PLÁSTICO: NUMÉRICO x ANALÍTICO	132
7.1 Efeito da Ovalização.....	132
7.2 Efeito da Excentricidade.....	135
7.3 Efeito da Ovalização + Excentricidade.....	138
8 CONCLUSÃO	141
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	145

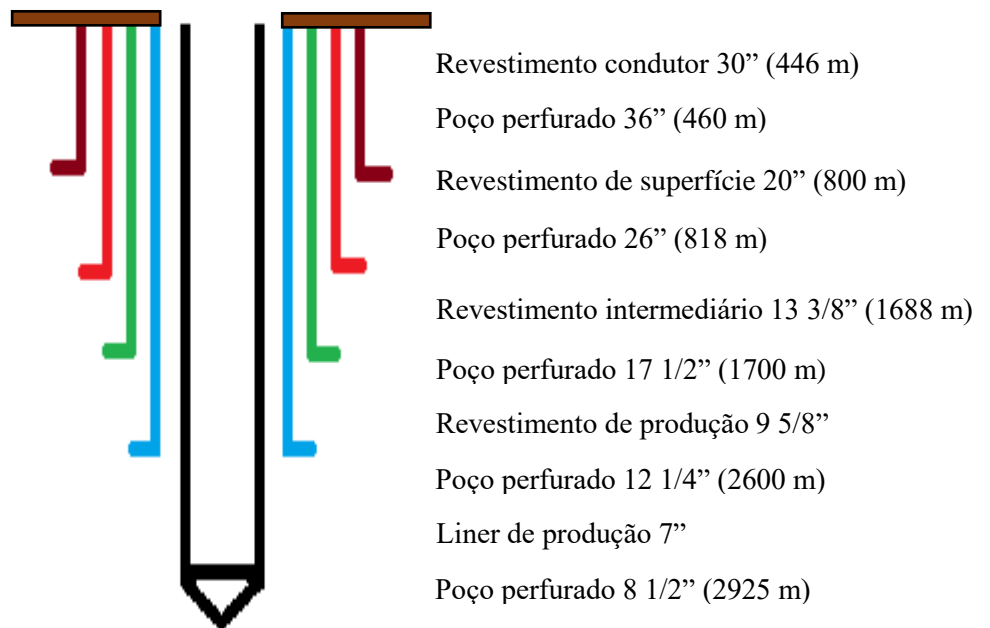
1 INTRODUÇÃO

1.1 Comentários Iniciais

No começo do século XX, as condições de perfuração de poços estiveram relativamente restritas, e o seu desenvolvimento se manteve constante. Atualmente, a indústria do petróleo, no Brasil e no mundo, tornou-se muito mais complexa, à medida que os engenheiros descobrem novos reservatórios cada vez mais profundos e em ambientes cada vez mais severos, encontrando temperaturas e pressões de perfuração cada vez mais altas, aumentando assim a demanda por novas tecnologias que se tornam essenciais para a continuidade da exploração e produção de petróleo e gás.

No contexto de projeto de poços, o dimensionamento dos revestimentos consiste em uma etapa crucial, visto que estes possuem funções estruturais importantes – desde a sustentação de formações não consolidadas, até servir como apoio para equipamentos na cabeça do poço – permitindo assim sua operação e produção. A ocorrência de falhas em revestimentos acarreta inúmeros problemas, que afetam a produção e a segurança de operação do poço. Os tubos de revestimento são dimensionados para suportar as solicitações advindas das formações rochosas perfuradas, dos fluidos de perfuração, do próprio fluido produzido, bem como as ações devidas ao peso próprio da coluna de revestimento e de todas as operações de instalação do sistema, dentre outras. Tais solicitações se traduzem em pressão externa, pressão interna, esforço axial, flexão e torção. No caso específico de poços verticais, os modos de falha dominantes são os devidos à pressão interna, pressão externa e força axial. A Figura 1 ilustra um esquema de poço de petróleo já revestido, com seu formato telescópico, exemplificando alguns valores de diâmetro perfurado, e do tubo de revestimento correspondente.

Figura 1- Esquema hipotético de um poço de petróleo e seus revestimentos.



Fonte: Autor, 2017.

Os tubos de revestimento em poços de petróleo são geralmente classificados por sua geometria (diâmetro externo, em pol), peso linear (em lb/pé) e grau. A espessura da parede do tubo é um dado implicitamente informado no peso linear. O grau de um tubo o define quanto à resistência do aço utilizado em sua produção. Por exemplo, os graus K-55, N-80 e P-110 possuem, respectivamente, tensões de escoamento mínimas iguais a 55000 psi, 80000 psi e 110000 psi. Nota-se que os dígitos da nomenclatura do grau indicam a tensão de escoamento mínima em ksi.

Como em qualquer processo de manufatura, a variabilidade inerente ao processo de fabricação dos tubos pode resultar em imperfeições geométricas, tais como ovalização e excentricidade. O primeiro fenômeno é observado em tubos cuja seção transversal não preserva sua forma circular, enquanto que o segundo se caracteriza pela falta de uniformidade nos valores de espessura de parede em uma mesma geratriz da seção. Valores de ovalização entre 0,5% e 2% são usualmente observados (SANTOS, 2007). O efeito da excentricidade na resistência ao colapso é um pouco menos compreendido, mas tem sido demonstrado que o seu efeito é muito menor do que o efeito da ovalização inicial, sendo usuais tubos com excentricidade da ordem de 5% a 15% (TALLIN *et al.*, 1998).

Para a produção de petróleo, um dos componentes críticos para o desenvolvimento de sistemas de produção são os tubos de revestimento, tanto no que se refere à segurança do poço

quanto ao custo associado a todo o processo, desde sua perfuração até sua vida em serviço. Devido às novas reservas de petróleo encontradas em altas pressões e altas temperaturas (HPHT) (por exemplo, em campos do pré-sal), os tubos de revestimento fabricados atualmente são superiores aos mais antigos, tanto em metalurgia quanto em resistência. Assim, empresas e projetistas tentam otimizar tal custo no dimensionamento dessas estruturas, mantendo níveis aceitáveis de segurança. Thomas *et al.* (2004) afirmam que os tubos de revestimento constituem uma das parcelas mais significativas do custo da perfuração de um poço de petróleo, estimando que seja cerca de 15% a 20% no mar, podendo chegar a cerca de 50% em terra. Assim, com o desenvolvimento da tecnologia, empresas nacionais e internacionais entram no mercado para que, cada vez mais, consiga-se atingir altas profundidades, com a espessura dos tubos de revestimento menores e obtendo resistência superior, trazendo diversos benefícios, a exemplo da facilidade de execução e instalação.

Em diversas operadoras de óleo e gás, o dimensionamento dos revestimentos de poços é feito, classicamente, seguindo os preceitos da norma API 5C3 (1994). Nesta norma estão previstas as expressões de resistência dos tubos aos diversos esforços aos quais esses podem estar sujeitos, especificamente os devidos a solicitações de pressão interna, pressão externa, força axial, flexão e torção, considerando inclusive as conexões utilizadas entre diferentes tubos. A quantificação das solicitações é feita de acordo com documentos específicos de cada operadora.

A formulação de colapso da norma API 5C3 (1994), mesmo tendo sido baseada em estudos desenvolvidos na década de 1960, ainda é amplamente utilizada no projeto de revestimentos de poços até hoje. Enquanto isso, vários estudos conduzidos por institutos de pesquisa e empresas levaram à construção da norma ISO/TR 10400 (2007), cuja formulação de colapso é baseada na metodologia de Estado Limite Último (ELU). Esta formulação em ELU é apenas apresentada de maneira informativa no anexo F do documento, não sendo recomendada oficialmente, e já inclui a penalização da resistência ao colapso devida aos efeitos de ovalização, excentricidade e tensão residual do aço. Deve-se observar que esta norma ISO teve seu texto integralmente transcrito na correspondente norte-americana API/TR 5C3 (2008), a qual será referida deste ponto em diante do texto.

A formulação da API 5C3 (1994) possui várias limitações, que foram identificadas desde sua primeira publicação (ADAMS *et al.*, 2003). A versão de 2008, em seu anexo F, cita tais limitações, dentre elas, a não consideração de ovalização, excentricidade, tensão residual e a premissa de que o material do tubo tenha seu desempenho limitado ao regime elástico.

De acordo com a norma, a resistência ao colapso é influenciada pelos fatores apresentados a seguir. Propriedades geométricas como diâmetro externo (D), espessura da parede (t), ovalização (ov), excentricidade (ec) e propriedades mecânicas, como limite de escoamento (f_y), módulo de elasticidade (E) e tensão residual (r_s).

1.2 Motivação

A já alta demanda por energia, óleo em particular, está prevista para aumentar entre 2% e 3% ao ano nas próximas décadas (Energy Information Administration, 2006). Assim, empresas de petróleo buscam intensificar esforços para acompanhar a demanda mundial. Tais esforços devem ser feitos na área de exploração e produção (E&P), especialmente na descoberta e desenvolvimento de novas reservas, e na superação de desafios através do aumento de desempenho, do desenvolvimento de novas tecnologias e da redução de custos. Como já visto, uma vez que perfuração e completação representam uma percentagem significativa do custo total do desenvolvimento de um poço, não é surpresa as companhias concentrarem seus esforços nesses segmentos.

Como a realização de ensaios experimentais de colapso apresenta uma certa dificuldade e um alto custo associado, diversas têm sido as iniciativas para melhorar a representação numérica e teórica do comportamento dos tubos de revestimento. Assim, com o crescente aumento da tecnologia, desenvolvendo modelos computacionais cada vez mais robustos, cria-se um nível de aceitação bom entre comunidades científicas e empresas (E&P), permitindo, assim, uma avaliação mais precisa do desempenho mecânico das estruturas, tornando-se uma alternativa viável e econômica aos ensaios destrutivos de colapso.

Assim, este trabalho consiste em fazer uso desta tecnologia, realizando uma análise numérica dos tubos de revestimento solicitados hidrosticamente, com o auxílio do programa computacional *Abaqus*, uma plataforma de análise numérica baseada no Método dos Elementos Finitos, o qual permite fazer diversas simulações, com diferentes geometrias e condições de contorno. A seção transversal do tubo é aproximada a partir de duas elipses, a fim de investigar as implicações da ocorrência de ovalização e excentricidade em seu comportamento mecânico, tendo em vista as resistências fornecidas pelas equações do código normativo em vigor. Os resultados deste estudo poderão contribuir com a verificação de segurança de revestimentos em projeto, segundo as tolerâncias dimensionais preconizadas em norma, além de viabilizar a

aplicação de tubos, ainda que com uma possível inconformidade de fabricação, a determinados cenários de dimensionamento.

1.3 Objetivo

Este trabalho visa o estudo e desenvolvimento de modelos numéricos de tubos de revestimento sujeitos à pressão externa, em presença de ovalização e excentricidade, a fim de investigar a perda de resistência mecânica, considerando-se a não linearidade do material. Tais modelos serão criados com base nas formulações de resistência do código normativo em vigor.

Desta forma, várias simulações serão realizadas, variando-se parâmetros como magnitude da pressão externa, esbeltez, ovalização, excentricidade, com o intuito de realizar um estudo paramétrico, cujos resultados permitam avaliar o comportamento dos tubos quanto ao grau de segurança da norma vigente, e subsidiem o ajuste de uma função para perda de resistência em presença de imperfeições.

1.4 Delimitação do Trabalho

- O único modo de falha explorado neste trabalho é devido à aplicação de pressão externa. Outros tipos de solicitações podem ser afetados pelas imperfeições em estudo, mas se entende que o colapso é o mais significativo;
- Outros efeitos comumente identificados em processos de laminação dos tubos, a exemplo do acúmulo de tensões residuais e anisotropia, não são considerados;
- A análise é realizada em estado plano de tensão, em conformidade com o ensaio de colapso normatizado pela API/TR 5C3 (2008) – anexo I, a qual prevê que as extremidades do espécime não estão restritas axialmente.;
- Em tubos mais espessos, considera-se a não linearidade física, a partir de um modelo de plasticidade com encruamento de acordo com a norma ASME (2015), calibrado para o grau de aço P-110;
- O critério de resistência utilizado na análise dos tubos imperfeitos é baseado na máxima tensão equivalente de von Mises. Assim, calcula-se a redução de pressão de colapso em presença de imperfeições, em relação ao valor previsto pela API/TR 5C3 (2008). O fenômeno de colapso, em si, não é verificado numericamente, o que requereria modelagem não linear geométrica.

1.5 Breve Histórico

A seguir serão apresentados alguns dos trabalhos que tratam do tema aqui proposto, o comportamento dos tubos de revestimento submetidos à pressão externa sujeitos aos efeitos de inconformidades de fabricação, especificamente ovalização e excentricidade.

1.5.1 Colapso em tubos de revestimento

Segundo Santos (2007), a avaliação do estado de tensões e de deformações em corpos com geometria cilíndrica é um problema bastante conhecido e bem descrito na literatura em função do grande número de aplicações práticas e industriais. A obtenção das expressões para cálculo de tensões desenvolvidas em tubos com paredes espessas é atribuída à Lamé (1852). A combinação das equações que descrevem o comportamento tensão-deformação com teorias de resistência dos materiais é utilizada para o dimensionamento adequado de tubos, em geral, em termos de sua espessura e propriedades do material que o constitui (GROEHS, 2002).

Deste modo, Dvorkin *et al.* (1998) analisaram o colapso de tubos de revestimento sob pressão externa utilizando o método dos elementos finitos. Tais modelos são validados comparando suas previsões com os resultados de testes de colapso realizados em laboratório. Um total de 32 testes foi realizado, para os tubos 9 5/8" x 47 lb/ft e 7" x 26 lb/ft, ambos com grau 95 e analisados nos estados planos de tensão e de deformação. Dvorkin *et al.* (1998) destacam que é importante reconhecer que o real teste de colapso não é modelado exatamente nem por estado plano de tensão nem por estado plano de deformação, que basicamente depende das condições de geometria e restrições impostas. Assim, por exemplo, se no teste de colapso houver restrições longitudinais nas bordas da amostra, isto impõe uma situação de estado plano de tensão e, se a razão do comprimento da amostra pelo diâmetro nominal for maior que dez, considera-se estado plano de deformação. Os modelos de elementos finitos 2D foram desenvolvidos considerando-se a não linearidade do material, modelando o comportamento do aço por um modelo elastoplástico perfeito. Os autores realizaram a análise em elementos finitos utilizando a plataforma ADINA (1986), cujo elemento quadrilateral QMITC é capaz de considerar estes aspectos não lineares no problema. Ainda, estes afirmam que a comparação entre os resultados dos testes experimentais com a caracterização geométrica 2D dos tubos em elementos finitos não contém informações suficientes para avaliar a influência da pressão de colapso, isto é, ocorrem diferenças de resultado com o experimental. Algumas das razões para este comportamento são:

1. O tubo de revestimento submetido ao efeito da ovalização inicial é aproximado por uma elipse, isto é, não é uma representação real da geometria da amostra;
2. Ao desenvolver os modelos 2D os valores numéricos obtidos para a perda de resistência submetida a ovalização inicial geralmente são um pouco mais baixos do que os reais;
3. O conjunto experimental impõe sobre as amostras apoios radiais unilaterais em ambas as extremidades, que não são descritas pelos modelos 2D. A diferença entre as condições de contorno numéricas e reais também explica parcialmente o fato de os valores numéricos estarem em geral mais baixos do que os reais.

No entanto, os modelos 2D podem fornecer informações úteis para o desenvolvimento de estudos paramétricos, isto é, fornece tendências sobre o valor da pressão de colapso externa quando alguns parâmetros – como tensões residuais, imperfeições geométricas, etc. – são alterados.

Já Corona e Kyriakides (2000), em seu trabalho, tratam da mecânica de deformação e colapso de tubos longos sob pressão externa. Tubos mais finos usados em poços mais rasos se deformam e atingem o colapso elasticamente. Corona e Kyriakides (2000) falam sobre a pressão de deformação elástica clássica que é derivada na Seção 4.1 de seu livro, seguido pela derivação da fórmula de projeto de Timoshenko para o início do colapso de um tubo inicialmente ovalizado. Tubulações de parede mais espessa, utilizadas em poços mais profundos, podem atingir o colapso no domínio plástico. Fatores práticos que afetam o colapso incluem imperfeições iniciais, como ovalização e variações de espessura da parede. Outros fatores incluem tensões residuais e anisotropia, não tratados no presente trabalho. Os autores apresentam o processo de formulação para a resistência à pressão externa aplicada, juntamente com a solução de um código de computador intitulado BEPTICO, capaz de considerar a não linearidade física do problema.

Corona e Kyriakides (2000) apresentam também em seus estudos equações para a determinação da pressão de colapso de tubos no regime elastoplástico, equações estas que dependem das condições de contorno a que o tubo está sendo submetido. Entretanto, afirmaram que se o material apresentar características anisotrópicas, pequenas correções na formulação podem ser efetuadas.

O colapso é, em geral, o caso mais crítico e a pressão externa é considerada como o principal parâmetro nos projetos de poços verticais profundos. Corona e Kyriakides (2000)

afirmam, em um dos seus trabalhos, que tubos *offshore* são comumente instalados vazios, a fim de reduzir a tensão de instalação devido ao peso da seção suspensa, ficando submetidos a pressões muito elevadas. Além disso, durante a operação são periodicamente despressurizados para manutenção. Assim, a pressão externa é um parâmetro de carga importante no projeto; na verdade, muitas vezes é o parâmetro principal.

Yeh e Kyriakides (1986) apresentam também resultados de um estudo experimental de colapso. Trata-se de tubos sem costura de grau SS-304 para D/t variando entre 13,74 e 39,12.

Os trabalhos que buscam estimar a resistência em ELU, de maneira geral se baseiam em um conjunto de dados de ensaios destrutivos de colapso e simulações numéricas, que tentam reproduzir os cenários reais de instalação e produção, sugerindo uma formulação específica que forneça o melhor ajuste a esses dados. A norma API 5C3 (2008), em seus anexos, realiza estudos referenciando diversos artigos, e coletando dados históricos de fabricantes para escolher as equações que fornecem o melhor ajuste para os dados disponíveis. Assim, como parte desta pesquisa, pretende-se realizar uma comparação entre a formulação recomendada na norma API 5C3 e uma das formulações alternativas, dada por Klever e Tamano (2006). Este modelo de resistência (K-T) é eleito pela API 5C3 (2008), dentre outros candidatos, como o que melhor estima a resistência à pressão externa de tubos para o ELU. A escolha é feita com base em uma série de dados históricos de testes de colapso, fornecidos por fabricantes entre 1977 e 2000.

1.5.2 Efeitos da ovalização e excentricidade

Sabe-se que o efeito de ovalização do tubo reduz a resistência ao colapso e deve ser considerada no dimensionamento de tubulações utilizadas em poços de petróleo. Corona e Kyriakides (2000) mostraram que a pressão de colapso é fortemente dependente da ovalização inicial para todas as razões de D/t de interesse para *pipelines*. Yeh e Kyriakides (1986), em realizações experimentais para D/t variando entre 13,74 e 39,12, ainda afirmam que ovalizações de 1% causam reduções na pressão de colapso da ordem de 30% a 40%. E, para ovalizações de 5%, a redução é maior do que 50%. Alguns trabalhos descrevem especificamente a influência da ovalização nas propriedades mecânica de tubos novos (ABASSIAN; PARFITT, 1998).

Bai *et al.* (1997) analisaram a influência da ovalização inicial na pressão de colapso para tubos de parede fina e, segundo eles, a diferença na pressão de colapso para amplitudes de imperfeições de 0,15% e 0,5% para D/t entre 15 e 35 é de aproximadamente 15%.

Segundo Corona e Kyriakides (2000), a variação de espessura causa uma não uniformidade na distribuição de tensões em torno da circunferência, que resulta em uma deformação de flexão e desenvolvimento do carregamento limite abaixo do encontrado para a situação do tubo perfeito. Eles verificaram que para excentricidade de 5% a pressão de colapso é reduzida em 1%, para excentricidade de 10% a redução é de 3,7% e para excentricidade de 20% é de 11,5%. Eles apresentaram a variação da pressão de colapso calculada em função da excentricidade para os tubos com D/t entre 20 e 35. O resultado foi similar em ambos os casos e, de uma forma geral, o efeito da excentricidade na pressão de colapso é relativamente menor, desde que a excentricidade seja menor que 10%. Para a obtenção desses resultados eles desconsideraram a ovalização do tubo, apesar de saberem que a ovalização e a excentricidade coexistem e interagem nas situações práticas.

A Tabela F.4, da referida norma API 5C3 (anexo F), fornece dados de qualidade de produção para cada variável de entrada. Assim, valores médios de ovalização e excentricidade, para tubos sem costura, podem ser encontrados na indústria do petróleo, respectivamente, em torno de 0,217% e 3,924%.

Yeh e Kyriakides (1986) afirmam que a variação na espessura é o segundo fator que mais afeta o colapso, mas que tem um efeito bem menor do que a ovalização inicial.

Huang e Gao (2015) propõem um novo modelo de colapso teórico de tubos de revestimento, com base num método de cálculo conhecido como módulo reduzido refinado. Tal modelo considera a coexistência das regiões elástica e plástica da seção transversal do tubo. Dois tipos de imperfeições foram considerados na análise: ovalização e excentricidade. E a pressão externa não uniforme foi considerada para alterar o modelo ideal de colapso em tubos de revestimento.

Huang e Gao (2015) afirmam que a pressão de colapso de um tubo submetido a pressão externa não uniforme com variação de espessura de parede mais ovalização é obtida pelo princípio da superposição dos efeitos.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

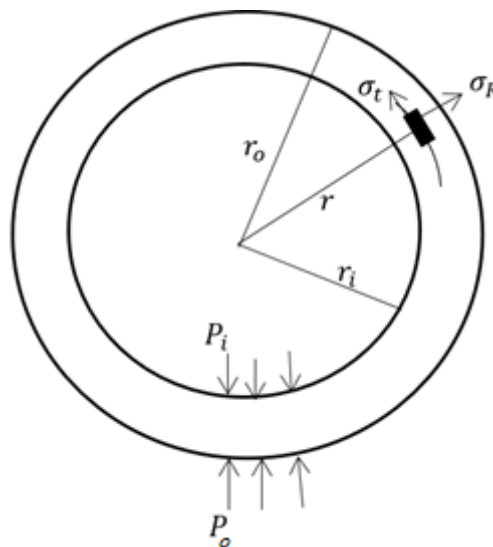
Para a fundamentação teórica da estrutura apresentada neste trabalho, este capítulo refere-se a alguns conceitos básicos necessários.

2.1 Tensões em Tubos de Parede Espessa

A obtenção de expressões para cálculo e avaliação das tensões desenvolvidas em cilindros submetidos à pressão interna ou externa (Figura 2) é bem conhecida. A análise de tubos utilizados em aplicações industriais pode ser dividida em função da razão entre o diâmetro externo (D) do tubo e sua espessura (t) de acordo com os seguintes critérios (GROEHS, 2002):

- Para $D/t < 10$ o cilindro é dito de parede espessa e a teoria de Lamé descreve as equações para as tensões desenvolvidas;
- Para $D/t > 10$ o cilindro é dito de parede fina e seu comportamento sujeito à pressão interna é descrito pela equação de Barlow.

Figura 2 - Seção transversal de um tubo circular.



Fonte: Autor, 2017.

As expressões apresentadas por Lamé para o cálculo de tensões em cilindro de paredes espessas considerando pressões internas e externas uniformemente distribuídas são apresentadas a seguir:

$$\sigma_t = - \frac{P_o r_o^2 - P_i r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} - \frac{(P_o - P_i) r_o^2 r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \frac{1}{r^2} \quad (1)$$

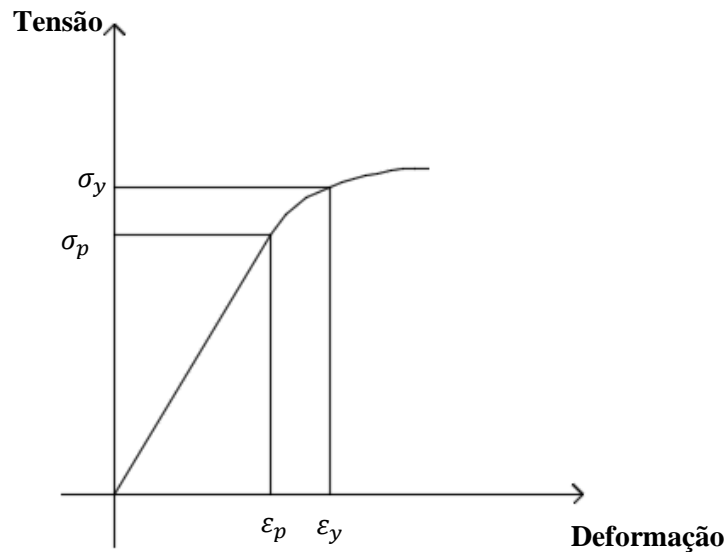
$$\sigma_r = -\frac{P_o r_o^2 - P_i r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} + \frac{(P_o - P_i) r_o^2 r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \frac{1}{r^2} \quad (2)$$

Sendo σ_t e σ_r as componentes de tensão tangencial e radial, P_o e P_i as pressões externa e interna aplicadas ao cilindro, r_o e r_i os raios externo e interno, e r a distância radial ao elemento infinitesimal do tubo, no qual se avaliam as tensões.

2.2 Plasticidade

Alguns elementos característicos dos ensaios de tração simples são definidos a seguir para identificar os fenômenos que devem ser representados por um modelo matemático de comportamento do material. A Figura 3 mostra a resposta típica de materiais dúcteis, em ensaio de carga axial monotonicamente crescente e com velocidade de deformação controlada $\dot{\epsilon} = cte$.

Figura 3 - Diagrama tensão-deformação de ensaio uniaxial de tração para materiais dúcteis.



Fonte: Autor, 2017.

Na Figura 3, ϵ_y é um valor de deformação no regime elástico, ϵ_p no limite de proporcionalidade, σ_y a tensão de escoamento e σ_p valor de tensão no limite de proporcionalidade.

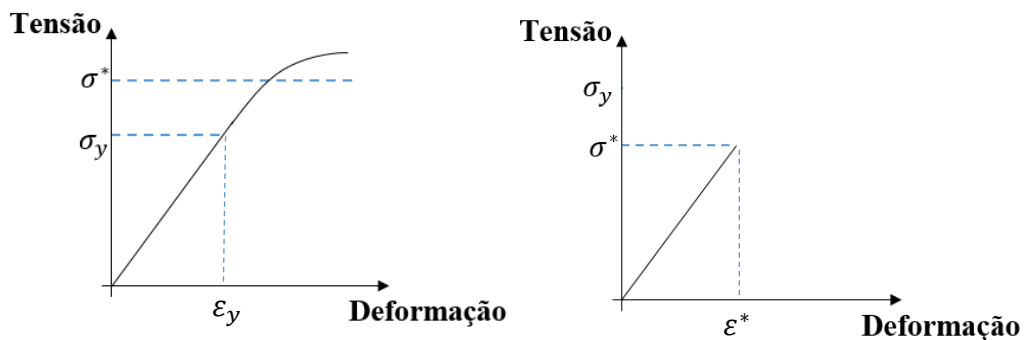
Encontra-se na literatura que, para alguns tipos de aço, as deformações de ruptura são tipicamente 10 a 100 vezes a máxima deformação no limite de proporcionalidade. A propriedade de admitir estas deformações, consideravelmente grandes antes da ruptura, é chamada de **ductilidade**. A ductilidade é a propriedade que possibilita a uma barra de aço ser dobrada em um arco circular ou ser estirada em um fio sem se romper. Uma característica

desejável de materiais dúcteis é que ocorram distorções visíveis se as cargas ficarem grandes demais, fornecendo dessa forma uma oportunidade de tomar ações corretivas antes que ocorra uma fratura real. Materiais que possuem um comportamento dúctil também são capazes de absorver grandes quantidades de energia de deformação antes de fraturar.

Quando o material tem pouca ductilidade, isto é, rompe com pequenos níveis de deformação, é chamado **frágil**. Outra característica dos materiais frágeis é não apresentar patamar de escoamento durante um teste mecânico, podendo romper abruptamente ainda no regime elástico, como o caso, por exemplo, de materiais compósitos como a fibra de carbono. Outros exemplos de materiais frágeis são o ferro fundido, o vidro, a porcelana e o concreto.

Se for executada uma série de ensaios de carga monotônica, até um valor qualquer de tensão σ^* , os resultados obtidos serão dos dois tipos mostrados na Figura 4 dependendo do valor da tensão σ^* . Qualquer processo de carga e descarga com tensões (de tração) menores que σ_y (tensão de escoamento) é reversível no sentido de que quando a tensão volta ao valor inicial também se reproduz o valor inicial da deformação.

Figura 4 - Tensão versus deformação para materiais dúcteis.



Fonte: Autor, 2017.

Na Figura 4, σ^* é uma tensão qualquer, assim como ϵ^* é também designado como uma deformação qualquer.

Assim, com relação às resistências de estruturas constituídas de materiais dúcteis, dois tipos de estados limites podem ser definidos: o Estado Limite de Serviço (ELS) e o Estado Limite Último (ELU). O primeiro pode estar associado, por exemplo, ao início do escoamento do tubo em sua fibra mais interna ($\sigma^* < \sigma_y$), na qual se encontram as maiores tensões. O segundo consiste no momento de ruptura efetiva do tubo, em que ele perde sua integridade estrutural. Em geral, o ELS está associado a um valor de resistência menor do que o ELU. Entretanto, para

alguns casos específicos, verifica-se que os tubos perdem a integridade estrutural antes mesmo de começar a escoar. É o caso de tubos delgados, nos quais se manifestam modos de falha relacionados à flambagem do corpo ou da seção transversal, mas se ressalta aqui que este modo de falha não é objeto de estudo do presente trabalho. Nesses casos, não existe definição adotada para o ELU. Na literatura encontram-se alguns trabalhos que estimam esses estados limites de tubos de revestimento, tais como a equação de Barlow e o critério de von Mises (AADNØY, 2010; API/TR 5C3, 2008) para o ELS, e Clinedinst (1939), Tamano *et al.* (1983), Abbassian e Parfitt (1995), Klever e Stewart (1998) e Klever e Tamano (2006) para o ELU, além de Kyriakides e Yeh (1986) e Kyriakides, Dyau e Corona (1994) para ELS e ELU. Tais referências serão comentadas mais detalhadamente no Capítulo 3.

2.3 Modelos Constitutivos e Critérios de Dimensionamento (ou Falha)

A avaliação das tensões e deformações sempre é feita em função de certas propriedades do material. Entretanto, não basta apenas calcular essas grandezas. Precisamos confrontar os valores encontrados com limites pré-estabelecidos para verificar o estado em que o material se encontra, após as solicitações que venha a sofrer. Em outras palavras, é necessário identificar os valores de tensão e deformação que levarão o material a falhar (romper ou escoar, por exemplo). Para obter tais valores são executados ensaios experimentais que levem o material a ruptura.

Esses modos de falha são prontamente definidos se o elemento estiver submetido a um estado de tensão uniaxial, como no caso de tensão simples; caso o elemento esteja submetido a estados de tensão biaxial ou triaxial, o critério para ruptura fica mais difícil de estabelecer.

Vários critérios diferentes, a respeito da falha dos materiais, foram propostos ao longo do tempo. Utilizam-se tais teorias para se calcular as tensões admissíveis descritas em muitas normas de projeto. Cada uma destas teorias está descrita na literatura e, para cada tipo de material, propõe-se um critério para a causa da ruína. No caso de materiais dúcteis, pode-se citar:

1. Teoria da máxima tensão de cisalhamento, proposta por Coulomb em 1773 e por Tresca em 1868;
2. Teoria da máxima energia de distorção, desenvolvida por Huber em 1904; von Mises em 1913 e Hencky em 1925;
3. Teoria da tensão octaédrica de cisalhamento de von Mises e Hencky.

As experiências feitas em tempos recentes mostram que, entre as teorias apresentadas, algumas são equivalentes e outras são apenas de interesse histórico, já que não apresentam resultados compatíveis com os obtidos.

Neste contexto, apresentam-se os critérios pretendidos neste trabalho, para análise de materiais dúcteis.

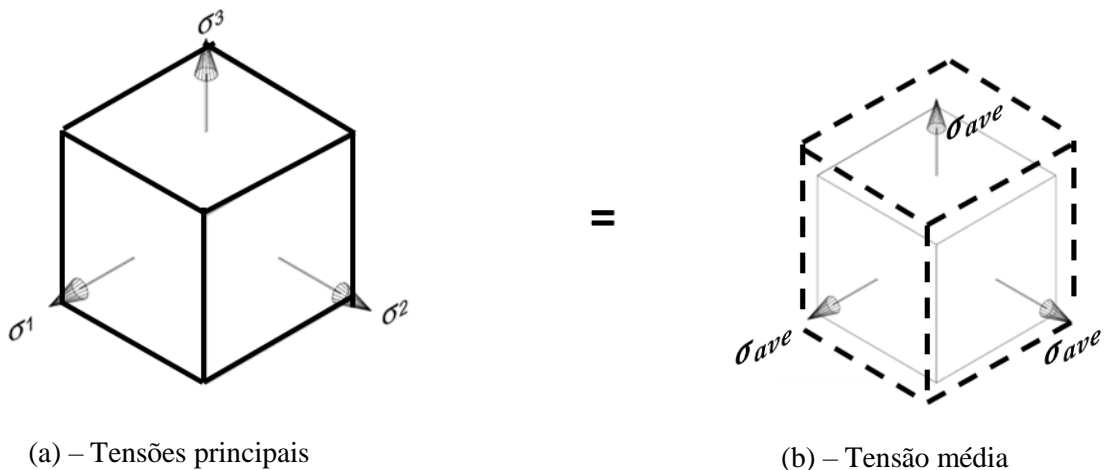
2.3.1 Teoria da Energia de Distorção Máxima, Critério de von Mises e H. Hencky

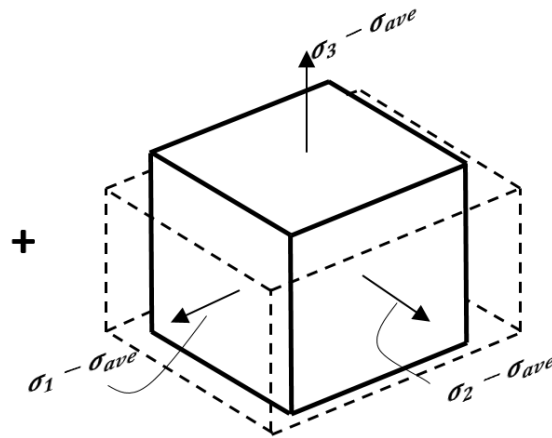
De acordo com Buffoni (2010), um material quando deformado por um carregamento externo tende a armazenar energia internamente em todo o seu volume. A energia por unidade de volume do material é chamada densidade de energia de deformação e, se ele estiver sujeito a uma tensão uniaxial, σ , essa densidade é escrita como:

$$u = \frac{\sigma \cdot \varepsilon}{2} \quad (3)$$

Este critério de falha é baseado nas distorções provocadas pela energia de deformação. A densidade de energia de deformação em um elemento de volume do material submetido às três tensões principais σ_1 , σ_2 e σ_3 , como na Figura 5, é dada por:

Figura 5 - Deformação de um elemento de volume do material.





(c) – Tensões desviadoras

Fonte: MORILLA, 2010.

$$u = \frac{\sigma_1 \cdot \varepsilon_1}{2} + \frac{\sigma_2 \cdot \varepsilon_2}{2} + \frac{\sigma_3 \cdot \varepsilon_3}{2} \quad (4)$$

Se o material se comporta de maneira elástica linear, a lei de Hooke se aplica. Portanto, substituindo as equações

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_1 - \nu \cdot (\sigma_2 + \sigma_3)] \quad (5)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_2 - \nu \cdot (\sigma_1 + \sigma_3)] \quad (6)$$

$$\varepsilon_3 = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_3 - \nu \cdot (\sigma_1 + \sigma_2)] \quad (7)$$

na Equação (4) e simplificando, obtém-se:

$$u = \frac{1}{2E} [\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - 2\nu \cdot (\sigma_1\sigma_2 + \sigma_2\sigma_3 + \sigma_3\sigma_1)] \quad (8)$$

sendo E o módulo de elasticidade longitudinal do material e ν o coeficiente de Poisson.

Essa densidade de energia de deformação é considerada a soma de duas partes, uma das quais representa a energia necessária para provocar uma mudança de volume do elemento

sem mudar a sua forma; e a outra, a energia necessária para distorcer o elemento (BUFFONI, 2010). Especificamente, a energia armazenada no elemento como resultado da sua mudança de volume é provocada pela aplicação da tensão principal média, ou seja,

$$\sigma_{avg} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (9)$$

uma vez que essa tensão provoca deformações principais iguais no material isotrópico, como apresentado na Figura 5.b. A parte restante do estado de tensão, associada às tensões desviadoras (Figura 5.c), provoca a energia de distorção.

Experimentos demonstram que os materiais não escoam quando submetidos a uma tensão uniformemente aplicada (hidrostática), tal como a σ_{avg} . Com base nisso, em 1904, M. Huber propôs que ocorre escoamento em um material dúctil quando a energia de distorção por unidade de volume do material é igual ou maior que a energia de distorção por unidade de volume do mesmo material quando ele é submetido a escoamento em um teste de tração simples (BUFFONI, 2010).

Substituindo-se σ_1 , σ_2 e σ_3 por $(\sigma_1 - \sigma_{avg})$, $(\sigma_2 - \sigma_{avg})$ e $(\sigma_3 - \sigma_{avg})$, respectivamente, na Equação (8), tem-se o seguinte resultado:

$$u_d = \frac{1+\nu}{6E} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (10)$$

No caso do estado plano de tensões, $\sigma_3 = 0$, tem-se

$$u_d = \frac{1+\nu}{3E} \cdot (\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2) \quad (11)$$

Em um teste de tração uniaxial, $\sigma_1 = \sigma_y$ e $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$, tem-se

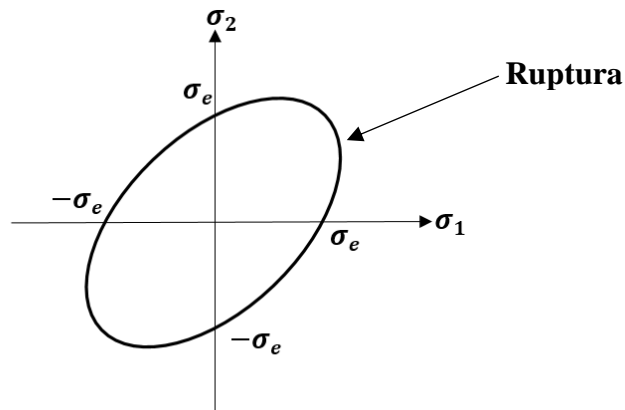
$$(u_d)_y = \frac{1+\nu}{3E} \sigma_y^2 \quad (12)$$

Como a energia de distorção máxima requer que $u_d = (u_d)_y$, então tem-se que

$$\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2 = \sigma_y^2 \quad (13)$$

A Equação (13) está representada graficamente através da curva da Figura 6.

Figura 6 - Teoria da energia de distorção máxima (critério de von Mises).



Fonte: MORILLA, 2010.

Caso um ponto do material esteja submetido a um estado plano de tensão de tal forma que a coordenada da tensão (σ_1 , σ_2) esteja posicionada no limite ou fora da área delimitada, diz-se que haverá falha do ponto material.

Embora a teoria da tensão cisalhante máxima (critério de Tresca, não tratado neste texto) forneça uma hipótese razoável para o escoamento em materiais dúcteis, a teoria da energia de distorção máxima (critério de von Mises) se correlaciona melhor com os dados experimentais e, desse modo, este critério é largamente utilizado para avaliação da integridade de tubos de aço, apresentando bons resultados para determinação da região do escoamento (GROEHS, 2002). Assim, o critério de von Mises é entendido como: “um ponto material submetido a um estado de tensão qualquer irá falhar se a energia por unidade de volume associada à mudança de forma for igual ou superior à energia de distorção que leva falha do ponto material em estado uniaxial de tensão.”

2.3.2 Modelo Constitutivo ASME

A norma ASME *Boiler and Pressure Vessel Code* (2015) é uma padronização da sociedade americana de engenheiros mecânicos que regulamenta o projeto e construção de caldeiras e vasos de pressão.

Em seu anexo 3-D, apresentam-se modelos que tentam reproduzir a curva tensão-deformação dos materiais metálicos de interesse. Esta parte do código normativo é referenciada por outras seções, fornecendo, assim, tabelas para os valores de tensão de projeto, limite de

escoamento, bem como tabelas com as propriedades do material (módulo de elasticidade, coeficiente de transferência de calor e outros).

A tensão de escoamento e a tensão de escoamento última dadas nos itens 3-D.1 e 3-D.2 da referida norma podem ser utilizadas neste modelo a uma temperatura especificada. O modelo a seguir, para a construção da curva tensão-deformação, deve ser usado nos cálculos de projeto quando for considerado o modelo de resistência no regime elastoplástico. Assim:

$$\varepsilon_t = \frac{\sigma_t}{E} + \gamma_1 + \gamma_2 \quad (18)$$

sendo

$$\gamma_1 = \frac{\varepsilon_1}{2} \cdot [1 - \tanh(H)] \quad (19)$$

$$\gamma_2 = \frac{\varepsilon_2}{2} \cdot [1 + \tanh(H)] \quad (20)$$

$$\varepsilon_1 = \left(\frac{\sigma_t}{A_1} \right)^{\frac{1}{m_1}} \quad (21)$$

$$A_1 = \frac{\sigma_{ys}(1+\varepsilon_{ys})}{[\ln(1+\varepsilon_{ys})]^{m_1}} \quad (22)$$

$$m_1 = \frac{\ln(R) + (\varepsilon_p - \varepsilon_{ys})}{\ln \left[\frac{\ln(1+\varepsilon_p)}{\ln(1+\varepsilon_{ys})} \right]} \quad (23)$$

$$\varepsilon_2 = \left(\frac{\sigma_t}{A_2} \right)^{\frac{1}{m_2}} \quad (24)$$

$$A_2 = \frac{\sigma_{uts} \cdot e^{m_2}}{m_2^{m_2}} \quad (25)$$

$$H = \frac{2\{\sigma_t - [\sigma_{ys} + K(\sigma_{uts} - \sigma_{ys})]\}}{K(\sigma_{uts} - \sigma_{ys})} \quad (26)$$

$$R = \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} \quad (27)$$

$$\varepsilon_{ys} = 0,002 \quad (28)$$

$$K = 1,5R^{1,5} - 0,5R^{2,5} - R^{3,5} \quad (29)$$

sendo

A_1 – Constante de ajuste da região elástica da curva tensão-deformação;

A_2 – Constante de ajuste da região plástica da curva tensão-deformação;

ε_p – Parâmetro de ajuste da curva tensão-deformação;

ε_t – Deformação verdadeira total;

ε_{ys} – 0,2% da deformação de engenharia;

ε_1 – Deformação plástica verdadeira na região de micro-deformação da curva tensão-deformação;

ε_2 – Deformação plástica verdadeira na região de macro-deformação da curva tensão-deformação;

E – Módulo de elasticidade medido na temperatura de interesse (Anexo E da referida norma);

γ_1 – Deformação verdadeira na região de micro-deformação da curva tensão-deformação;

γ_2 – Deformação verdadeira na região de macro-deformação da curva tensão-deformação;

H – Parâmetro de ajuste da curva tensão-deformação;

K – Parâmetro do material para o modelo da curva tensão-deformação;

m_1 – Expoente de ajuste para a curva tensão-deformação igual ao limite de proporção da deformação verdadeira e igual ao coeficiente de encruamento por deformação na região de grandes deformações;

m_2 – Expoente de ajuste da curva tensão-deformação igual a deformação verdadeira na tensão última verdadeira;

σ_t – Tensão verdadeira para cada deformação verdadeira que será medida, podendo ser uma membrana, membrana mais flexão ou membrana mais flexão mais tensão de pico dependendo da aplicação;

σ_{ys} – Tensão de escoamento de engenharia medida na temperatura de interesse;

σ_{uts} – Tensão última de engenharia medida na temperatura de interesse;

R – Relação da tensão de escoamento de engenharia com a tensão última de engenharia.

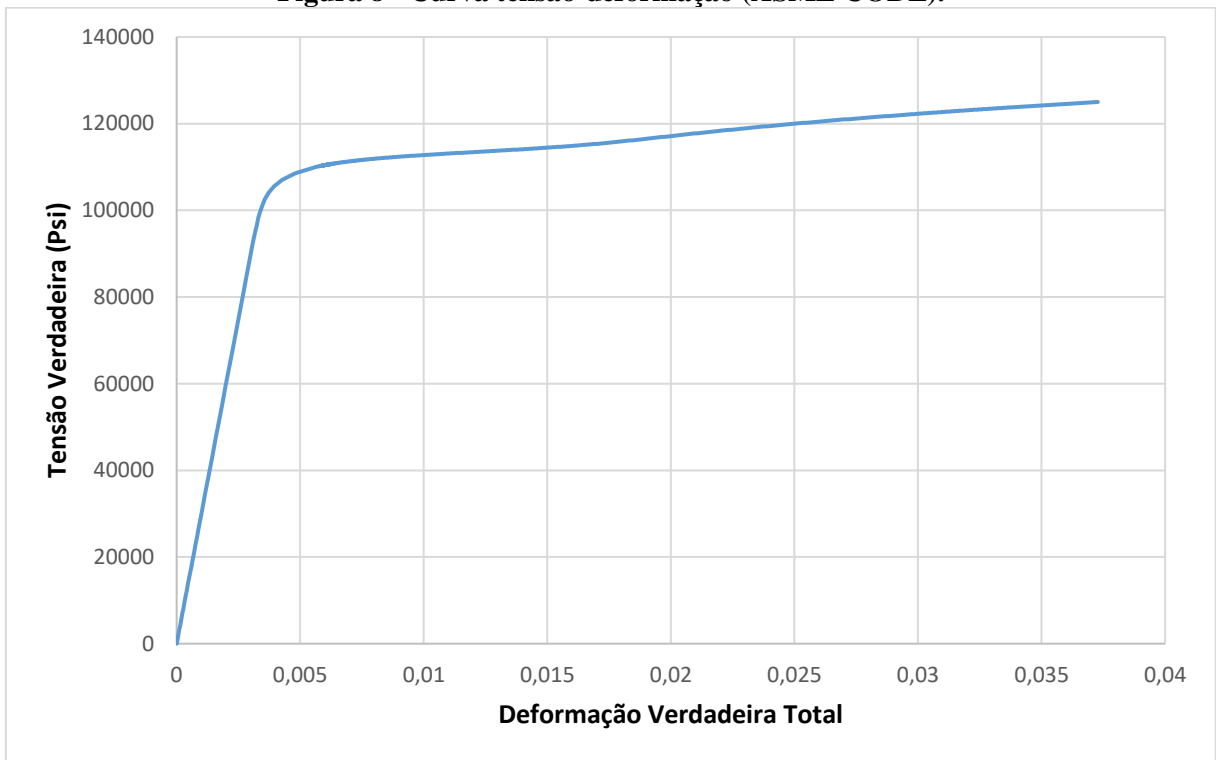
Os parâmetros m_2 e ϵ_p estão disponíveis na Figura 7, na qual a escolha dos mesmos se encontra em destaque.

Figura 7 - Parâmetros da curva tensão-deformação.

Material	Temperature Limit	m_2	ϵ_p
Ferritic Steel	480°C (900°F)	0.60(1.00 - R)	2.0E-5
Stainless Steel and Nickel Base Alloys	480°C (900°F)	0.75(1.00 - R)	2.0E-5
Duplex Stainless Steel	480°C (900°F)	0.70(0.95 - R)	2.0E-5
Precipitation Hardenable Nickel Base	540°C (1000°F)	1.90(0.93 - R)	2.0E-5
Aluminum	120°C (250°F)	0.52(0.98 - R)	5.0E-6
Copper	65°C (150°F)	0.50(1.00 - R)	5.0E-6
Titanium and Zirconium	260°C (500°F)	0.50(0.98 - R)	2.0E-5

Fonte: ASME, 2015.

Logo, com os parâmetros calculados e com os dados de módulo de elasticidade igual a $3 \cdot 10^7$ psi, tensão no limite de proporcionalidade igual a 95000 psi, tensão de escoamento igual a 110000 psi e tensão última de 125000 psi, tem-se a curva tensão-deformação do aço de grau P-110 (Figura 8).

Figura 8 - Curva tensão-deformação (ASME CODE).

Fonte: Autor, 2017.

3 RESISTÊNCIA AO COLAPSO EM TUBOS DE REVESTIMENTO

O colapso de tubos de revestimento nos setores de perfuração, completação e produção de poços de petróleo foi durante anos alvo de grandes estudos, apresentando avanços tecnológicos de equipamentos e grande desenvolvimento na área de exploração de petróleo em águas profundas e ultra profundas, nas quais os tubos são submetidos a elevadas pressões externas. Para construir um poço de petróleo até a sua fase de produção, diversas etapas devem ser executadas, sendo todas elas preconizadas por normas específicas. Timoshenko, Clinedinst, Patillo, Tamano, Klever e Kyriakides são alguns dos pesquisadores que, ao longo dos anos, contribuíram com os estudos de tubos sujeitos à pressão externa, o que possibilitou um melhor entendimento da física envolvida e, conseqüentemente, a aplicação a projetos de tubos de revestimento ao colapso. Desta forma, os projetos de dimensionamento de colunas de revestimento devem receber atenção para que situações indesejáveis sejam evitadas, tais como perdas de equipamento, de produção, ambientais e até mesmo de vidas humanas.

Um conceito básico, mas importante no que tange o aspecto da pressão atuante, é que o tubo pode falhar basicamente de duas maneiras: por ruptura e por colapso. É comum adotar um diferencial de pressão (ΔP) como o termo de referência para o valor da sollicitação do tubo de revestimento. Basicamente, ΔP é tido como a diferença entre a pressão interna (P_i) e a pressão externa (P_o). Neste caso, o primeiro modo de falha mencionado, conhecido como *burst*, se dá quando no cenário de falha tem-se $P_i > P_o$. Quando se tem a situação oposta ($P_o > P_i$), a falha é devida ao colapso (amassamento) do tubo.

Com a descoberta do petróleo em lâminas de água cada vez mais profundas, sentiu-se a necessidade de utilização de tubos com espessuras cada vez maiores, isto é, menores razões de esbeltez (D/t), de forma a aumentar a resistência. Entretanto, com o aumento da espessura, o aço que compõe o tubo passa a apresentar, em certas condições, a resposta caracterizada por um comportamento elastoplástico, o que requer estudos específicos.

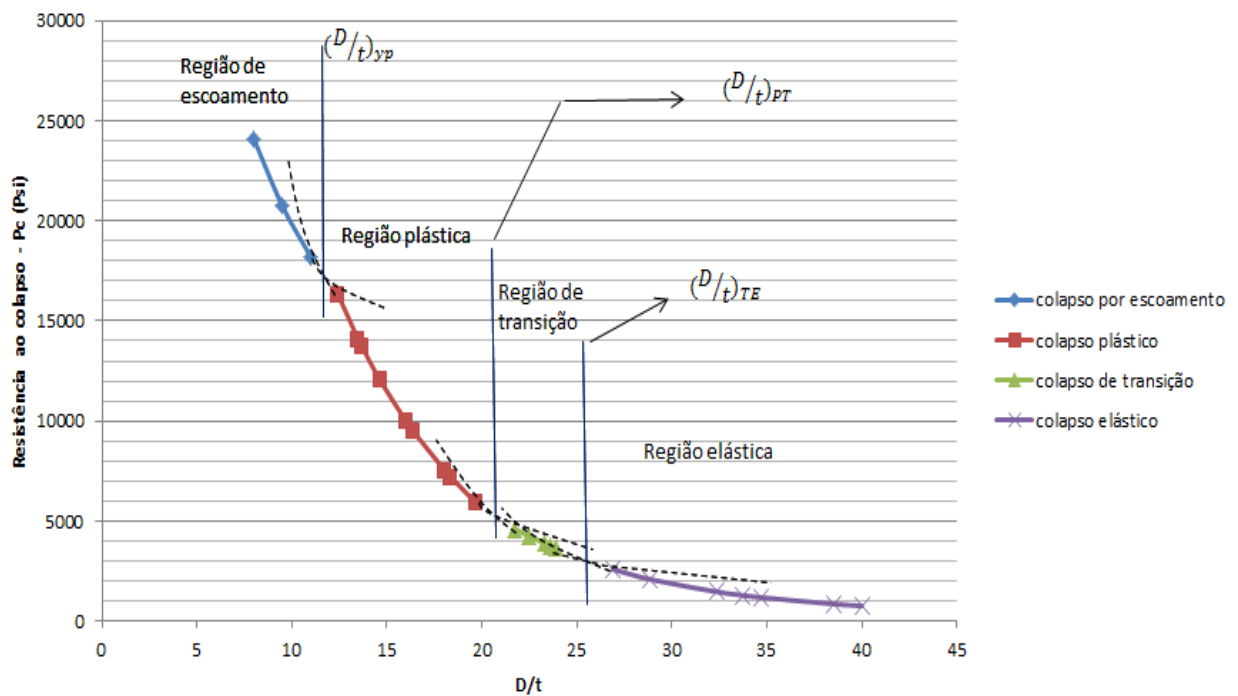
Seguindo esse contexto, serão apresentados a seguir alguns dos conceitos referentes ao colapso dos tubos de revestimento e trabalhos que tratam do tema aqui proposto (efeito na resistência ao colapso dos tubos sob o efeito combinado da ovalização inicial e excentricidade). Primeiramente serão apresentados o conceito e os domínios de colapso graficamente e, em seguida, as formulações de colapso, destacando-se as duas referências normativas para dimensionamento de colunas de revestimento de poços: a antiga API 5C3 (1994) e sua versão mais recente API 5C3 (2008). A versão de 2008 apresenta incrementos que merecem destaque:

a possibilidade de projeto para estado limite último (ELU) e recomendações quanto à análise de confiabilidade estrutural. O ELU é caracterizado pela completa perda de resistência do tubo, ou seja, quando o início do escoamento é ultrapassado e o aço sofre plastificação até sua ruína. Por fim, destacam-se algumas das principais equações e formulações elaboradas ao longo do tempo que possibilitaram uma previsão para a determinação da pressão de colapso em tubos de revestimento sob o efeito combinado das imperfeições geométricas (ovalização e excentricidade).

3.1 Colapso

O colapso em tubos de revestimento ocorre quando a diferença entre a pressão externa e interna é maior que o limite estabelecido em função de tensão de escoamento, de parâmetros geométricos (diâmetros, espessura, ovalização e excentricidade) e da tensão axial a que o tubo está submetido. A resistência ao colapso (P_C), conforme descrita na norma API 5C3 (2008), é dada a partir de diferentes domínios de colapso que são apresentados na Figura 9 em função do diâmetro externo (D) e da espessura (t), sendo que no eixo das abscissas tem-se a esbeltez e no eixo das ordenadas tem-se a resistência ao colapso (P_C) dada em psi. A depender da esbeltez do tubo, têm-se quatro domínios de colapso, definidos pelas equações que estão apresentadas na próxima seção.

Figura 9 – Pressão de colapso do tubo P-110 para vários níveis de esbeltez.



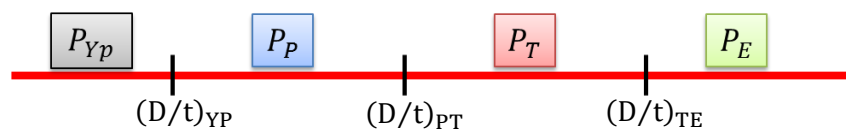
Para muitas estruturas esbeltas, o colapso pode ocorrer por perda da estabilidade, sob níveis de tensão inferiores ao da resistência do material. Com o aumento da esbelteza, a não linearidade geométrica e as imperfeições tornam-se cada vez mais importantes. Verifica-se experimentalmente que esse tipo de falha ocorre em um dos três mecanismos (CLINEDINST, 1985): colapso elástico, colapso plástico e colapso por escoamento. O colapso elástico ocorre com tensões abaixo do limite de proporcionalidade (ε_p, σ_p). O colapso plástico ocorre com tensões acima do limite de proporcionalidade, mas abaixo do limite de escoamento ($\varepsilon_{Yp}, \sigma_{Yp}$). E o colapso por escoamento ocorre quando as tensões atingem o limite de escoamento. Originalmente, as curvas dos regimes plástico e elástico apresentam inclinações diferentes no ponto de intersecção. A norma API propõe um regime de transição, a fim de suavizar a passagem entre as curvas de colapso plástico e elástico, num valor de D/t consistente, respeitando os resultados experimentais de tubos em regime plástico.

3.2 Formulação de Colapso da API/TR 5C3 (2008)

A formulação de cálculo da resistência ao colapso indicada na norma API/TR 5C3 (2008) é apresentada por meio das Equações (30), (32), (34) e (36), a seguir. As Equações (31), (33) e (35) definem as intersecções entre os domínios de colapso, sendo utilizadas para calcular os intervalos de D/t correspondentes ao domínio ao qual o tubo pode estar sujeito.

Em resumo, a formulação de colapso é equacionada segundo quatro domínios diferentes, a depender da sua esbelteza, definida pela relação entre diâmetro externo e espessura de parede (D/t), sendo esta classificação ilustrada na Figura 10.

Figura 10 - Definição dos limites de esbelteza.



Fonte: GOUVEIA, 2014.

Desta forma, para cada grade de revestimento, definem-se 3 valores limites de esbelteza que descrevem o tipo de colapso ao qual o tubo estará sujeito.

A resistência ao colapso por escoamento é a pressão externa (P_{Yp}) que gera a tensão de escoamento mínima (Y_p) na parede interna de um tubo, calculada através do desenvolvimento das equações de Lamé aplicadas no critério de início de escoamento de von Mises (AADNØY, 2010), a qual é calculada por

$$P_{Y_p} = 2Y_p \left[\frac{(D/t)-1}{(D/t)^2} \right] \quad (30)$$

sendo

D - diâmetro nominal;

t - espessura da parede.

A Equação (30) de resistência ao colapso é aplicável para D/t variando até o valor correspondente à interseção com o colapso plástico, calculado pela Equação (32). Esta interseção é calculada pela Equação (31), como segue:

$$(D/t)_{Y_p} = \frac{\sqrt{(A-2)^2 + 8 \left(B + \frac{C}{Y_p} \right)} + (A-2)}{2 \left(B + \frac{C}{Y_p} \right)} \quad (31)$$

A resistência ao colapso no domínio plástico (P_p) é calculada como

$$P_p = Y_p \left[\frac{A}{(D/t)} - B \right] - C \quad (32)$$

A equação para a resistência mínima de colapso plástico é aplicável para o intervalo de D/t variando de $(D/t)_{Y_p}$ até à interseção com a Equação (28) para a resistência ao colapso em domínio de transição $(D/t)_{PT}$. Valores para $(D/t)_{PT}$ são calculados como

$$(D/t)_{PT} = \frac{Y_p(A-F)}{C + Y_p(B-G)} \quad (33)$$

Entre os domínios de colapso plástico e elástico, define-se um valor de resistência ao chamado colapso de transição, cuja pressão resistente (P_T) é dada por

$$P_T = Y_p \left[\frac{F}{(D/t)} - G \right] \quad (34)$$

Valores para $(D/t)_{TE}$ são calculados como

$$(D/t)_{TE} = \frac{2+(B/A)}{3(B/A)} \quad (35)$$

A resistência ao colapso em domínio elástico (P_E) foi desenvolvida por Clinedinst (1939), sendo dada por

$$P_E = \frac{46,95 \cdot 10^6}{(D/t)[(D/t)-1]^2} \quad (36)$$

Convém notar que esta equação não depende da tensão de escoamento (Y_p), ou seja, ela não considera limites de resistência do material, estando associada a um mecanismo de flambagem da seção transversal do tubo.

Nota-se a presença dos fatores A , B e C nas equações de resistência ao colapso, os quais são dependentes da tensão de escoamento do material, calculados pelas seguintes expressões empíricas:

$$A = 2,8762 + 0,10679 \cdot 10^{-5}Y_p + 0,21301 \cdot 10^{-10}Y_p^2 - 0,53132 \cdot 10^{-16}Y_p^3 \quad (37)$$

$$B = 0,026233 + 0,50609 \cdot 10^{-6}Y_p \quad (38)$$

$$C = -465,93 + 0,030867 Y_p - 0,10483 \cdot 10^{-7}Y_p^2 + 0,36989 \cdot 10^{-13}Y_p^3 \quad (39)$$

Os fatores F e G são calculados em função dos fatores A e B , já definidos, como

$$F = \frac{46,95 \times 10^6 \left[\frac{3(B/A)}{2+(B/A)} \right]^3}{Y_p \left[\frac{3(B/A)}{2+(B/A)} - (B/A) \right] \left[1 - \frac{3(B/A)}{2+(B/A)} \right]^2} \quad (40)$$

$$G = \frac{FB}{A} \quad (41)$$

3.3 Formulação de Colapso em ELU de Klever-Tamano (2006)

A API 5C3, em seu anexo F, trata do comportamento ao colapso em ELU, comparando alguns modelos propostos na literatura. Dentre outros candidatos encontrados na literatura, o modelo de resistência de K-T é eleito pela norma como o que melhor estima a resistência à pressão externa de tubos em ELU. A escolha é feita com base em uma série de dados históricos de testes de colapso, fornecidos por diversos fabricantes, entre 1977 e 2000.

De acordo com a API 5C3 (2008), o critério que leva Klever e Tamano (K-T) a possuir o melhor ajuste consiste na avaliação da média e coeficiente de variação (COV) da variável aleatória [resistência real / resistência estimada], em que a resistência real é dada pelas respostas de ensaios de colapso da série de dados históricos e a resistência estimada é calculada pelo referido modelo (P_{oKT}). A equação de K-T é dada por:

$$P_{oKT} = \frac{(P_{oEult} + P_{oYult}) - \sqrt{(P_{oEult} - P_{oYult})^2 + 4P_{oEult}P_{oYult}H_{tult}}}{2(1 - H_{tult})} \quad (42)$$

em que P_{oEult} é a pressão de colapso elástico última, P_{oYult} é a pressão de colapso por escoamento última e H_{tult} é um fator de redução influenciado pelas imperfeições do processo produtivo dos tubos. Eles são dados respectivamente por:

$$P_{oEult} = 2k_{euls} \frac{E}{1-\nu^2} \cdot \frac{1}{(D_{ave}/t_{ave})[(D_{ave}/t_{ave})-1]^2} \quad (43)$$

$$P_{oYult} = 2k_{yuls} f_y \left(\frac{t_{ave}}{D_{ave}} \right) \left(1 + \frac{t_{ave}}{2D_{ave}} \right) \quad (44)$$

$$H_{tult} = 0,127ov + 0,0039ec - 0,44(rs/f_y) + h_n \quad (45)$$

nas quais E é o módulo de elasticidade do aço, ν é o coeficiente de Poisson, f_y é a tensão de escoamento medida, D_{ave} é o diâmetro externo médio medido, t_{ave} é a espessura de parede média medida, ov é a ovalização, ec é a excentricidade, rs é a tensão residual e h_n é um fator

de forma para a curva tensão-deformação do aço. Os coeficientes $k_{e\ uls}$ e $k_{y\ uls}$ são correções de $P_{oE\ ult}$ e $P_{oY\ ult}$ para a resistência real estimar da melhor forma possível os dados de ensaios de colapso. Ou seja, eles devem ser calculados com o objetivo de deixar a curva teórica de $P_{o\ KT}$ mais próxima dos pontos de ensaios de colapso. De acordo com a série de dados históricos com 2986 ensaios de colapso, a norma sugere os valores: $k_{e\ uls} = 1,089$ e $k_{y\ uls} = 0,9911$.

O fator de forma h_n deve variar com o formato da curva tensão-deformação obtida no ensaio de tração. Tubos que apresentam curvas com formato mais retilíneo sugere-se $h_n = 0$, já curvas de formato mais arredondado, sugere-se $h_n = 0,017$.

Apesar de recomendar a metodologia dos quatro domínios de colapso, oriunda da norma mais antiga API 5C3 (1994), apresentada no Capítulo 3 neste trabalho, a API 5C3 (2008) traz em seu anexo F uma nova formulação para cálculo da resistência de projeto ao colapso, que consiste na formulação de K-T para ELU supracitada, porém avaliada com valores mínimos e nominais das propriedades geométricas e mecânicas, conforme segue:

$$P_{oKT,des} = \frac{(k_{edes} \cdot P_{oE} + k_{ydes} \cdot P_{oY}) - \sqrt{(k_{edes} \cdot P_{oE} - k_{ydes} \cdot P_{oY})^2 + 4 \cdot k_{edes} \cdot P_{oE} \cdot k_{ydes} \cdot P_{oY} \cdot H_{tdes}}}{2 \cdot (1 - H_{tdes})} \quad (46)$$

em que P_{oE} é a pressão de colapso elástico e P_{oY} é a pressão de colapso por escoamento, dados por:

$$P_{oE} = \frac{2E}{1-\nu^2} \cdot \frac{1}{(D/t) [(D/t)-1]^2} \quad (47)$$

$$P_{oY} = 2f_{ymn} \cdot \left(\frac{t}{D}\right) \cdot \left(1 + \frac{t}{2D}\right) \quad (48)$$

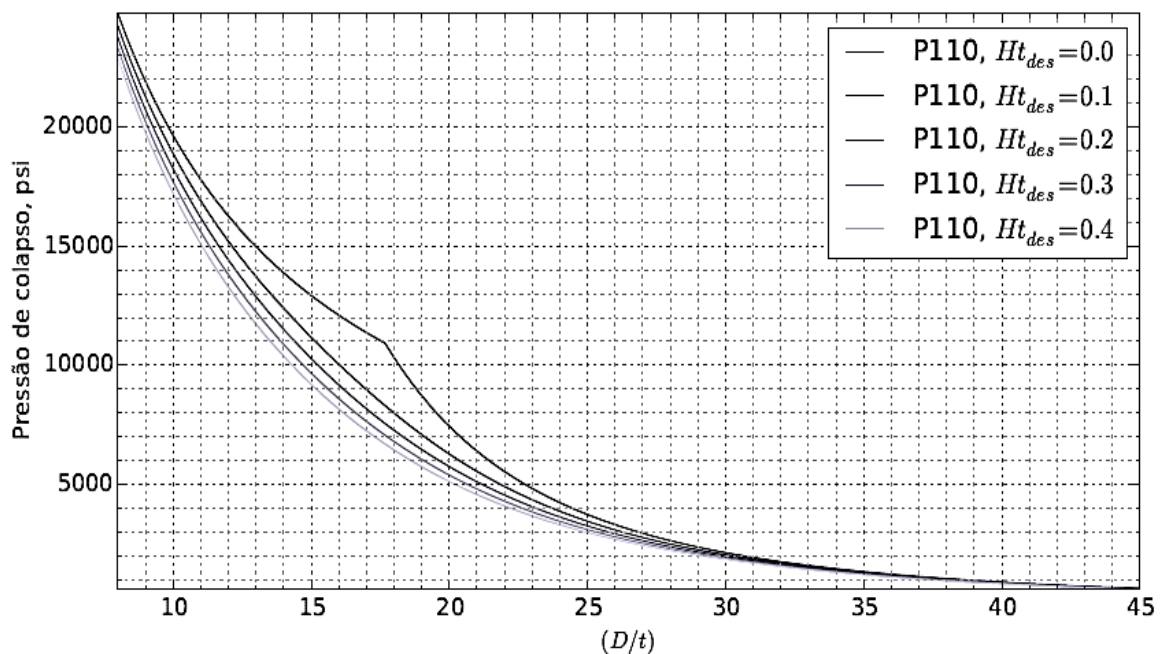
nas quais $E = 30 \cdot 10^6$ psi e $\nu = 0,28$, e, f_{ymn} , D e t são parâmetros nominais do tubo. Os coeficientes $k_{y\ des}$ e $k_{e\ des}$ correspondem a minorações calculadas a partir de análises de confiabilidade e $H_{t\ des}$ é um fator de decremento semelhante a $H_{t\ ult}$, dado por:

$$H_{t\ des} = 0,127\mu_{ov} + 0,0039\mu_{ec} - 0,44(\mu_{rs}/\mu_{YP}) + h_n \quad (49)$$

sendo μ a média correspondente aos parâmetros subscritos. O parâmetro h_n deve ser 0,017 para produtos CRS (alinhados a frio) e nulo para produtos HRS (alinhados a quente). Neste trabalho, admite-se que os tubos são laminados e alinhados a quente, portanto, sem costura.

O fator $H_{t\ des}$ possui a função de transmitir ao valor de resistência de projeto o efeito das imperfeições geométricas (ov e ec) e das imperfeições de material (rs e h_n). O gráfico da Figura 11 a seguir apresenta o comportamento das resistências ao colapso de tubos P-110 para diferentes valores de $H_{t\ des}$.

Figura 11 - Gráfico comparativo entre as resistências de projeto para diferentes valores de $H_{t,des}$ para grade P-110.

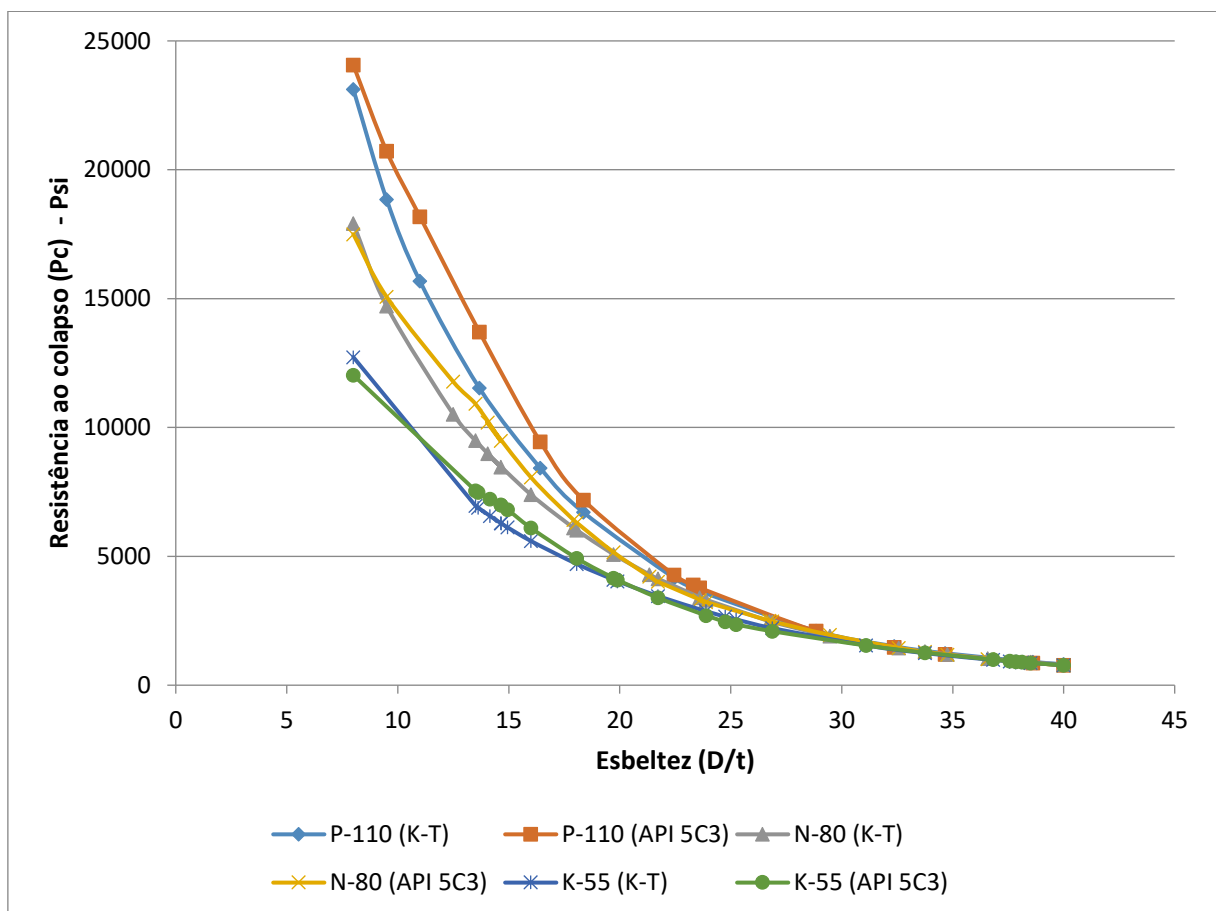


Fonte: GOUVEIA, 2014.

Verifica-se que quando as imperfeições são reduzidas ao extremo ($H_{t\ des} = 0$), a resistência ao colapso é significativamente maior para tubos desta grade com $D/t < 30$ aproximadamente, acima disso os efeitos das imperfeições não são tão expressivos.

Agora faz-se uma análise comparativa entre as resistências de projeto da API 5C3 (1994) e do anexo F da API 5C3 (2008). Três grades são comparadas (K-55, N-80 e P-110) e os valores de $H_{t des}$, $k_{y des}$ e $k_{e des}$ adotados são os recomendados pela norma ($H_{t des}=0,2$ para as três grades, $k_{e des}=0,825$ para as três grades, $k_{y des}=0,890$ para K55, $k_{y des}=0,870$ para N80 e $k_{e des}=0,825$ para P-110). A Figura 12 a seguir mostra tal análise.

Figura 12-Comparação API 5C3 (2008) com K-T.



Fonte: Autor, 2017.

Nota-se que as resistências de projeto da norma mais recente são mais conservadoras do que da norma antiga em um grande intervalo de D/t . Entretanto os valores dos parâmetros $k_{y des}$ e $k_{e des}$ adotados nessa análise são aqueles recomendados por norma caso não existam informações prévias suficientes sobre dados estatísticos de produção e imperfeições dos tubos de um fabricante específico.

Entretanto, a Equação (46) ainda não é recomendada pela norma API 5C3 (2008), pois, de acordo com a própria norma, ainda não foi estabelecido um padrão para a caracterização das variáveis aleatórias que devem representar os parâmetros de resistência dos tubos.

Estabelecer as tolerâncias de fabricação para tubos de aço utilizados na indústria do petróleo, tais como ovalização, excentricidade e tensão residual, é um assunto que deve envolver o equilíbrio de custo de produção com o desempenho esperado.

3.4 Outros Modelos de Colapso

Simulações em elementos finitos são hoje em dia uma ferramenta industrial padrão para explorar o efeito dessas tolerâncias sobre o comportamento estrutural, bem como o desempenho dos tubos de revestimentos, e estudar as janelas tecnológicas (controle no espaço das variáveis de processo) do processo de produção de tubos que irá processar dentro dos limites esperados.

Yeh e Kyriakides (1986) apresentam resultados de um estudo experimental de colapso. Trata-se de tubos sem costura SS-304 para D/t variando entre 13,74 e 39,12. Os dados discutidos nesta Dissertação incluem uma comparação com resultados desse estudo. O diâmetro das amostras de teste variou de 1,0 a 2,0 polegadas (25-51 mm), e os seus comprimentos eram $20D$ ou mais. A ovalização inicial do tubo ov é medida antes de cada ensaio, como segue,

$$ov = \frac{D_{m\acute{a}x} - D_{m\acute{i}n}}{D_{m\acute{a}x} + D_{m\acute{i}n}} \quad (50)$$

na qual $D_{m\acute{a}x}$ é o diâmetro externo máximo e $D_{m\acute{i}n}$ é o diâmetro externo mínimo, como mostrado na Figura 17.

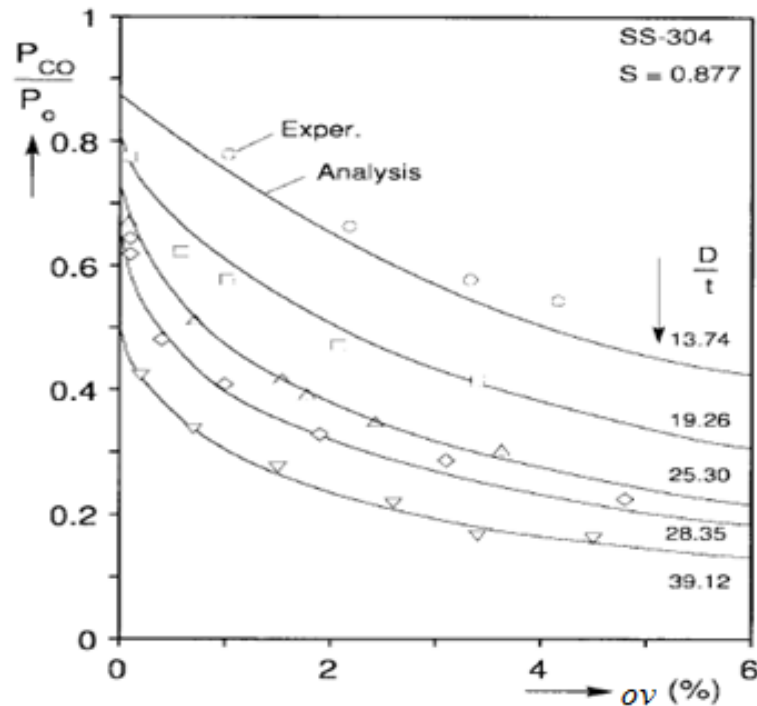
O valor máximo de ov ao longo do comprimento do tubo é adotado como a ovalização inicial da amostra. A espessura da parede é medida ao longo de 12 geratrizes do tubo. O valor médio de todas as medições é designado como a espessura (t) do tubo.

Os resultados experimentais apresentados, segundo os autores, mostram que a pressão de colapso é altamente sensível a ovalização inicial para todos os valores de D/t de interesse para os tubos de revestimento offshore.

Tubos com cinco valores de D/t no intervalo de 13,74 a 39,12 foram permanentemente ovalizados esmagando-os a diversas inclinações entre duas placas rígidas. Os tubos

posteriormente sofrem colapso sob pressão externa. As pressões de colapso medidas em função da ovalização (ov) são apresentadas na Figura 13.

Figura 13 - Pressão de colapso em função da ovalização inicial, para o tubo SS-304 com cinco D/t .



Fonte: YEH; KYRIAKIDES, 1986.

sendo

P_{CO} - Pressão de colapso para o tubo ovalizado

P_0 - Pressão de colapso para o tubo perfeito

Segundo os autores, cada conjunto de experimentos foi simulado numericamente. As análises do modelo numérico, representadas por linhas contínuas na Figura 13, reproduzem bem os resultados experimentais para todos os D/t . Os resultados demonstram claramente a forte sensibilidade da pressão de colapso sob o efeito da ovalização inicial. Para ovalização de 1%, nota-se uma redução na P_0 de 20-70%.

Kyriakides *et. al.* (1994) apresentam resultados de um estudo analítico de colapso proposto por Timoshenko juntamente com resultados numérico e experimental. Para tubos que se deformam elasticamente, Timoshenko formula uma equação que pode ser usada para prever o efeito de ovalização em P_{CO} , como mostrado a seguir:

$$P_{CO} = \frac{1}{2} \left\{ (P_O + \varphi P_C) - [(P_O + \varphi P_C)^2 - 4P_O P_C]^{1/2} \right\} \quad (51)$$

sendo P_O é a pressão de colapso por escoamento dado por:

$$P_O = \frac{\sigma_y t}{R} = \frac{2\sigma_y t}{D} \quad (52)$$

e

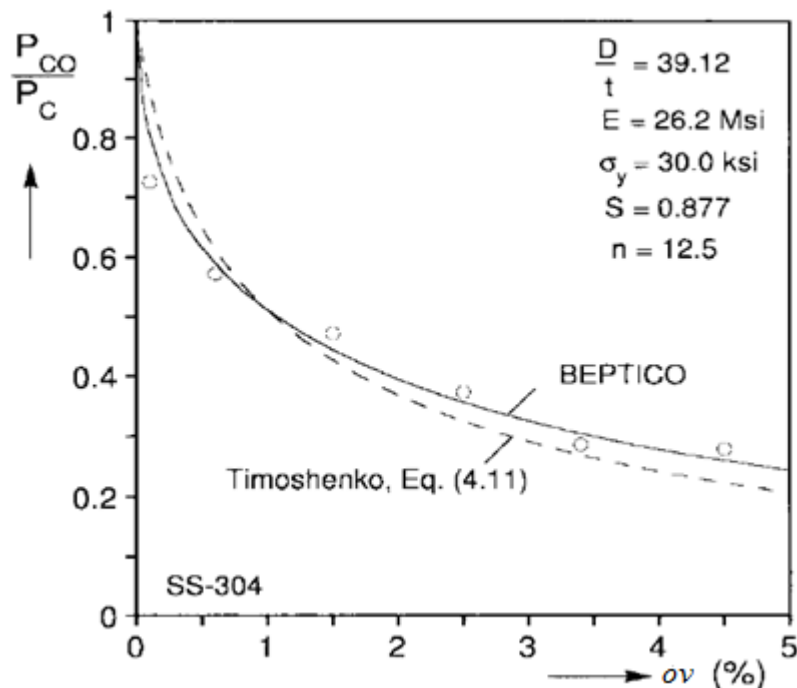
$$\varphi = \left(1 + 3 \cdot \nu \frac{D}{t} \right) \quad (53)$$

e a pressão de flambagem crítica (pressão de flambagem elástica) é dada por:

$$P_C = \frac{2E}{(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{D} \right)^3 \quad (54)$$

A Figura 14 mostra os resultados experimentais P_{CO} x ν para $D/t = 39,12$, juntamente com as previsões do modelo não linear do código BEPTICO e Equação (51). O procedimento de cálculo do software BEPTICO é incremental e é baseado no princípio do trabalho virtual mínimo, podendo analisar tubos longos sob carregamentos combinados de pressão externa, tração e flexão. Ambas as previsões seguem de perto a tendência dos resultados experimentais.

Figura 14 – Pressão de colapso em função da ovalização inicial para $D/t = 39,12$. Previsões baseadas na equação 51, em boa concordância com os resultados experimentais e numéricos.



Em contrapartida, para os casos mais baixos de D/t na Figura 14 (por exemplo, para valores de D/t iguais a 13,74 e 19,26), a Equação (51) não funciona bem. Uma regra prática para quando parar de usar a Equação (51) é a seguinte: para o D/t em que a pressão de colapso por escoamento (Equação 52) for igual à pressão de flambagem elástica (Equação 54), dado por

$$\frac{D}{t} = \sqrt{\frac{E}{(1-\nu^2)\sigma_0}} \quad (55)$$

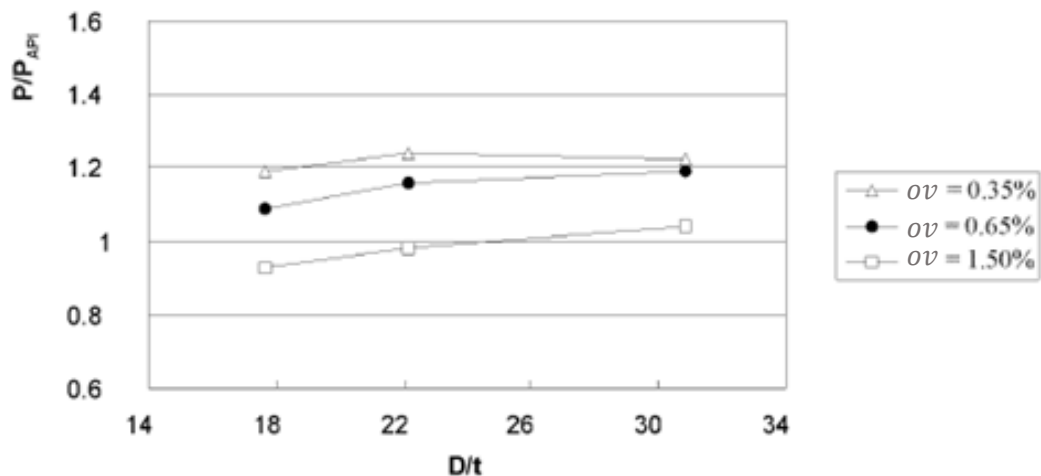
a equação linear de Timoshenko deixa de ter validade.

Segundo Kyriakides e Corona (1994), para tubos com valores mais elevados de D/t , a fórmula do Timoshenko (Equação 51) pode ser utilizada. Para menores valores de D/t , a pressão de colapso deve ser calculada numericamente.

Por causa de sua forte influência sobre P_{CO} , a ovalização inicial deve ser sempre considerada em projeto. P_{CO} é naturalmente menor do que P_C , mas a diferença varia consideravelmente com D/t . Esta diferença aumenta com ov e também depende da forma da resposta tensão-deformação do material.

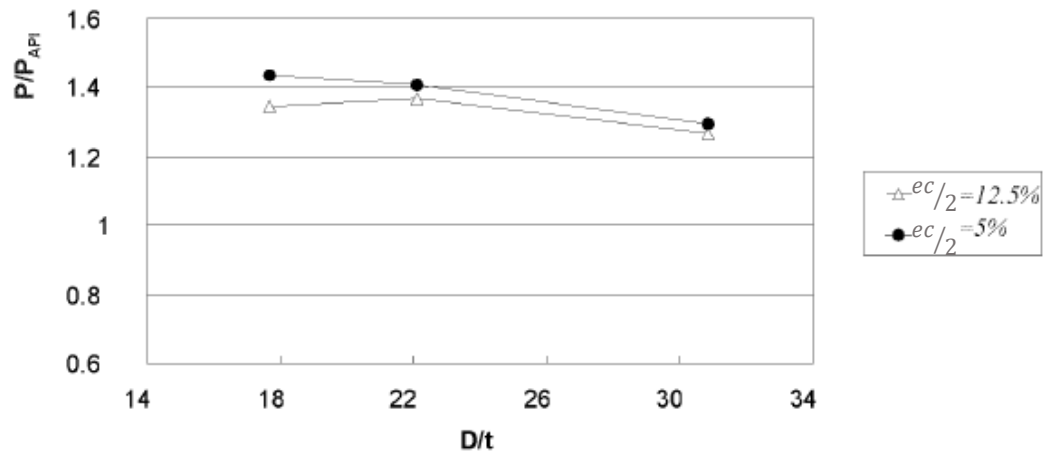
Nas Figuras 15 e 16, Dvorkin *et al.* (1998) apresentam resultados de um estudo paramétrico, normalizadas com a pressão de colapso calculadas de acordo com a norma API 5C3.

Figura 15 – Estudo paramétrico do efeito da ovalização inicial na pressão de colapso utilizando o modelo de análise de elementos finitos 2D.



Fonte: DVORKIN, 1998.

Figura 16 – Estudo paramétrico do efeito da excentricidade na pressão de colapso utilizando o modelo de análise de elementos finitos 2D.



Fonte: DVORKIN,1998.

Observando as Figuras 15 e 16, nota-se um comportamento pouco usual, visto que há um ganho de resistência.

Vale ressaltar que o surgimento de deformações plásticas na parede interna do tubo não implica dizer que este falhou, uma vez que é formada uma zona de plastificação, para além da qual o aço continua em regime elástico.

Sturm (1941) já havia proposto em um dos seus estudos, que a equação geral para a pressão de colapso quando a tensão excede o limite de escoamento é dada por:

$$P^* = \frac{2 \cdot E_t}{(1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{D}\right)^3 \quad (56)$$

de modo que E_t é o módulo tangente em substituição ao módulo de elasticidade (E) apresentado na Equação (56), tornando-se mais conservativo uma vez que o módulo tangente é sempre menor do que o módulo efetivo para uma tensão média.

Kyriakides e Corona (2000) apresentam também em seus estudos equações para a determinação da pressão de colapso de tubos no regime elastoplástico. Entretanto, afirmaram que se o material apresentar características anisotrópicas, pequenas correções na formulação podem ser efetuadas.

Assim, é apresentado abaixo a equação de interesse para o presente estudo, em que se considera o tubo sendo submetido apenas a pressão externa sem deformação axial. Logo,

$$P_{c,ep} = \frac{1}{4} \cdot \frac{E_t}{(1-\nu^2) \cdot \left[1 + \frac{1}{12} \cdot \left(\frac{t}{R}\right)^2\right]} \cdot \left(\frac{t}{R}\right)^3 \quad (57)$$

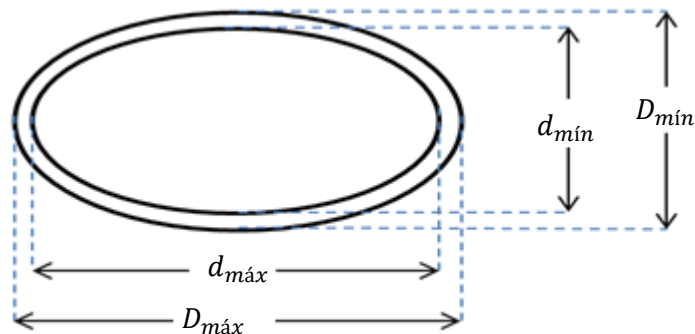
3.5 Considerações das imperfeições geométricas

3.5.1 Efeito da Ovalização

O efeito da ovalização é comumente observado no processo de fabricação dos tubos de revestimento, quando não há uma uniformidade da seção transversal e varia usualmente de 0,5 a 2%.

Assim, no presente trabalho, foram considerados diferentes níveis de ovalização, variando de 0,1% a 2% o efeito da ovalização no modelo implementado e a aproximação feita do tubo ovalizado é por uma elipse, como pode-se observar na Figura 17.

Figura 17- Modelo de aproximação feita do tubo ovalizado.



Fonte: Autor, 2017.

Conforme já colocado na Equação (50), a ovalização inicial (ov) do tubo é calculada da forma

$$ov = \frac{D_{máx} - D_{mín}}{D_{máx} + D_{mín}} \quad (58)$$

e o mapeamento da geometria da elipse é feito através da solução do seguinte sistema:

$$ov = \frac{D_{m\acute{a}x} - D_{m\acute{i}n}}{D_{m\acute{a}x} + D_{m\acute{i}n}} \quad (59)$$

$$D_{m\acute{e}d\acute{i}o} = \frac{D_{m\acute{a}x} + D_{m\acute{i}n}}{2} \quad (60)$$

sendo

ov - ovalização (%);

$D_{m\acute{e}d\acute{i}o}$ - diâmetro médio, admitido como o nominal.

Com isto, para definir a elipse interna (Figura 17), basta subtrair o diâmetro externo de duas vezes a espessura (t), assim:

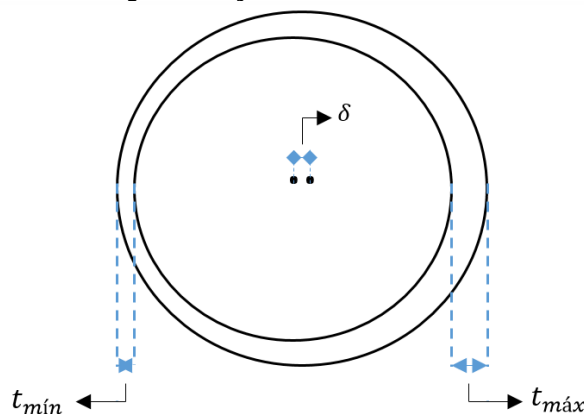
$$d_{m\acute{a}x} = D_{m\acute{a}x} - 2t \quad (61)$$

$$d_{m\acute{i}n} = D_{m\acute{i}n} - 2t \quad (62)$$

3.5.2 Efeito da Excentricidade

O efeito da excentricidade ou variação da espessura em torno da circunferência (Figura 18) é outro efeito comumente observado no processo de fabricação dos tubos de revestimento.

Figura 18- Modelo de aproximação feita de um tubo com excentricidade.



Fonte: Autor, 2017.

Adote-se δ como o deslocamento da circunferência interna.

A excentricidade pode ser definida como sendo medida em função da espessura na forma

$$ec = \frac{t_{m\acute{a}x} - t_{m\acute{i}n}}{t_{m\acute{a}x} + t_{m\acute{i}n}} \quad (63)$$

e o mapeamento da geometria do tubo sob efeito da excentricidade é feito através da solução do seguinte sistema:

$$\left[\begin{array}{l} ec = \frac{t_{m\acute{a}x} - t_{m\acute{i}n}}{t_{m\acute{a}x} + t_{m\acute{i}n}} \end{array} \right. \quad (64)$$

$$\left[\begin{array}{l} t_{m\acute{e}dio} = \frac{t_{m\acute{a}x} + t_{m\acute{i}n}}{2} \end{array} \right. \quad (65)$$

nas quais:

ec - excentricidade (%);

$t_{m\acute{e}dio}$ - espessura média, admitida como a nominal (pol).

Com isto, para definir o deslocamento da circunferência interna (Figura 18), basta subtrair o raio interno (r_i) do raio externo (r_o) e somar com espessura máxima ($t_{m\acute{a}x}$), assim:

$$ec = r_i - (r_o - t_{m\acute{a}x}) \quad (66)$$

4 ANÁLISE NUMÉRICA PROPOSTA E MODELOS PRELIMINARES

Neste capítulo em diante, apresentam-se algumas diretrizes utilizadas para o desenvolvimento dos modelos de elementos finitos desta Dissertação. Para tais modelos, utiliza-se o software *Abaqus*. Alguns dos aspectos adotados são:

- Criação de modelos 2D em estado plano de tensões;
- Utilização de diversos níveis de carregamento a depender da esbeltez (D/t) de acordo com a norma;
- Modelos que contemplam as imperfeições geométricas de forma isolada e combinada em regime linear e não linear do material;
- Utilização de diversos níveis de carregamento a depender da esbeltez (D/t) de acordo com as normas supracitadas;
- Incluir a não linearidade física do material seguindo o modelo da curva tensão x deformação de acordo com o código internacional ASME *Boiler and Pressure Vessel Code* (2015).
- Comparação com a literatura existente.

Assim, nas seções que seguem, apresentam-se modelos preliminares para análise dos tubos, a fim de ilustrar os procedimentos de geração da geometria, discretização e imposição das condições de contorno. Nas Seções 4.2 a 4.4, especificamente, apresenta-se a metodologia utilizada para quantificar a perda de resistência em tubos sujeitos a imperfeições.

4.1 Modelagem Numérica e Validação

Esta seção apresenta um exemplo básico de aplicação, onde será modelado apenas um tubo sem imperfeição geométrica para efeitos de validação da resposta numérica. Como critério de validação dos resultados, utiliza-se o resultado analítico obtido através de equações de Lamé.

A resistência ao colapso (P_C) será calculada pela norma API 5C3 (2008), observando o ponto na parede interna do tubo perfeito em que a tensão equivalente de von Mises é máxima.

Em todas as análises, isto é, da Seção 4.1 à Seção 4.4, para a criação dos modelos numéricos, realiza-se como exemplo de validação dos resultados, um tubo com diâmetro externo 10,75 polegadas e espessura de 0,9772 polegadas de grau P-110 ($D/t = 11$), através do programa comercial *Abaqus*, como, por exemplo, mostrado na Figura 19, o qual é discretizado em diversos níveis para se obter a convergência, sendo que, para simular o teste de

colapso, é aplicada uma pressão externa uniformemente distribuída, na direção radial, sobre a superfície do tubo.

Como definição inicial, tem-se que o controle de solução adotado é o do tipo geral, visto que foram realizados testes de modelos numéricos utilizando o controle por algoritmo de Riks, contemplando não-linearidade geométrica, onde o mesmo apresentou diferenças de resultados na ordem de 0,116% em relação ao método de controle geral, geometricamente linear. Deste modo, a título de comparação, tem-se que, para o caso mais esbelto desse trabalho com o tubo de esbeltez 18,36 e com as imperfeições máximas de, $ov=3\%$ e $ec=15\%$, a diferença entre o valor da tensão equivalente de von Mises crítica obtida com e sem não-linearidade geométrica não ultrapassa 3,18%. Assim, o trabalho limita-se a analisar tubos espessos, classificados pela API nos regimes de escoamento e plástico, tendo em conta que tubos mais esbeltos apresentam modos de falha mais complexos, associados à instabilidade, não sendo reproduzidos adequadamente na modelagem simplificada aqui proposta.

Assim, para se obter a convergência dos resultados, todos os modelos são discretizados considerando-se elementos sólidos quadrilaterais do tipo CPS8R (C- elemento sólido, contínuo; PS- estado plano de tensão; 8R- 8 nós por elemento com integração reduzida) são adotados, como, por exemplo, observa-se na Figura 22 (Seção 4.1.4). Tal convergência é realizada variando-se os elementos tanto na direção radial quanto na circunferencial. Outros tipos de elementos são testados, como por exemplo, quadrilateral com 8 nós por elemento sem integração reduzida ou quadrilateral com 4 nós por elemento com ou sem integração reduzida, enfim, dentre todos os tipos de elementos testados aquele que converge para a resposta de forma mais precisa é o CPS8R. Um breve comentário acerca do assunto é posto na Seção 4.1.4.

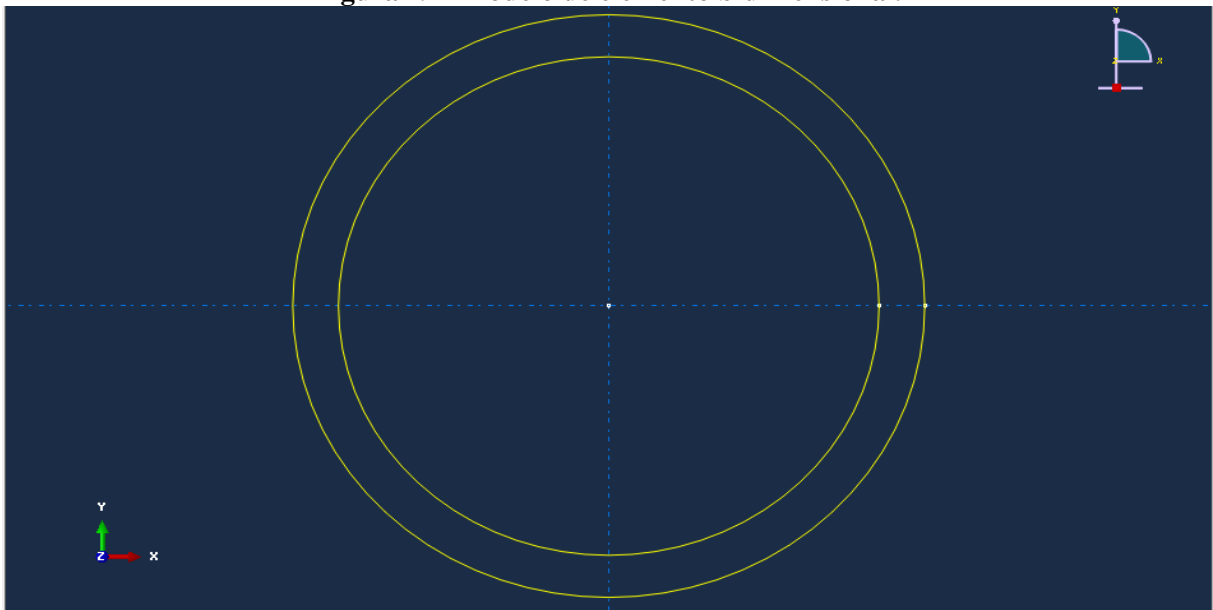
Os modelos são gerados segundo um sistema de referência global cartesiano onde o eixo z corresponde à direção longitudinal e os eixos x e y às direções no plano da geratriz do cilindro. Em função da geometria dos tubos e da natureza do carregamento aplicado, são consideradas condições de simetria, para diminuir o tempo computacional requerido. Assim, modela-se $\frac{1}{4}$ do tubo testado, Seções 4.1 e 4.2, para as análises dos tubos circular e ovalizado, como mostra a Figura 20. Já nas Seções 4.3 e 4.4, em função da geometria excêntrica dos tubos, e da existência de um único plano de simetria, representa-se $\frac{1}{2}$ do tubo testado, ver Figura 33.

Vale lembrar que o trabalho apresenta a análise dos fatores de redução da resistência dos tubos, considerando apenas regime elástico linear (Seção 5) e considerando um modelo não linear físico (Seção 6), sendo as considerações aqui apresentadas válidas em ambos os casos.

4.1.1 Descrição do Modelo Numérico: Geometria

Deste modo, com o intuito de validar o modelo, realiza-se uma primeira análise comparando-se a resposta numérica com o resultado analítico - Equações de Lamé juntamente com a tensão equivalente de von Mises.

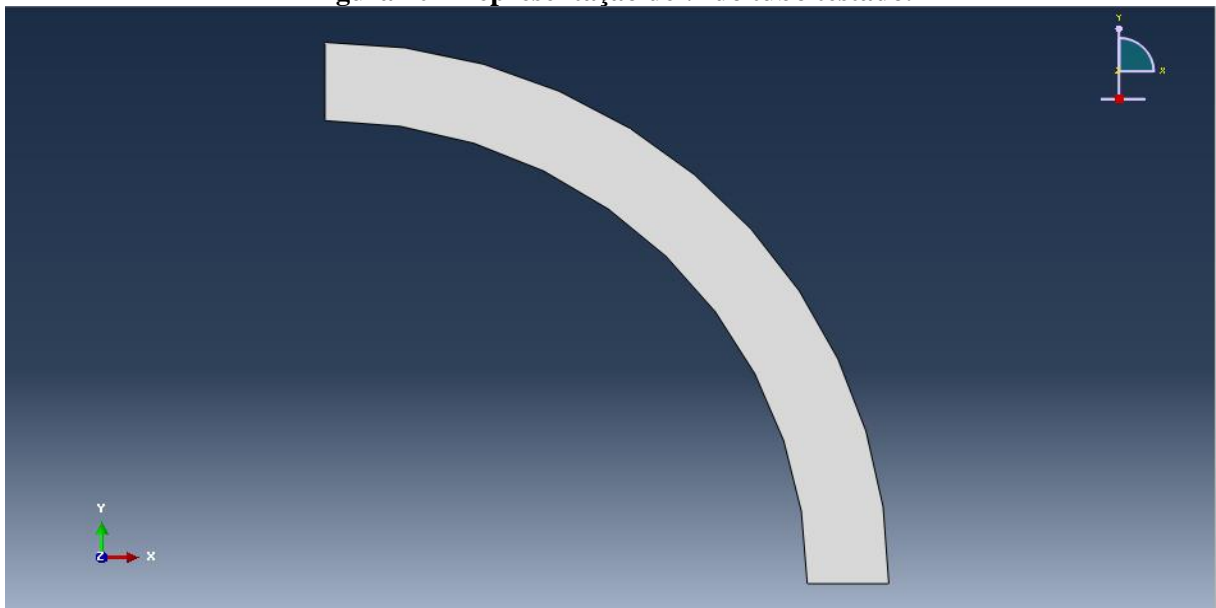
Figura 19 - Modelo de elemento bidimensional.



Fonte: Autor, 2017.

Devido a geometria do tubo testado, modela-se apenas $\frac{1}{4}$ de tubo (Figura 20).

Figura 20 - Representação de $\frac{1}{4}$ do tubo testado.



Fonte: Autor, 2017.

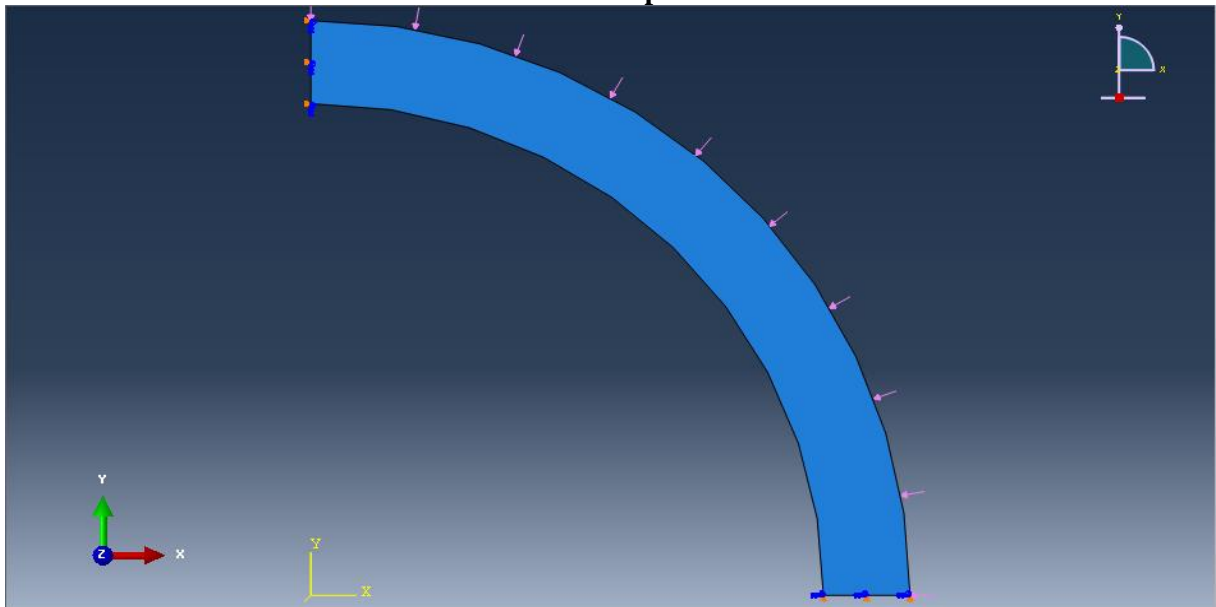
4.1.2 Descrição do Modelo Numérico: Material

Todas as análises preliminares deste capítulo levam em conta o regime elástico. Tem-se então um comportamento isotrópico linear, adotando-se, como dados de entrada, módulo de elasticidade igual a 207000 MPa ($30 \cdot 10^6$ psi) e coeficiente de Poisson igual a 0,2. A tensão de escoamento é inserida de acordo com a grade do tubo analisado. Neste trabalho, considera-se apenas a grade P-110. Deve-se observar que, em se tratando de análise elástica, os fatores de perda de resistência obtidos são válidos para um grau qualquer de aço.

4.1.3 Descrição do Modelo Numérico: Carregamento e Condições de Contorno

Para a simulação da condição de simetria imposta, modelando-se apenas $\frac{1}{4}$ do tubo, são restritos os deslocamentos na direção horizontal dos nós contidos na face superior e os deslocamentos na direção vertical dos nós contidos na face inferior, como se observa na Figura 21.

Figura 21 – Carregamento de pressão externa aplicado em toda a malha e as condições de contorno impostas.



Fonte: Autor, 2017.

4.1.4 Descrição do Modelo Numérico: Malha de Elementos Finitos

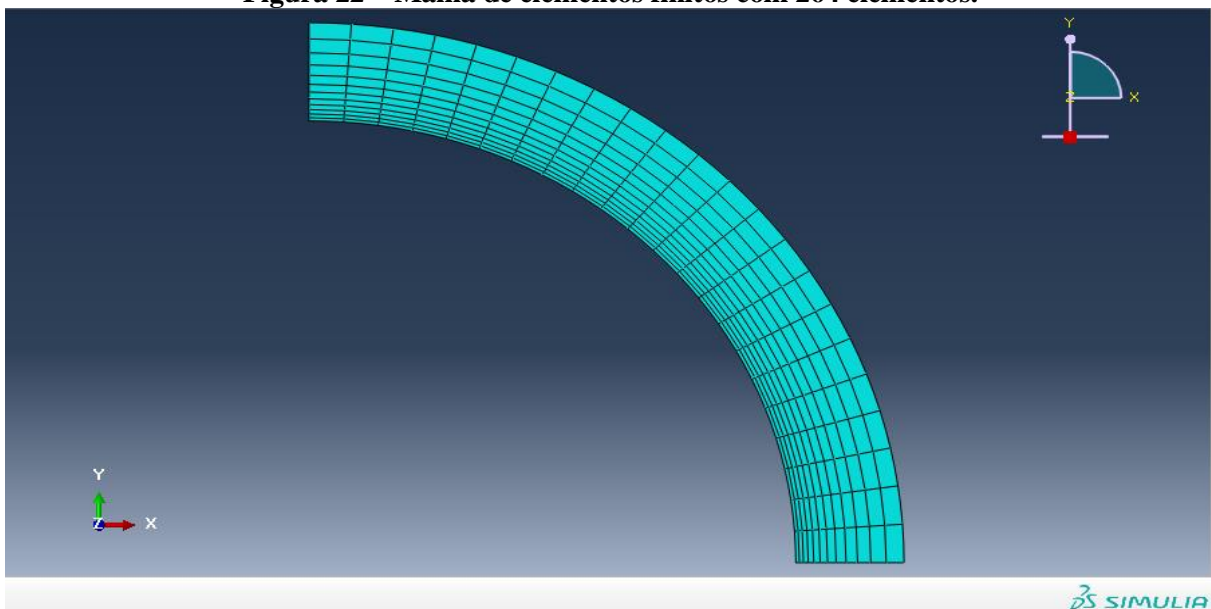
Segundo Neves (2014), a utilização de elementos sólidos (ou contínuos) no *Abaqus* pode ser usada para análises lineares ou para análises não lineares complexas, que envolvem

contato, plasticidade e grandes deformações. Adicionalmente, esse tipo de elemento (CPS8) é recomendado para regiões onde existe concentração de tensão, pois apresentam melhor resolução do gradiente de tensão a um baixo custo computacional.

Sabe-se que o grau de refinamento da malha é de grande importância para se conseguir resultados de análise numérica com boa precisão. Geralmente, a precisão da resposta é melhor alcançada com o aumento de número de elementos (e nós), porém o custo computacional para uma análise com grande número de nós pode se tornar inviável, uma vez que se fará necessário um tempo de processamento de dados e uma quantidade de memória relativamente altos.

Assim, um estudo de sensibilidade da malha foi realizado, referente ao problema apresentado na Seção 4.1.5, com o propósito de encontrar uma malha adequada, que fornecesse boa precisão na resposta, a um baixo custo computacional. A fim de se determinar a malha mais adequada, variou-se elementos tanto na direção radial quanto na direção circunferencial. Verifica-se, portanto, que com a malha de elementos finitos criada, com aproximadamente 264 elementos (12 elementos na direção radial e 22 elementos na direção circunferencial), já se obtém resultados satisfatórios, isto é, a tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo se aproxima de 110000 psi (Tubo circular, $D/t = 11$), conforme Figura 22.

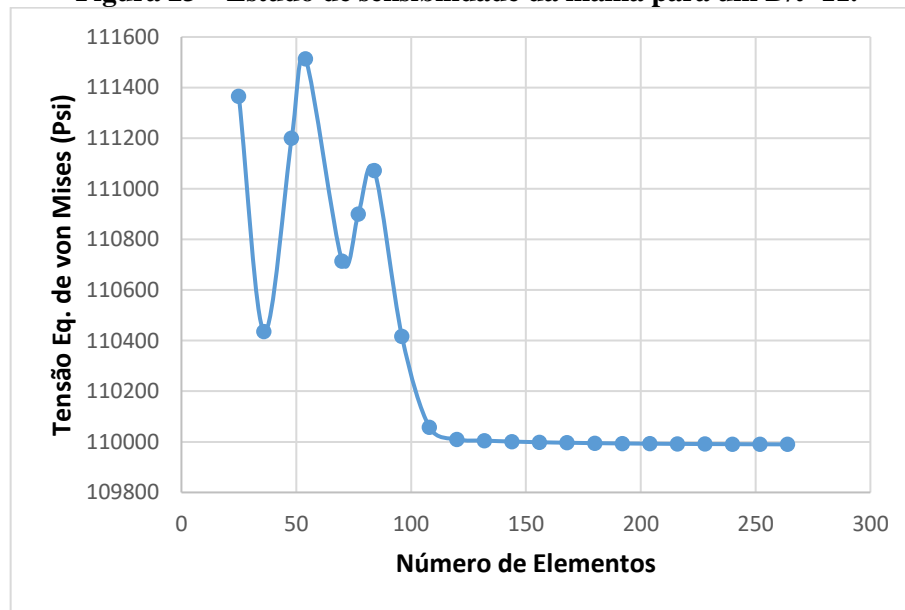
Figura 22 – Malha de elementos finitos com 264 elementos.



Fonte: Autor, 2017.

Na Figura 23, observa-se que para pequenas variações de elementos tanto na direção radial como na direção circunferencial houve grandes variações de tensões, devido ao fato que os elementos não se representavam adequadamente a geometria do modelo.

Figura 23 – Estudo de sensibilidade da malha para um D/t=11.



Fonte: Autor, 2017.

Assim, como o estudo de convergência da malha anteriormente apresentado é referente ao modelo numérico de um tubo circular, nas análises apresentadas mais adiante (Seções 4.2 e 4.3), onde se consideram os efeitos das imperfeições geométricas, inicia-se os estudos da sensibilidade da malha com uma malha de elementos finitos mais adequada ao modelo.

4.1.5 Exemplo de validação do Modelo Desenvolvido

Para obtermos o resultado analítico são realizados alguns cálculos preliminares, de acordo com a norma API 5C3. Calculam-se primeiramente os fatores A , B e C que aparecem nas equações de resistência ao colapso. Assim, tem-se:

$$A = 2,8762 + 0,10679 \cdot 10^{-5}Y_p + 0,21301 \times 10^{-10}Y_p^2 - 0,53132 \times 10^{-16}Y_p^3$$

$$A = 3,18$$

$$B = 0,026233 + 0,50609 \times 10^{-6}Y_p$$

$$B = 0,0819$$

$$C = -465,93 + 0,030867 Y_p - 0,10483 \times 10^{-7}Y_p^2 + 0,36989 \cdot 10^{-13}Y_p^3$$

$$C = 2852,828$$

Os fatores F e G são calculados em função dos fatores A e B já definidos, então, tem-se:

$$F = \frac{46,95 \times 10^6 \left[\frac{3(B/A)}{2 + (B/A)} \right]^3}{Y_p \left[\frac{3(B/A)}{2 + (B/A)} - (B/A) \right] \left[1 - \frac{3(B/A)}{2 + (B/A)} \right]^2}$$

$$F = 2,06$$

$$G = \frac{FB}{A}$$

$$G = 0,053$$

Calculam-se, agora, os limites de esbeltez pelas Equações (31), (33) e (35):

$$(D/t)_{Y_p} = \frac{\sqrt{(A-2)^2 + 8\left(B + \frac{C}{Y_p}\right) + (A-2)}}{2\left(B + \frac{C}{Y_p}\right)}$$

$$(D/t)_{Y_p} = 12,44$$

$$(D/t)_{PT} = \frac{Y_p(A-F)}{C + Y_p(B-G)}$$

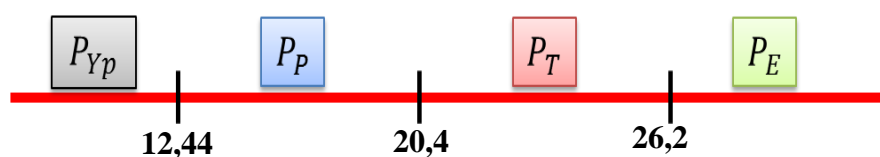
$$(D/t)_{PT} = 20,4$$

$$(D/t)_{TE} = \frac{2 + (B/A)}{3(B/A)}$$

$$(D/t)_{TE} = 26,22$$

Assim, observando a Figura 24, tem-se o seguinte:

Figura 24 – Definição dos limites de esbeltez calculados do tubo P-110.



Fonte: GOUVEIA, 2014.

Com os resultados dos limites de esbeltez e com a relação $D/t = 11$ do tubo em questão, observando a Figura 24, tem-se que o tubo em análise corresponde ao domínio por escoamento. Assim, calcula-se a resistência ao colapso por escoamento pela Equação (30), resultando em:

$$P_{Yp} = 18181,8 \text{ psi}$$

Por fim, com a pressão de colapso calculada, valida-se o modelo numérico, com base nas equações de Lamé e na definição de tensão equivalente de von Mises, Equações (1), (2) e (13), respectivamente:

$$\sigma_t = -\frac{P_o r_o^2 - P_i r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} - \frac{(P_o - P_i) r_o^2 r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \frac{1}{r^2}$$

$$\sigma_t = -110000 \text{ psi}$$

$$\sigma_r = -\frac{P_o r_o^2 - P_i r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} + \frac{(P_o - P_i) r_o^2 r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \frac{1}{r^2}$$

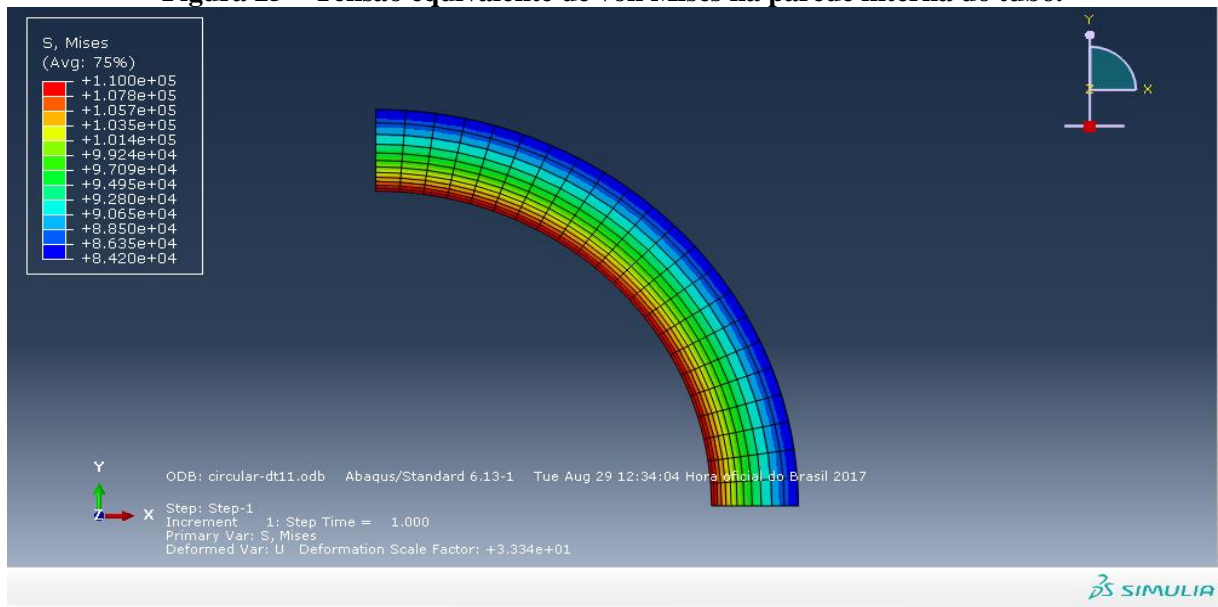
$$\sigma_r = 0$$

$$\sigma_{eq-Mises} = \sqrt{\sigma_r^2 + \sigma_t^2 - \sigma_r \sigma_t}$$

$$\sigma_{eq-Mises} = 110000 \text{ psi}$$

Aplicando a carga calculada anteriormente, no modelo numérico do tubo especificado, tem-se a distribuição de tensão de von Mises ilustrada na Figura 25. Logo, pode-se observar que o modelo apresenta resultado coerente, visto que a tensão equivalente na parede interna do tubo calculada numericamente reproduz a tensão calculada analiticamente.

Figura 25 – Tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo.



Fonte: Autor, 2017.

A análise e comparação do resultado obtido neste capítulo, numérico e analítico, é fundamental para avaliar a eficácia dos modelos em reproduzir os efeitos dos parâmetros que influenciam na resistência do tubo.

4.2 Modelagem Numérica do Tubo sob Efeito da Ovalização Inicial

Esta seção apresenta um exemplo básico de aplicação, no qual será modelado um tubo com imperfeição geométrica isolada, de ovalização. O principal objetivo é realizar uma breve comparação da perda de resistência obtida numericamente com a resposta encontrada na literatura (Capítulo 1). Para se obter esta análise, é necessário realizar o cálculo da resistência equivalente.

A resistência equivalente calculada para diversos níveis de ovalização é definida a partir do fator K_{ov} , conforme apresentado na Eq. 67:

$$K_{ov} = \frac{P_{ov}}{P_C} \quad (67)$$

sendo

K_{ov} - fator de resistência equivalente para tubos ovalizados;

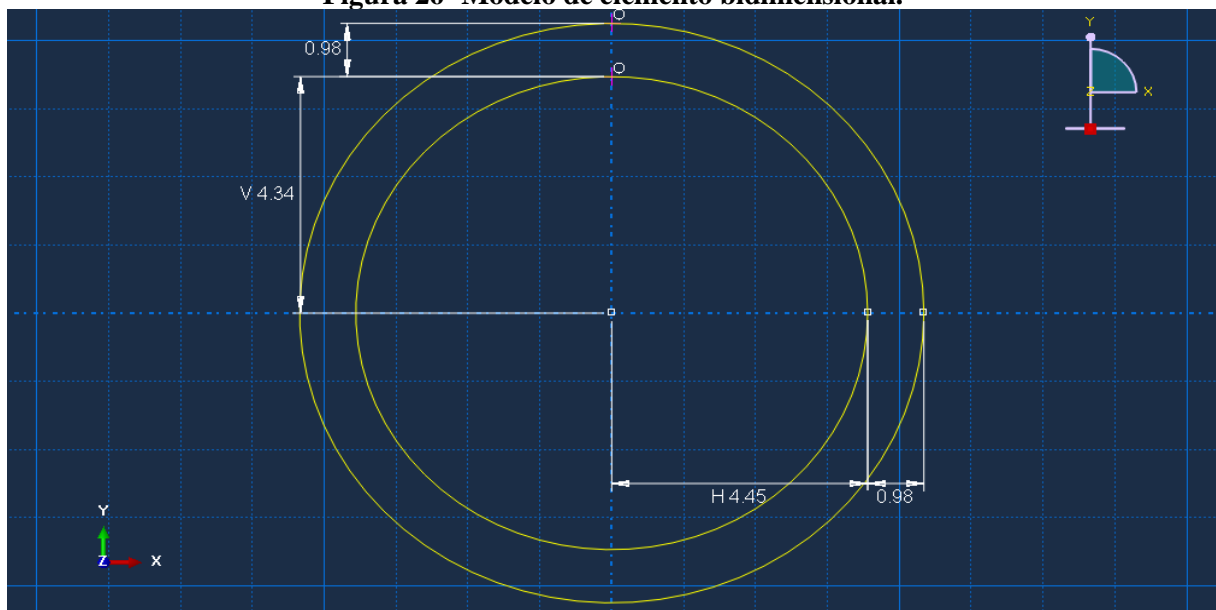
P_{ov} - pressão de colapso externa para tubos ovalizados;

Assim, estando a análise em regime elástico linear, determina-se P_{ov} pela proporcionalidade, reduzindo a resistência ao colapso (P_C) calculado pela norma API 5C3, até o ponto em que a tensão equivalente de von Mises máxima encontrada na parede interna do tubo imperfeito se iguale com a tensão equivalente de von Mises máxima na parede interna do tubo circular.

4.2.1 Descrição do Modelo Numérico: Geometria

As dimensões do modelo numérico criado (Figura 26), estando o tubo sujeito a uma ovalização inicial de 1%, foram realizadas de acordo com as fórmulas de mapeamento da geometria da elipse Equações (59), (60), (61) e (62). Assim, para efeitos de comparação, realiza-se uma primeira análise com o mesmo tubo apresentado na Seção 4.1, isto é, o tubo P-110, com diâmetro externo de 10,75 polegadas e espessura de 0,9772 polegadas.

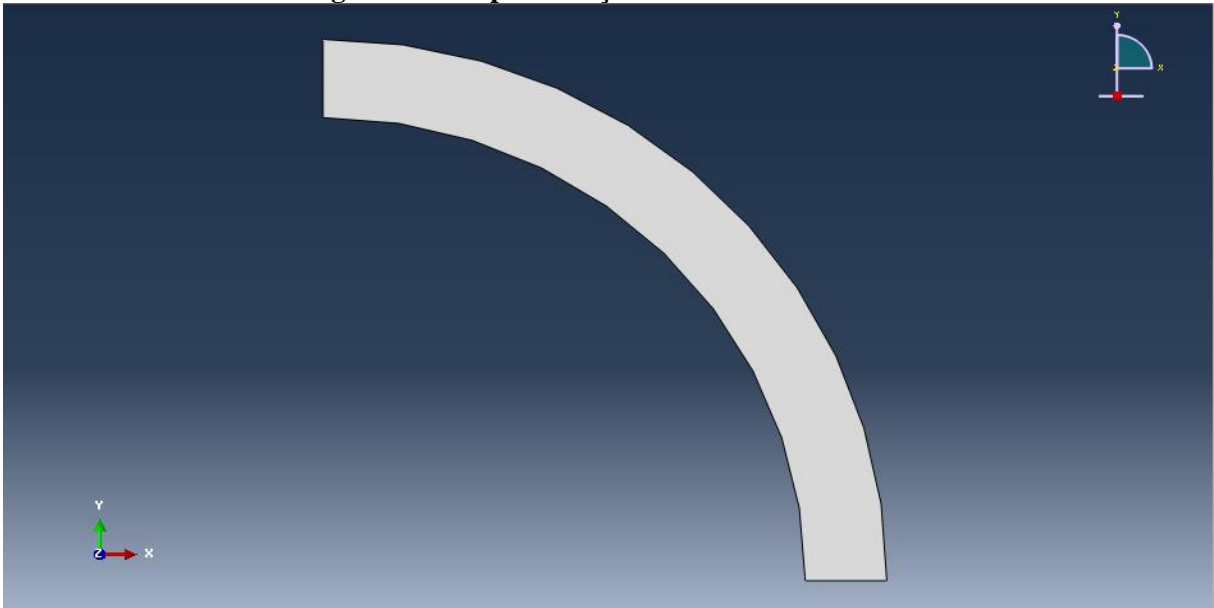
Figura 26- Modelo de elemento bidimensional.



Fonte: Autor, 2017.

Em função da geometria ovalizada dos tubos, e da consequente simetria em torno dos eixos maior e menor da elipse, representa-se $\frac{1}{4}$ do tubo testado, como mostra a Figura 27.

Figura 27 – Representação de ¼ do tubo testado.

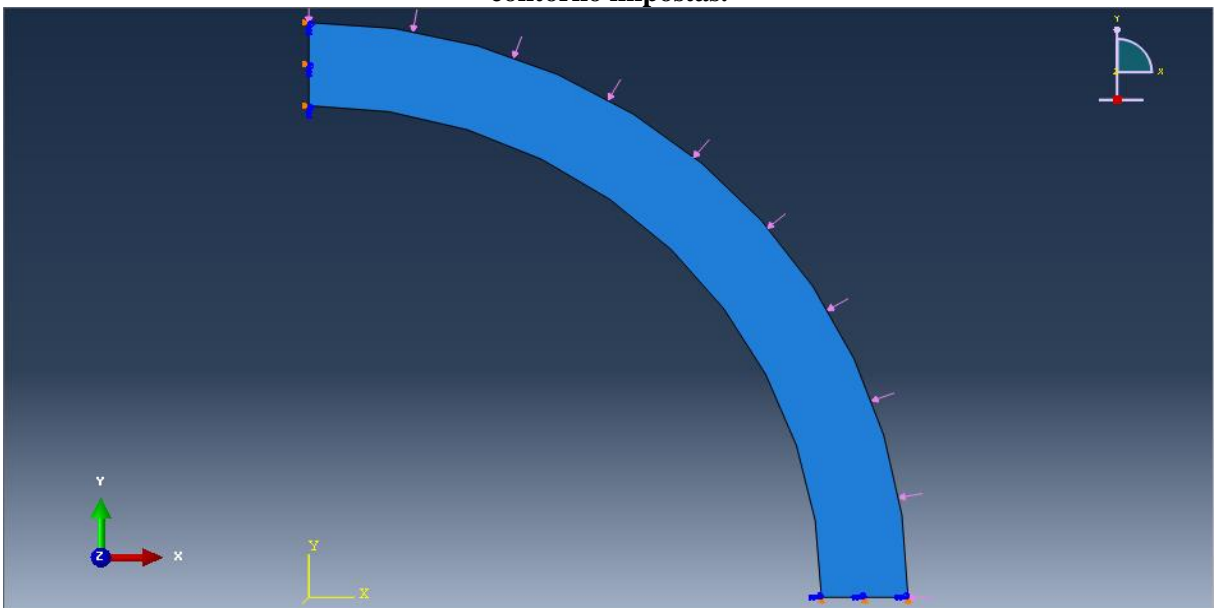


Fonte: Autor, 2017.

4.2.2 Descrição do Modelo Numérico: Carregamento e Condições de Contorno

Para a simulação da condição de simetria imposta, modelando-se apenas ¼ do tubo, são restritos os deslocamentos na direção horizontal dos nós contidos na face superior e os deslocamentos na direção vertical dos nós contidos na face inferior, como pode-se observar na Figura 28.

Figura 28 – Carregamento de pressão externa aplicado em toda a malha e as condições de contorno impostas.

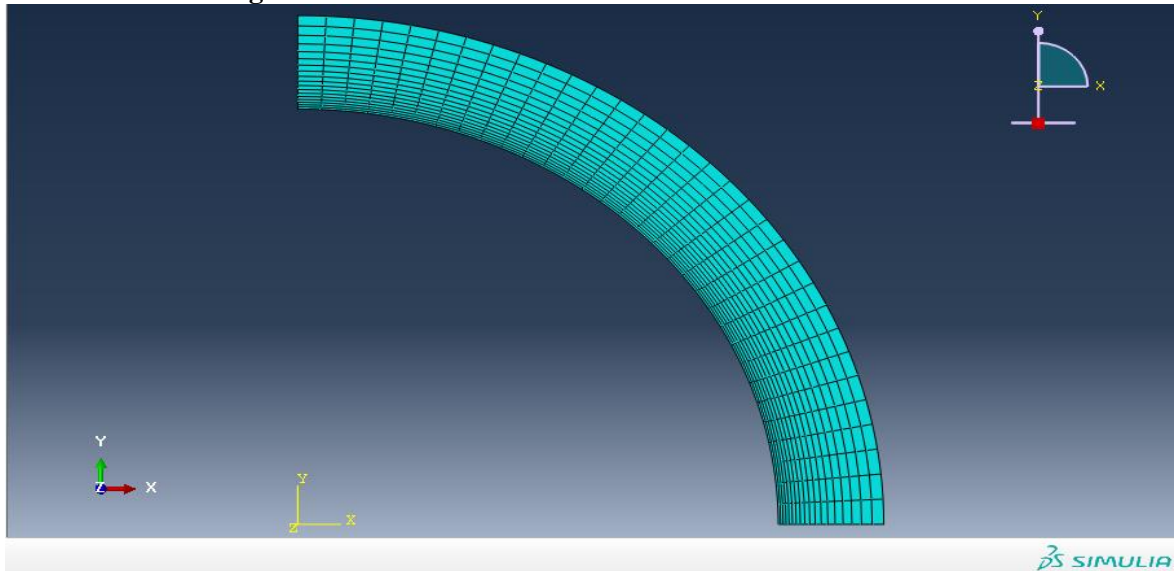


Fonte: Autor, 2017.

4.2.3 Descrição do Modelo Numérico: Malha de Elementos Finitos

Na Figura 29, é apresentada uma malha de elementos finitos com 276 elementos, variando elementos tanto na direção radial quanto na circunferencial.

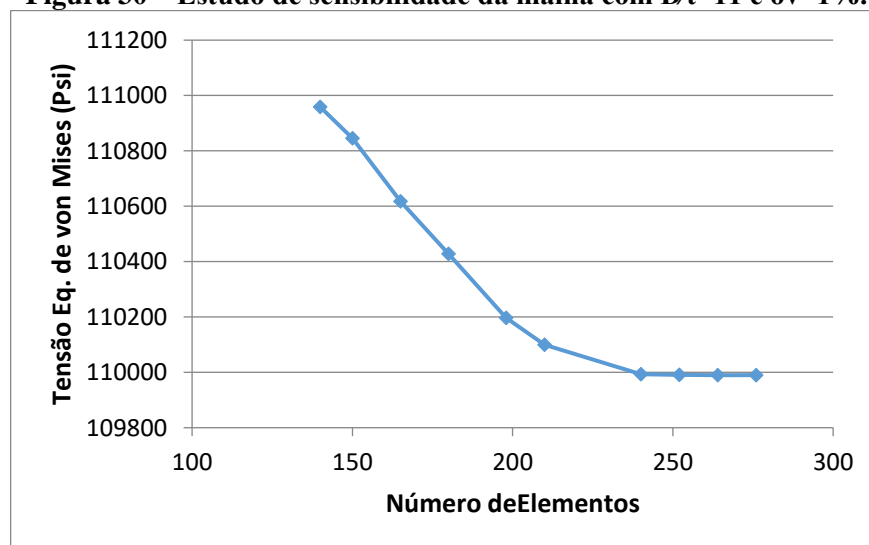
Figura 29 – Malha de elementos finitos com 276 elementos.



Fonte: Autor, 2017.

Um estudo de sensibilidade da malha é realizado, a fim de determinar a malha mais adequada. Verifica-se na Figura 30 que com a malha de elementos finitos criada, com aproximadamente 276 elementos (12 elementos na direção radial e 23 elementos na direção circunferencial), já se obtêm resultados satisfatórios, isto é, a tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo aplicando $P_{ov} = 13\,950$ psi se aproxima de 110000 psi.

Figura 30 – Estudo de sensibilidade da malha com $D/t=11$ e $ov=1\%$.



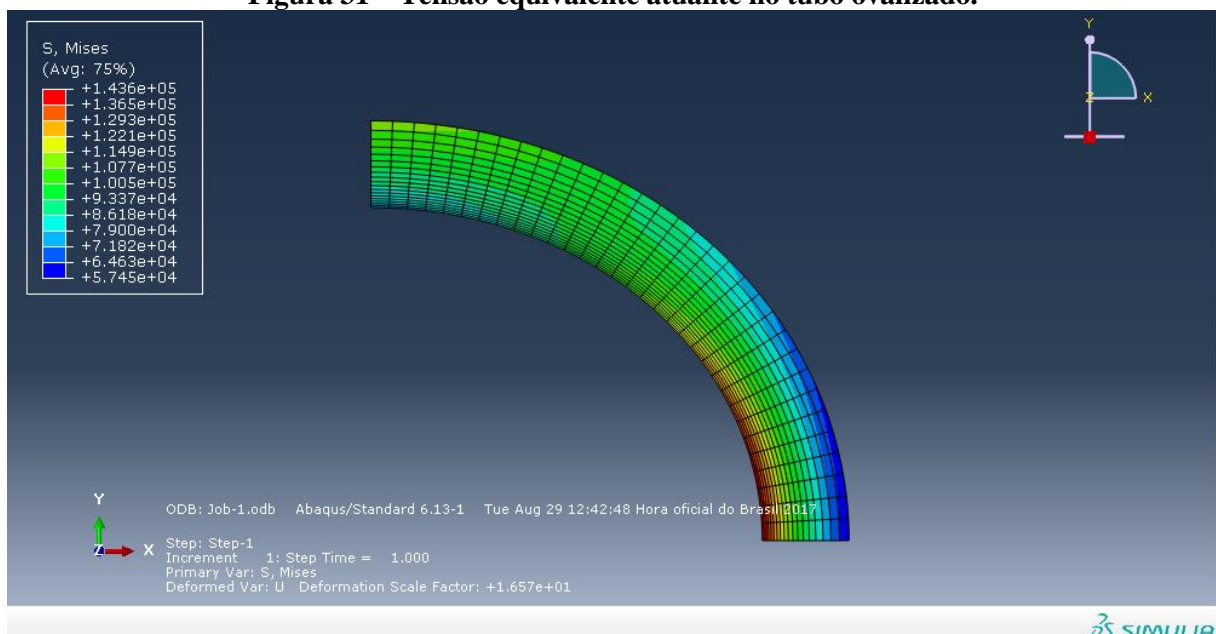
Fonte: Autor, 2017.

Visto que no modelo numérico criado para o tubo circular houve instabilidade da malha com pequenas variações de elementos, assim, para a verificação da estabilidade da malha para o caso particular do tubo com $D/t = 11$ e ovalização de 1%, a análise inicia-se já com 19 elementos na direção radial e 12 elementos na direção circunferencial.

4.2.4 Verificação do Resultado

Utilizando a pressão de colapso encontrada pela norma API 5C3 que se aplica ao tubo circular de 18181,8 psi, observa-se na Figura 31 que a tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo excede a tensão de escoamento para este tubo.

Figura 31 – Tensão equivalente atuante no tubo ovalizado.



Fonte: Autor, 2017.

Desta forma, reduzindo a pressão de colapso até o ponto em que a tensão equivalente de von Mises seja a mesma que para o tubo perfeito, isto é, circular, tem-se que a pressão de colapso para o tubo estando sujeito a uma ovalização inicial de 1% é:

$$P_{ov} = 13950 \text{ psi}$$

assim, o fator de resistência equivalente encontrado é

$$K_{ov} = \frac{P_{ov}}{P_c} = \frac{13950}{18181,8} \quad \therefore \quad K_{ov} = 76,72\%$$

Verifica-se que a perda de resistência calculada foi em torno de 25%, apresentando ser um bom indicador de perda de resistência se comparado com alguns valores aproximados de D/t e ovalização encontrados na literatura.

4.3 Modelagem Numérica do Tubo sob Efeito da Excentricidade

Esta seção apresenta um exemplo básico de aplicação, onde será modelado um tubo com imperfeição geométrica isolada, de excentricidade. O principal objetivo é realizar uma breve comparação da resistência equivalente dos tubos com a resistência equivalente encontrada na literatura (Capítulo 1). Para se obter esta análise, é necessário realizar o cálculo da resistência equivalente.

A resistência equivalente calculada para diversos níveis de excentricidade é definida a partir do fator K_{ec} na forma

$$K_{ec} = \frac{P_{ec}}{P_c} \quad (68)$$

sendo

K_{ec} - fator de resistência equivalente para tubos com excentricidade;

P_{ec} - pressão de colapso externa para tubos com excentricidade.

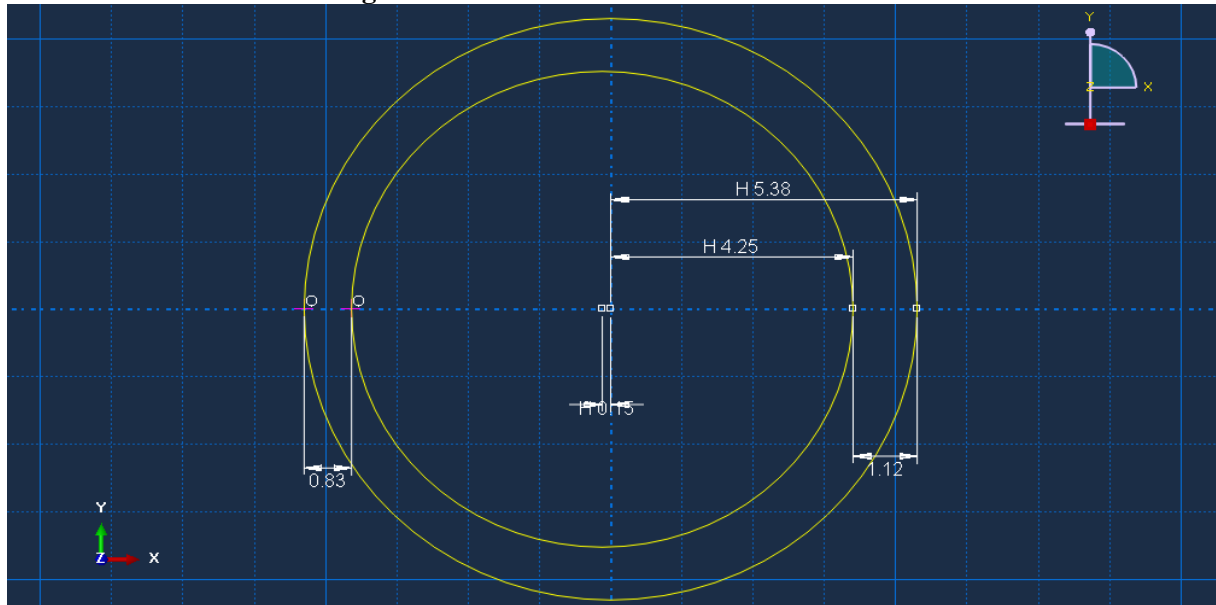
Em se tratando da análise ser em regime elástico linear, tem-se que pela proporcionalidade a pressão P_{ec} é determinada reduzindo a resistência ao colapso (P_c), calculada pela norma API 5C3, até o ponto em que a tensão equivalente de von Mises máxima encontrada na parede interna do tubo imperfeito se iguale com a tensão equivalente de von Mises máxima na parede interna do tubo circular.

4.3.1 Descrição do Modelo Numérico: Geometria

As dimensões do modelo numérico criado (Figura 32), estando o tubo sujeito a uma excentricidade de 15%, foram realizadas de acordo com as fórmulas de mapeamento pelas Equações 64, 65 e 66. Assim, para efeitos de comparação, realiza-se uma segunda análise com

o mesmo tubo criado para efeitos de validação, isto é, o tubo P-110, com diâmetro externo de 10,75 polegadas e espessura de 0,9772 polegadas.

Figura 32 – Modelo de elemento bidimensional.



Fonte: Autor, 2017.

Em função da geometria excêntrica dos tubos, e da existência de um único plano de simetria, representa-se 1/2 do tubo testado, como mostra a Figura 33.

Figura 33 – Representação de 1/2 do tubo testado.

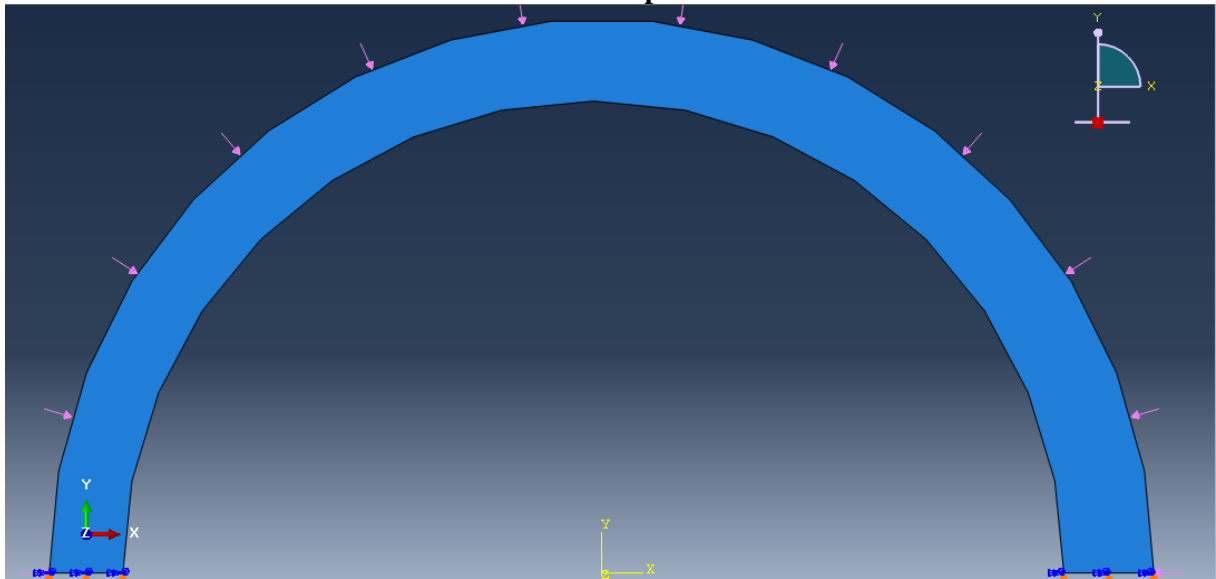


Fonte: Autor, 2017.

4.3.2 Descrição do Modelo Numérico: Carregamento e Condições de Contorno

Para a simulação da condição de simetria imposta, modelando-se apenas 1/2 do tubo, são restritos os deslocamentos na direção vertical dos nós contidos na face inferior, como pode-se observar na Figura 34.

Figura 34 – Carregamento de pressão externa aplicado em toda a malha e as condições de contorno impostas.

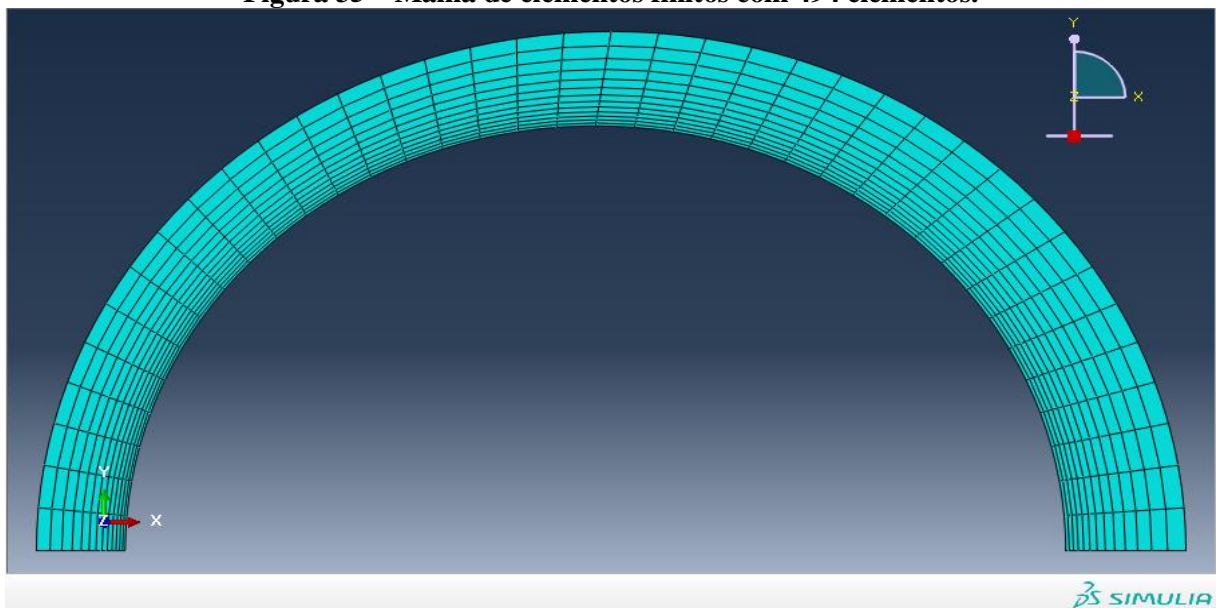


Fonte: Autor, 2017.

4.3.3 Descrição do Modelo Numérico: Malha de Elementos Finitos

Na Figura 35, tem um modelo numérico criado com uma malha de 494 elementos.

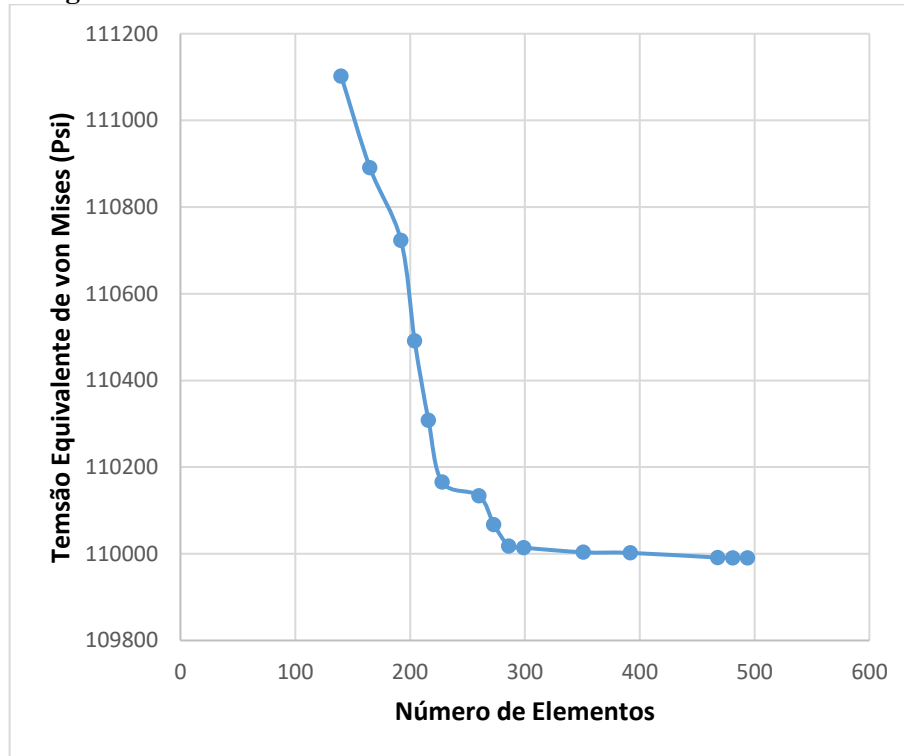
Figura 35 – Malha de elementos finitos com 494 elementos.



Fonte: Autor, 2017.

Assim, verifica-se na Figura 36 que com a malha de elementos finitos criada, com aproximadamente 494 elementos (13 elementos na direção radial e 38 elementos na direção circunferencial), já se obtém resultados satisfatórios, isto é, a tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo aplicando $P_{c,ec} = 16130$ psi, se aproxima de 110000 psi.

Figura 36 – Estudo de sensibilidade da malha com $D/t=11$ e $ec=15\%$.



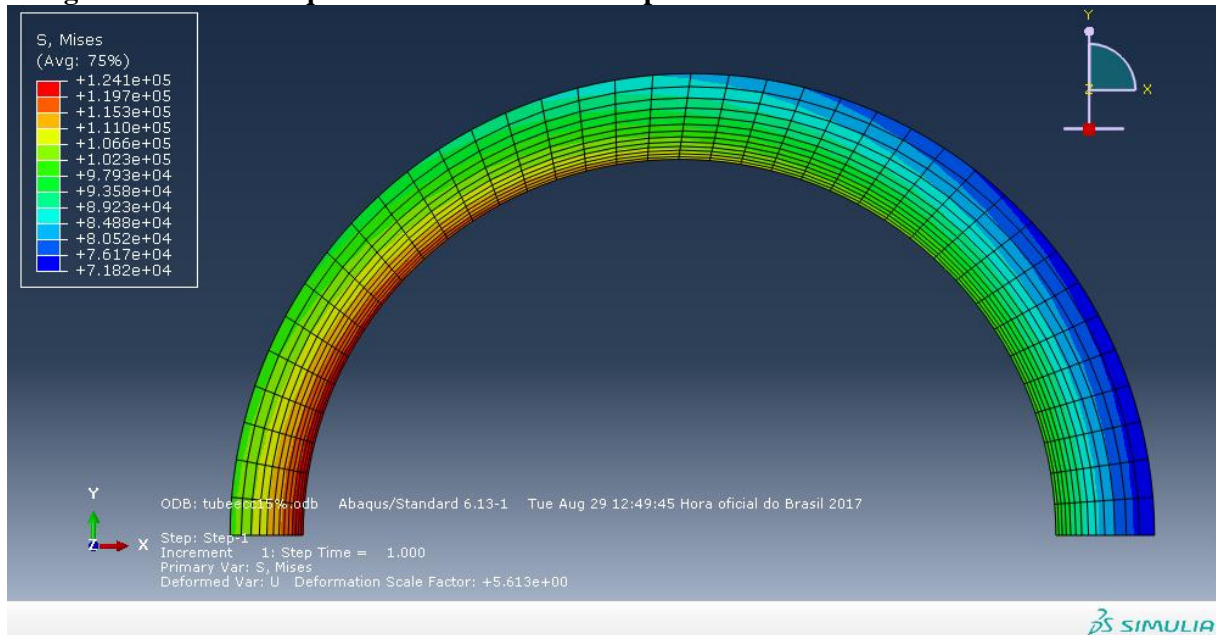
Fonte: Autor, 2017.

Visto que no modelo numérico criado para o tubo circular houve instabilidade da malha com relação para pequenas variações nos elementos, assim, para a verificação da estabilidade da malha para o caso particular do tubo com $D/t = 11$ e excentricidade de 15%, a análise inicia-se já com 14 elementos na direção radial e 10 elementos na direção circunferencial.

4.3.4 Verificação do Resultado

Utilizando a pressão de colapso encontrada pela norma API 5C3 que se aplica ao tubo circular de 18181,8 psi, observa-se na Figura 37 que a tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo excede a tensão de escoamento para este tubo.

Figura 37 – Tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo com excentricidade.



Fonte: Autor, 2017.

Desta forma, reduzindo a pressão de colapso até o ponto em que a tensão equivalente de von Mises seja a mesma que para o tubo perfeito, isto é, circular, tem-se que a pressão de colapso para o tubo estando sujeito a uma excentricidade de 15% é

$$P_{ec} = 12\,958 \text{ psi}$$

assim, o fator de resistência equivalente encontrado é

$$K_{ec} = \frac{P_{ec}}{P_c} = \frac{16130}{18181,8} \quad \therefore \quad K_{ec} = 88,71\%$$

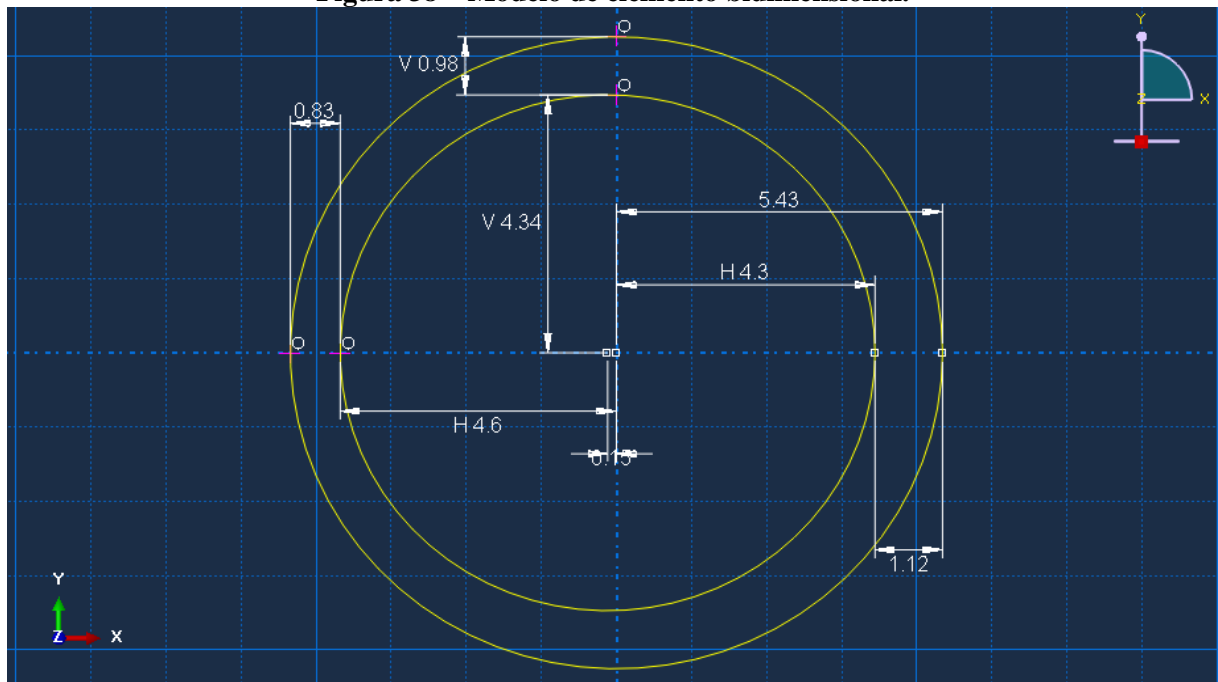
Verifica-se que a perda de resistência calculada foi em torno de 10%, apresentando ser um bom indicador de perda de resistência se comparado com alguns valores aproximados de D/t e ovalização encontrados na literatura.

4.4 Modelagem Numérica do Tubo sob o Efeito Combinado da Ovalização e Excentricidade

4.4.1 Descrição do Modelo Numérico: Geometria

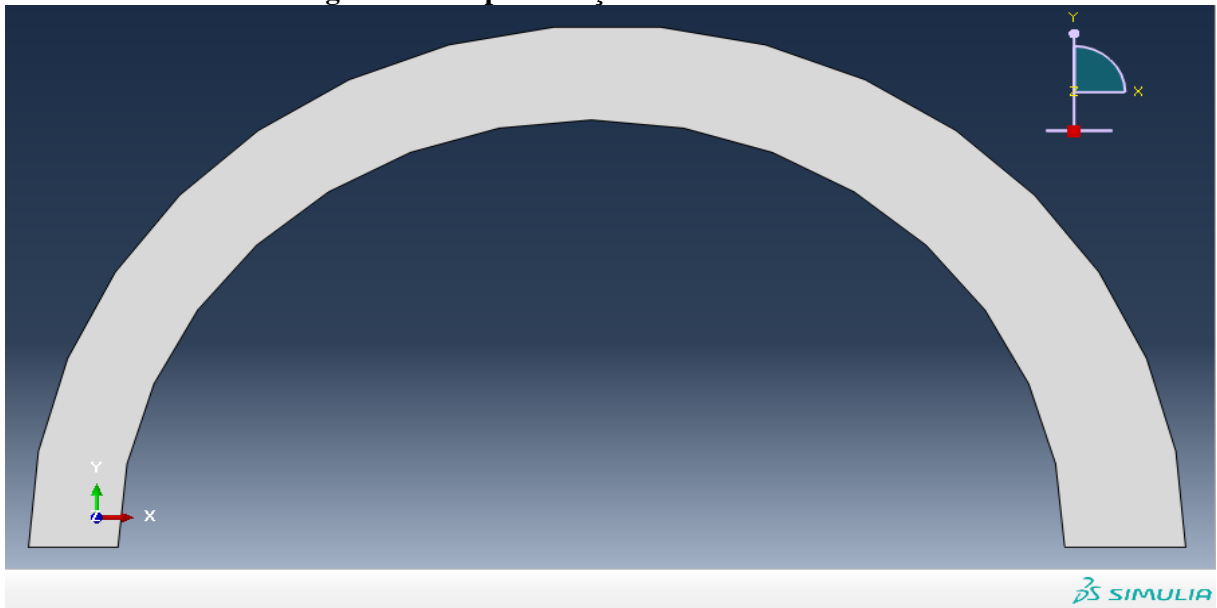
As dimensões do modelo numérico criado (Figura 38), estando o tubo sujeito a uma excentricidade de 15% mais ovalização de 1%, foram definidas de acordo com as fórmulas de mapeamento para a geometria do tubo (Equações 59-63) com excentricidade e ovalização. Assim, para efeitos de verificação, realiza-se uma terceira análise.

Figura 38 – Modelo de elemento bidimensional.



Fonte: Autor, 2017.

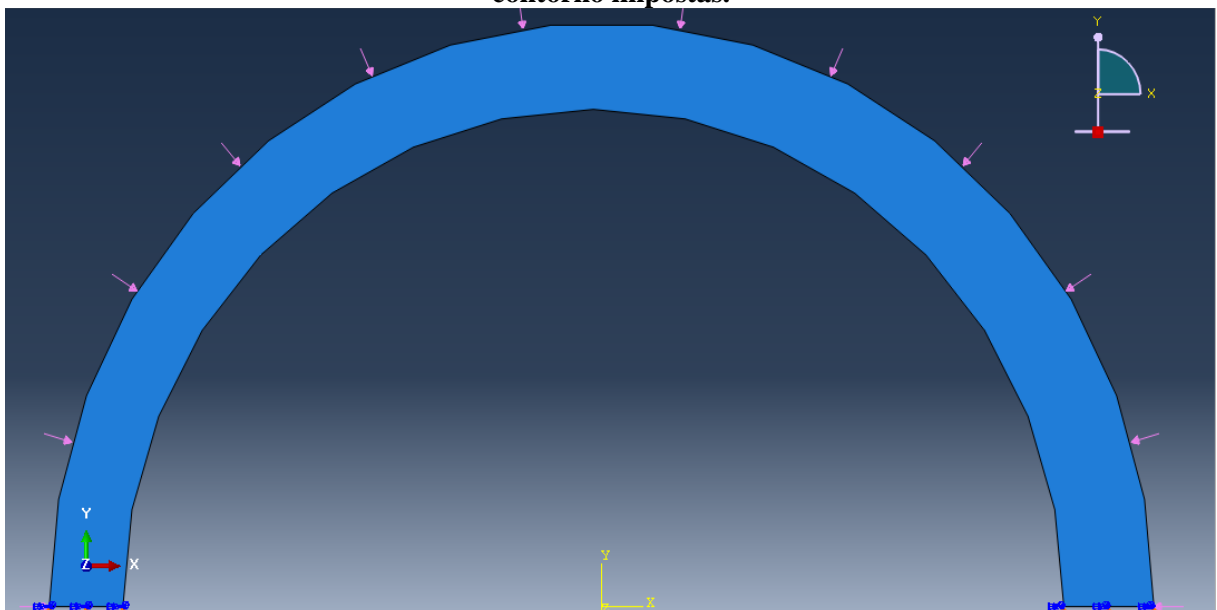
Em função da geometria imperfeita dos tubos, modela-se 1/2 do tubo testado, como mostra a Figura 39.

Figura 39 – Representação de 1/2 do tubo testado.

Fonte: Autor, 2017.

4.4.2 Descrição do Modelo Numérico: Carregamento e Condições de Contorno

Para a simulação da condição de simetria imposta, modelando-se apenas 1/2 do tubo, são restritos os deslocamentos na direção vertical dos nós contidos na face inferior, como podemos observar na Figura 40.

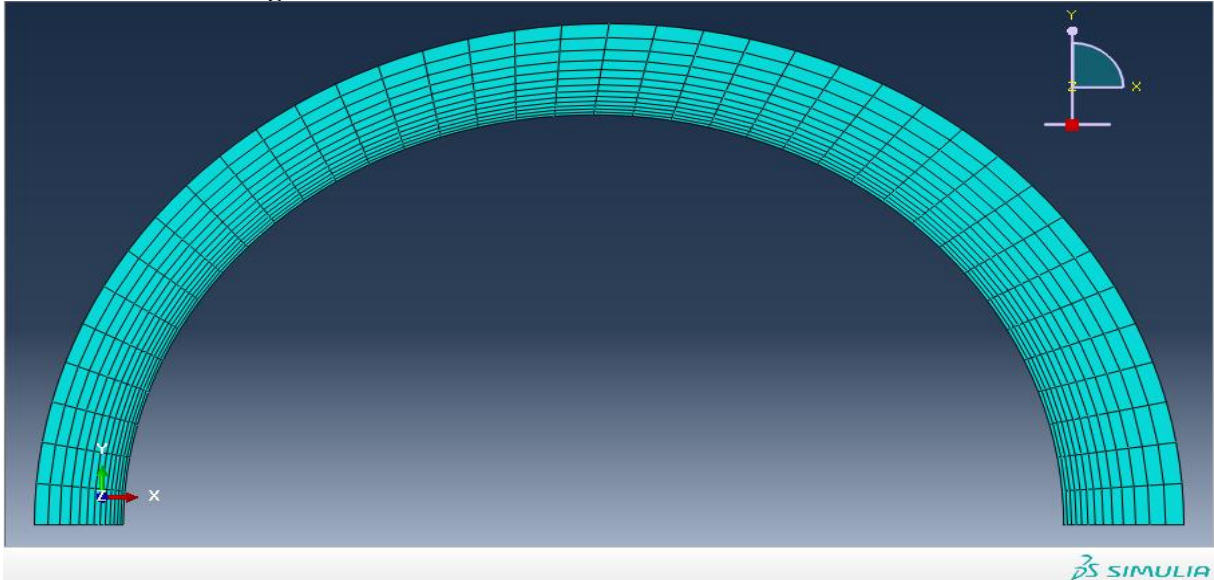
Figura 40 – Carregamento de pressão externa aplicado em toda a malha e as condições de contorno impostas.

Fonte: Autor, 2017.

4.4.2 Descrição do Modelo Numérico: Malha de Elementos Finitos

Na Figura 41, tem-se o modelo numérico criado com uma malha de elementos finitos com 552 elementos.

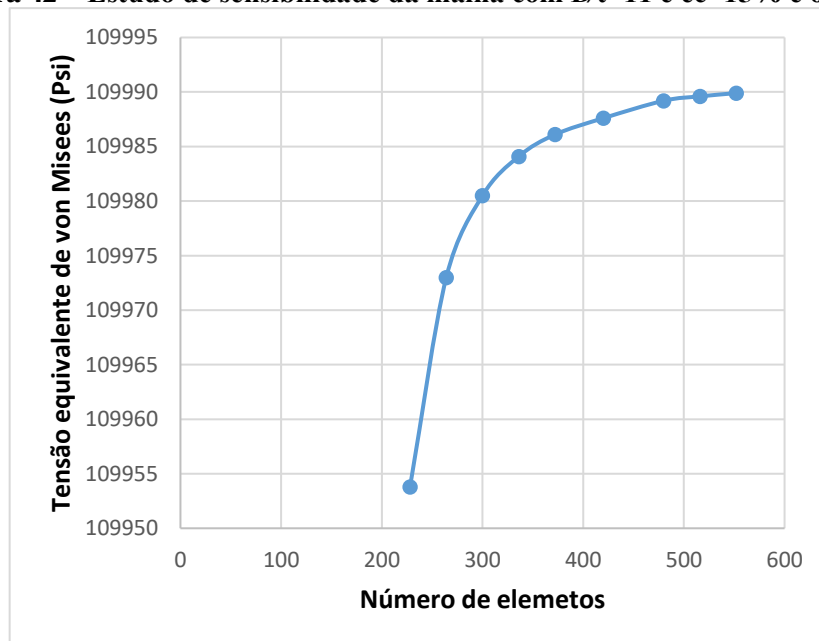
Figura 41 – Malha de elementos finitos com 552 elementos.



Fonte: Autor, 2017.

Assim, verifica-se na Figura 42 que com a malha de elementos finitos criada, com aproximadamente 552 elementos (12 elementos na direção radial e 46 elementos na direção circunferencial), já se obtêm resultados satisfatórios, isto é, a tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo aplicando $P_{C,ec+ov} = 12474,4$ psi, se aproxima de 109 990 psi.

Figura 42 – Estudo de sensibilidade da malha com $D/t=11$ e $ec=15\%$ e $ov=1\%$.



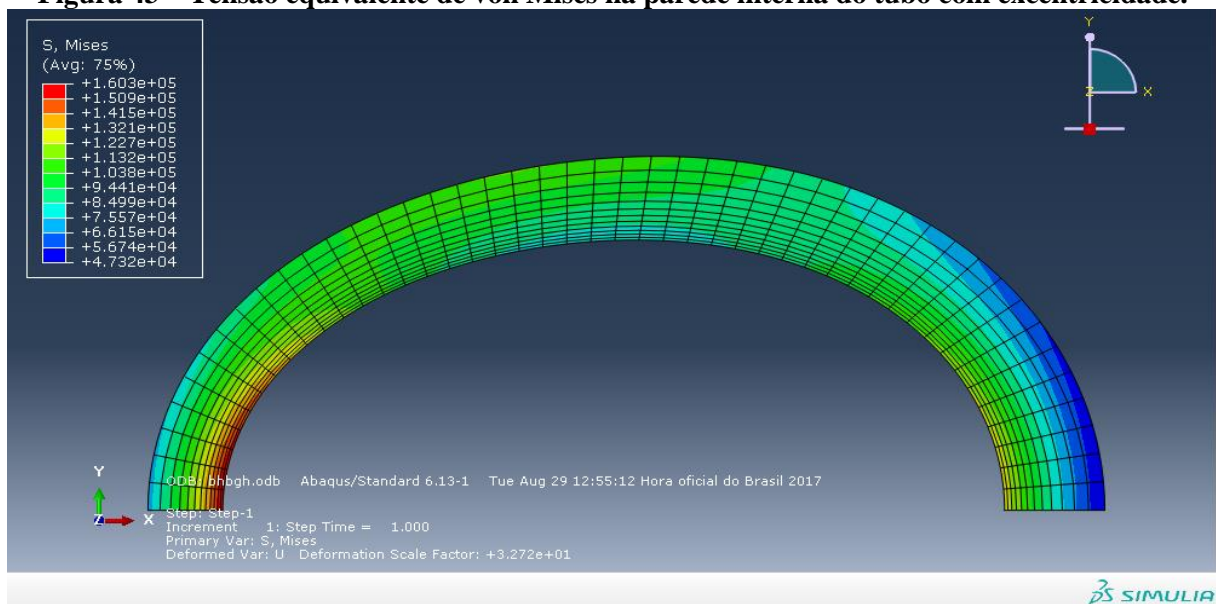
Fonte: Autor, 2017.

Visto que no modelo numérico criado para o tubo circular houve instabilidade da malha com relação para pequenas variações nos elementos, assim, para a verificação da estabilidade da malha para o caso particular do tubo com $D/t = 11$, excentricidade de 15% e ovalização de 1%, a análise inicia-se já com 12 elementos na direção radial e 19 elementos na direção circunferencial.

4.4.4 Verificação do Resultado

Utilizando a pressão de colapso encontrada pela norma API 5C3 que se aplica ao tubo circular de 18181,8 psi, observa-se na Figura 43 que a tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo excede a tensão de escoamento para este tubo.

Figura 43 – Tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo com excentricidade.



Fonte: Autor, 2017.

Do mesmo modo como nas seções anteriores, pela proporcionalidade reduzindo a pressão de colapso até o ponto em que a tensão equivalente de von Mises seja a mesma que para o tubo perfeito, isto é, circular, tem-se que a pressão de colapso para o tubo estando sujeito a uma excentricidade de 15% mais ovalização de 1% é

$$P_{ov+ec} = 12474 \text{ psi}$$

assim, o fator de resistência equivalente (K_{ov+ec}) encontrada é

$$K_{ec+ov} = \frac{P_{ec+ov}}{P_c} = \frac{12474}{18181,8} \quad \therefore \quad K_{ec+ov} = 68,6\%$$

isto é, a resistência equivalente foi de 31,4%. Assim, para o mesmo D/t, tem-se

$$K_{ov} = 76,72\% \quad \text{e} \quad K_{ec} = 88,72\%$$

Considerando-se o efeito combinado para o mesmo nível de ovalização e excentricidade obtidos, tem-se que a resistência equivalente total pelo Princípio da Superposição dos Efeitos (SE) é

$$K_{ec+ov}^{SE} = 100 - [(100 - 76,72) + (100 - 88,72)]$$

$$K_{ec+ov}^{SE} = 65,44\%$$

obtendo-se, assim, uma resistência equivalente de aproximadamente 35%.

Portanto, como será melhor explicado na Seção 5.5, observa-se que a perda de resistência dada pela soma das perdas isoladas $(1 - K_{ov})$ e $(1 - K_{ec})$ não reproduz a perda calculada de forma mais robusta, considerando ambas as imperfeições, simultaneamente, no modelo numérico.

5 ESTUDO PARAMÉTRICO DO TUBO SUBMETIDO AS IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS NO REGIME ELÁSTICO

No capítulo anterior, com o intuito de validar o modelo verificando seus efeitos com a literatura, apresentou-se a metodologia de modelagem numérica dos tubos imperfeitos, bem como a medida de avaliação da resistência equivalente dos tubos de revestimento sob a ação de pressão externa. É importante lembrar que, deste capítulo em diante, será utilizada a metodologia abordada no Capítulo 4, tomando como pressão de referência a fornecida pela API 5C3 (2008).

No presente capítulo, de forma a ampliar o conhecimento acerca das variáveis que influenciam a resistência ao colapso de tubos de revestimento, um estudo paramétrico é apresentado em regime elástico linear.

Tal estudo foi elaborado através de simulações numéricas, de forma a abranger os aspectos relativos ao comportamento dos tubos, submetidos à mudança nas propriedades geométricas (D/t , ovalização e excentricidade).

5.1 Efeito da Esbeltez D/t

O conhecimento do parâmetro D/t é sempre de fundamental importância em qualquer análise de colapso, pois, definidos os limites de esbeltez e o limite de escoamento do tubo, é possível se ter a pressão de colapso ao qual o tubo em análise está submetido. Assim, simulações numéricas foram realizadas, afim de cobrir diferentes valores de esbeltez, para o aço P-110.

Inicialmente, apresentam-se os valores de pressão de colapso (P_c) dados pela norma API 5C3, para tubos com D/t entre 8 e 40, e os respectivos valores de tensão de von Mises calculados na parede interna, para o aço P-110 (Tabela 1).

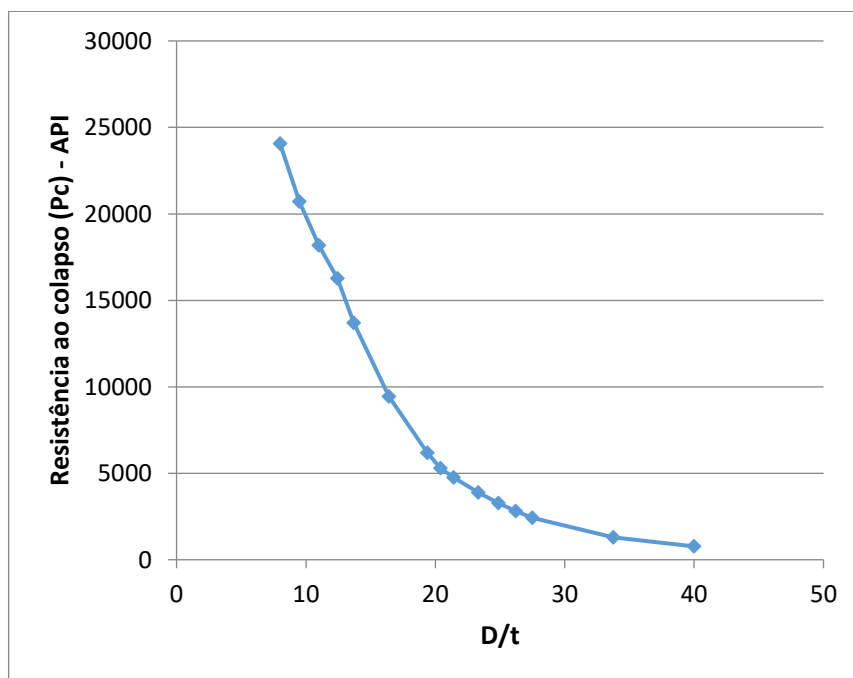
Tabela 1 – Pressões de colapso para o grau P-110.

Esbeltez (D/t)	Definição dos limites de esbeltez	Resistência ao colapso (psi)	Tensão eq. de von Mises (psi)
40	Colapso elástico	771,6963	15829,67
33,7515	Colapso elástico	1296,816	22552,98
27,51	Colapso elástico	2428,43	34663,07
26,223	Limite	2814,1	38360,74
24,89	Colapso de transição	3278,33	42506,59

23,3156	Colapso de transição	3894,781	47439,4
21,42	Colapso de transição	4757,33	53446,16
20,406	Limite	5284,3	56694,75
18,3658	Colapso Plástico	7189,26	69820
16,42357	Colapso Plástico	9442,153	82564,09
13,68	Colapso Plástico	13705,9	101173,4
12,44	Limite	16263	110000
11	Colapso por escoamento	18181,82	110000
9,5	Colapso por escoamento	20720,22	110000
8	Colapso por escoamento	24062,5	110000

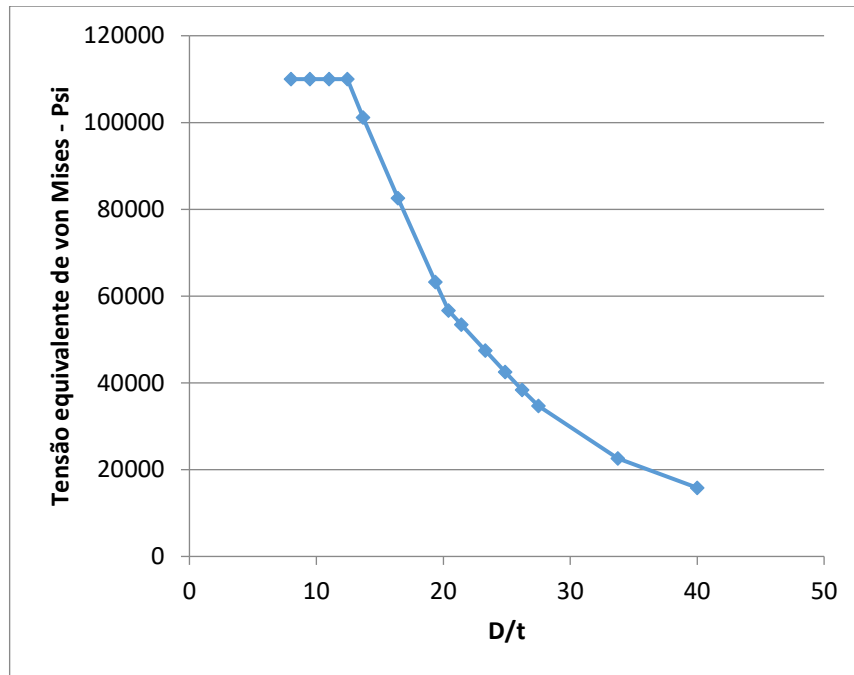
Desta forma, de acordo como apresentado na Tabela 1, a Figura 44, mostra a análise dos efeitos do parâmetro geométrico D/t na resistência ao colapso, assim como, na Figura 45, a análise das suas respectivas tensões equivalentes de von Mises.

Figura 44 – Resistência ao colapso do tubo circular P-110 segundo a norma API 5C3.



Fonte: Autor, 2017.

Figura 45 – Tensão equivalente de von Mises na parede interna do tubo P-110 (circular), segundo o modelo de colapso proposto pela norma API 5C3.



Fonte: Autor, 2017.

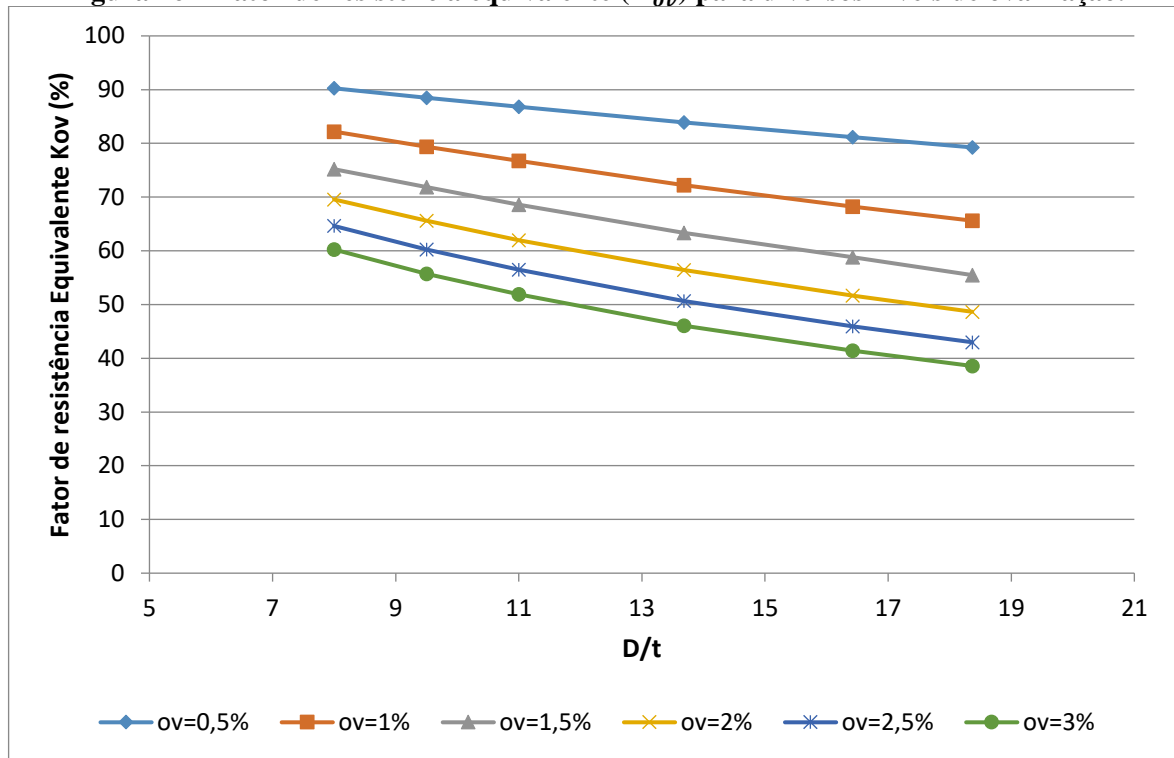
Nota-se que, apenas para os tubos mais robustos, no domínio por escoamento, atinge-se o limite Y_p na parede interna. Na modelagem numérica que segue, em se tratando do regime geometricamente linear, limita-se a análise imitando-se a análise aos tubos dos domínios de colapso por escoamento e colapso plástico. De forma a cobrir esta faixa de valores de esbeltez, tomam-se, em cada domínio, pontos correspondentes a 5% do limite inferior, 95% do limite superior e a média dos limites, totalizando 6 valores de D/t analisados.

5.2 Efeito da Ovalização

As simulações foram realizadas, considerando, para cada D/t , ovalização variando de 0,5% a 3% no sentido de diminuir o diâmetro original do tubo na direção y .

Na Figura 46, observa-se que a sensibilidade da resistência ao colapso em função da ovalização inicial é mais acentuada para valores de ovalização acima de 1%.

Figura 46 – Fator de resistência equivalente (K_{ov}) para diversos níveis de ovalização.



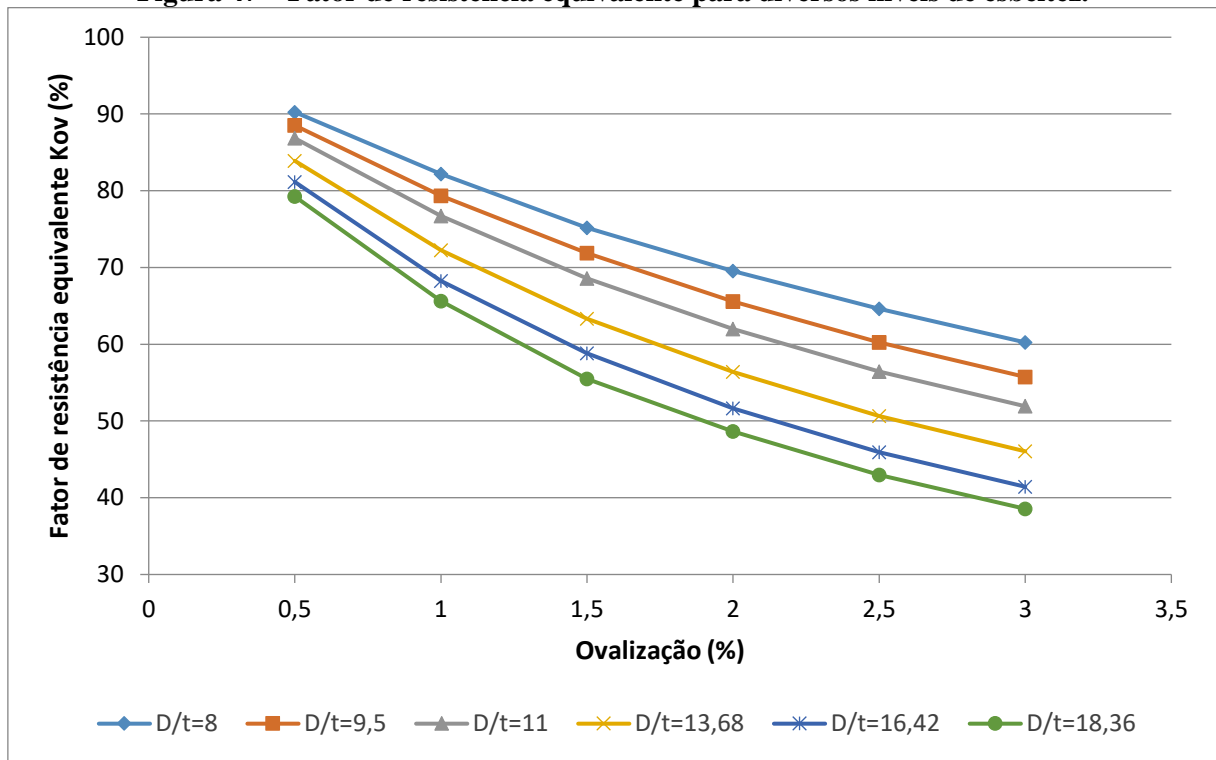
Fonte: Autor, 2017.

Da Figura 46, observa-se ainda que, à medida que ocorre o aumento da ovalização, as curvas vão perdendo cada vez mais a linearidade. Vale destacar que, ainda no caso de valor mínimo de ovalização, em 0,5%, ocorrem perdas entre 10% e 20% da pressão de colapso e para o valor máximo de 40 a 60%.

De forma coerente com o que é apresentado na literatura, para ovalização de 1%, a resistência equivalente do tubo fica em torno de 20% a 35%.

Na sequência, avaliou-se a perda de resistência do tubo, em função da ovalização, para diversos níveis de esbeltez (Figura 47).

Figura 47 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.



Fonte: Autor, 2017.

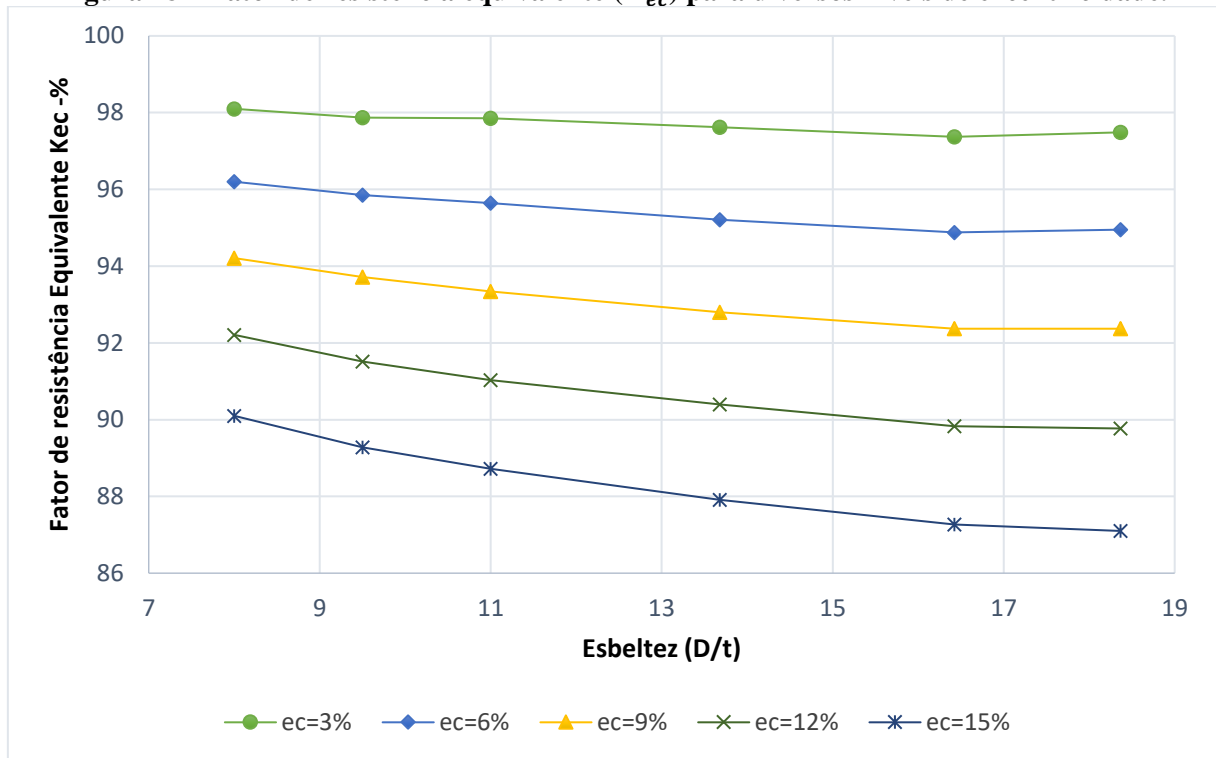
Na Figura 47, pode-se observar que, com o aumento da esbeltez, a perda de resistência ao longo da ovalização vai se mostrando cada vez mais não linear. Ainda, para a menor ovalização considerada, nota-se que a perda de resistência varia cerca de 10% em diferentes valores de D/t .

5.3 Efeito da Excentricidade

As simulações foram realizadas, considerando, para cada D/t , excentricidade variando de 3% a 15%, deslocando o círculo interno do tubo na direção x .

Assim, observa-se na Figura 48, que a sensibilidade da resistência ao colapso em função da excentricidade é mais acentuada para valores da imperfeição acima de 12%.

Figura 48 – Fator de resistência equivalente (K_{ec}) para diversos níveis de excentricidade.

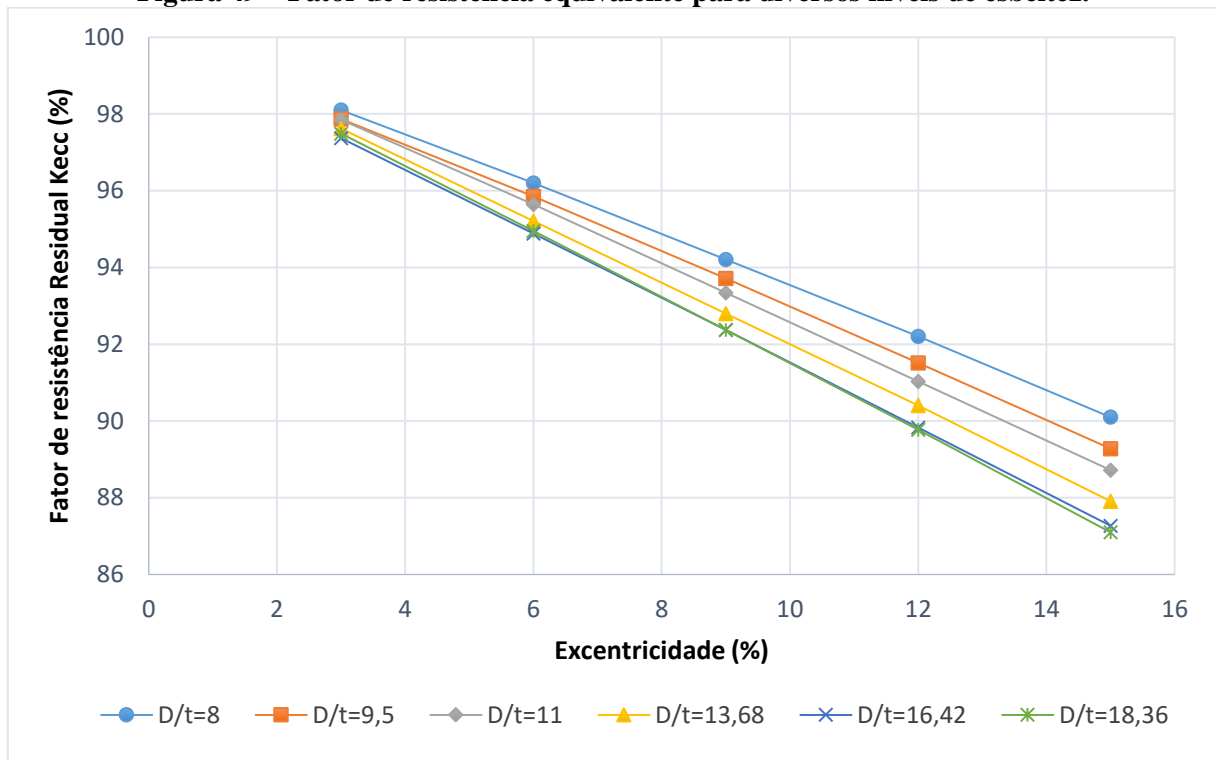


Fonte: Autor, 2017.

Da Figura 48, observa-se ainda que, à medida que ocorre o aumento da excentricidade, as curvas vão perdendo cada vez mais a linearidade. E como já era esperado, de acordo com a literatura, para excentricidade de 15%, a perda de resistência do tubo fica em torno de 10% a 20%.

Na sequência, avalia-se a perda de resistência do tubo, em função da excentricidade, para diversos níveis de esbeltez (Figura 49).

Figura 49 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.



Fonte: Autor, 2017.

Na Figura 49, independente do tubo ser pouco ou muito esbelto, pode-se observar que a perda de resistência se mantém linear e que nos dois gráficos, conclui-se que para pequenas excentricidades e para tubos pouco esbeltos a perda de resistência é em torno de 2% a 3%.

Assim como já exposto na seção anterior, uma formulação mais robusta para o cálculo da perda de resistência pode ser obtida, contemplando as 3 variáveis analisadas até aqui, a partir do fator

$$K_{ov+ec}(D/t; ov; ec)$$

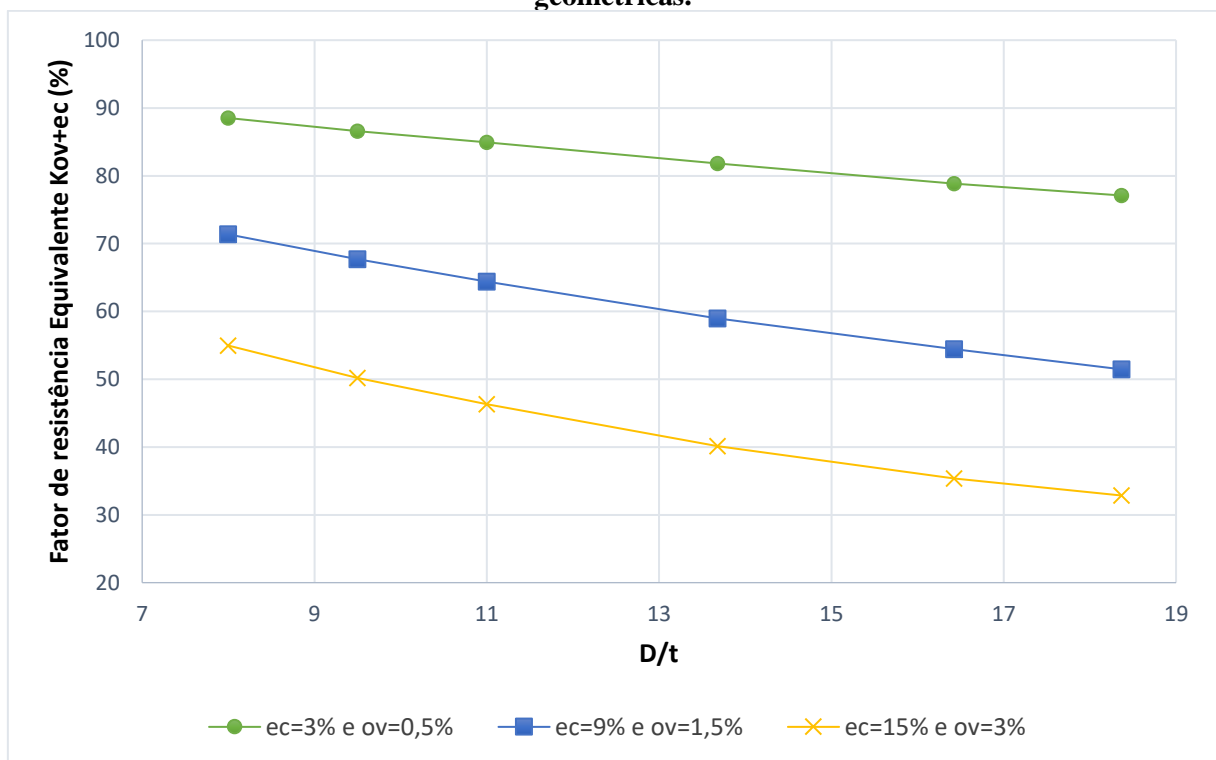
Tal ajuste é realizado por cada domínio de esbeltez, como será apresentado na seção seguinte. Vale destacar que, na prática de projeto, as imperfeições não ocorrem, obrigatoriamente, em uma mesma seção transversal do tubo, como modelado neste trabalho. Porém, a simulação de uma seção transversal crítica leva a resultados a favor da segurança.

5.5 Efeito das Imperfeições Geométricas Combinadas

Os resultados para pressão de colapso das análises numéricas realizadas considerando o tubo somente com a ovalização inicial e depois considerando apenas o efeito da excentricidade, para diferentes razões de D/t , serão revisitados nesta seção, para efeitos de comparação com a resposta sob efeito combinado.

Considerando as mesmas condições utilizadas nas simulações anteriores, ou seja, as mesmas características físicas (Y_p), geométricas (D/t , ov e ec) e de carregamento (P_c), tem-se nas Figuras 50, 51 e 52, a resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez considerando o efeito combinado da ovalização e excentricidade. A partir da Figura 50, tomando-se pares de valores de imperfeições mínimos, intermediários e máximos, observa-se a resposta ao longo da esbeltez do tubo.

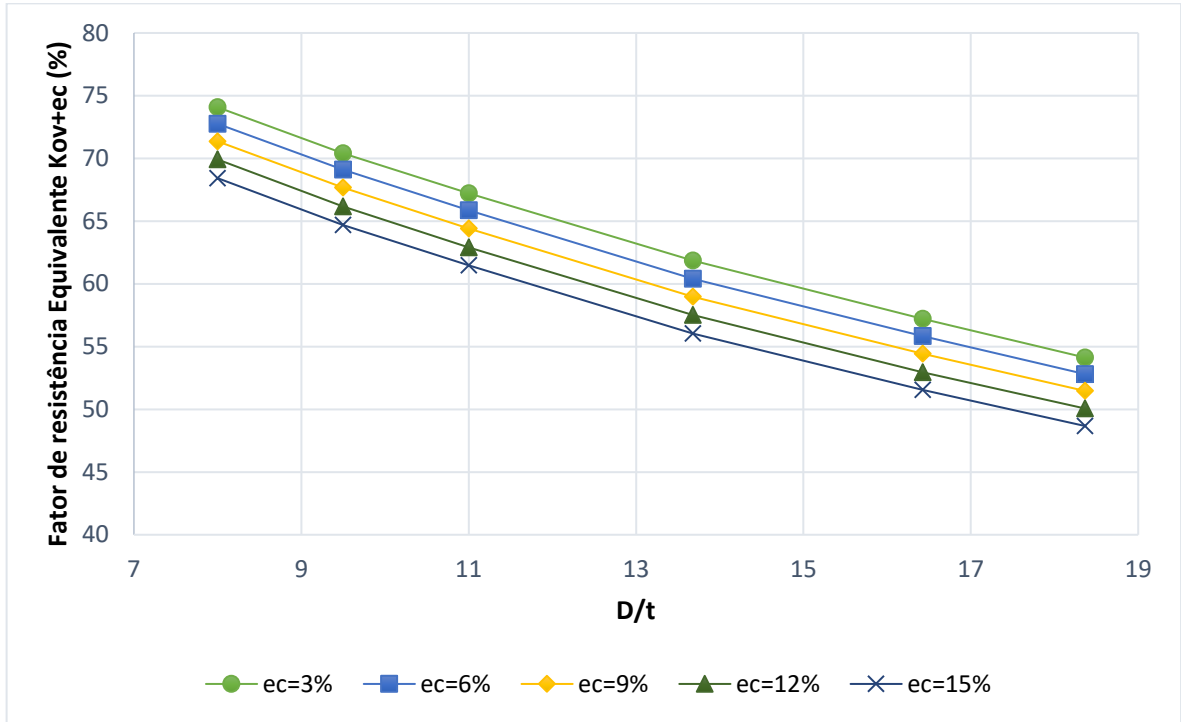
Figura 50 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas.



Fonte: Autor, 2017.

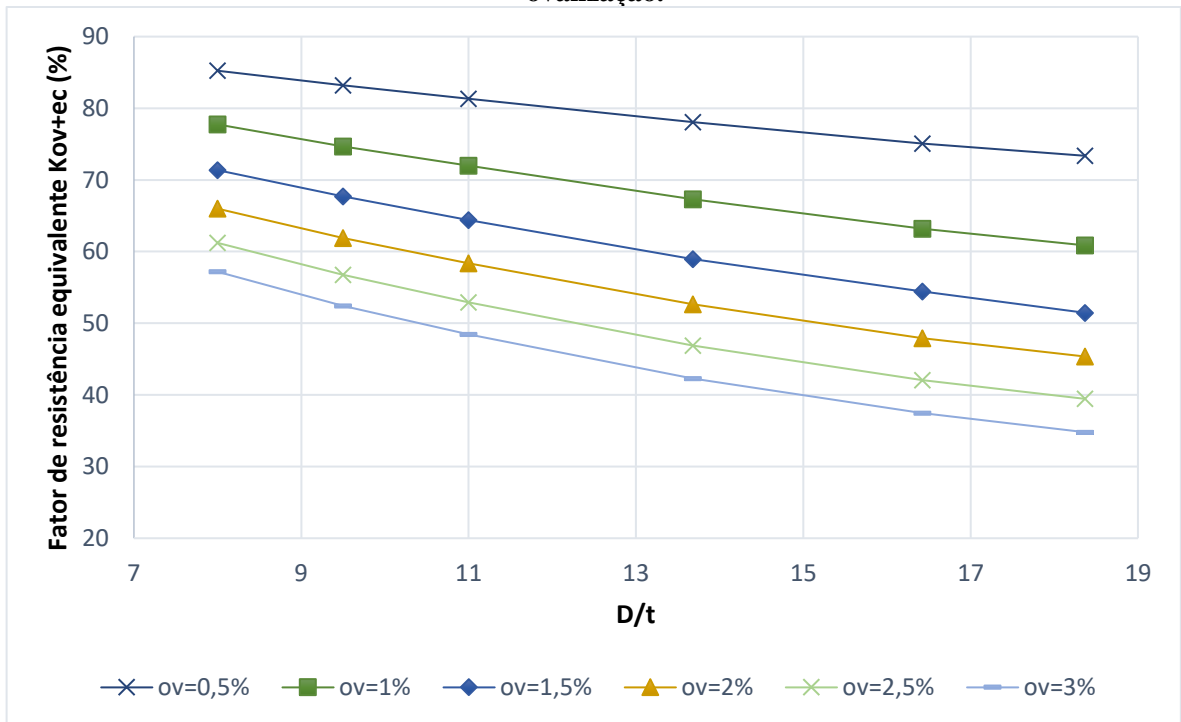
Nas Figuras 51 e 52, apresenta-se a resposta de perda de resistência fixando-se a ovalização em 1,5% e a excentricidade em 9%, respectivamente, para diversos níveis de esbeltez.

Figura 51 – Resistência equivalente mantendo fixo a ovalização em 1,5% e variando a excentricidade.



Fonte: Autor, 2017.

Figura 52 – Fator de resistência equivalente mantendo fixo a excentricidade em 9% e variando a ovalização.



Fonte: Autor, 2017.

Com base nos gráficos apresentados, nota-se a forte influência do efeito de ovalização na resistência ao colapso, e o aumento da não linearidade da resposta para os maiores valores desta.

Por fim, um estudo é realizado com o objetivo de encontrar a função que melhor se ajusta ao conjunto de pontos dados de coordenadas

$$(D/t ; ov ; ec ; K_{ov+ec})$$

encontrando, assim, uma equação em função de outros dois parâmetros, onde se obtém como resposta o fator de resistência equivalente sob imperfeições combinadas (K_{ov+ec}). Para se chegar a este resultado, utiliza-se o software LabFit (SILVA, 2016). Trata-se de um programa para *Windows* desenvolvido pela Universidade Federal de Campina Grande, para tratamento e ajuste de dados.

Assim, o ajuste é dado pelas Equações (69) e (70), onde a primeira equação é referente ao domínio por escoamento e a segunda ao domínio plástico.

$$K_{ov+ec} \left(D/t_{Y_p} ; ov ; ec \right) = \frac{C1+C2 \cdot ec}{1+C3 \cdot ov+C4 \cdot ov^2} \quad (69)$$

$$K_{ov+ec} \left(D/t_p ; ov ; ec \right) = \frac{C1+ec}{C2+C3 \cdot ov} + C4 * ov \quad (70)$$

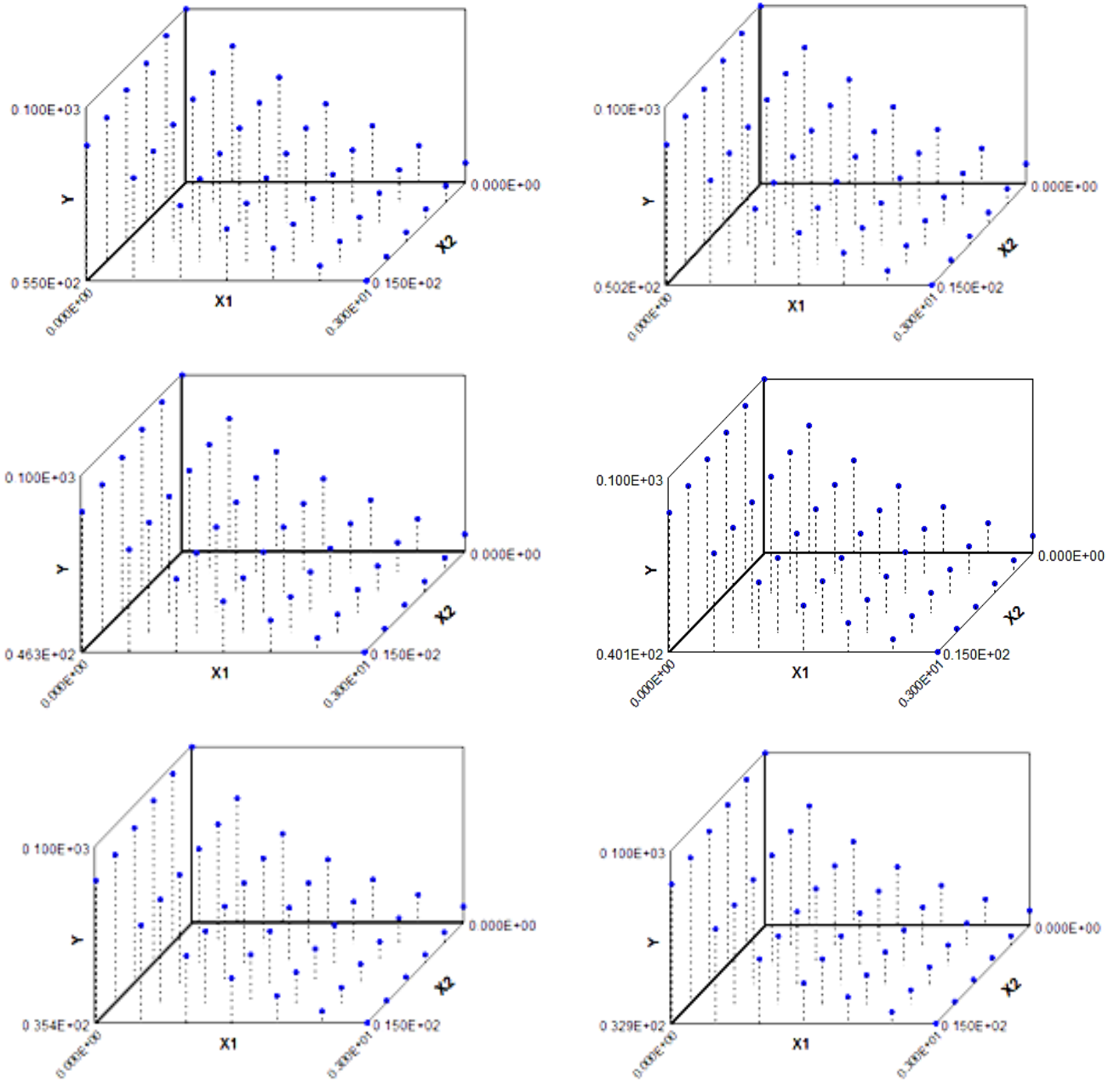
Os coeficientes de ajustes $C1$, $C2$, $C3$ e $C4$, para cada domínio de esbeltez, são apresentados na Tabela 2.

Tabela 2 – Coeficientes para cada domínio de esbeltez.

	$C1$	$C2$	$C3$	$C4$
$D/t_{Y_p} = 8$	99,8	-0,62	0,2115	0,00185
$D/t_{Y_p} = 9,5$	99,74	-0,6727	0,2524	0,003475
$D/t_{Y_p} = 11$	99,72	-0,7078	0,2930	0,005033
$D/t_p = 13,68$	-129,4	-1,298	-0,4775	-0,5529
$D/t_p = 16,42$	-121,8	-1,222	-0,5473	-0,5692
$D/t_p = 18,37$	-120,5	-1,208	-0,6121	-0,5107

Na Figura 53, observa-se a forte influência da esbeltez à medida que se aumentam os níveis de imperfeições geométricas.

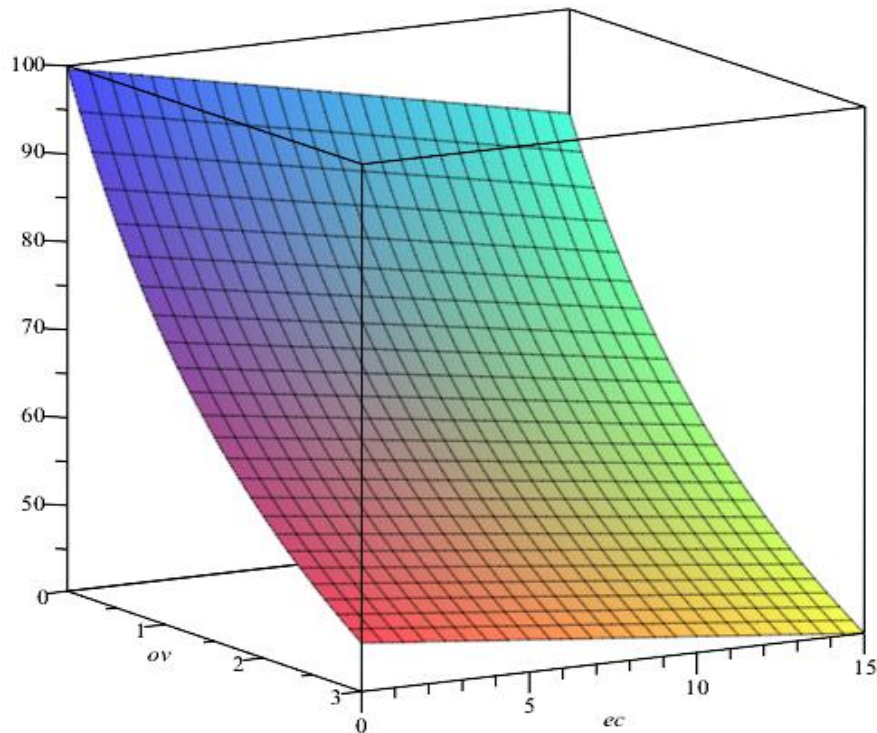
Figura 53 – Plotagem dos pontos para cada esbeltez apresentada.



Fonte: Autor, 2017.

E, na Figura 54, para fins de ilustração, apresenta-se a superfície de ajuste paramétrica apenas para $D/t= 13,68$, correspondente a Equação (70) ajustada.

Figura 54 – Ajuste de uma superfície para previsão de perda de resistência do tubo P-110 ($D/t=13,68$) considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas.



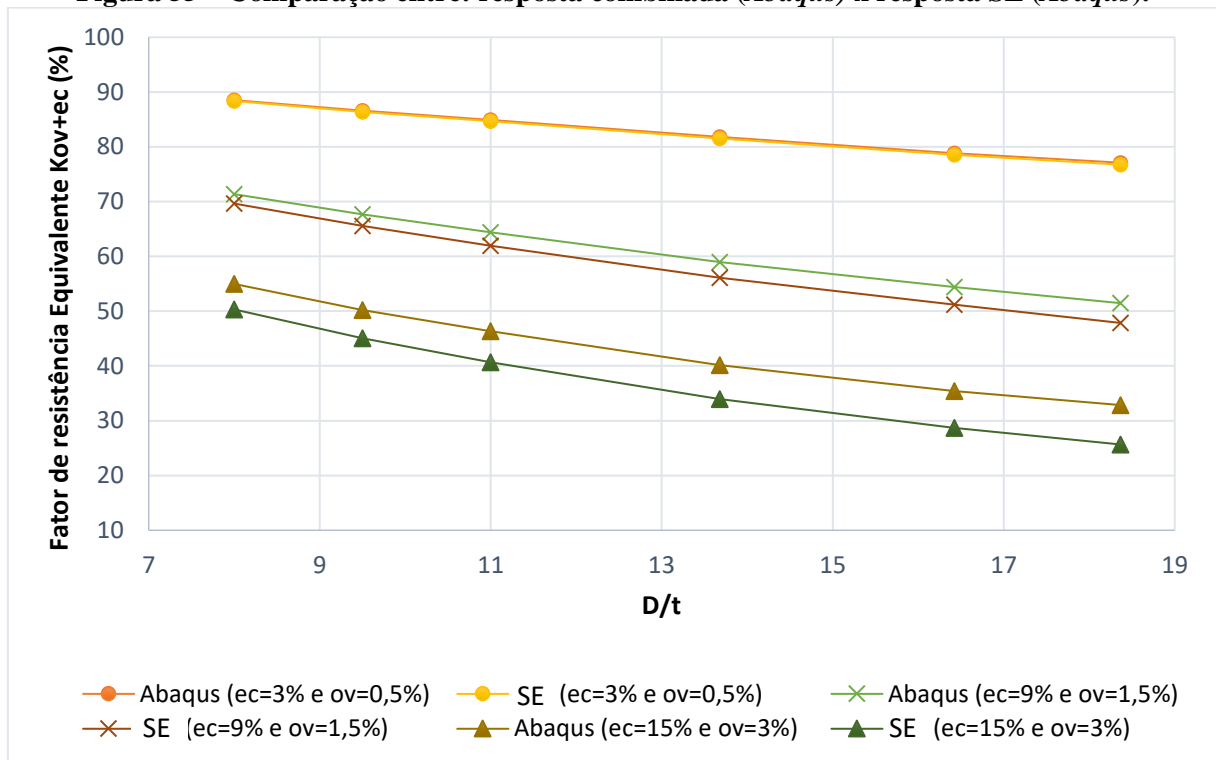
Fonte: Autor, 2017.

A partir da resposta do fator K_{ov+ec} apresentado na Figura 54, pode-se observar uma evolução quase linear ao longo do eixo da excentricidade, por conseguinte, variando-se o nível de ovalização, tem-se um formato de curva não linear.

Em se tratando de uma análise em regime linear físico e geométrico, poderia se esperar que a superposição dos efeitos de perda de resistência obtidas para as imperfeições, isoladamente, fosse válida. Huang e Gao (2015), inclusive, afirmam isso.

Assim, na Figura 55, compara-se a resposta numérica combinada com a resposta dada pela soma das perdas calculadas nos modelos de imperfeição isolada, identificada por (SE). Nota-se que superposição dos efeitos (SE) só foi válida para pequenos níveis de ovalização e excentricidade, levando a erros na estimativa da perda de resistência da ordem de -22%.

Figura 55 – Comparação entre: resposta combinada (*Abaqus*) x resposta SE (*Abaqus*).



Fonte: Autor, 2017.

Portanto, observa-se na Figura 55, à medida que se aumenta os níveis de ovalização e excentricidade, isto é, aumentando o nível da geometria indeformada, o princípio da superposição dos efeitos perde validade.

6 ESTUDO PARAMÉTRICO DO TUBO SUBMETIDO ÀS IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS NO REGIME PLÁSTICO

Neste capítulo, a análise paramétrica é realizada levando-se em conta a não linearidade do material, segundo o modelo descrito na Seção 6.1. Os parâmetros analisados e a estrutura de apresentação dos resultados são similares às do Capítulo 5. Adicionalmente, utiliza-se como valor de referência a pressão de colapso dada pelo modelo de Klever-Tamano (K-T).

6.1 Descrição do Modelo Numérico: Material

Os modelos numéricos criados seguem com os mesmos procedimentos realizados para os casos considerando os tubos no regime elástico linear (Capítulo 4). A diferença está na inserção da curva tensão *versus* deformação proposta pela ASME, e no controle do processo de aplicação da carga, visando a imposição do equilíbrio em cada passo da análise. O método de controle utilizado é estático geral, com técnica de solução de *Full Newton* (método direto).

Adota-se módulo de elasticidade longitudinal igual a $30 \cdot 10^6$ psi e coeficiente de Poisson igual a 0,3. Como apresentado na Figura 8, para a inserção dos dados no regime plástico no *software Abaqus*, a Figura 56 apresenta os seguintes pontos como dados de entrada:

Figura 56 – Dados de entrada do material elastoplástico.

The screenshot shows the 'Edit Material' dialog box in Abaqus. The 'Name' field is 'Material-1'. The 'Material Behaviors' section has 'Plastic' selected. The 'Plastic' section is expanded, showing 'Hardening' set to 'Isotropic'. The 'Data' table is as follows:

	Yield Stress	Plastic Strain
1	95000	0
2	95181.9	1.09923E-05
3	96662.5	1.90044E-05
4	98143.2	3.2585E-05
5	99623.9	5.54215E-05
6	101105	9.3541E-05
7	102585	0.000156631
8	104066	0.000260479
9	105546	0.000370227

Fonte: Autor, 2017.

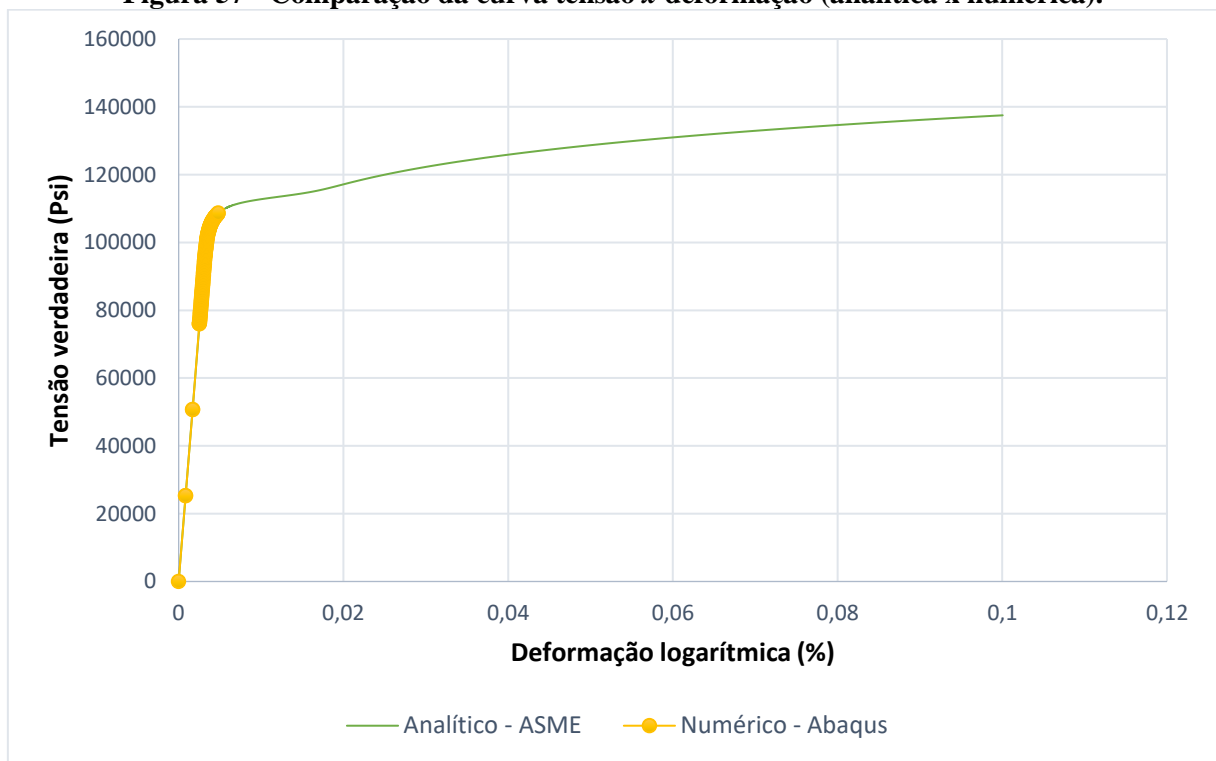
Destá forma, para a obtenção dos pontos mostrado na Figura 56, utiliza-se a seguinte equação:

$$\varepsilon_p = \varepsilon_{verdadeira} - \frac{\sigma_{verdadeira}}{E} \quad (71)$$

A tensão de escoamento é inserida de acordo com a curva do código normativo ASME. Sendo assim, considera-se, para o tubo P-110, que a tensão limite de proporcionalidade é de 95000 psi, e que a partir desse ponto a curva do material perde linearidade.

De tal forma, como se tem na Figura 57, inserindo os dados de entrada corretamente, tem-se que, para qualquer tubo, que a resposta numérica está de acordo com o modelo analítico constitutivo proposto pela norma ASME.

Figura 57 - Comparação da curva tensão x deformação (analítica x numérica).



Fonte: Autor, 2017.

É válido ressaltar que o *Abaqus* solicita como dado de entrada apenas a deformação no regime plástico do material. Por essa razão, as curvas tensão verdadeira *versus* deformação plástica logarítmica são obtidas a partir das curvas padrão de tensão verdadeira *versus* deformação logarítmica obtidas de acordo com a norma ASME. Portanto, uma vez que a

resposta da simulação numérica faz com que os pontos obedeçam à curva especificada, tal verificação está garantida para as demais análises elastoplásticas, varrendo assim, toda faixa de esbeltez.

6.2 Efeito da Esbeltez D/t

Seguindo a mesma linha de raciocínio no caso dos tubos no regime elástico, para o critério de escolha das esbeltezes, faz-se, 5% do limite inferior, 95% do limite superior e a média dos limites (superior e inferior), ficando assim com três esbeltezes em cada domínio. Definindo-se os limites de colapso do grau P-110 (Figura 24), e utilizando as equações de Lamé, calculam-se os valores de tensão de von Mises gerados na parede interna dos tubos, devido à pressão de colapso fornecida pelos modelos da API 5C3 ($\sigma_{VM,API}$) e de K-T ($\sigma_{VM,K-T}$). De acordo com a Tabela 3, destacam-se os valores de esbeltez para os quais a tensão equivalente ultrapassa o valor de 95000 psi. Entende-se que estes tubos serão afetados pela consideração do regime não linear do material. Deste modo, os resultados mostrados neste capítulo dizem respeito a apenas quatro tubos, segundo a API 5C3, e seis tubos segundo K-T. Vale destacar que a pressão de colapso calculada pelo modelo K-T corresponde à situação de tubo perfeito, ou seja, $H_{t,des} = 0$.

Tabela 3 – Tensões de von Mises para o tubo P-110.

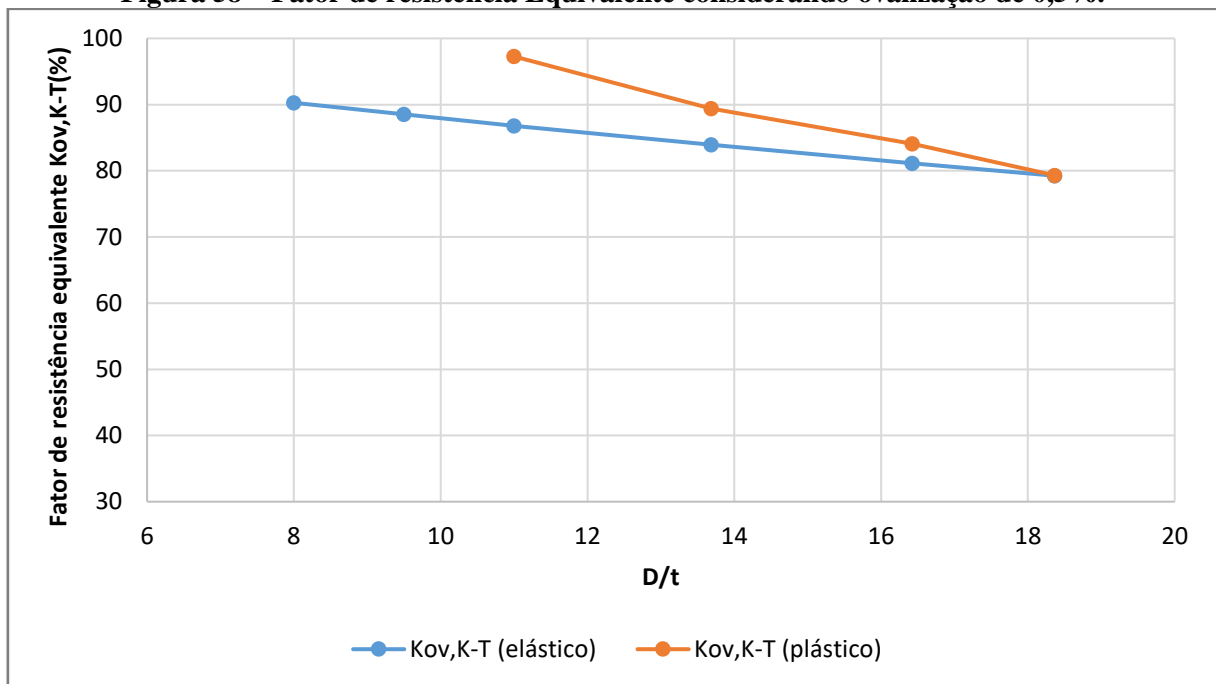
Esbeltez (D/t)	Domínio de Colapso	$\sigma_{VM,API}$ (psi)	$P_{C,API}$ (psi)	$\sigma_{VM,KT}$ (lb/pol ²)	$P_{c,K-T}$ (psi)
18,3658	Plástico	69820	7189,3	95380	9821,2
16,42357	Plástico	82564	9442,2	103197	11802
13,6847	Plástico	101173	13706	105172	14248
11	Escoamento	110000	18182	108157	17877
9,5	Escoamento	110000	20720	110647	20842
8	Escoamento	110000	24062,8	114204	24982

Assim, observa-se na Tabela 3, que na comparação entre a norma API 5C3 e K-T, existem apenas quatro tubos, segundo a API 5C3, que ultrapassam a tensão de escoamento de 95000 psi e seis tubos segundo K-T.

6.3 Efeito da Ovalização – Pressão de Colapso Fornecida por K-T

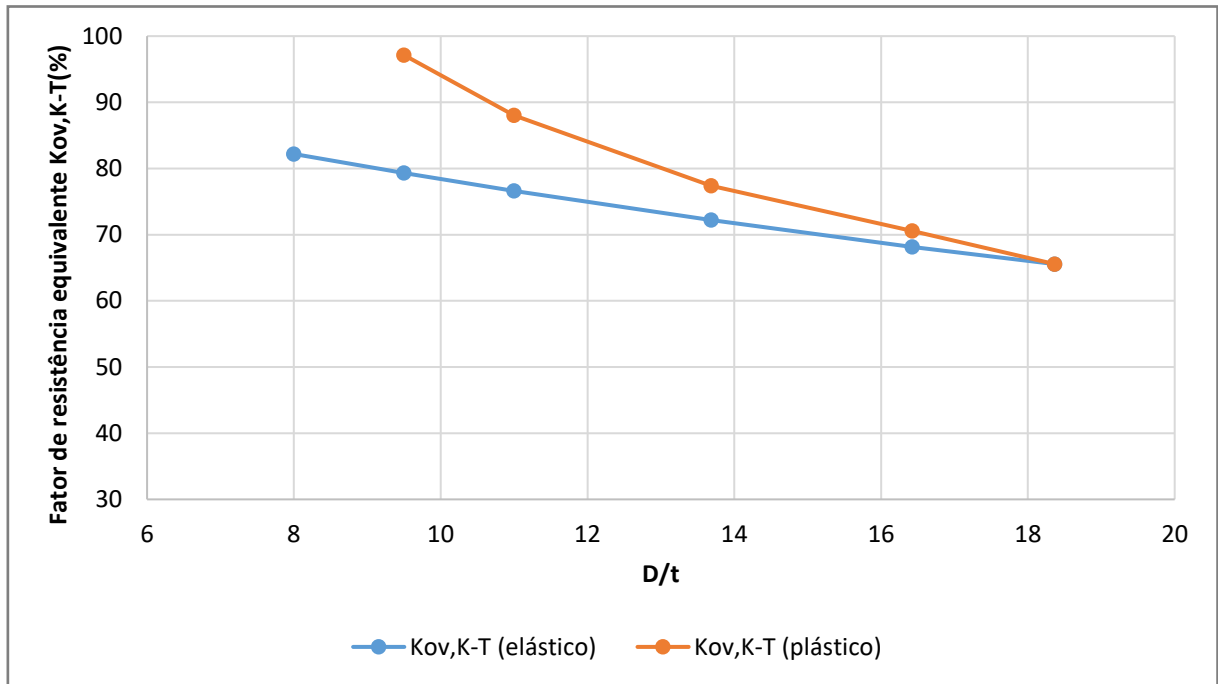
Os níveis de ovalização adotados são os já definidos no Capítulo 4. Nos gráficos das Figuras 58 a 63 apresenta-se a perda de resistência calculada numericamente, a partir da pressão de colapso de K-T, levando ou não em consideração a plasticidade. Estes resultados são apresentados, inicialmente, a fim de destacar a importância da modelagem não linear física no problema.

Figura 58 – Fator de resistência Equivalente considerando ovalização de 0,5%.



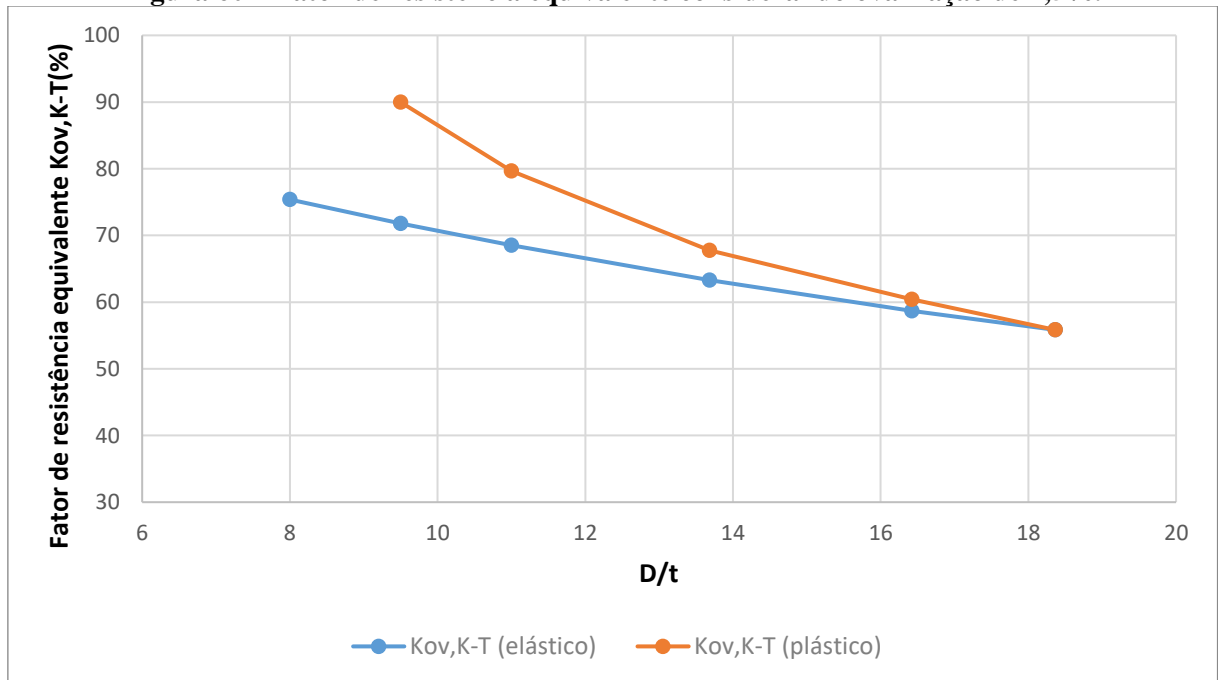
Fonte: Autor, 2017.

Figura 59 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 1%.



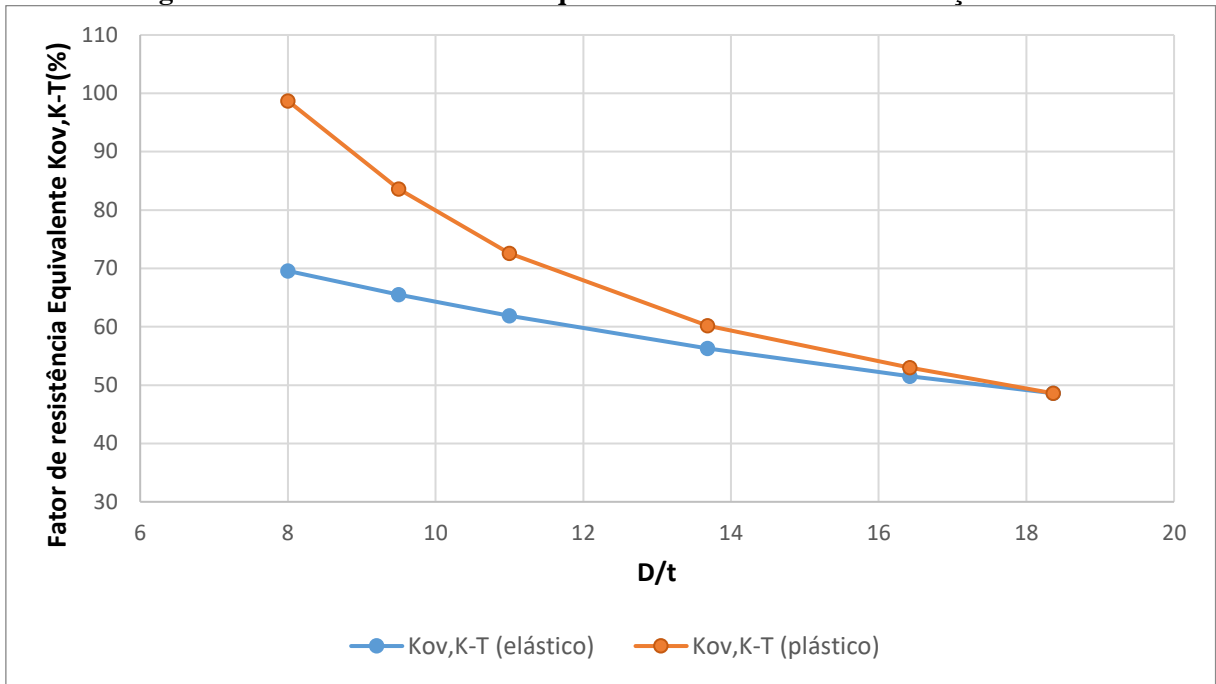
Fonte: Autor, 2017.

Figura 60 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 1,5%.



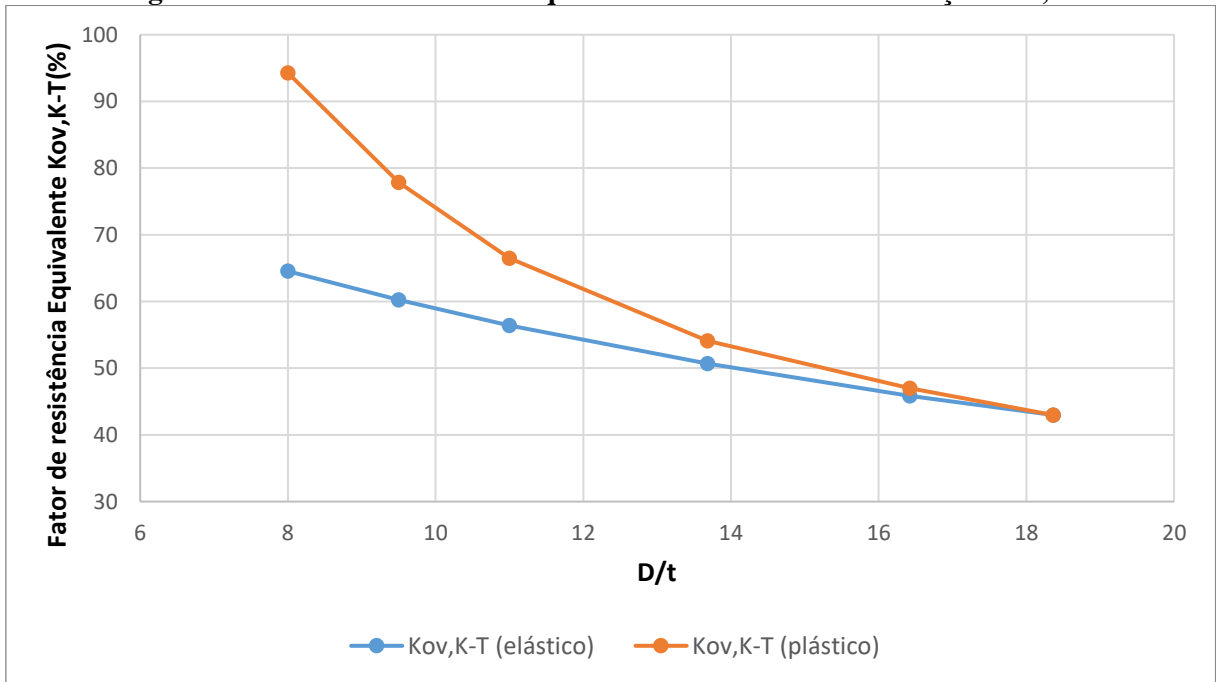
Fonte: Autor, 2017.

Figura 61 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 2%.



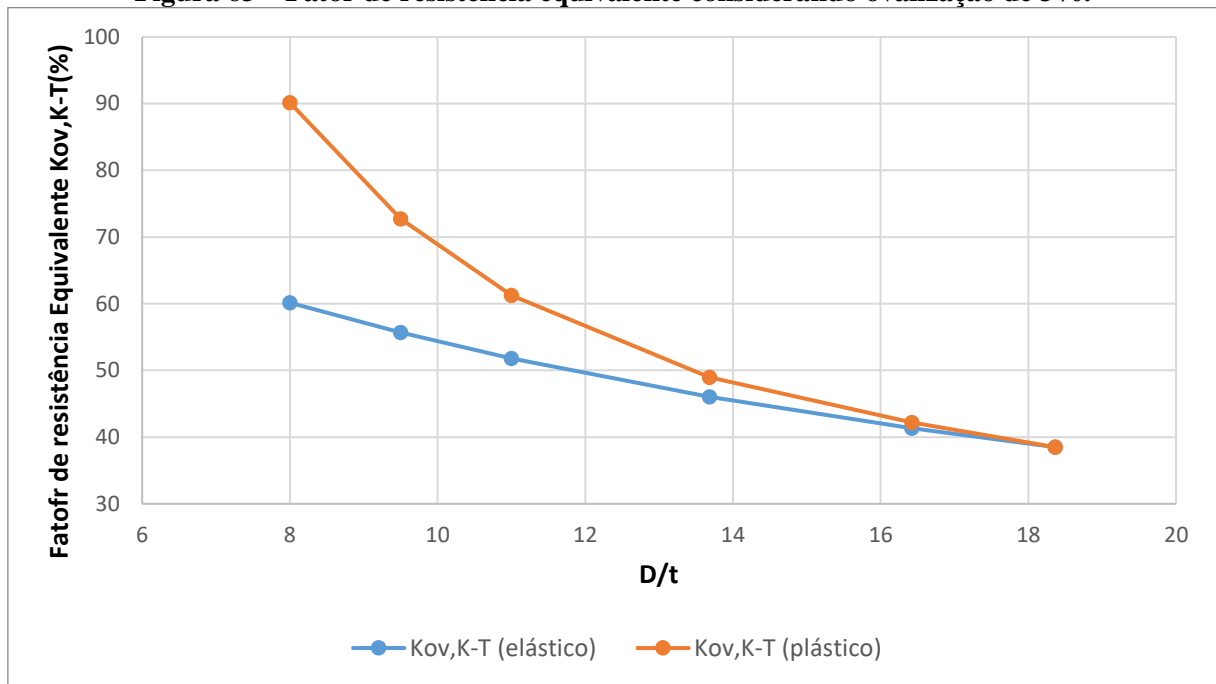
Fonte: Autor, 2017.

Figura 62 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 2,5%.



Fonte: Autor, 2017.

Figura 63 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 3%.

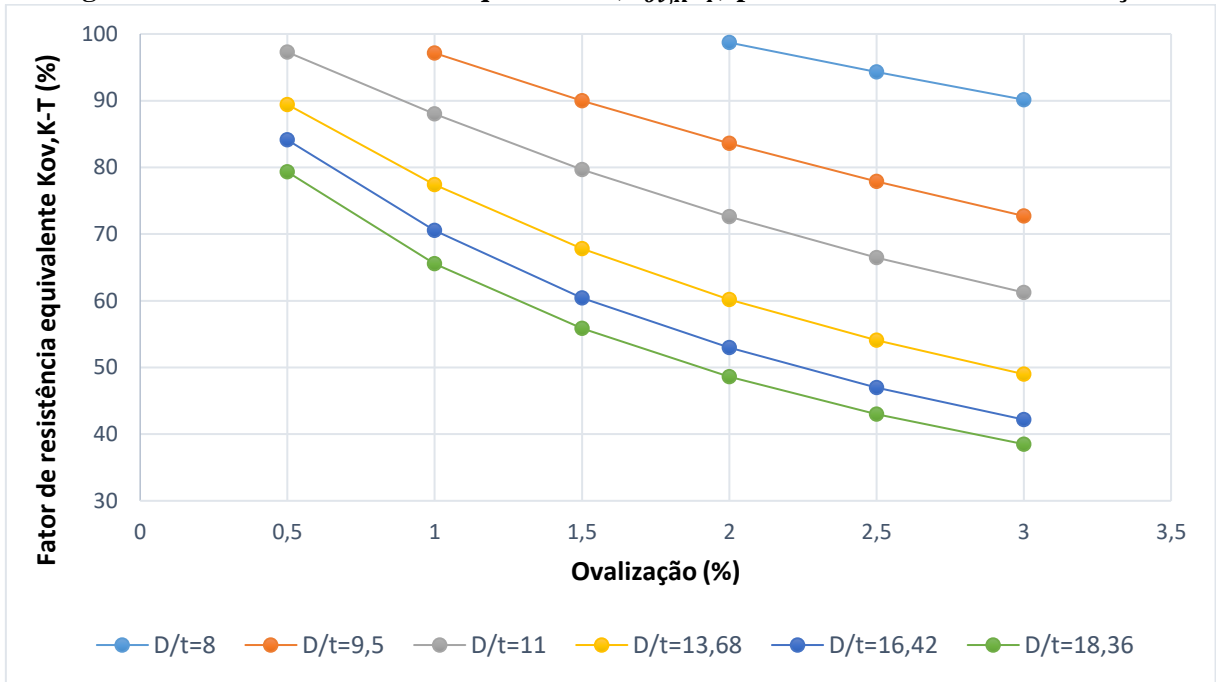


Fonte: Autor, 2017.

Nota-se a já observada não linearidade da resposta para valores maiores de ovalização. A perda de resistência dos tubos no regime plástico é sempre menor que no regime elástico. Isso se justifica pelo fato de que, para um valor de pressão aplicada, o modelo elástico linear irá desenvolver uma tensão equivalente maior, levando a maiores perdas de resistência para um nível qualquer de imperfeição. E de acordo com a literatura, como o mecanismo de colapso depende diretamente da relação entre diâmetro externo e espessura (D/t), então, como já era esperado, em qualquer caso, tubos com menor relação de D/t , apresentam maiores resistências para qualquer modelo adotado. Ainda, para valores altos de D/t , os valores de resistência dos dois modelos tendem a se aproximar, visto que a tensão de von Mises tende a se aproximar do valor limite definido, de 95000 psi.

Na Figura 64, avalia-se a perda de resistência do tubo, fixando a esbeltez e variando o nível de ovalização.

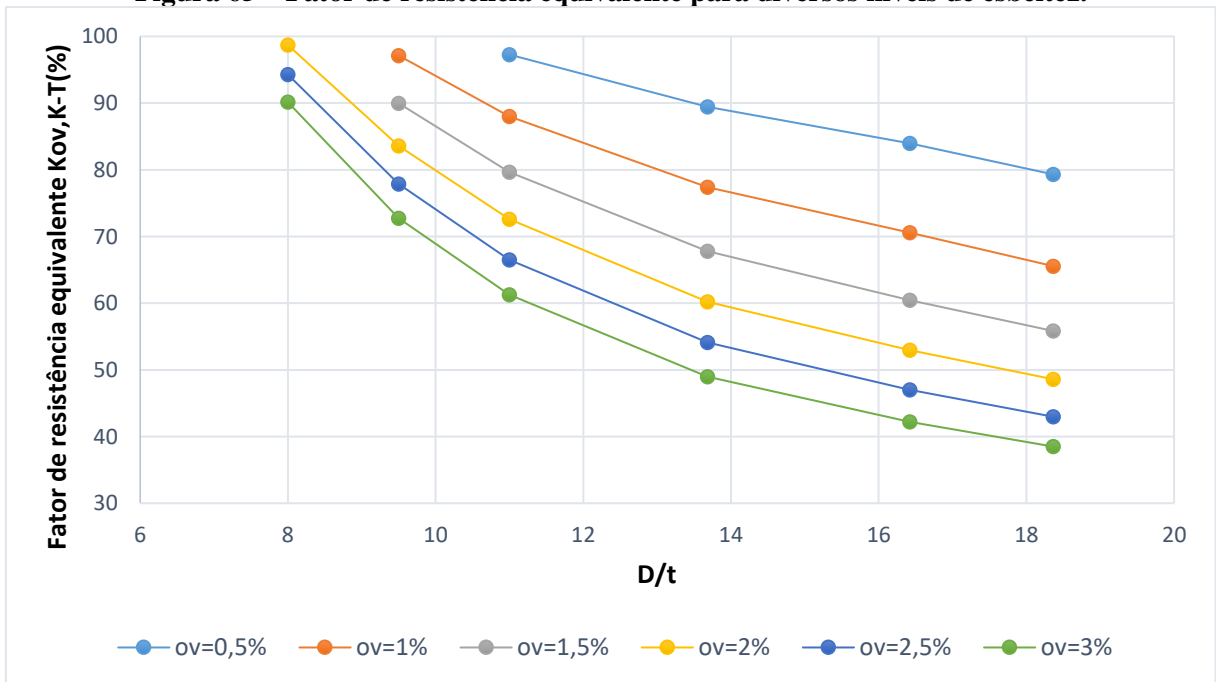
Figura 64 – Fator de resistência equivalente ($K_{ov,K-T}$) para diversos níveis de ovalização.



Fonte: Autor, 2017.

Na sequência, avaliou-se a perda de resistência do tubo, fixando a ovalização e variando a relação D/t (Figura 65).

Figura 65 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.



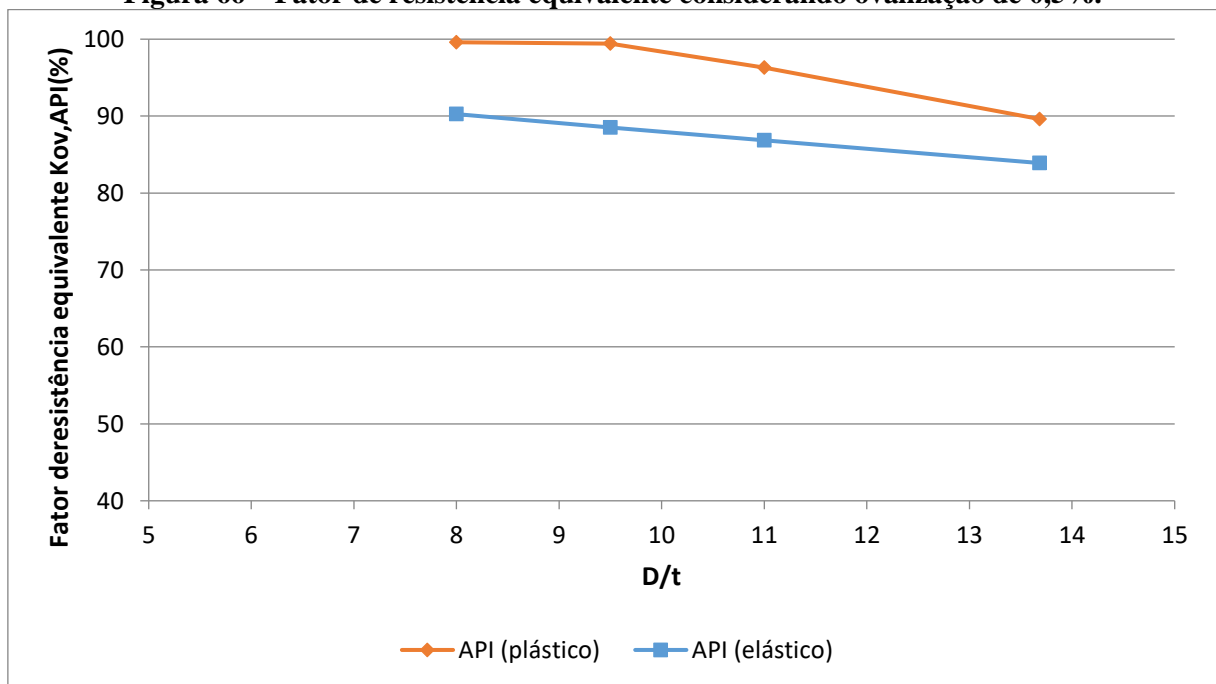
Fonte: Autor, 2017.

Nas Figuras 64 e 65, pode-se observar um certo padrão das curvas, onde estas vão se tornando mais não lineares com o aumento da imperfeição e da esbeltez. Com base nos gráficos, conclui-se que, para ovalização de 2%, a perda de resistência varia entre 1% e 51%. Já no caso da análise em regime elástico linear, essa perda fica entre 30% e 51%, vide Figura 46.

6.4 Efeito da Ovalização – Pressão de Colapso Fornecida pela API 5C3

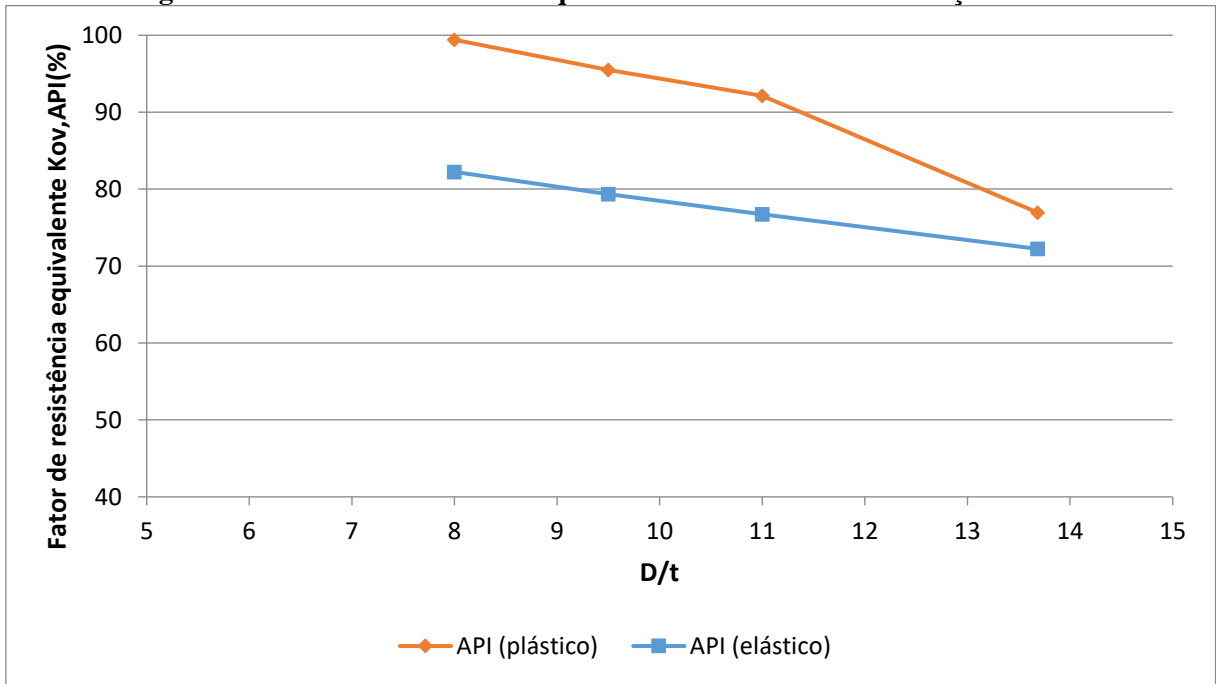
Assim, como realizado na Seção 6.3, as análises agora serão realizadas considerando a norma API 5C3 como modelo de resistência, isto é, considerando apenas os tubos que ultrapassam a tensão de escoamento de 95000 psi segundo o modelo não linear da norma ASME. Nas Figuras 66 a 71, apresenta-se o fator de resistência equivalente considerando alguns níveis intermediários de ovalização.

Figura 66 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 0,5%.



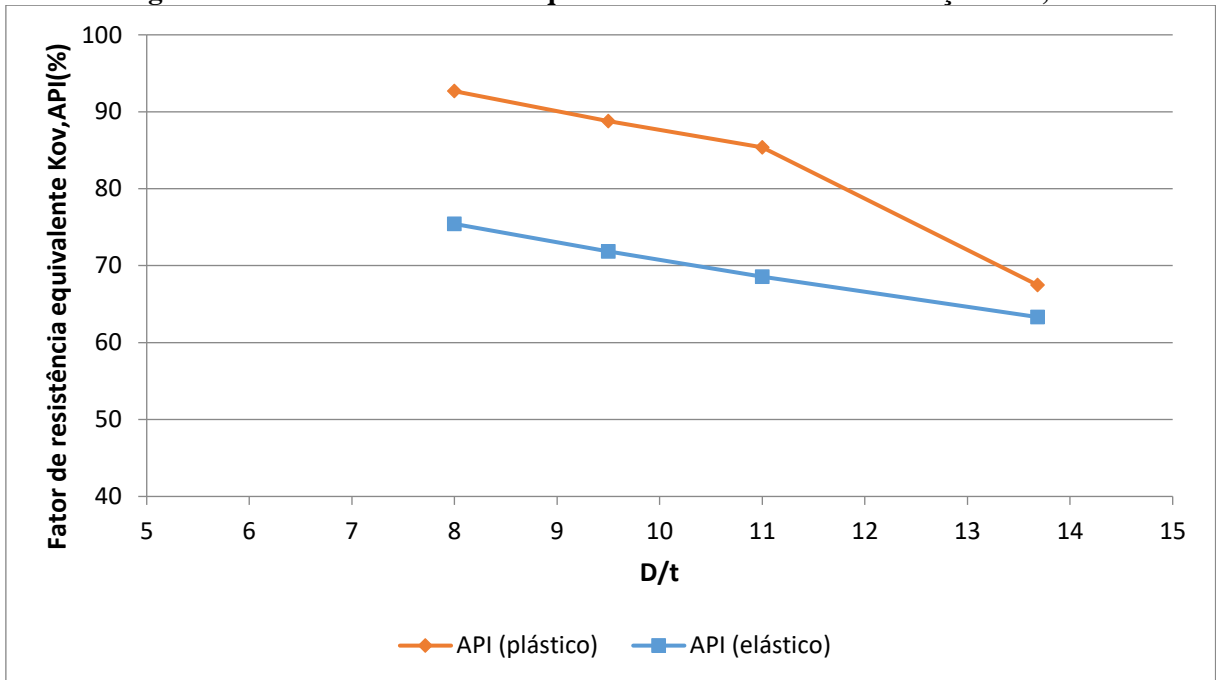
Fonte: Autor, 2017.

Figura 67 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 1%.



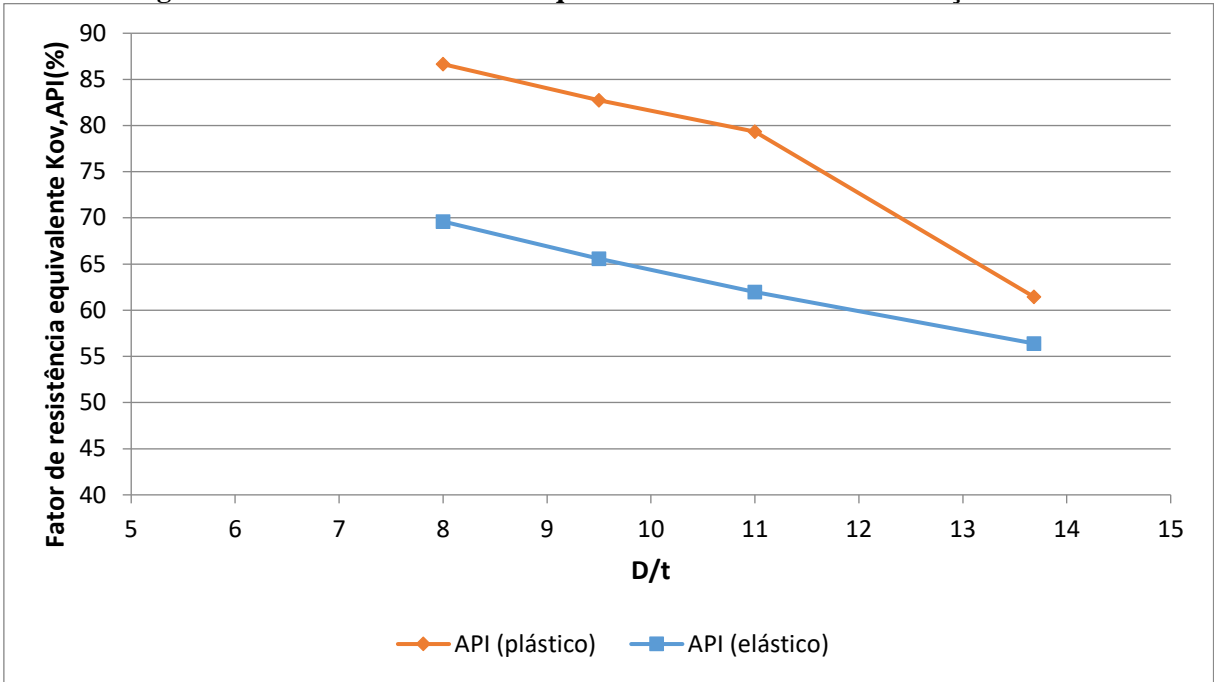
Fonte: Autor, 2017.

Figura 68 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 1,5%.



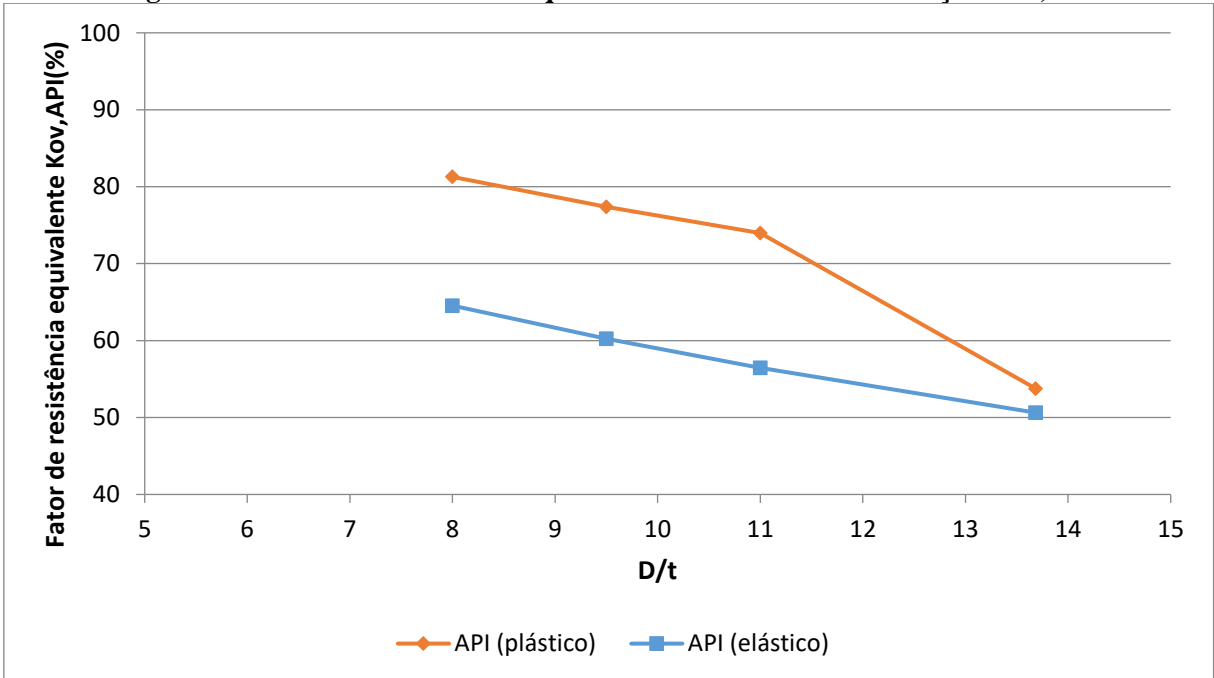
Fonte: Autor, 2017.

Figura 69 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 2%.



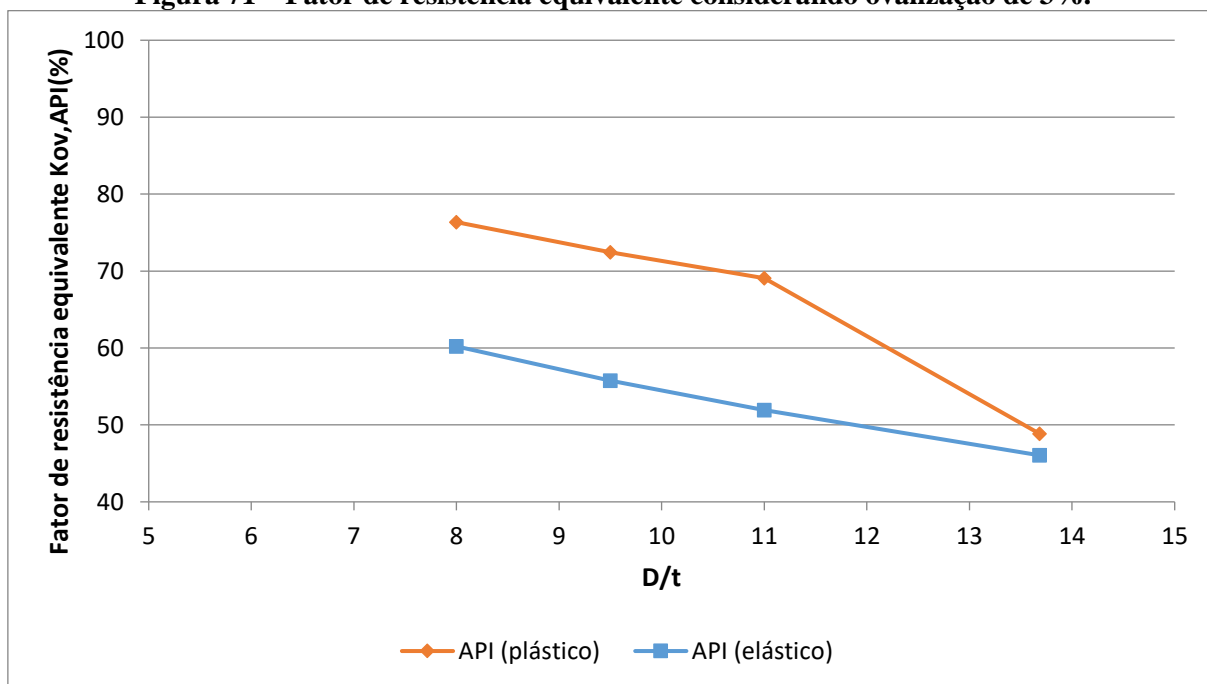
Fonte: Autor, 2017.

Figura 70 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 2,5%.



Fonte: Autor, 2017.

Figura 71 – Fator de resistência equivalente considerando ovalização de 3%.

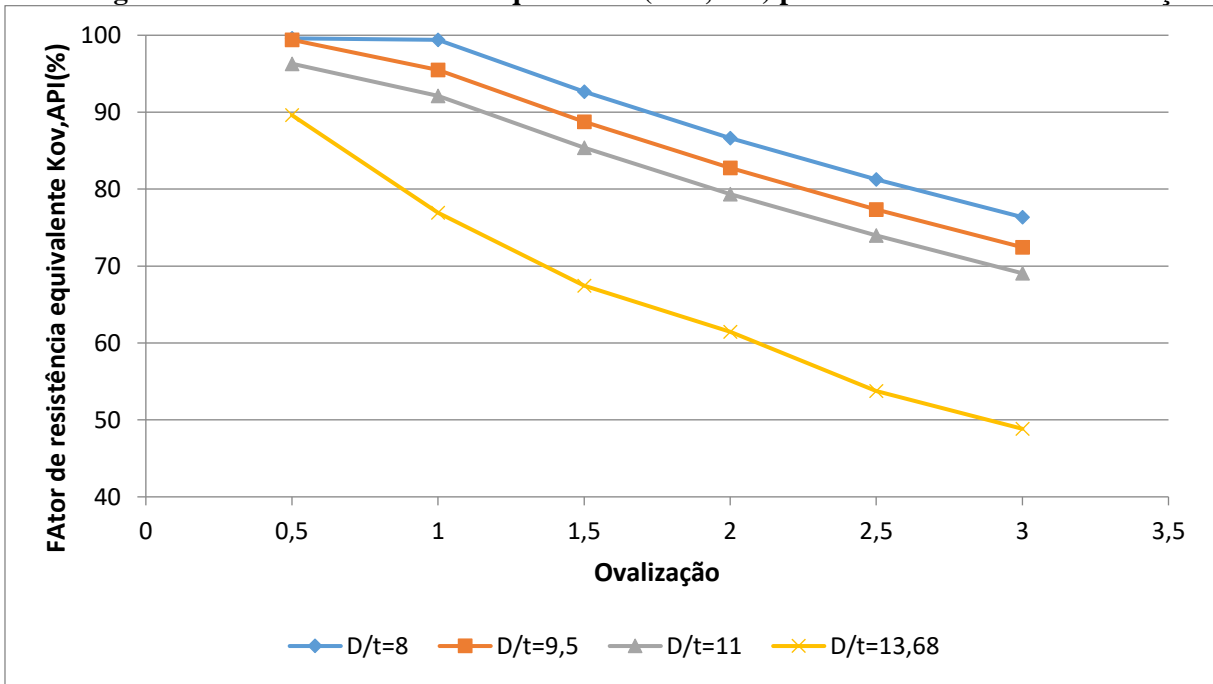


Fonte: Autor, 2017.

Das Figuras acima, observa-se que, as curvas tendem a um ponto em comum, uma vez que, à medida que se aumenta a esbelteza as curvas irão ficando cada vez mais independentes da tensão do escoamento. A perda de resistência dos tubos no regime plástico é sempre menor que no regime elástico, conforme já constatado e justificado na análise das Figuras 58 a 63.

Agora, avalia-se a perda de resistência do tubo, fixando a esbelteza e variando a ovalização (Figura 72).

Figura 72 – Fator de resistência equivalente (Kov,API) para diversos níveis de ovalização.

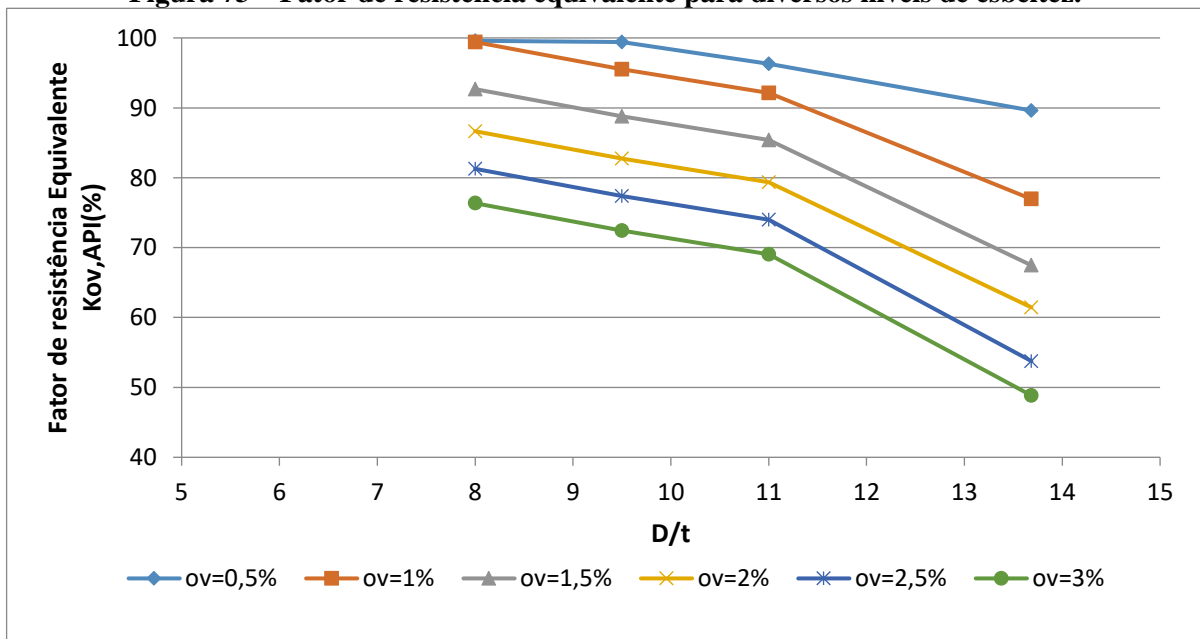


Fonte: Autor, 2017.

De acordo com a Figura 72, fica clara a distinção entre os diferentes domínios de colapso, vide o comportamento da curva do tubo mais esbelto, a qual apresenta uma sutil não linearidade, ao contrário das outras três.

Na sequência, avaliou-se a perda de resistência do tubo, fixando a ovalização e variando D/t, para diversos níveis de esbeltez (Figura 73).

Figura 73 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.

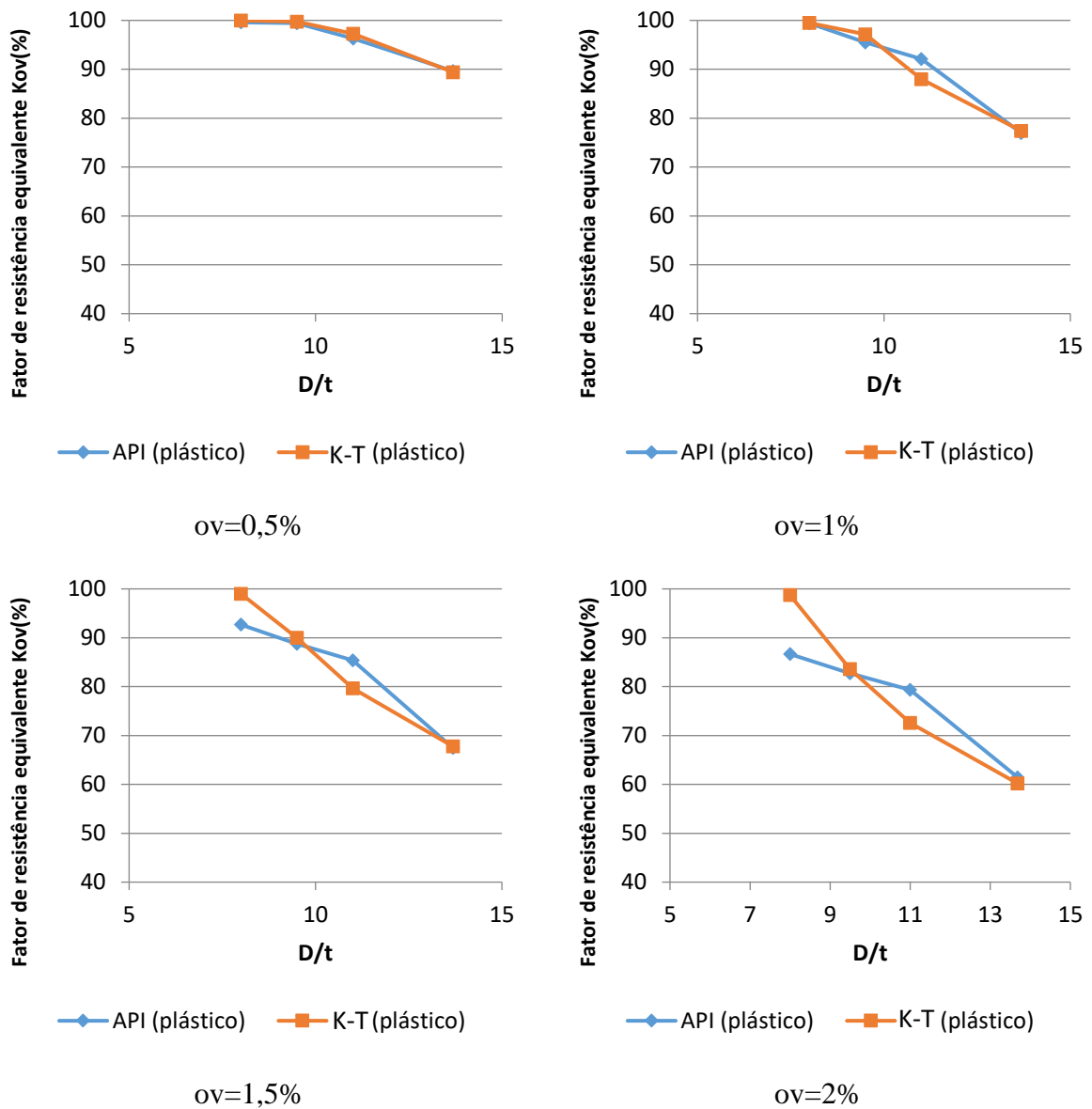


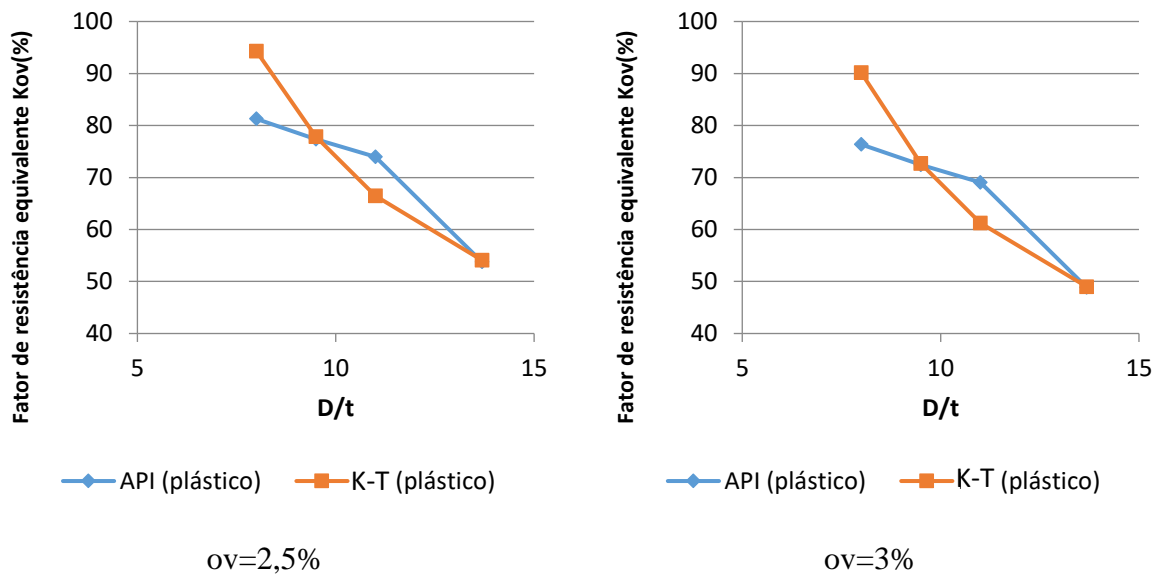
Fonte: Autor, 2017.

Pode-se observar que a perda de resistência para tubos robustos, no domínio por escoamento, varia entre 0,6% e 4%, enquanto a resposta na análise elástica (Seção 5.2) variou entre 9% e 13%.

Apresenta-se na Figura 74, uma comparação das respostas obtidas com a modelagem numérica, utilizando os modelos de colapso da API 5C3 e de K-T

Figura 74 – Comparação da resistência equivalente entre os modelos, com modelo da ASME.





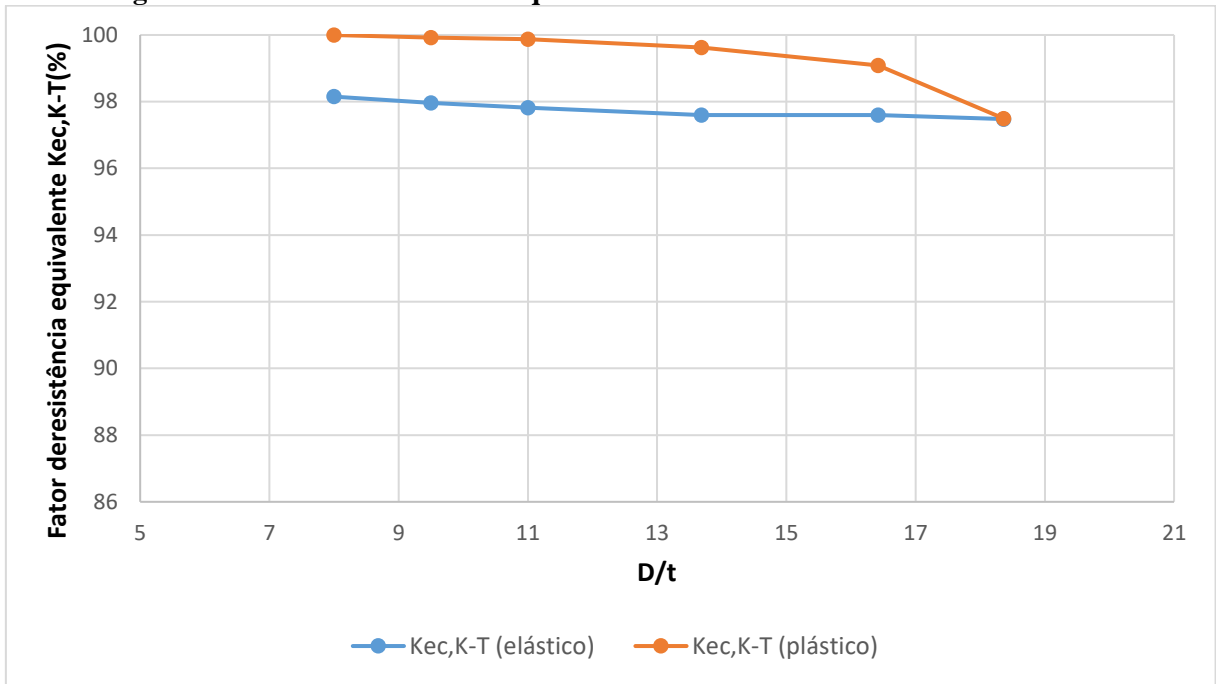
Fonte: Autor, 2017.

Como já apresentado na Figura 12, na qual se comparam as resistências de colapso segundo API 5C3 e Klever-Tamano, observa-se que o modelo de colapso proposto por Klever-Tamano, passa a ser mais conservador que a norma API 5C3, a partir de $D/t = 9,5$, aproximadamente, para qualquer nível de imperfeição.

6.5 Efeito da Excentricidade – Pressão de Colapso Fornecida por K-T

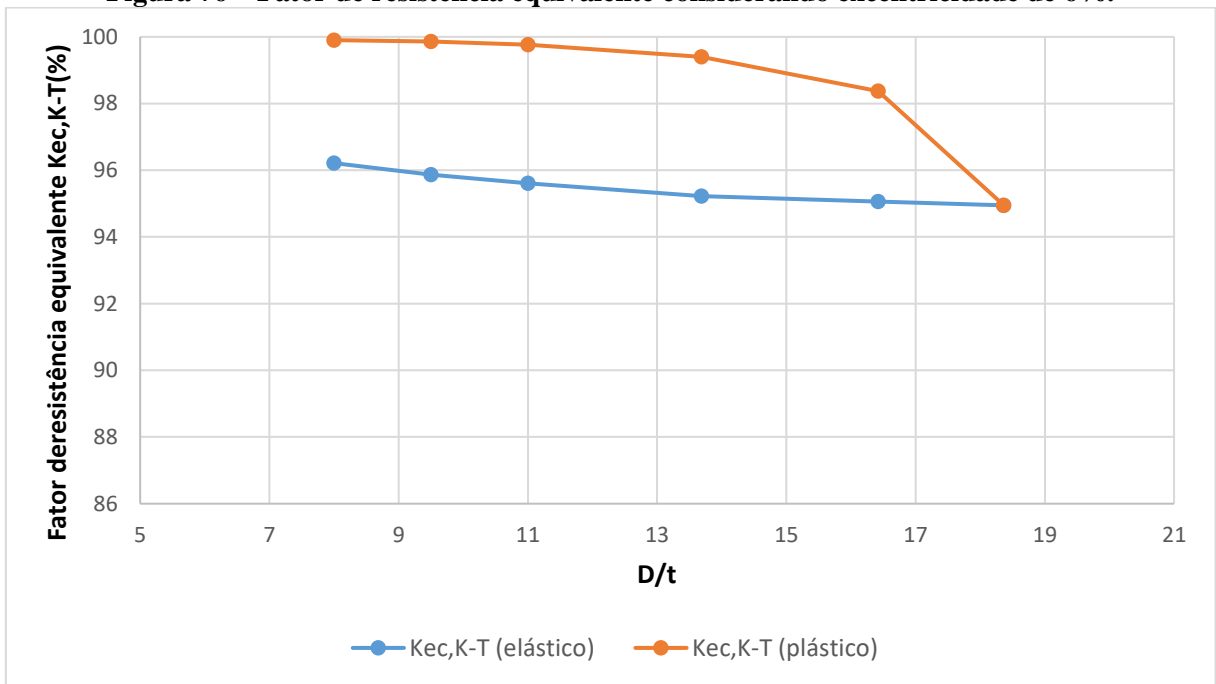
Assim como realizado no Capítulo 5, os níveis de excentricidade variam entre 3% e 15%, a cada 3%. Assim, nos gráficos das Figuras 75 a 79 apresenta-se a perda de resistência calculada numericamente, de tal forma que esses resultados são comparados com a perda de resistência obtida no Capítulo 5, em que foi considerada apenas a excentricidade dos tubos em regime elástico linear.

Figura 75 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 3%.



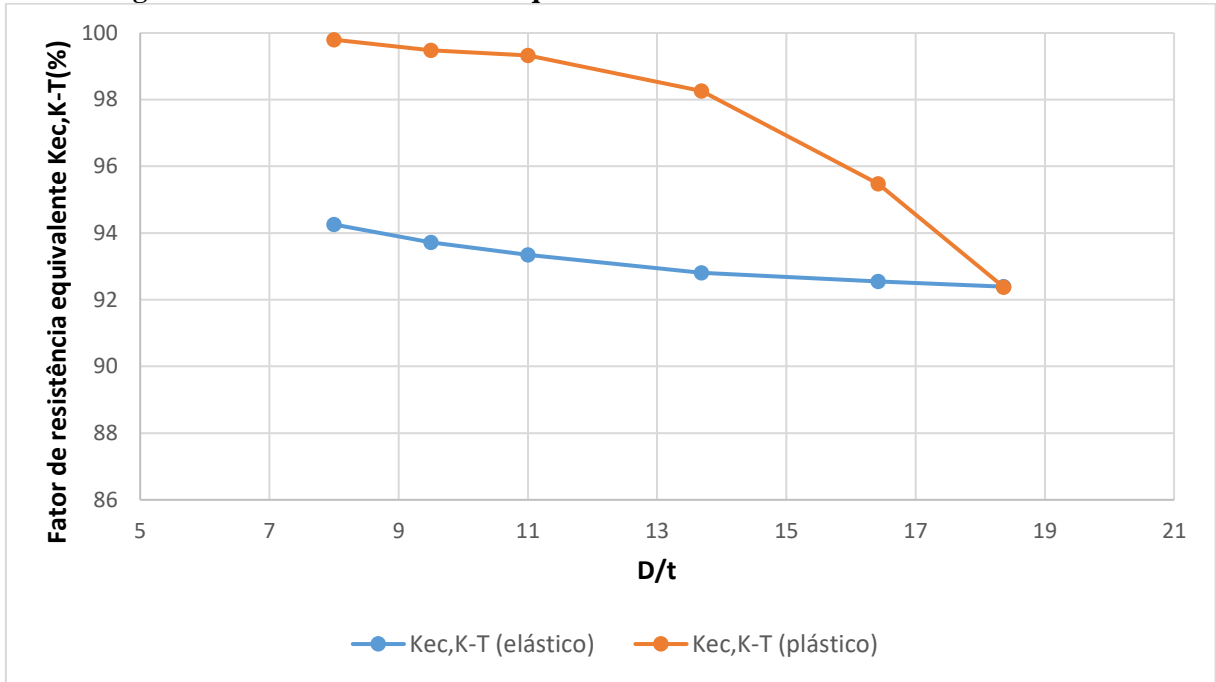
Fonte: Autor, 2017

Figura 76 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 6%.



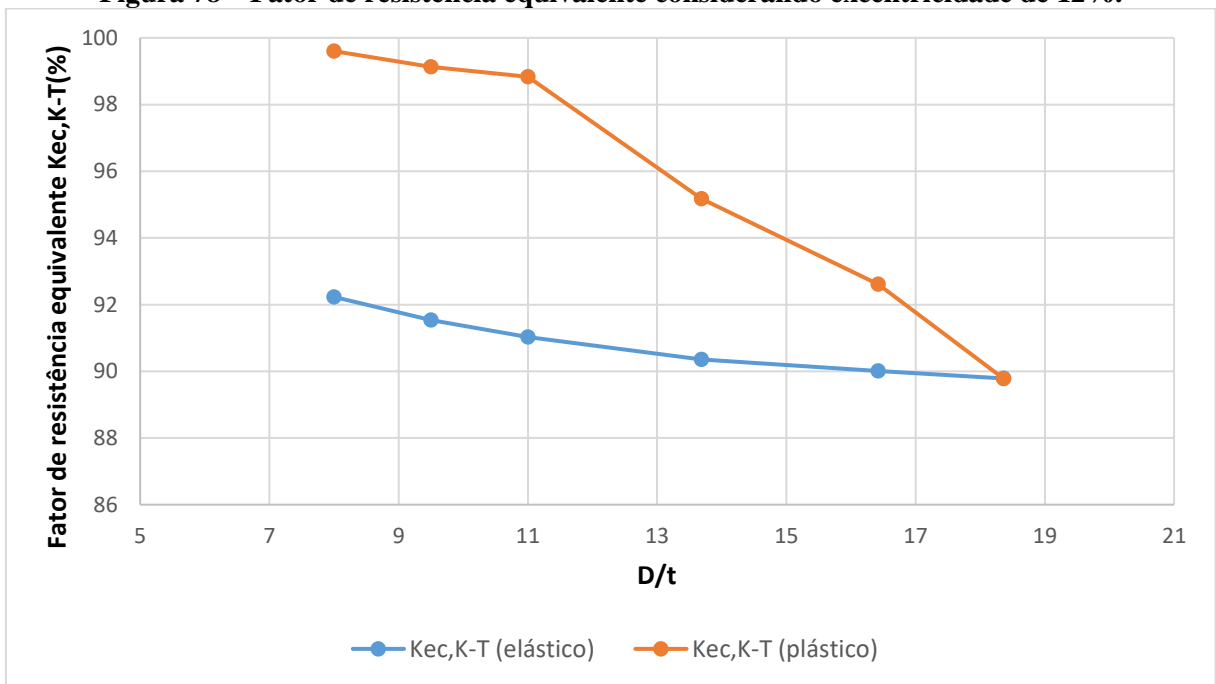
Fonte: Autor, 2017.

Figura 77 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 9%.



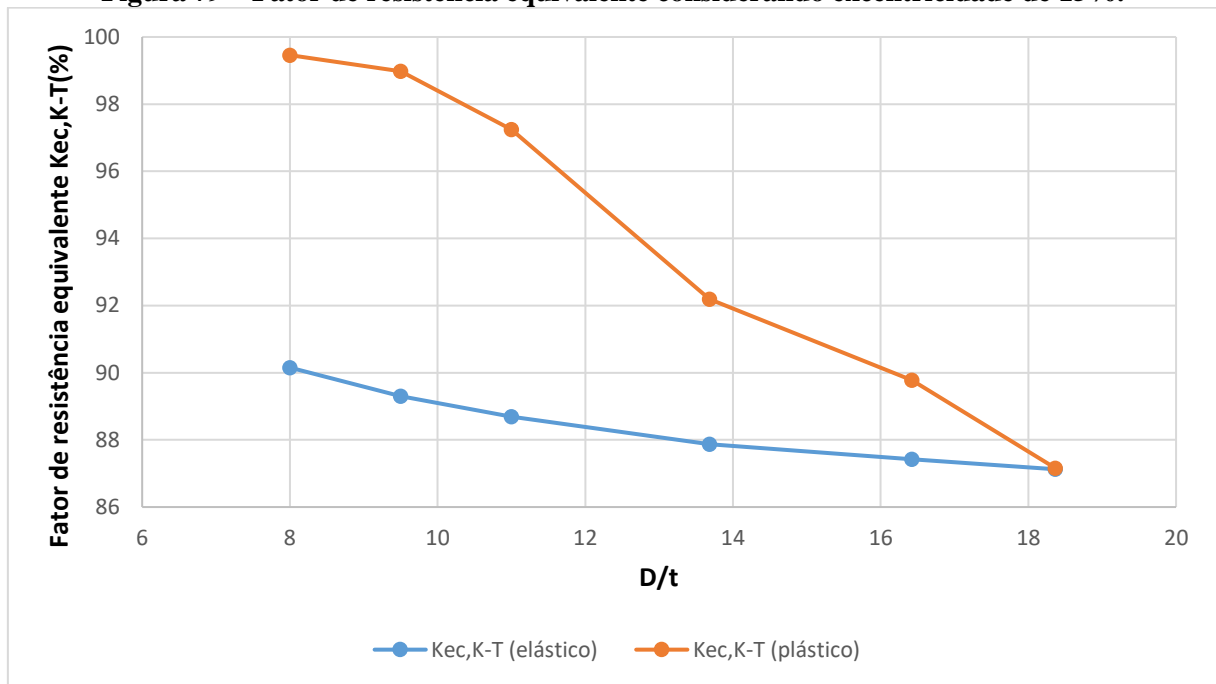
Fonte: Autor, 2017.

Figura 78 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 12%.



Fonte: Autor, 2017.

Figura 79 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 15%.

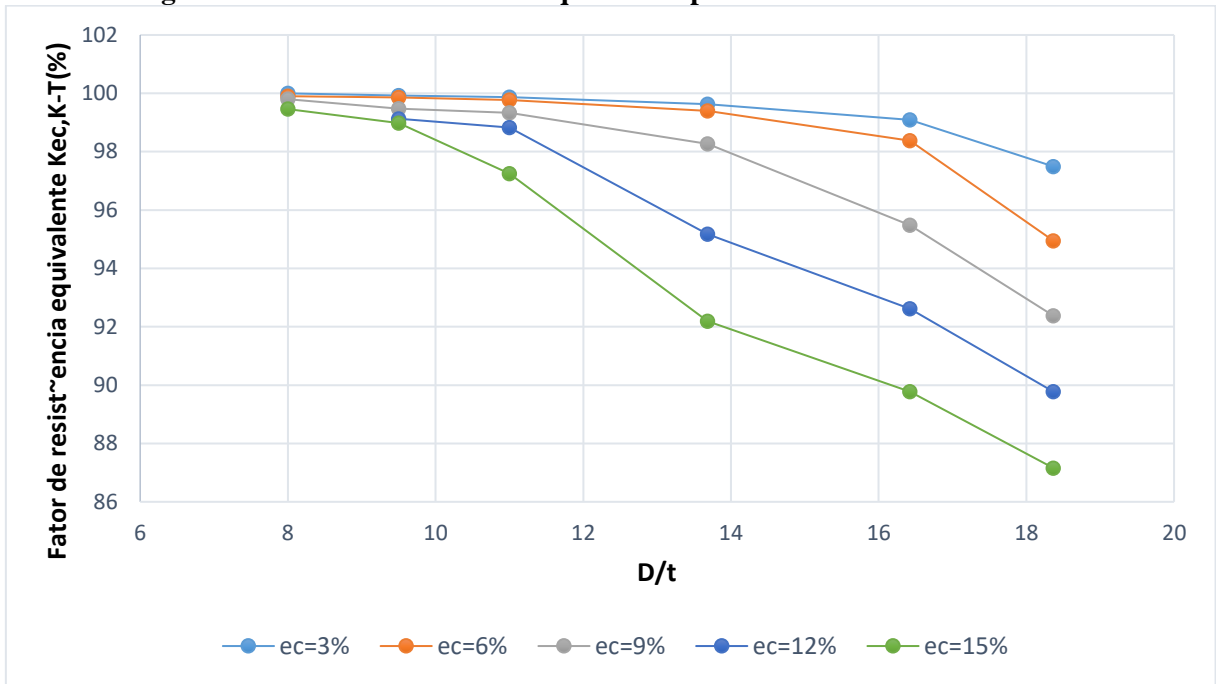


Fonte: Autor, 2017.

Nota-se nas Figuras 75 a 79, a já observada resposta, que a influência da excentricidade na resistência ao colapso é bem menor se comparada com o efeito da ovalização e que, considerando a plasticidade do material, tem-se que a sensibilidade da resistência ao colapso em função da excentricidade, é mais acentuada para valores acima de 9%. Observa-se ainda que, como já mencionado na Seção 6.3, para o caso considerando apenas a ovalização, a perda de resistência dos tubos no regime plástico se mantém sempre menor que no regime elástico.

Agora, avalia-se a perda de resistência do tubo, fixando a excentricidade e variando D/t , para diversos níveis de excentricidades (Figura 80).

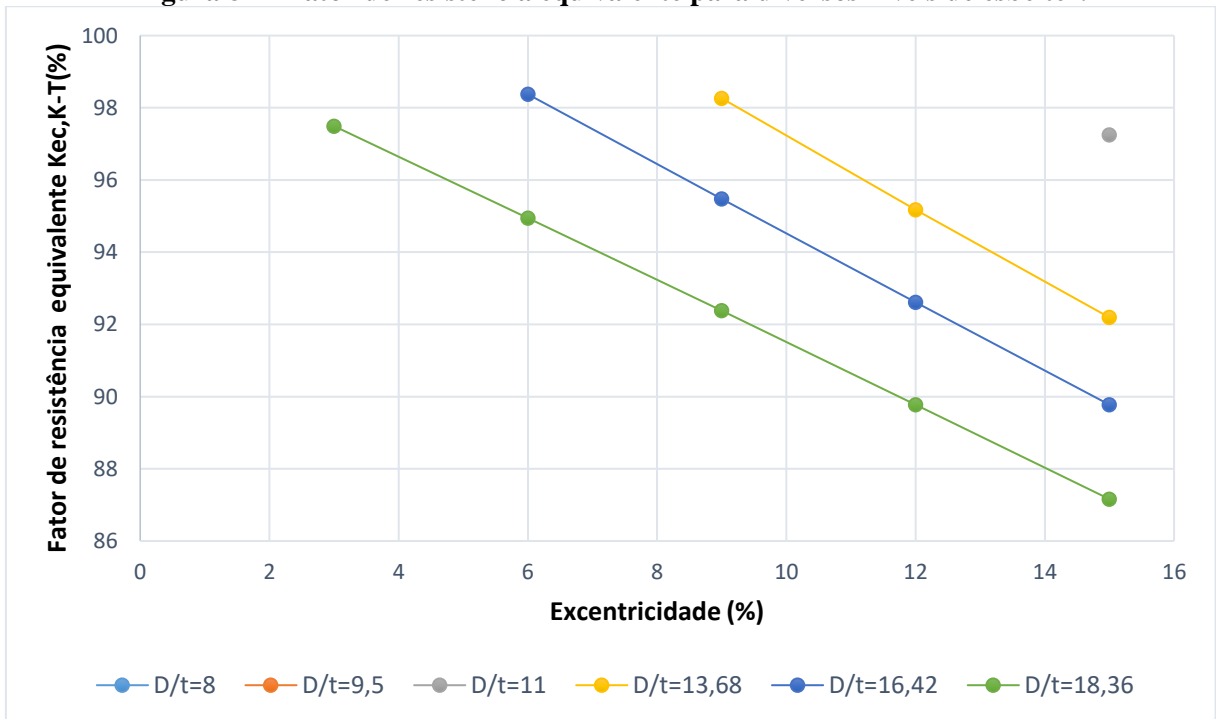
Figura 80 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.



Fonte: Autor, 2017.

Na sequência, avaliou-se a perda de resistência dos tubos, fixando a esbeltez e variando a excentricidade, para diversos níveis de esbeltez (Figura 81).

Figura 81 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.

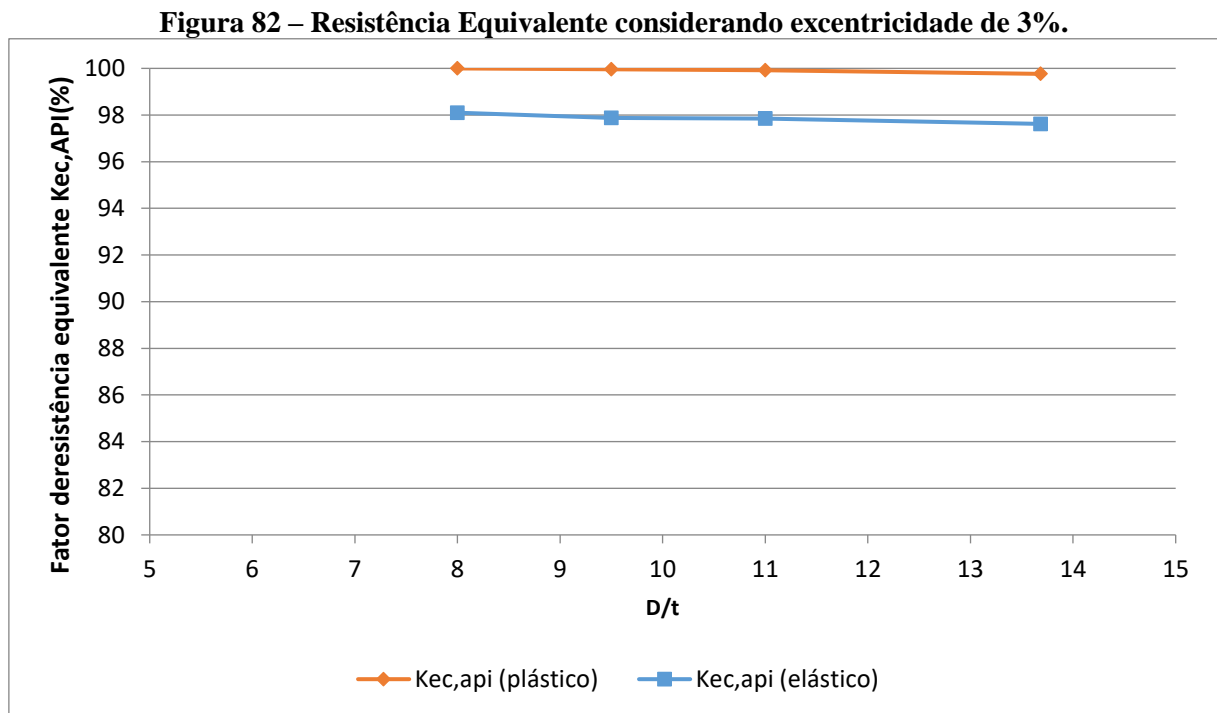


Fonte: Autor, 2017.

Na Figura 81, independentemente da esbelteza, pode-se observar que a perda de resistência se mantém linear. Os dois gráficos indicam que, para o maior D/t analisado, a perda de resistência é em torno de 2,5% a 13%.

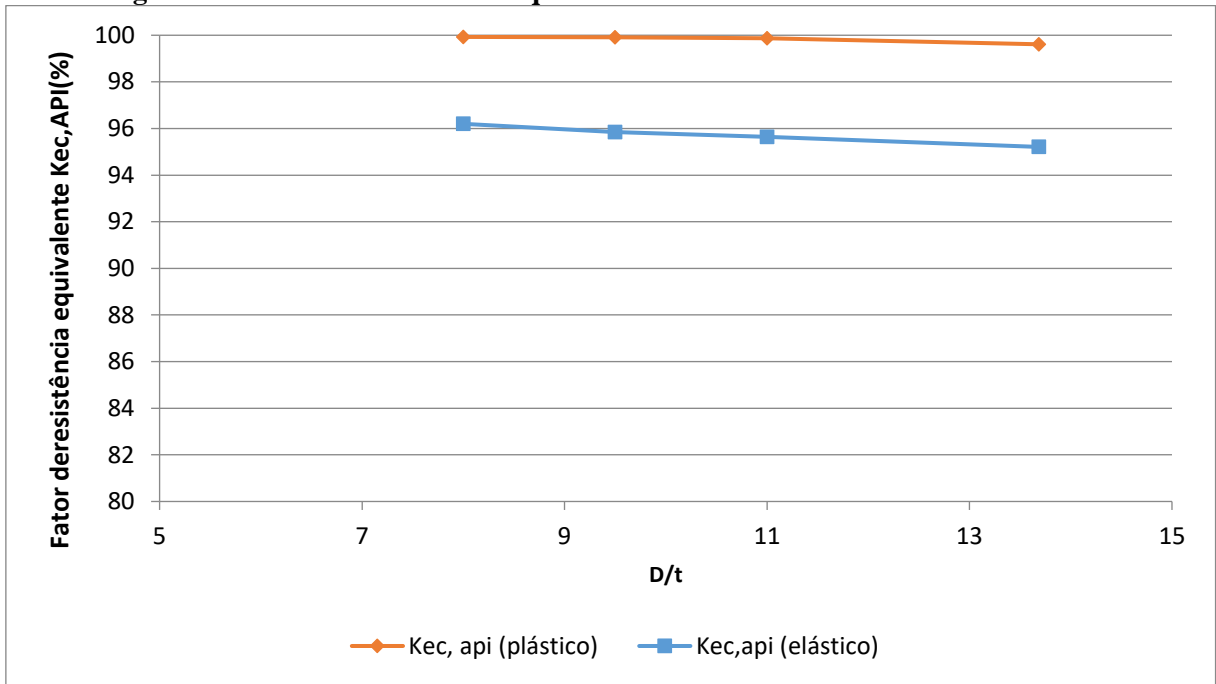
6.6 Efeito da Excentricidade – Pressão de Colapso Fornecida pela API 5C3 (2008)

Para a apresentação dos resultados numéricos, assim como na Seção 6.5, as simulações foram realizadas considerando o mesmo procedimento, a diferença é que agora se utiliza como valor de referência a pressão de colapso dada segundo a norma API 5C3. Sendo assim, nos gráficos das Figuras 82 a 86 apresenta-se a perda de resistência calculada numericamente.



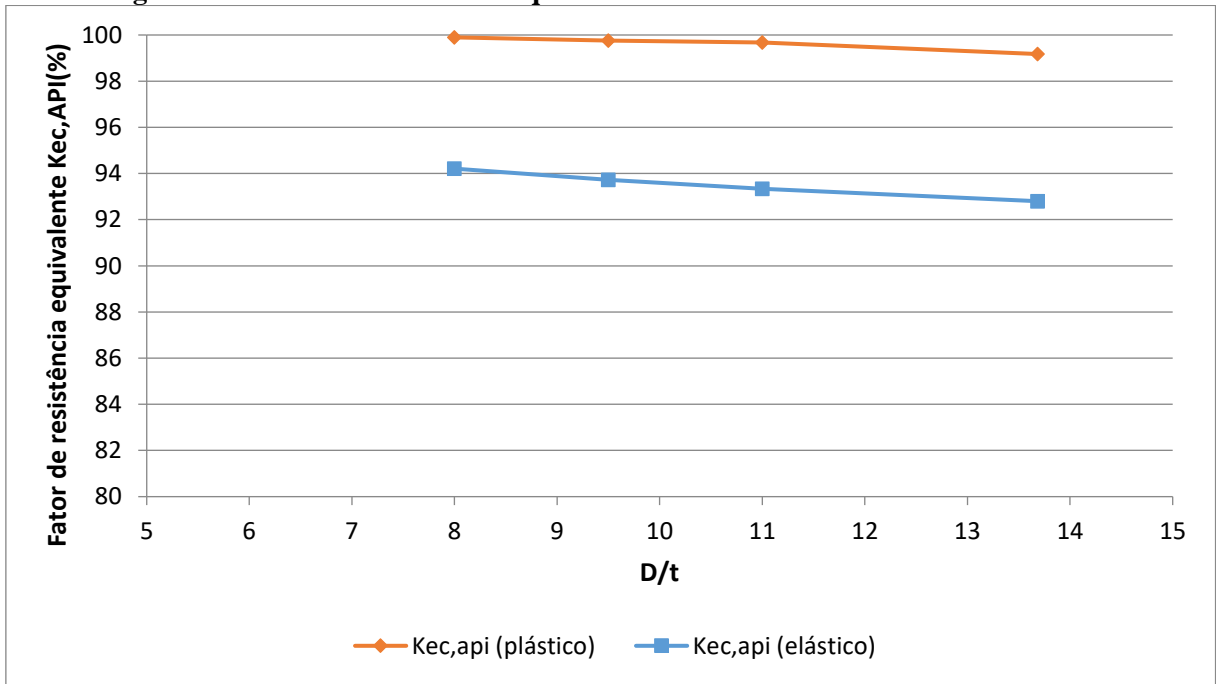
Fonte: Autor, 2017.

Figura 83 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 6%.



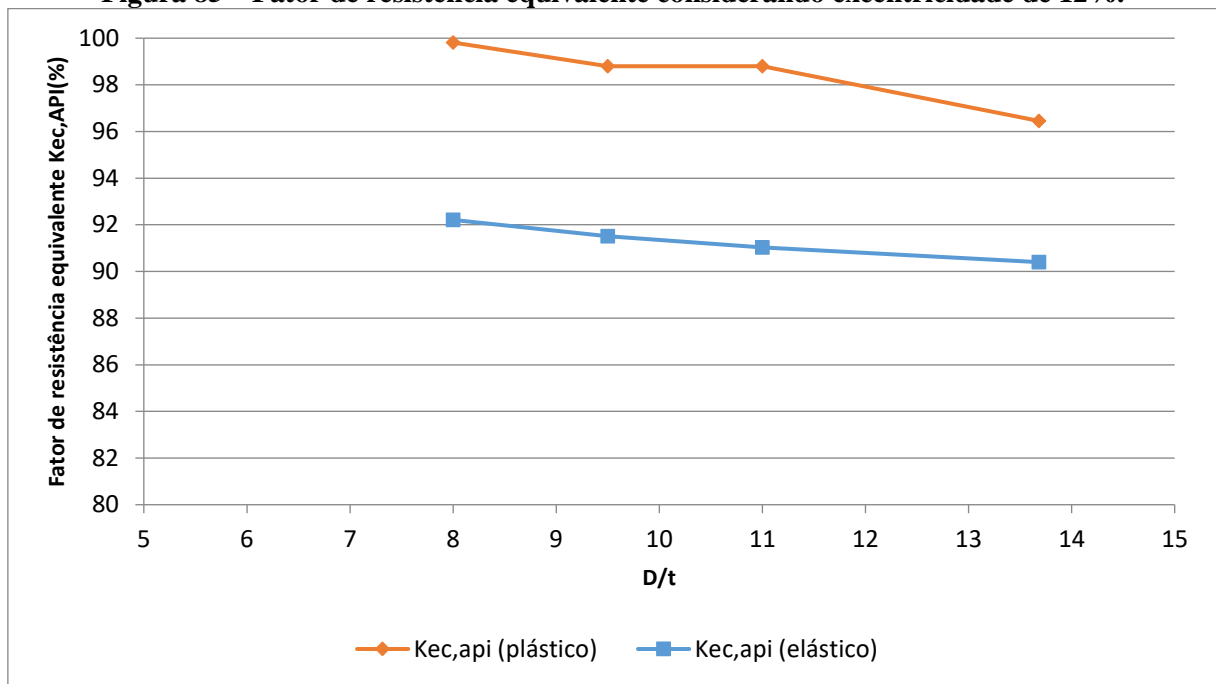
Fonte: Autor,2017.

Figura 84 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 9%.



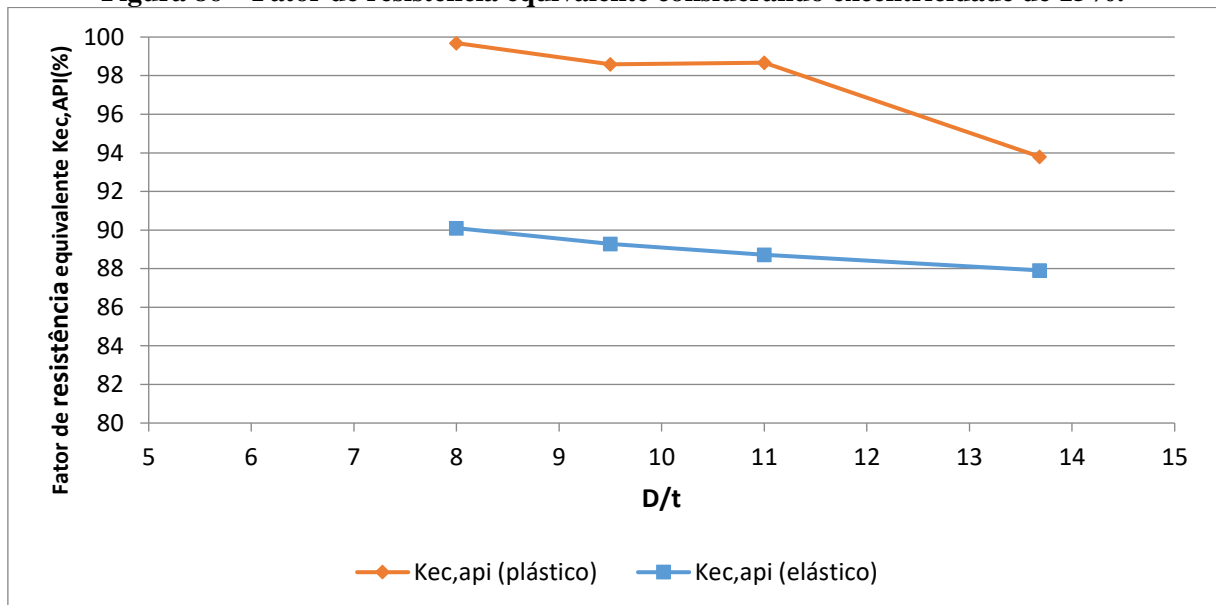
Fonte: Autor, 2017.

Figura 85 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 12%.



Fonte: Autor, 2017.

Figura 86 – Fator de resistência equivalente considerando excentricidade de 15%.

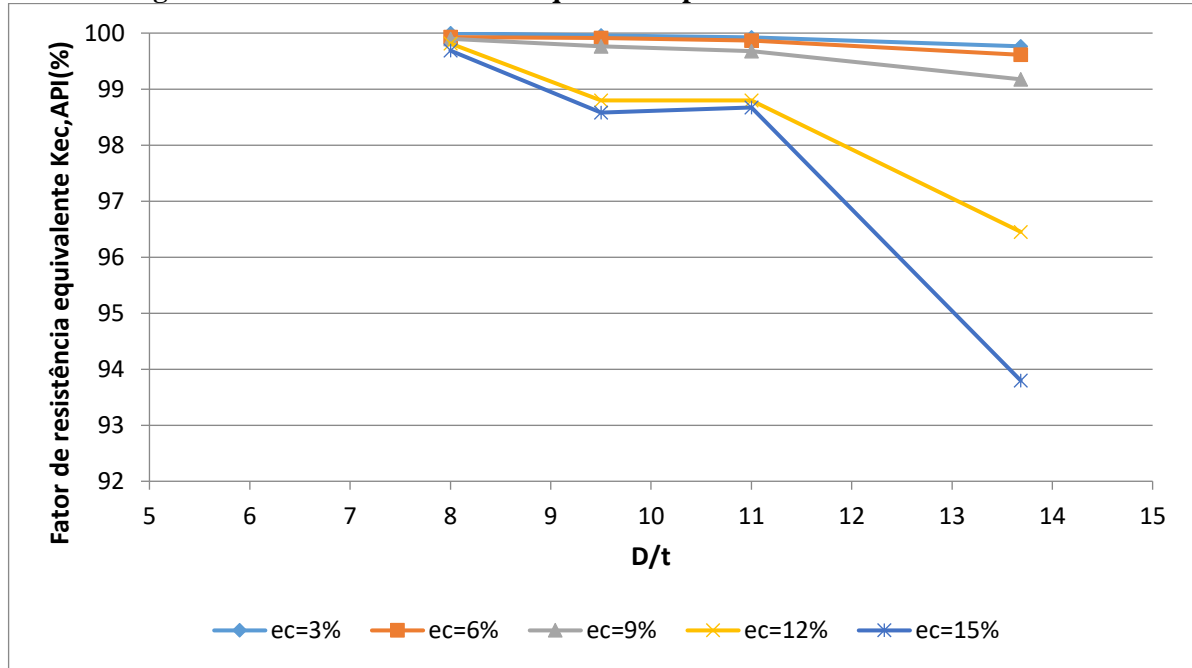


Fonte: Autor, 2017.

Observa-se nas Figuras 82 a 86, a já observada resposta, onde tem-se que, a sensibilidade da resistência ao colapso em função da excentricidade é mais acentuada para valores acima de 9% e, assim como em seções anteriores, verifica-se ainda que a perda de resistência dos tubos no regime plástico se mantém sempre menor que no regime elástico

Agora, avalia-se a perda de resistência do tubo, fixando a excentricidade e variando D/t, para diversos níveis de excentricidades (Figura 87).

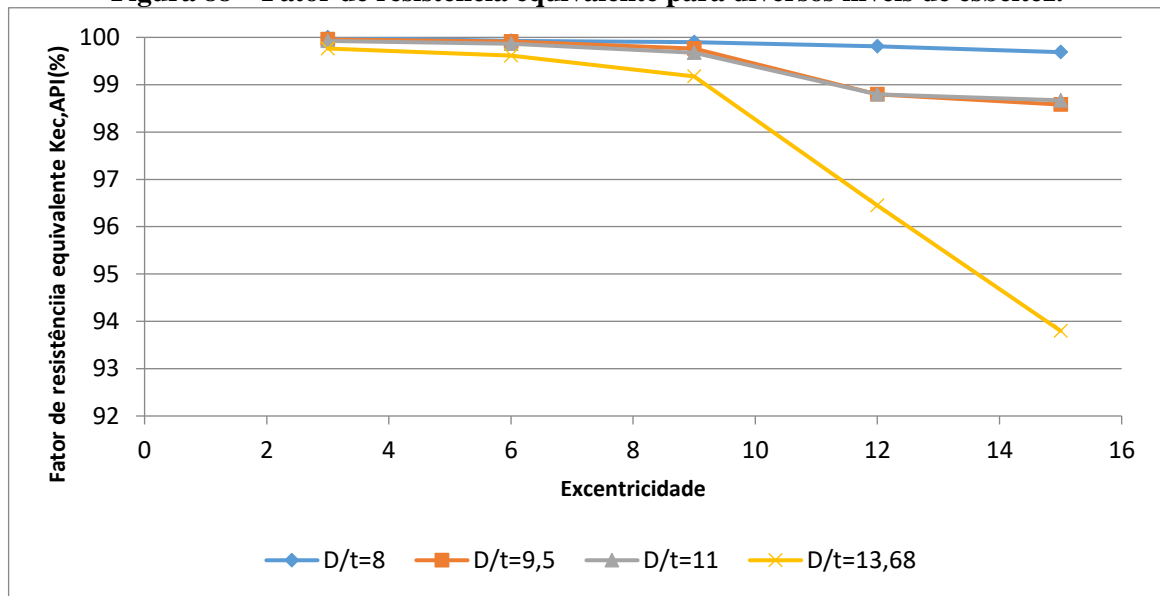
Figura 87 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.



Fonte: Autor, 2017.

Na sequência, avalia-se a perda de resistência dos tubos, fixando a esbeltez e variando a excentricidade, para diversos níveis de esbeltez (Figura 88)

Figura 88 – Fator de resistência equivalente para diversos níveis de esbeltez.

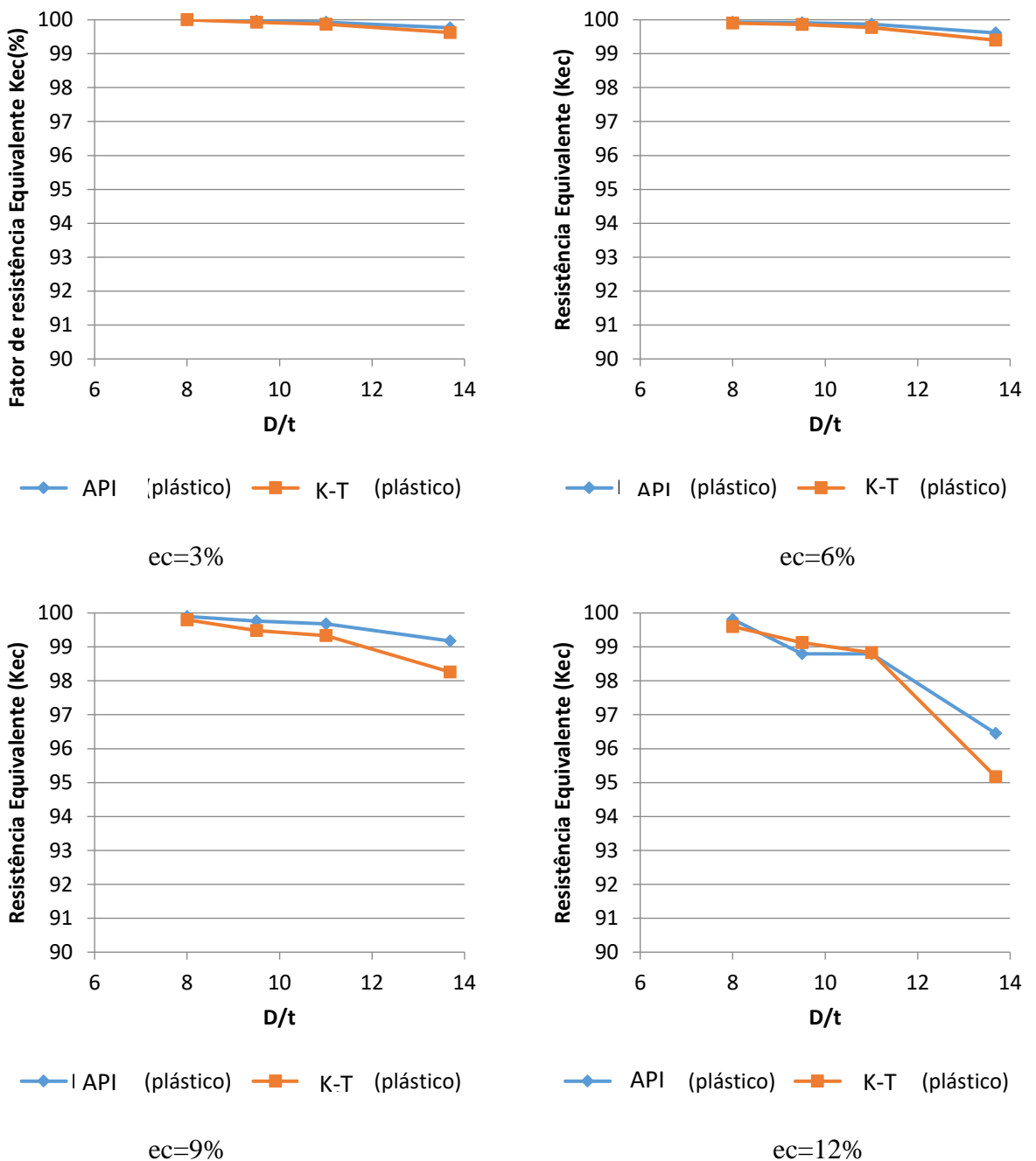


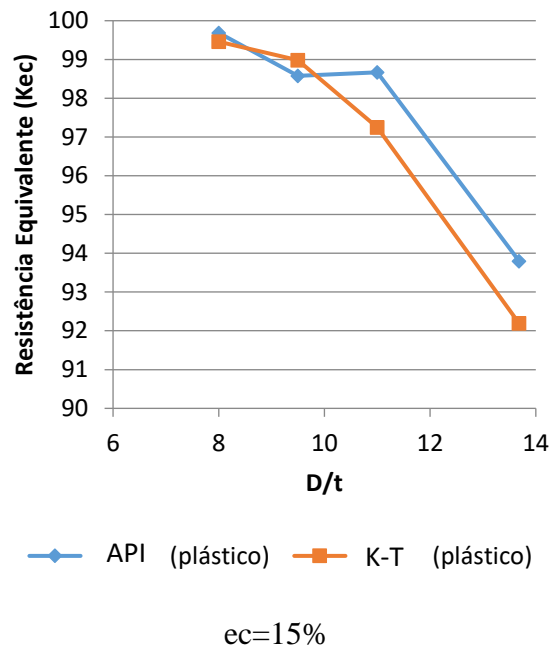
Fonte: Autor, 2017.

Na Figura 88, pode-se observar que, para a maior esbelteza analisada a perda de resistência fica em torno de 0,3% a 6%, enquanto que, na seção 6.5, para esse mesmo $D/t = 13,68$, onde se analisou numericamente a perda de resistência dos tubos considerando como pressão de referência o modelo de K-T, tem-se que a perda de resistência variou entre 1,3% a 8%.

Comparando-se agora os modelos de colapso segundo a norma API 5C3 e K-T, ambos no regime plástico, tem-se na Figura 89 que:

Figura 89 – Comparação da resistência equivalente entre as normas no regime plástico.





Fonte: Autor, 2017.

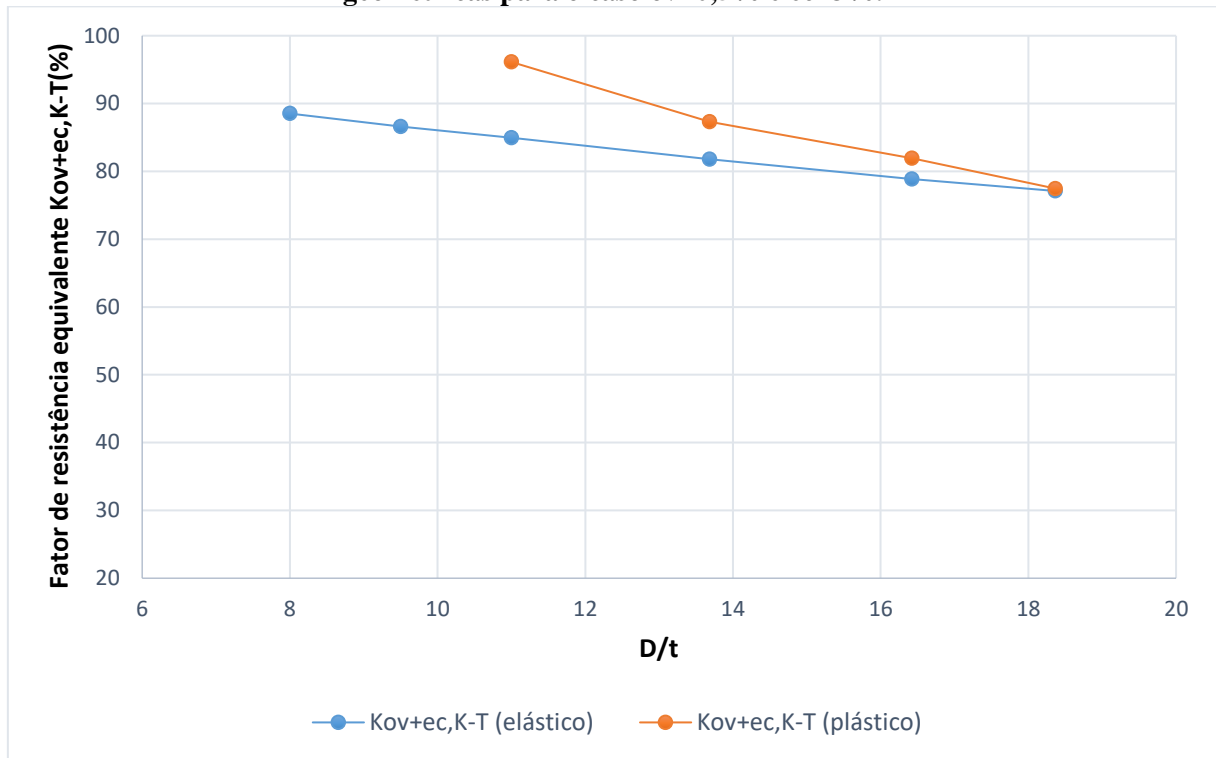
Da Figura 89, observa-se que, o efeito da excentricidade é mais pronunciado para tubos no regime plástico cuja esbelteza seja maior que 9% e que, mesmo assim, afeta pouco a resistência dos tubos.

Ainda da Figura 89, tem-se que, comparando os dois modelos, observa-se que as curvas se assemelham, uma vez que a resistência dos tubos aqui analisados é pouco sensível à excentricidade.

6.7 Efeito das Imperfeições Geométricas Combinadas – Pressão de Colapso Fornecida por K-T

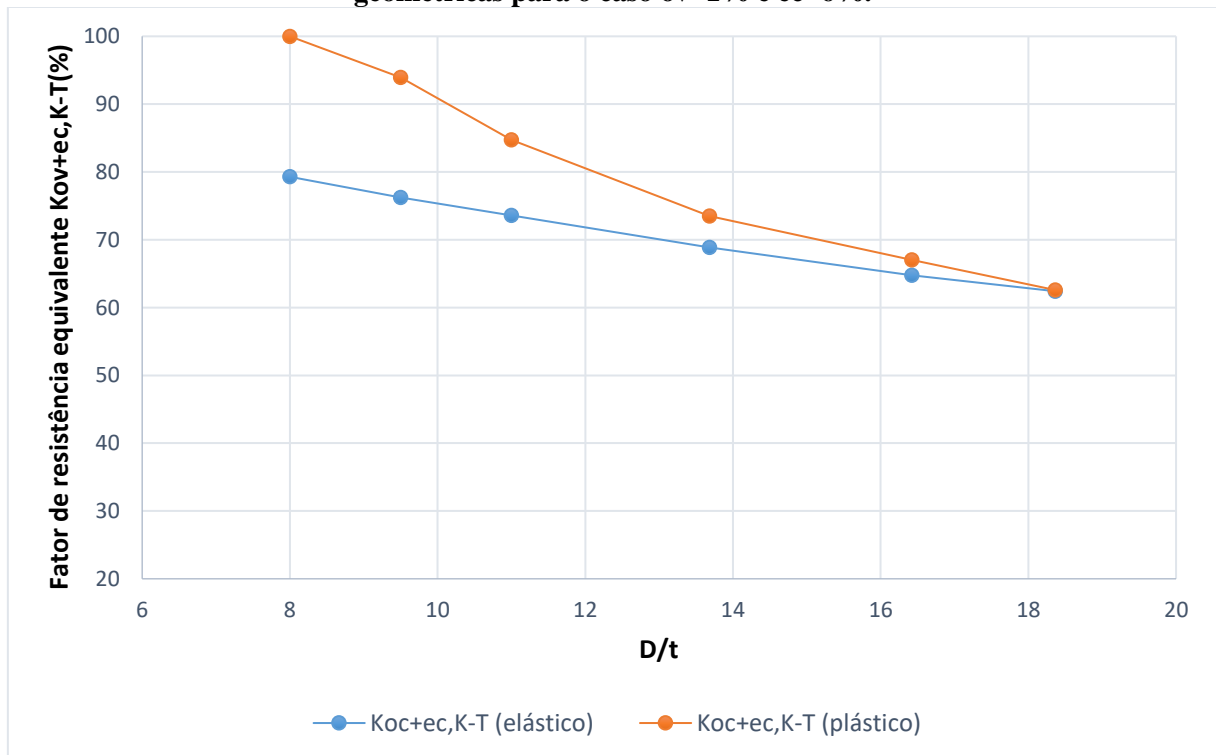
Considerando as mesmas condições utilizadas nas simulações anteriores, ou seja, as mesmas características físicas (Y_p, ε_p), geométricas ($D/t, ov$ e ec) e de carregamento (P_c), apresenta-se nas Figuras 90 a 95, a perda de resistência calculada numericamente, a partir da pressão de colapso de K-T, levando ou não em consideração a não linearidade do material. Tais resultados são apresentados de forma a destacar a importância da modelagem não linear física do problema.

Figura 90 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov=0,5\%$ e $ec=3\%$.



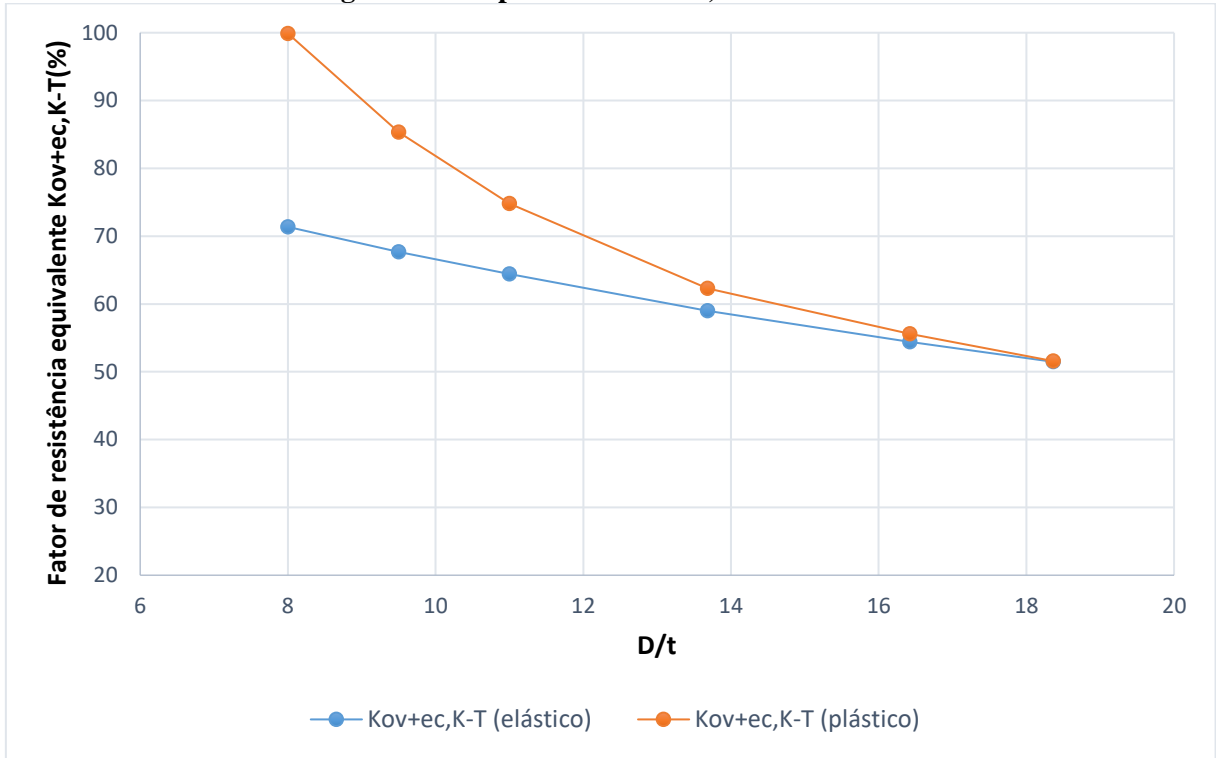
Fonte: Autor, 2017.

Figura 91 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov=1\%$ e $ec=6\%$.



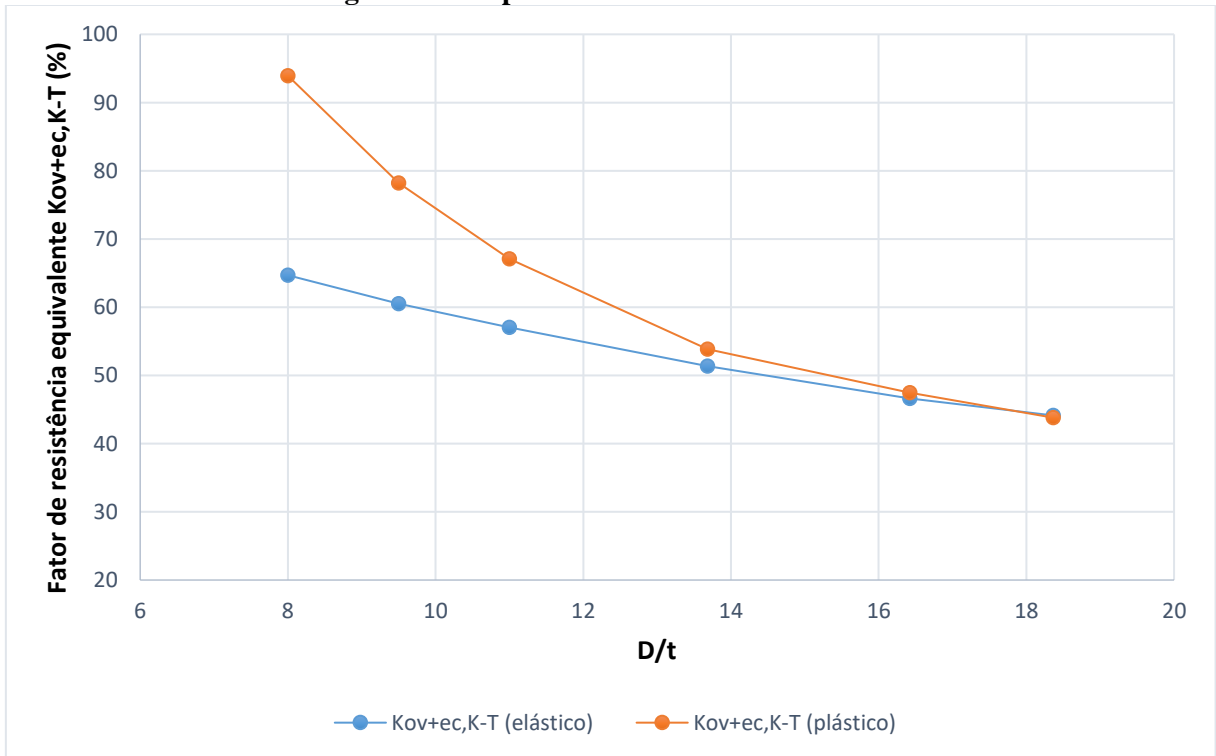
Fonte: Autor, 2017.

Figura 92 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov=1,5\%$ e $ec=9\%$.



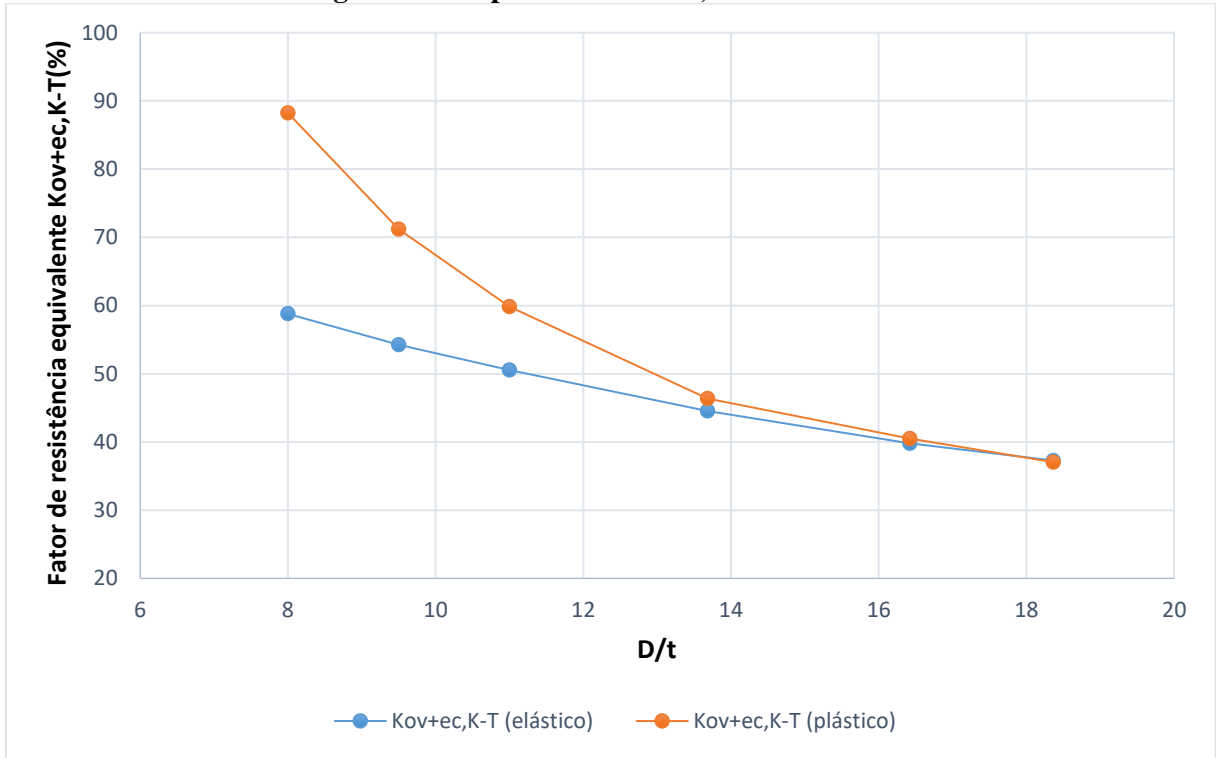
Fonte: Autor, 2017.

Figura 93 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov=2\%$ e $ec=12\%$.



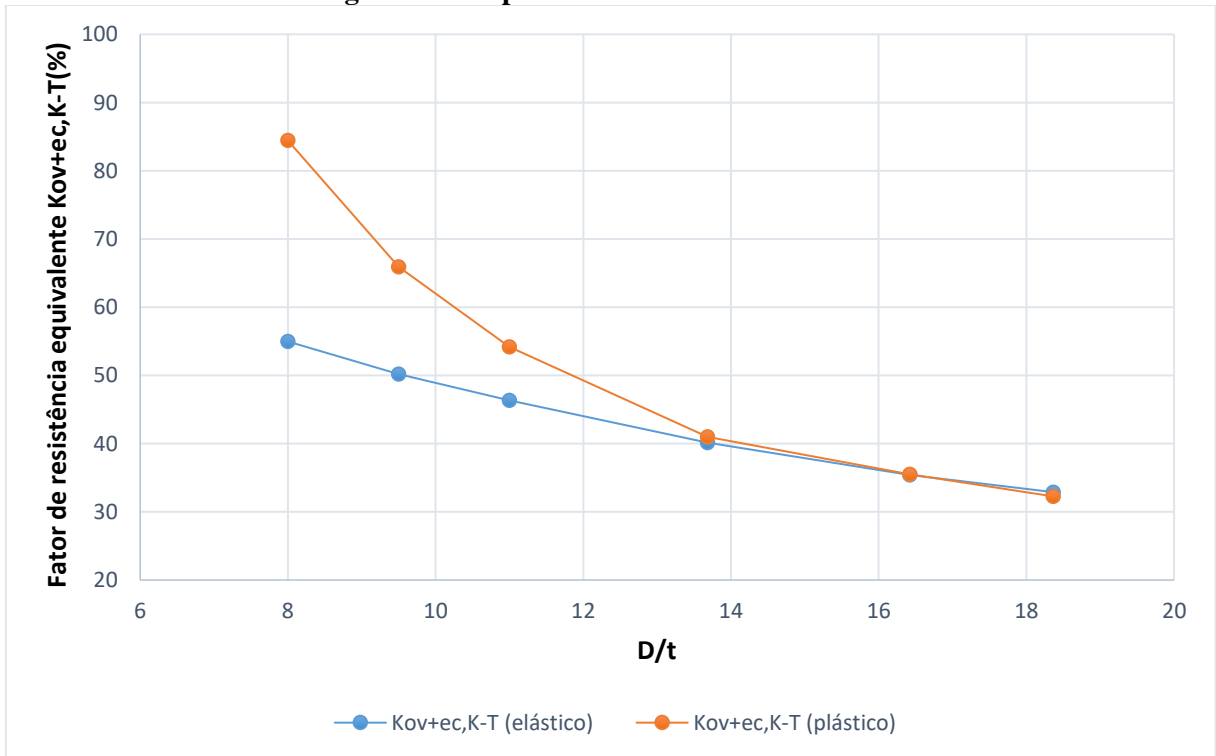
Fonte: Autor, 2017.

Figura 94 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov=2,5\%$ e $ec=15\%$.



Fonte: Autor, 2017.

Figura 95 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov=3\%$ e $ec=15\%$.

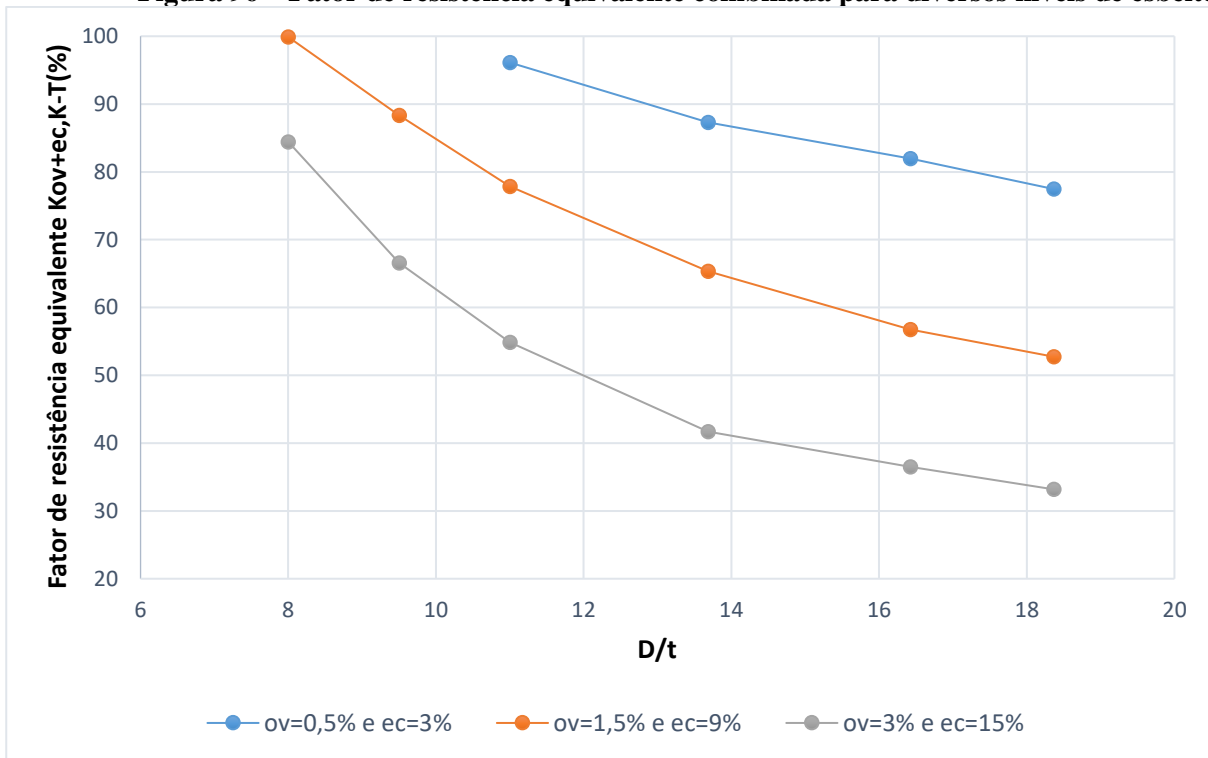


Fonte: Autor, 2017.

Assim, do mesmo modo como já apresentado nas Seções 6.3 e 6.4, observa-se nas Figuras 90 a 95 que a evolução da perda de resistência ao longo da D/t é mais acentuada para tubos no regime plástico, isto é, as curvas apresentam características mais não lineares. E, ainda que as curvas sejam mais acentuadas, ainda se observa, como já apresentado em seções anteriores, que a perda de resistência é menor considerando plasticidade do material.

Agora, a partir da Figura 96, tomando-se pares de valores de imperfeições mínimos, intermediários e máximos, observa-se a resposta ao longo da esbeltez do tubo.

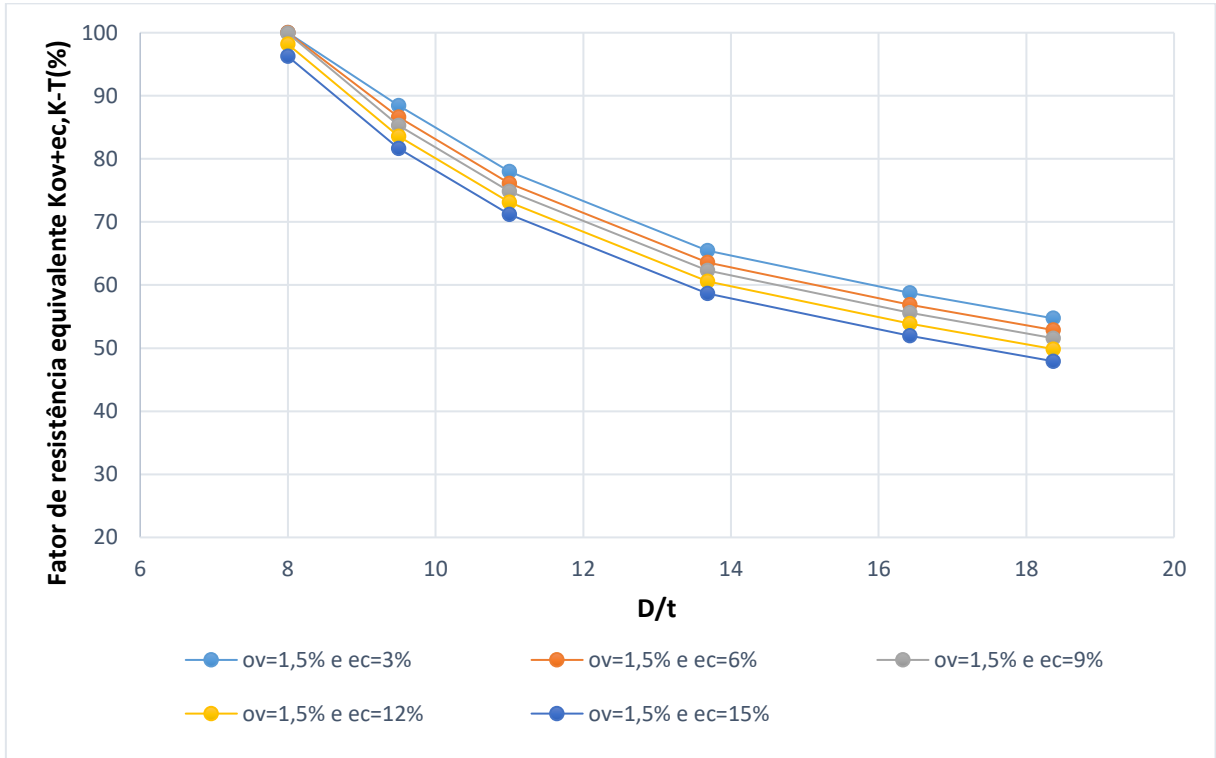
Figura 96 – Fator de resistência equivalente combinada para diversos níveis de esbeltez.



Fonte: Autor, 2017

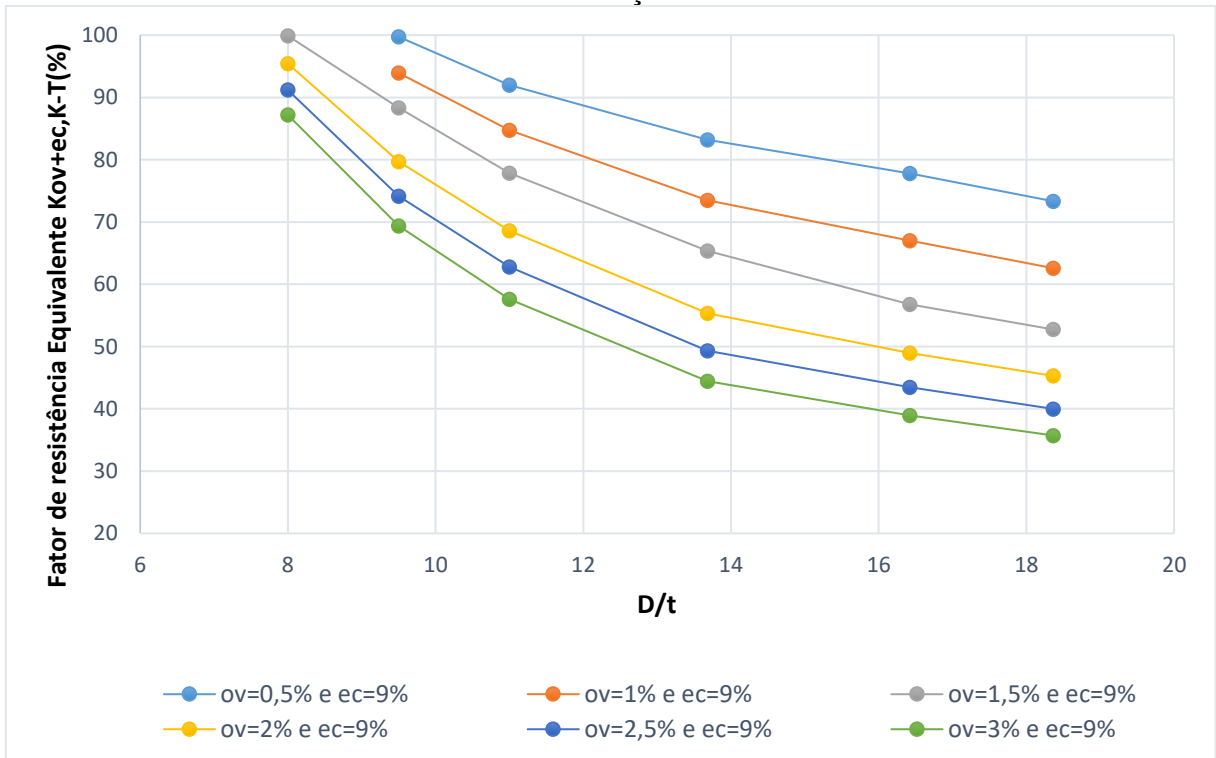
Nas Figuras 97 e 98, apresenta-se a resposta de perda de resistência fixando-se a ovalização em 1,5% e a excentricidade em 9%, respectivamente, para diversos níveis de esbeltez.

Figura 97 – Fator de resistência equivalente mantendo fixo a ovalização em 1,5% e variando a excentricidade.



Fonte: Autor, 2017

Figura 98 – Fator de resistência equivalente mantendo fixo a excentricidade em 9% e variando a ovalização.



Fonte: Autor, 2017.

Com base nos gráficos apresentados, nota-se a forte influência do efeito da ovalização na resistência ao colapso, uma vez que da primeira a última curva os gráficos se mantêm com aspecto não linear.

Em seguimento aos ajustes, tem-se nas Equações (72) e (73), a função que melhor descreve a resistência equivalente sob efeito das imperfeições geométricas combinadas, através do fator K_{ov+ec} . A previsão para o fator de resistência equivalente foi calculada de tal forma que contemplasse os tubos por domínios de esbeltez. Assim, tem-se que, a Equação (72) refere-se ao domínio por escoamento e a Equação (73) ao domínio plástico.

$$K_{ov+ec,iso}(D/t_{yp}; ov; ec) = C1 \cdot ov^2 + C2 \cdot ov + C3 \cdot ec + C4 \quad (72)$$

$$K_{ov+ec,iso}(D/t_p; ov; ec) = \frac{C1+ec}{C2+C3 \cdot ov} + C4 \quad (73)$$

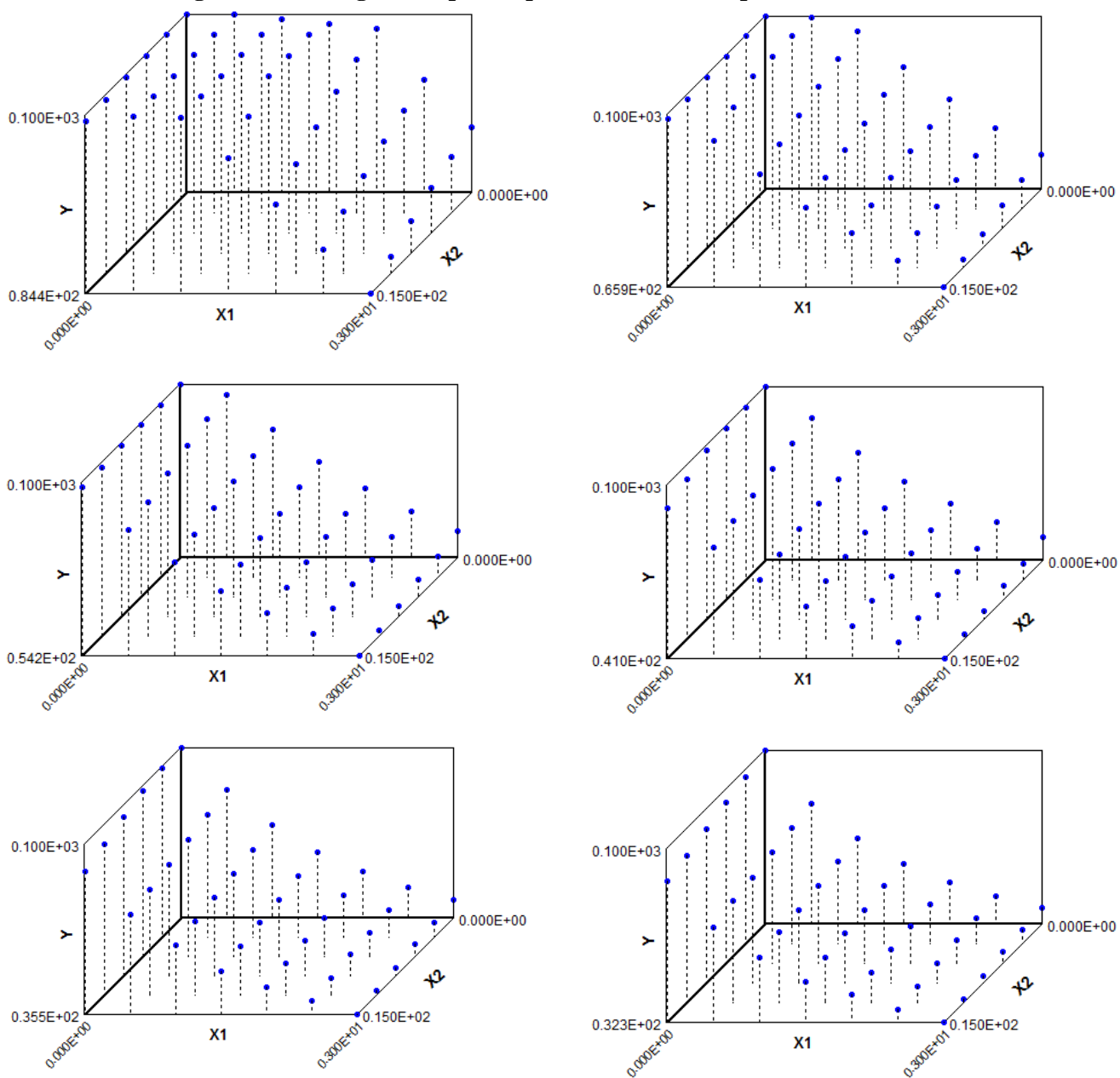
sendo $C1$, $C2$, $C3$ e $C4$ coeficientes de ajustes apresentados na Tabela 4.

Tabela 4 – Coeficientes para cada domínio de esbeltez.

	<i>C1</i>	<i>C2</i>	<i>C3</i>	<i>C4</i>
$D/t_{yp} = 8$	-2,182	2,44	-0,2066	101,2
$D/t_{yp} = 9,5$	-0,8456	-8,243	-0,4121	104,1
$D/t_{yp} = 11$	1,219	-17,83	-0,4719	103,7
$D/t_p = 13,68$	-171,8	-1,354	-0,3506	-26,8
$D/t_p = 16,42$	-134,3	-1,217	-0,4908	-8,182
$D/t_p = 18,37$	-121,1	-1,175	-0,5799	-3,129

Na Figura 99, observa-se a forte influência das esbeltez à medida que se aumenta os níveis de imperfeições geométricas.

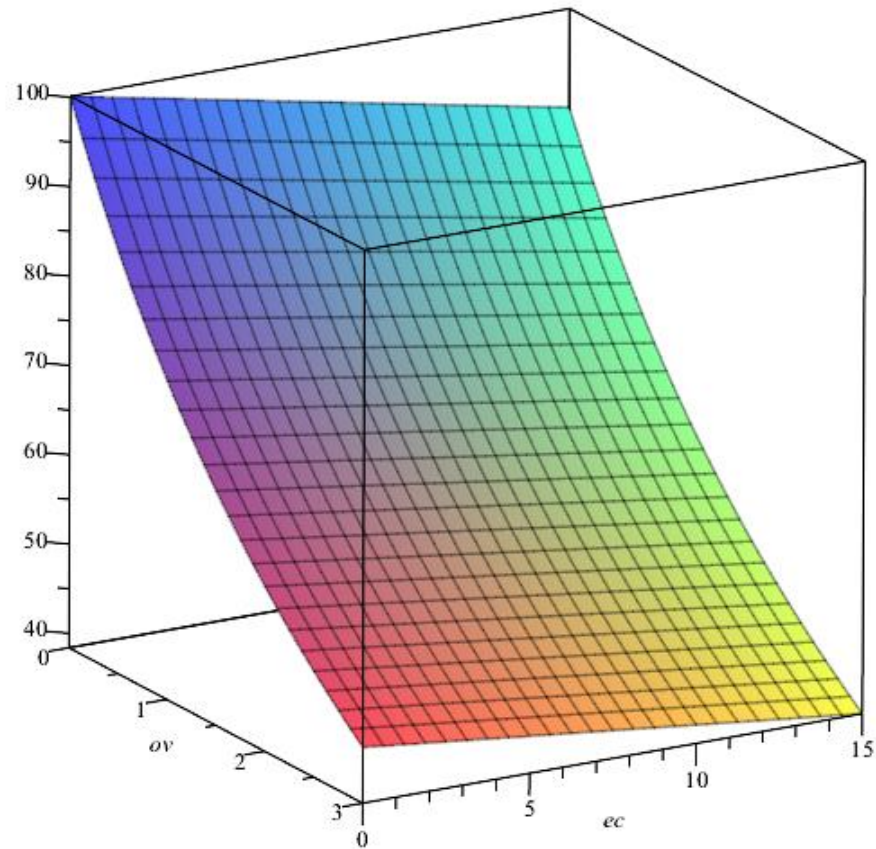
Figura 99 – Plotagem dos pontos para cada esbeltez apresentada.



Fonte: Autor,2017.

Na Figura 100, para fins de ilustração, apresenta-se a superfície de ajuste paramétrica apenas para $D/t= 13,68$, correspondente à Equação 73 ajustada.

Figura 100 – Ajuste de uma superfície para previsão de perda de resistência do tubo P-110 ($D/t=13,68$) considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas.

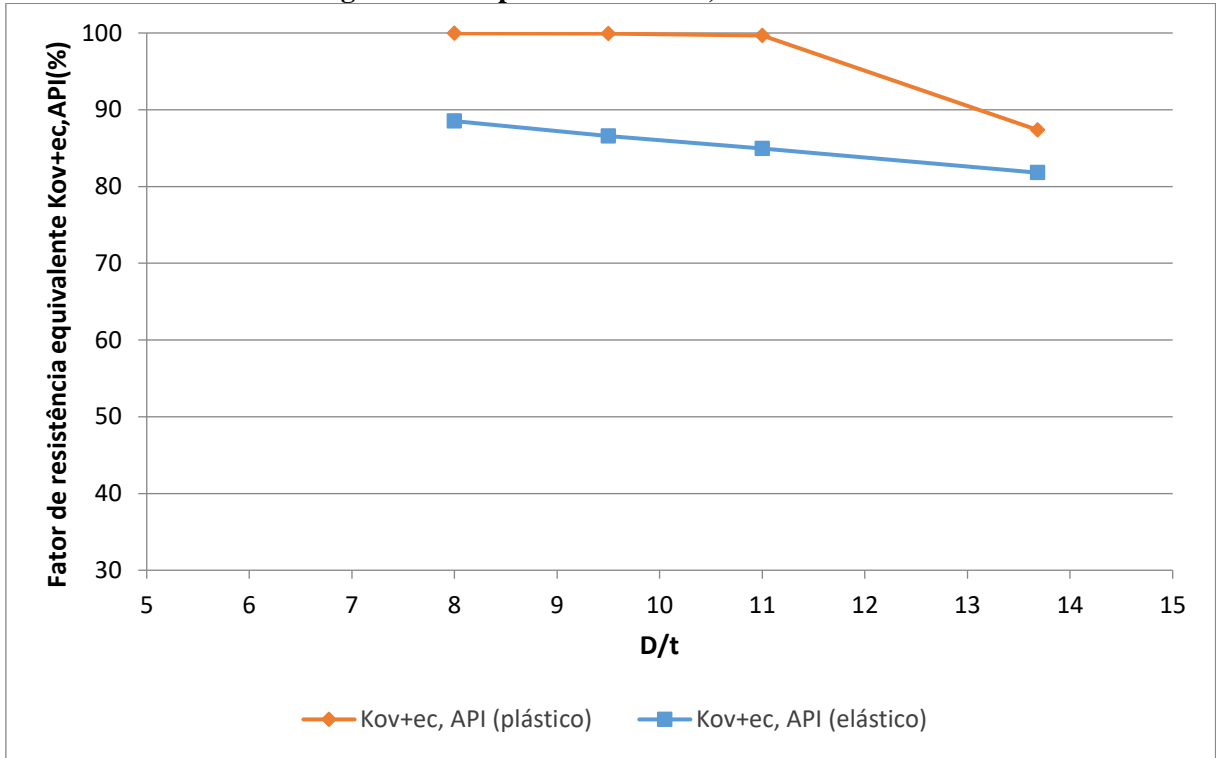


Fonte: Autor,2017.

6.8 Efeito das Imperfeições Geométricas Combinadas – Pressão de Colapso Fornecida pela API 5C3 (2008)

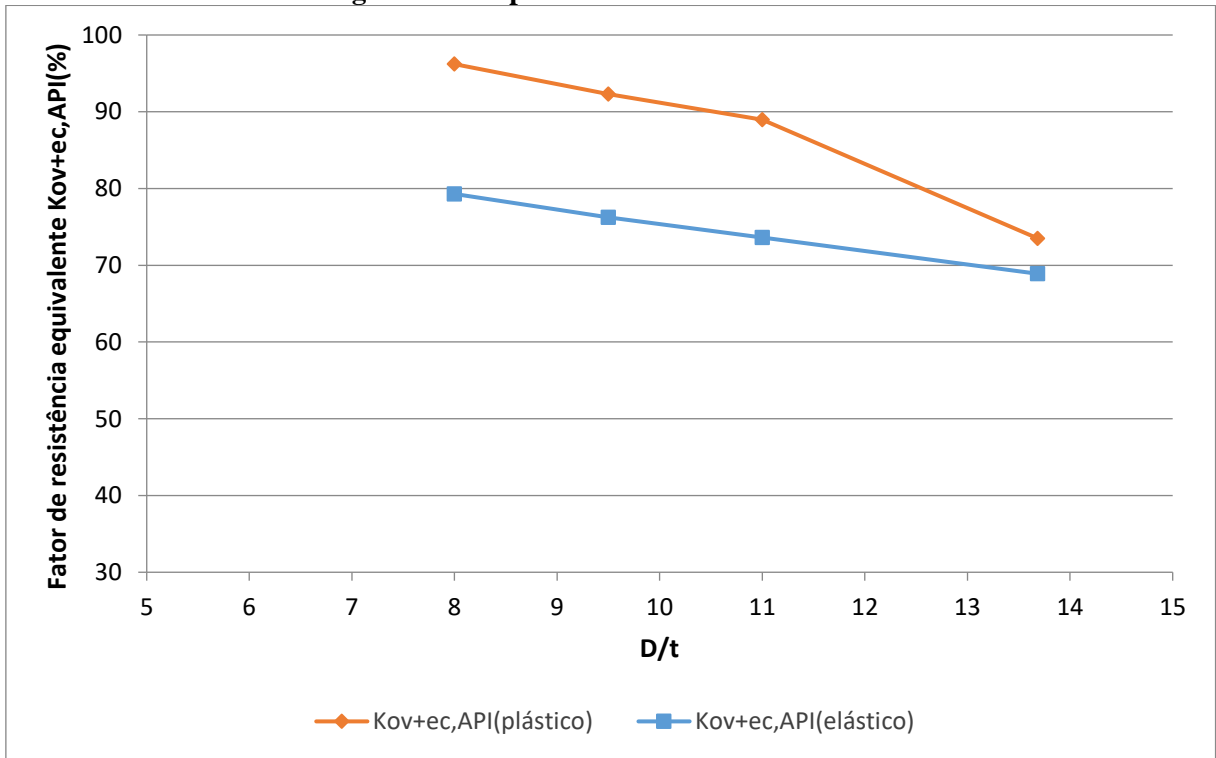
Com intuito de realizar uma comparação entre os modelos de colapso, considera-se agora, o mesmo procedimento realizado na seção anterior, isto é, aplica-se as mesmas condições utilizadas nas simulações. Nas Figuras 101 a 105, apresenta-se a perda de resistência calculada numericamente, a partir da pressão de colapso proposta pela norma API 5C3, levando ou não em consideração a não linearidade do material. Tais resultados são apresentados, de tal forma, a destacar a importância da modelagem não linear física do problema.

Figura 101 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov=0,5\%$ e $ec=3\%$.



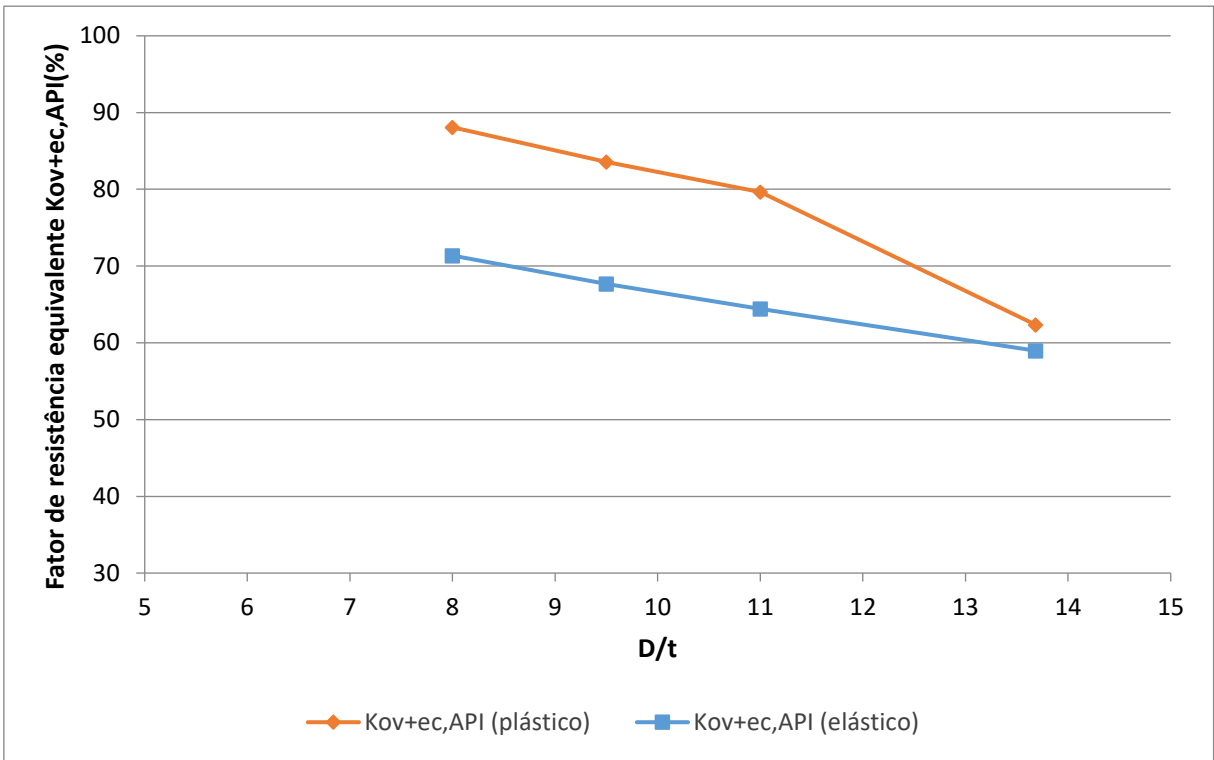
Fonte: Autor,2017.

Figura 102 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov=1\%$ e $ec=6\%$.



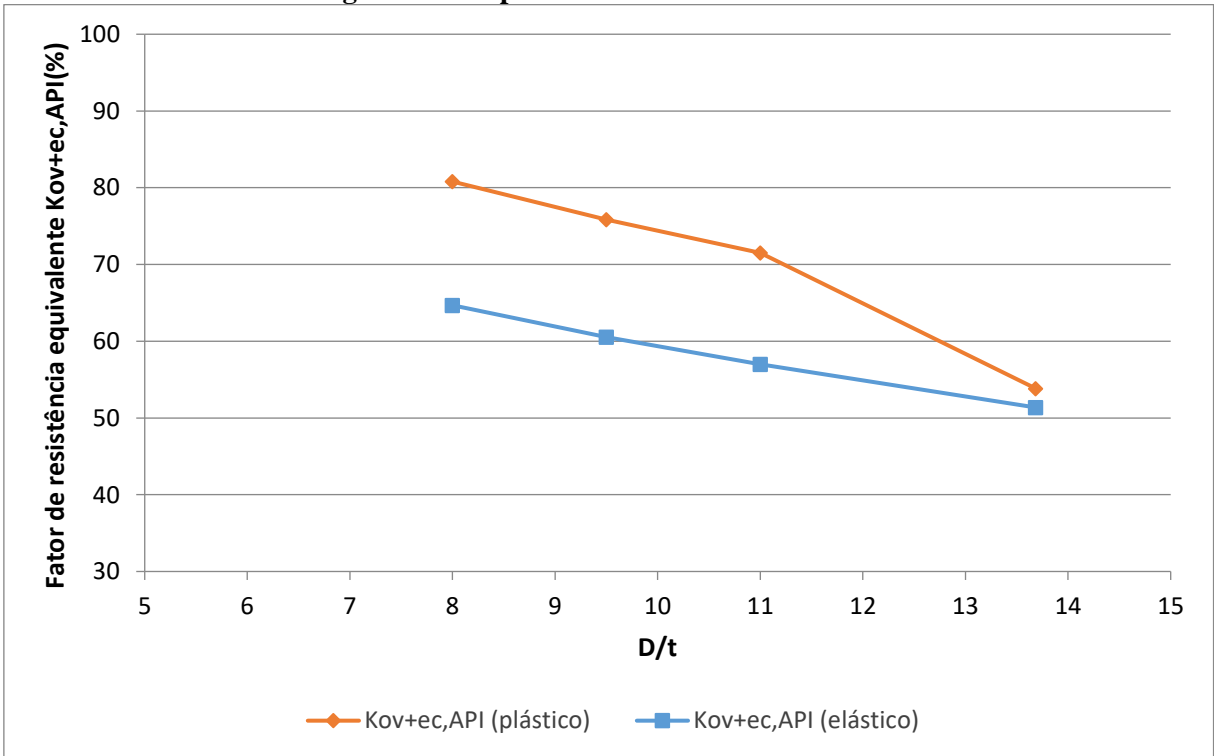
Fonte: Autor,2017.

Figura 103 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov=1,5\%$ e $ec=9\%$.



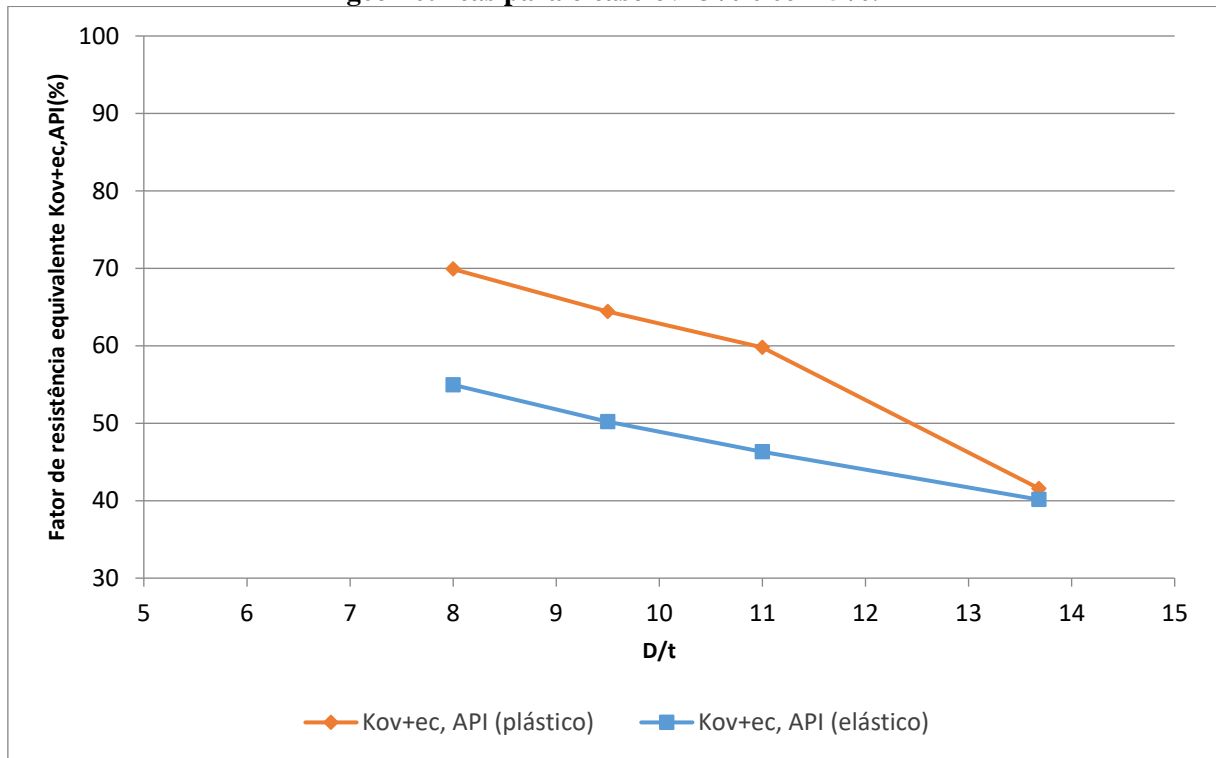
Fonte: Autor,2017.

Figura 104 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov=2\%$ e $ec=12\%$.



Fonte: Autor,2017.

Figura 105 – Fator de resistência equivalente considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas para o caso $ov=3\%$ e $ec=15\%$.

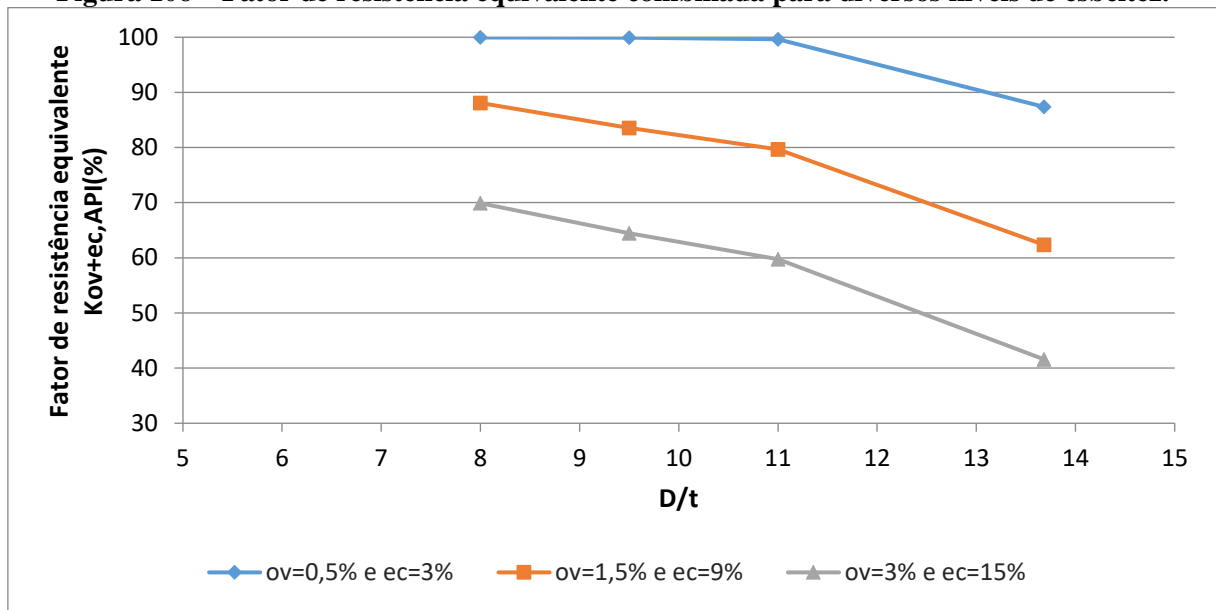


Fonte: Autor, 2017.

Observa-se nas Figuras 101 a 105, que a taxa de variação da perda de resistência é maior para tubos que colapsam no domínio plástico, uma vez que tubos que colapsam no domínio por escoamento tendem a resistir um pouco mais pelo fato de serem tubos de parede grossa.

Agora, a partir da Figura 106, tomando-se pares de valores de imperfeições mínimos, intermediários e máximos, observa-se a resposta ao longo da esbeltez do tubo.

Figura 106 – Fator de resistência equivalente combinada para diversos níveis de esbeltez.

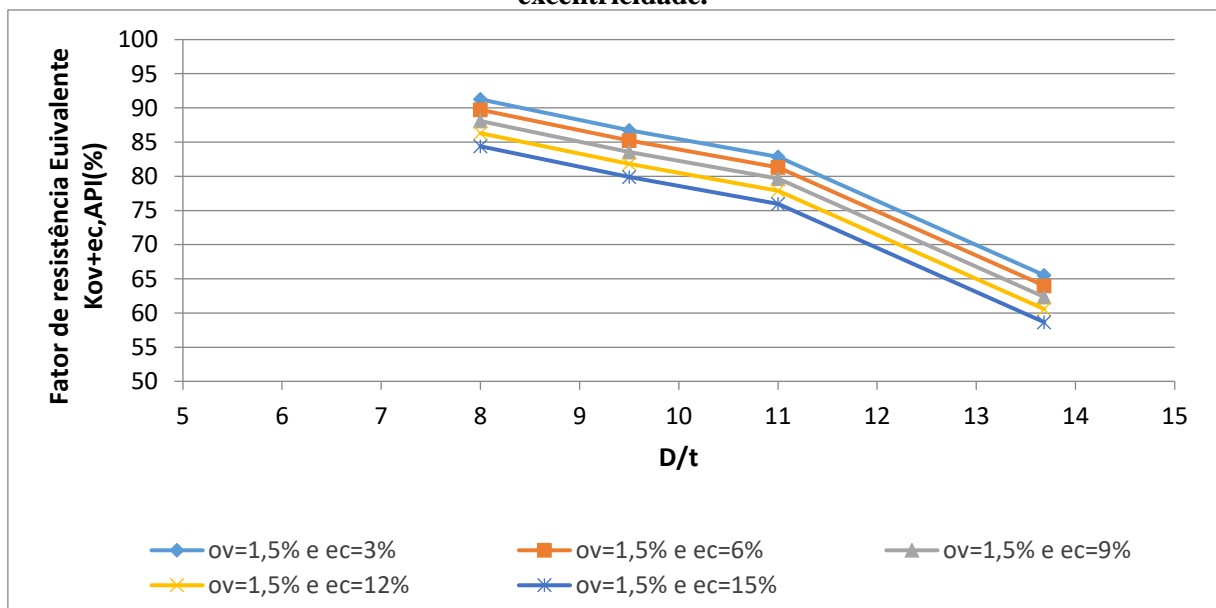


Fonte: Autor,2017.

Assim, do mesmo modo como já apresentado nas Figuras 101 a 105, observa-se que a perda de resistência para tubos que colapsam no domínio por escoamento é mais suave.

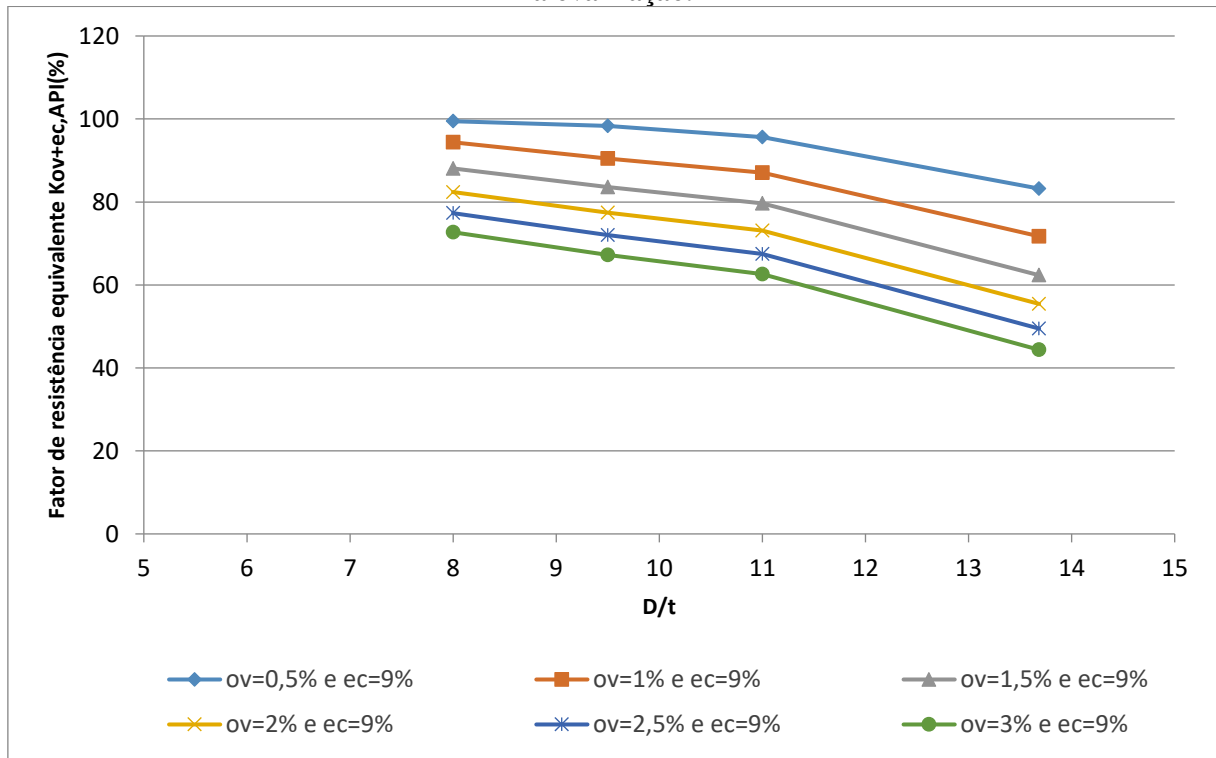
Nas Figuras 107 e 108, apresenta-se a resposta de perda de resistência fixando-se a ovalização em 1,5% e a excentricidade em 9%, respectivamente, para diversos níveis de esbeltez.

Figura 107 – Fator de resistência equivalente mantendo fixo a ovalização em 1,5% e variando a excentricidade.



Fonte: Autor,2017.

Figura 108 – Fator de resistência equivalente mantendo fixo a excentricidade em 9% e variando a ovalização.



Fonte: Autor, 2017.

Com base nos gráficos apresentados, nota-se o quão sensível é a perda de resistência para tubos que colapsam no domínio plástico (tubos de parede menos espessa), visto que as curvas apresentam uma inclinação maior que as curvas relativas aos tubos de parede grossa.

Em seguimento aos ajustes, tem-se nas Equações (74) e (75), a função que melhor descreve a resistência equivalente sob efeito das imperfeições geométricas combinadas, através do fator K_{ov+ec} . A previsão para o fator de resistência equivalente foi calculada de tal forma que contemplasse os tubos por domínios de esbeltez. Assim, tem-se que, a Equação (74) refere-se ao domínio por escoamento e a Equação (75) ao domínio plástico.

$$K_{ov+ec,API}(D/t_{YP}; ov; ec) = \frac{C1+ov}{C2+C3 \cdot ec} + C4 \cdot ec \quad (74)$$

$$K_{ov+ec,API}(D/t_P; ov; ec) = C1 \cdot ov^2 + C2 \cdot ov + C3 \cdot ec + C4 \quad (75)$$

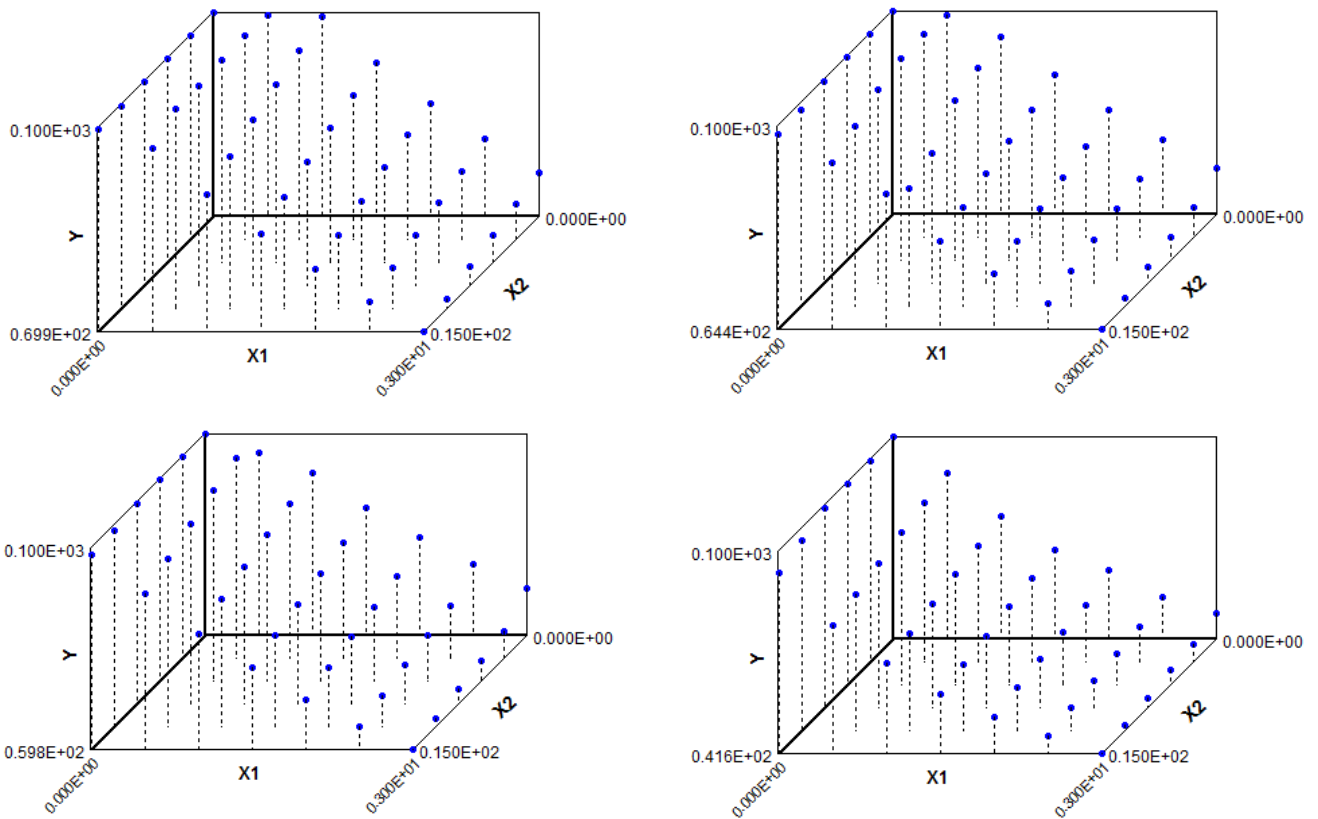
sendo $C1$, $C2$, $C3$ e $C4$ coeficientes de ajustes apresentados na Tabela 5.

Tabela 5 – Coeficientes para cada domínio de esbeltez.

	$C1$	$C2$	$C3$	$C4$
$D/t_{yp} = 8$	-11,57	-0,1104	0,0008393	-1,172
$D/t_{yp} = 9,5$	-9,845	-0,09465	0,0006731	-1,1777
$D/t_{yp} = 11$	-8,689	-0,0843	0,0005992	-1,182
$D/t_p = 13,68$	3,682	-28,46	-0,547	100

Na Figura 109, observa-se a forte influência das esbeltez à medida que se aumenta os níveis de imperfeições geométricas.

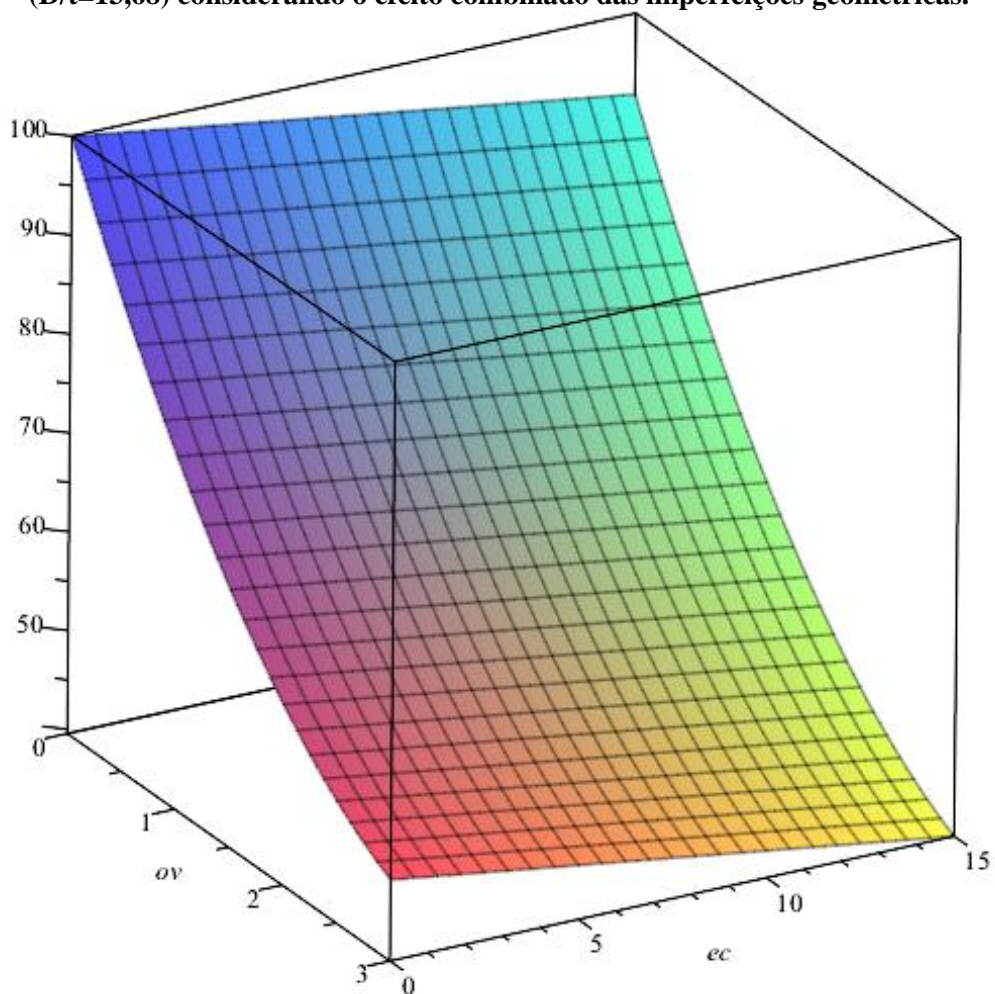
Figura 109 – Plotagem dos pontos para cada esbeltez apresentada.



Fonte: Autor,2017.

E, na Figura 110, afim de ilustração, apresenta-se a superfície de ajuste paramétrica apenas para $D/t= 13,68$.

Figura 110 – Ajuste de uma superfície para previsão de perda de resistência do tubo P-110 ($D/t=13,68$) considerando o efeito combinado das imperfeições geométricas.

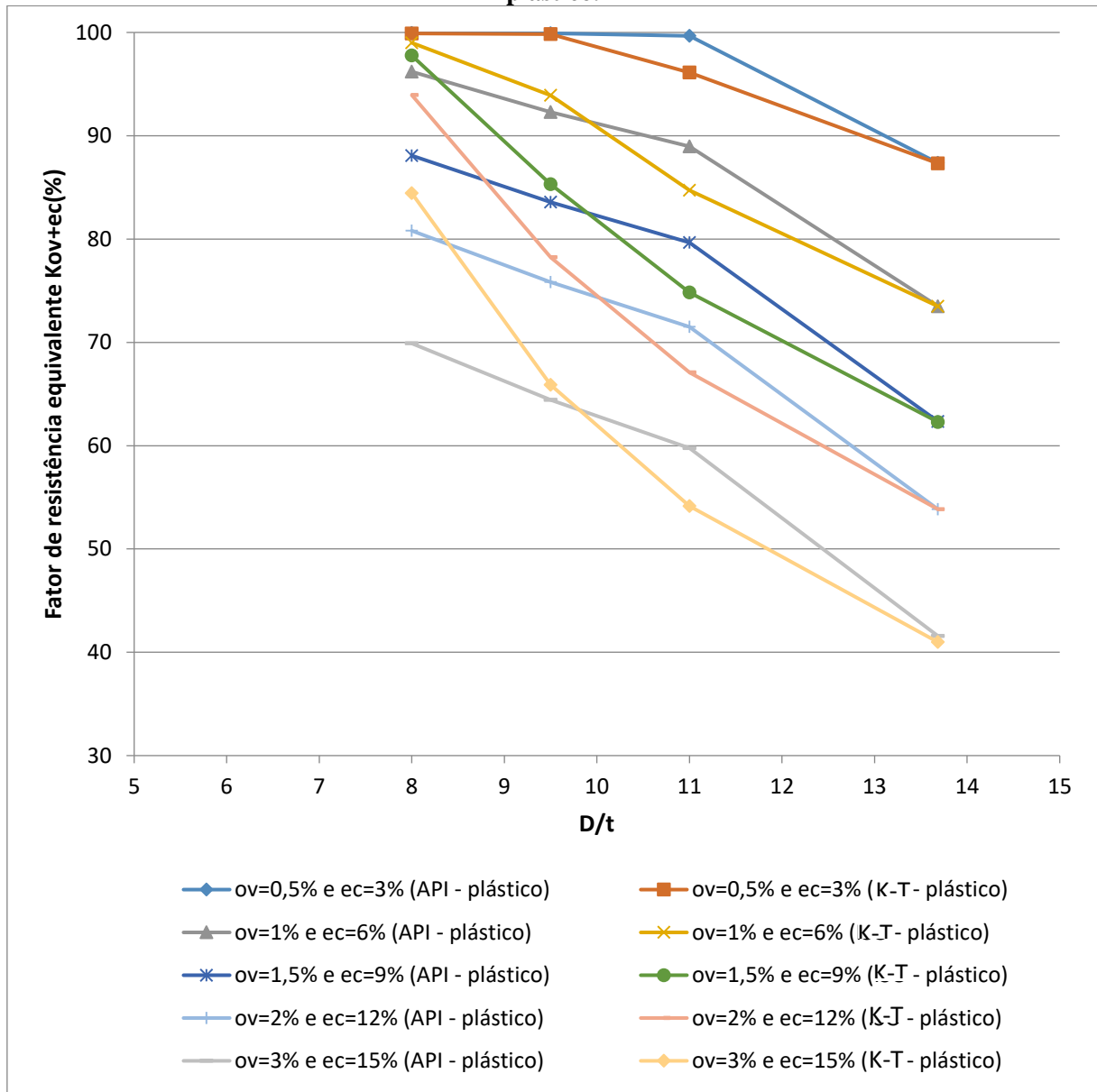


Fonte: Autor, 2017.

Observa-se ainda, na Figura 110, que a não linearidade da perda de resistência se mantém, à medida que se aumenta os níveis de ovalização e excentricidade.

Comparando agora os modelos de colapso, API 5C3 e K-T, ambos no regime plástico, tem-se os comportamentos apresentados na Figura 111.

Figura 111 – Comparação entre os fatores de resistência equivalentes entre as normas no regime plástico.



Fonte: Autor, 2017.

Da Figura 111 pode-se concluir, de uma forma geral, que o modelo de K-T apresenta perdas de resistência menores que as da API 5C3, para os menores valores de esbeltez, de 8 e 9,5. Inclusive, a perda com o modelo K-T só passa a ser significativa a partir da quarta combinação de imperfeições (2% de ovalização e 12% de excentricidade). Tal comportamento se inverte em maiores D/t , de forma que K-T passa a apresentar perdas maiores ou iguais às observadas com o modelo API 5C3.

7 ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE OS FATORES DE RESISTÊNCIA EQUIVALENTE NO REGIME PLÁSTICO: NUMÉRICO x ANALÍTICO

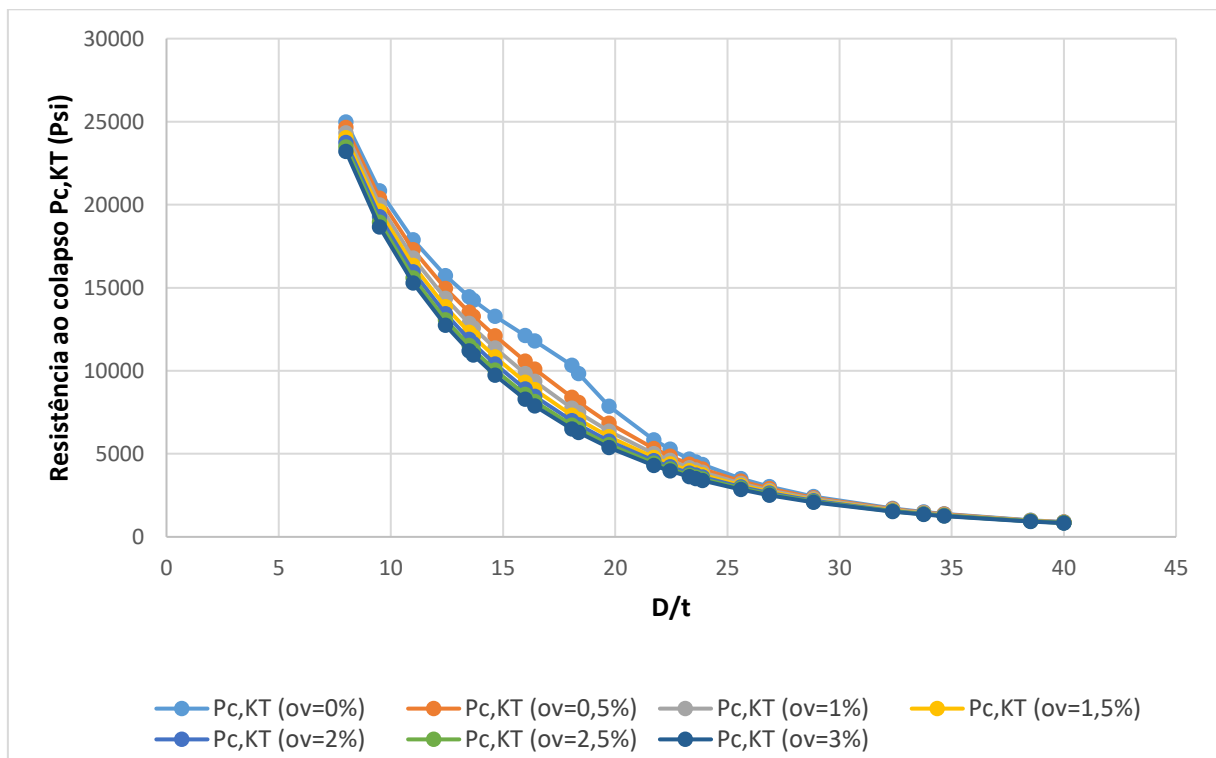
Diante dos resultados apresentados até o momento, mais precisamente, Seções 6.3, 6.5 e 6.7, este capítulo propõe-se em realizar uma análise comparativa entre os fatores de resistência equivalentes ambos os modelos de resistência no regime plástico. Para tal análise, utiliza-se o próprio modelo de colapso analítico de Klever e Tamano, proposto no anexo F da norma API 5C3.

7.1 Efeito da Ovalização

Nesta seção são apresentados os resultados numéricos em comparação com o resultado analítico proposto por K-T. Vale destacar que, para tal análise, utiliza-se dos resultados numéricos obtidos na Seção 6.3 (regime plástico), que é a seção referente para o caso isolado de ovalização inicial.

De tal modo a explicar de forma mais clara o objetivo proposto neste capítulo, de acordo com a Equação 46 (Seção 3.3), proposta por K-T, o gráfico da Figura 112, apresenta o comportamento das resistências ao colapso do tubo P-110 para diferentes níveis de ovalização.

Figura 112 – Resistência ao colapso do tubo P-110 em função da ovalização inicial para vários níveis de esbeltez. Previsões baseadas segundo o modelo proposto por K-T (Equação 46).

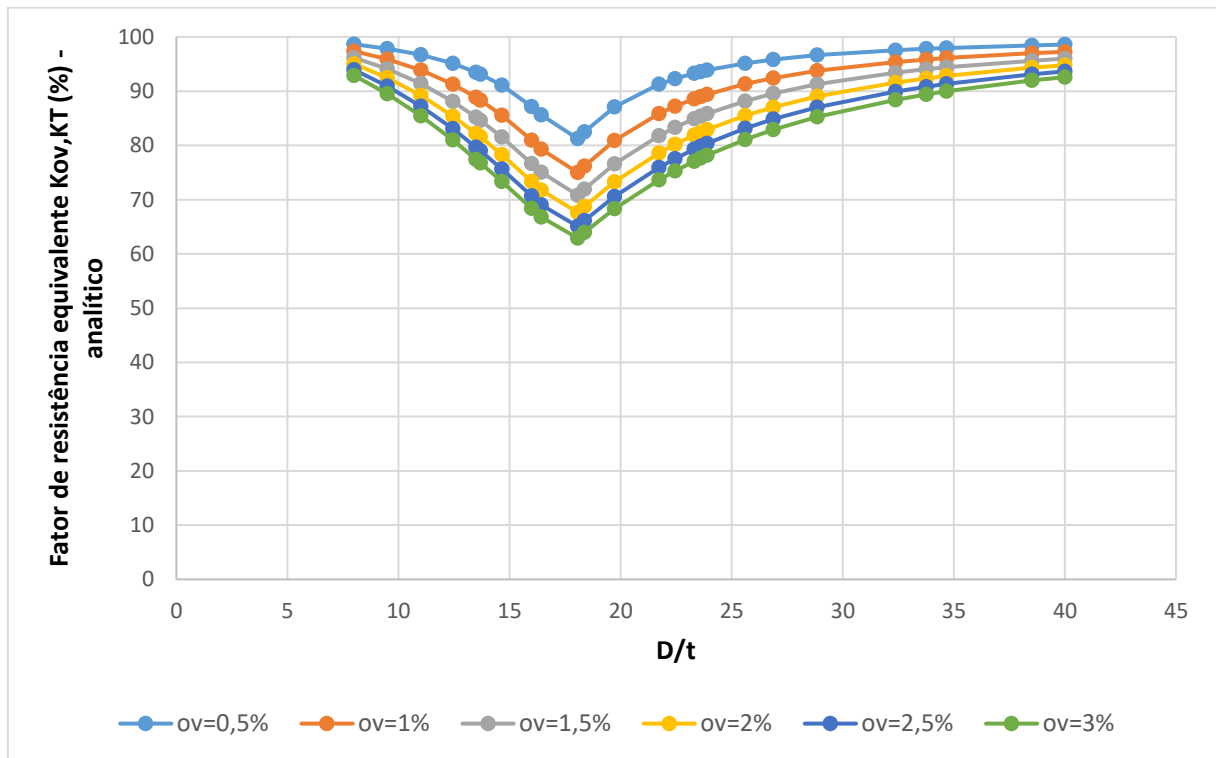


Fonte: Autor, 2017.

Da Figura 112, observa-se que, quando a ovalização atinge o seu valor máximo ($ov = 3\%$), para tubos cuja esbelteza seja menor que 30 ($D/t < 30$), verifica-se que o valor da resistência ao colapso é significativamente menor se comparado com o valor da resistência para o caso de ovalização nula. Em tubos com esbelteza acima de 30 observa-se que o efeito da ovalização não é tão expressivo. De acordo com os domínios de esbelteza calculados na Seção 4.1.5 (Figura 24), observa-se ainda na Figura 112, que o tubo P-110, cuja esbelteza no domínio plástico está entre 12,44 e 20,4, apresenta um decaimento da curva até se estabilizar em $D/t = 18,07$, e após este limite, a curva volta a apresentar bruscamente um decaimento, se estabilizando em D/t acima de 40. A transição de comportamento neste valor de D/t é característica do modelo, o qual prediz o valor de resistência ao colapso a partir da combinação de parcelas de pressão elástica e plástica (Equações 47 e 48).

Na Figura 113 apresentam-se os fatores de resistência equivalentes, calculados analiticamente em função da ovalização inicial para uma ampla faixa de valores de esbelteza. Tais fatores são calculados de acordo com o modelo analítico proposto por Klever e Tamano.

Figura 113 – Fator de resistência de equivalente para o tubo P-110, em função da ovalização para uma ampla faixa de esbelteza. Previsões baseadas segundo o modelo proposto por K-T.



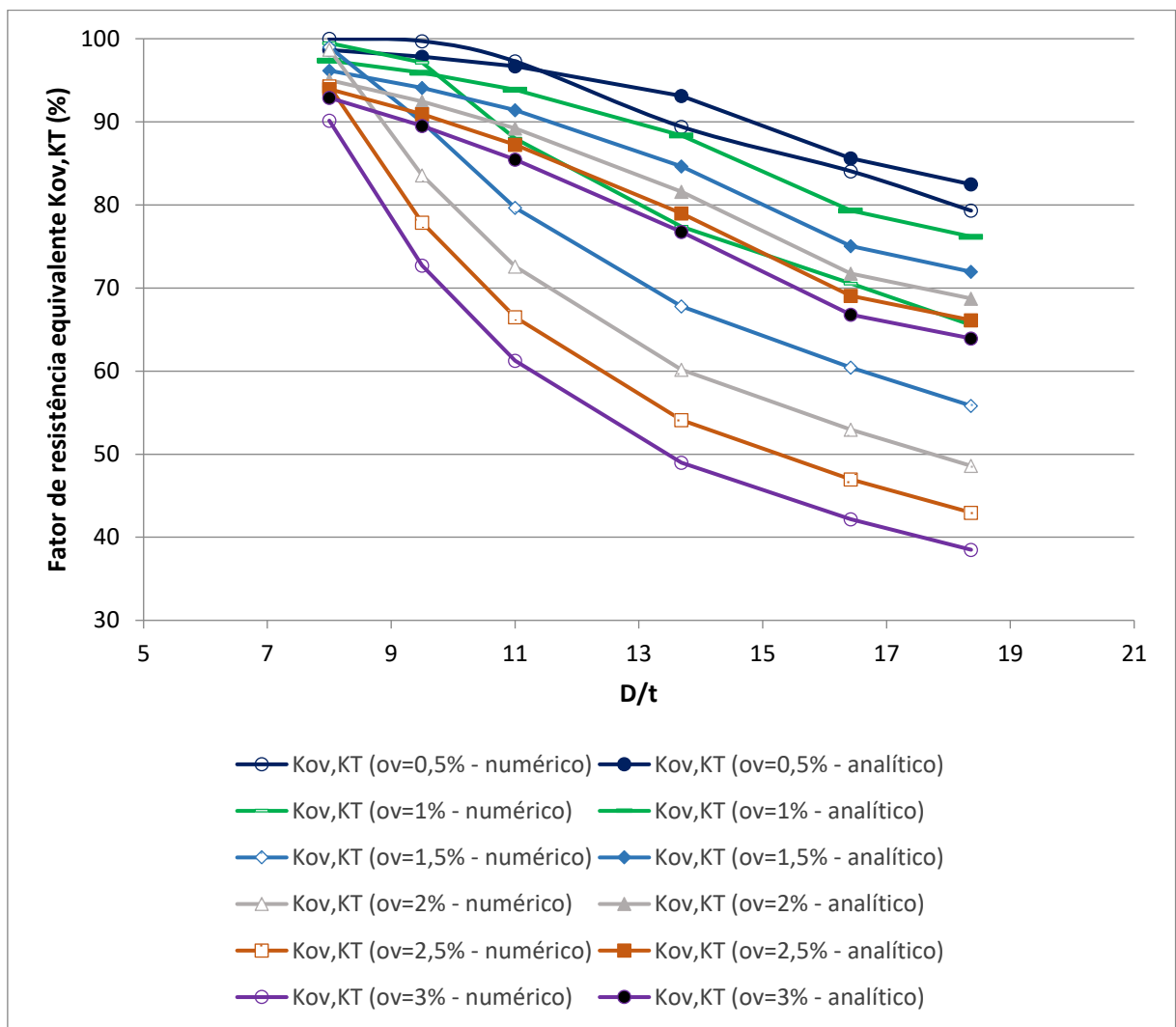
Fonte: Autor, 2017.

Na Figura 113, observa-se a mudança de comportamento da perda de resistência no valor de $D/t = 18,07$, a partir do qual a influência da ovalização é gradualmente reduzida.

De maneira a não se tornar repetitivo, tais fenômenos verificados nas Figuras 112 e 113, são também observados para os casos apresentados nas Seções 7.2 e 7.3, que são respectivamente, o caso isolado da excentricidade e combinado das imperfeições.

Assim, de forma a orientar e facilitar o entendimento da análise proposta na Figura 114, os pares de curvas apresentados com a mesma cor representam o mesmo nível de ovalização, sendo as de marcador preenchido as respostas analíticas e as de marcador vazios respostas numéricas.

Figura 114 – Comparação entre os fatores de resistência equivalentes, numérico (seção 6.3) com analítico (K-T), para o tubo P-110 com seis D/t, para o caso isolado de ovalização inicial.



Fonte: Autor, 2017.

De forma geral, observa-se que a perda de resistência obtida numericamente é superior à prevista pelo modelo analítico, exceto para pequenos valores de esbeltez, em presença de ovalização de 0,5% a 1,5%. Assim, da Figura 114, para o caso mais extremo de esbeltez analisado nesta dissertação, considerando ovalizações mínima e máxima, tem-se uma diferença percentual na ordem de 4% a 65%.

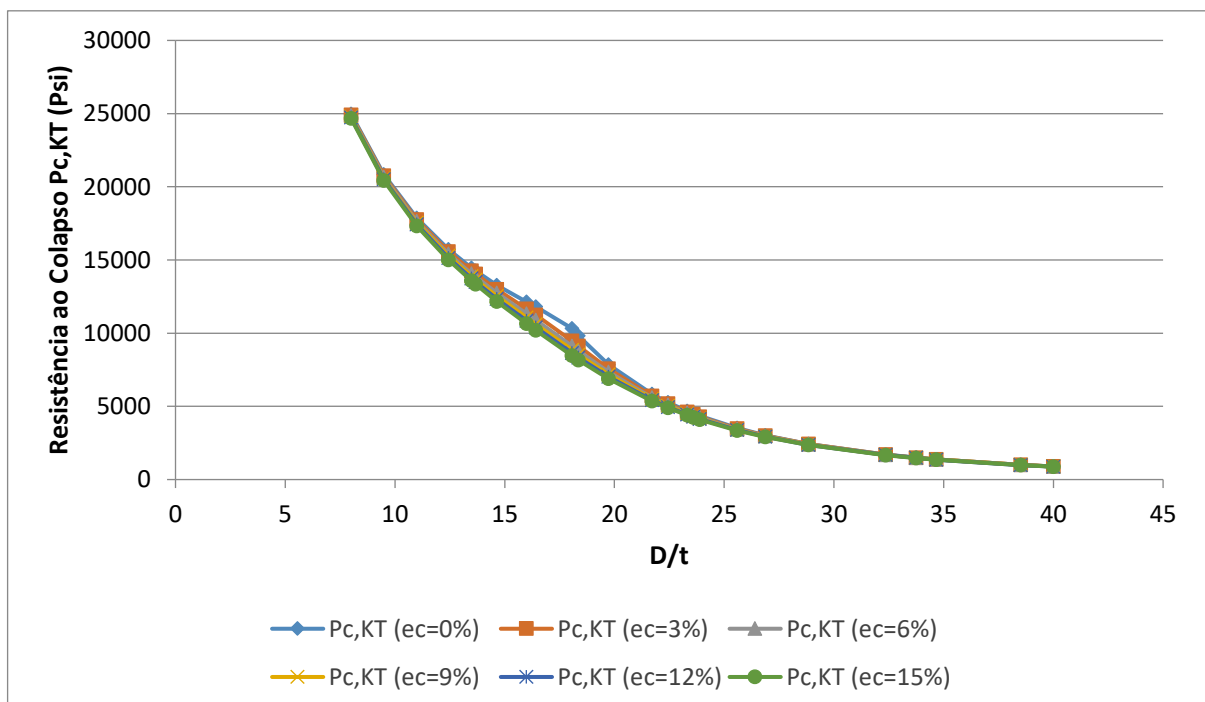
Parâmetros geométricos e de material não contemplados no cálculo analítico, tais como excentricidade e tensão residual podem ter influenciado na porcentagem da diferença encontrada. Ainda, nos experimentos que deram origem à formulação de K-T, podem ter se manifestado mecanismos de colapso não captados pelo estudo numérico aqui proposto, feito em regime geometricamente linear.

7.2 Efeito da Excentricidade

Nesta seção são apresentados os resultados numéricos em comparação com o resultado analítico proposto por K-T. Para tal análise, utiliza-se dos resultados numéricos obtidos na Seção 6.5 (regime plástico), que é a seção referente para o caso isolado de excentricidade.

Assim, o gráfico da Figura 115, apresenta o comportamento das resistências ao colapso do tubo P-110 para diferentes níveis de excentricidade

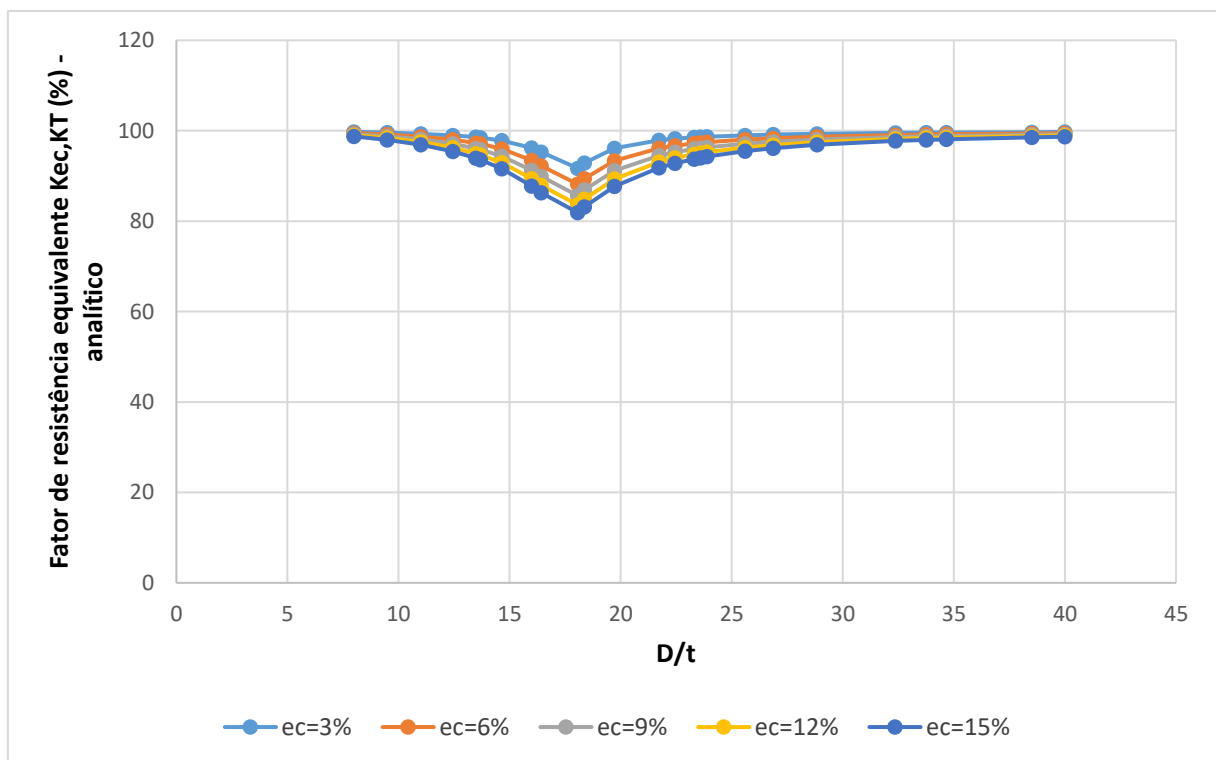
Figura 115 – Resistência ao colapso do tubo P-110 em função da excentricidade para vários níveis de esbeltez. Previsões baseadas segundo o modelo proposto por K-T (Equação 46).



Da Figura 115, observa-se que, para tubos cuja esbeltez seja menor que 11 e maior que 24, verifica-se que o valor da perda de resistência ao colapso não é tão expressivo quando atinge o valor máximo da excentricidade proposta nesta dissertação ($ec = 15\%$). Tubos com esbeltez entre 11 e 24, essa diferença se torna significativa. De tal modo que, se comparado com a seção anterior, verifica-se que o efeito da ovalização é mais significativo, uma vez que, para a ovalização, tal diferença se torna mais expressiva para esbeltez menores que 30.

Apresenta-se na Figura 116, os fatores de resistência equivalentes, calculados analiticamente em função da excentricidade para uma ampla faixa de valores de esbeltez. Tais fatores são calculados de acordo com o modelo de previsão de colapso proposto por Klever e Tamano.

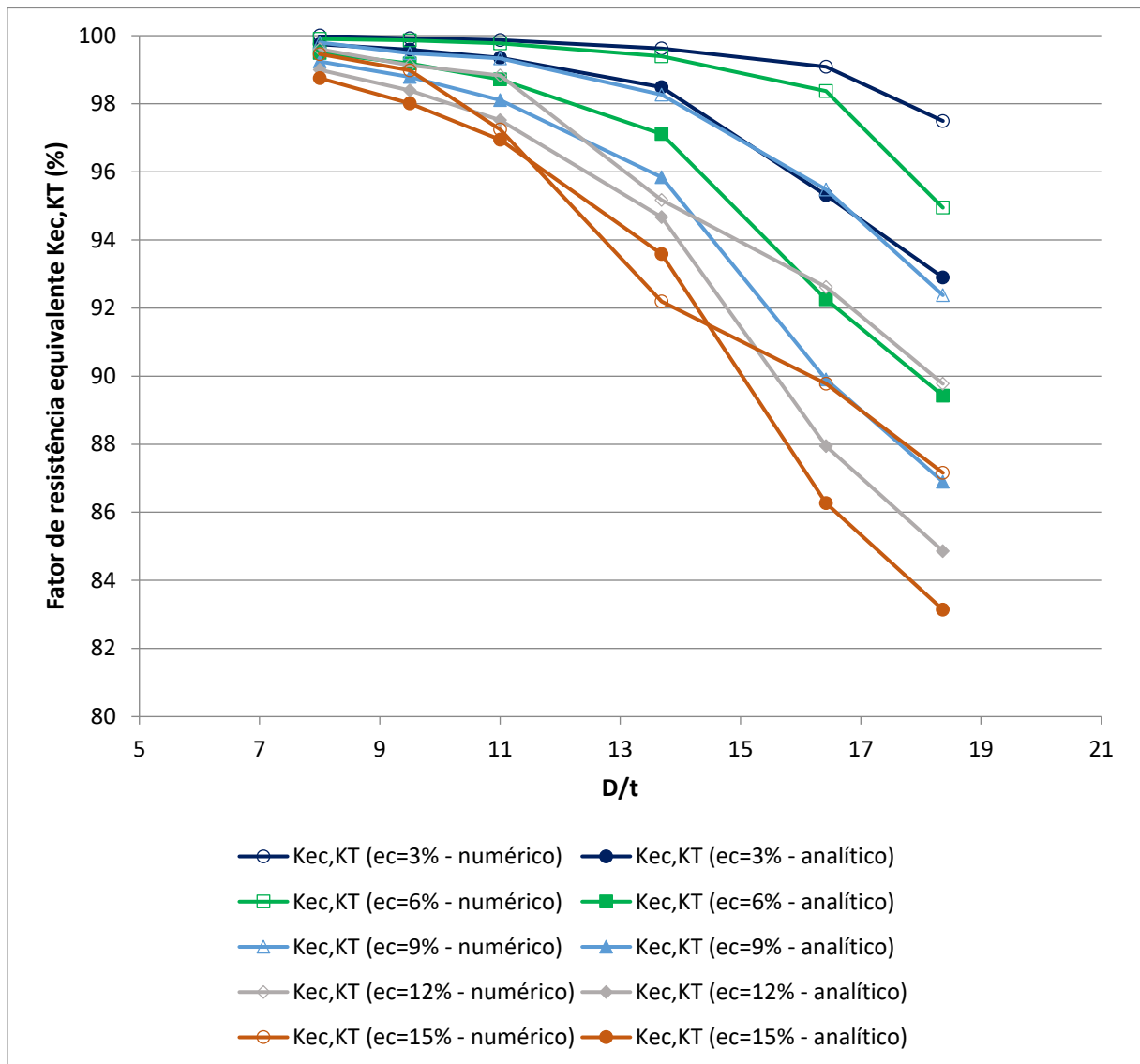
Figura 116 – Fator de resistência de equivalente para o tubo P-110, em função da excentricidade para uma ampla faixa de esbeltez. Previsões baseadas segundo o modelo proposto por K-T.



Fonte: Autor, 2017.

Assim, para a análise da Figura 117, adota-se a mesma metodologia da seção anterior. Deste modo, na Figura 117, tem-se a comparação entre os fatores de resistência equivalente da análise numérica com analítica, para diversos níveis de esbeltez sob o efeito da excentricidade.

Figura 117 – Comparação entre os fatores de resistência equivalentes, numérico (Seção 6.5) com analítico (K-T), para o tubo P-110 com seis D/t, para o caso isolado de excentricidade.



Fonte: Autor, 2017.

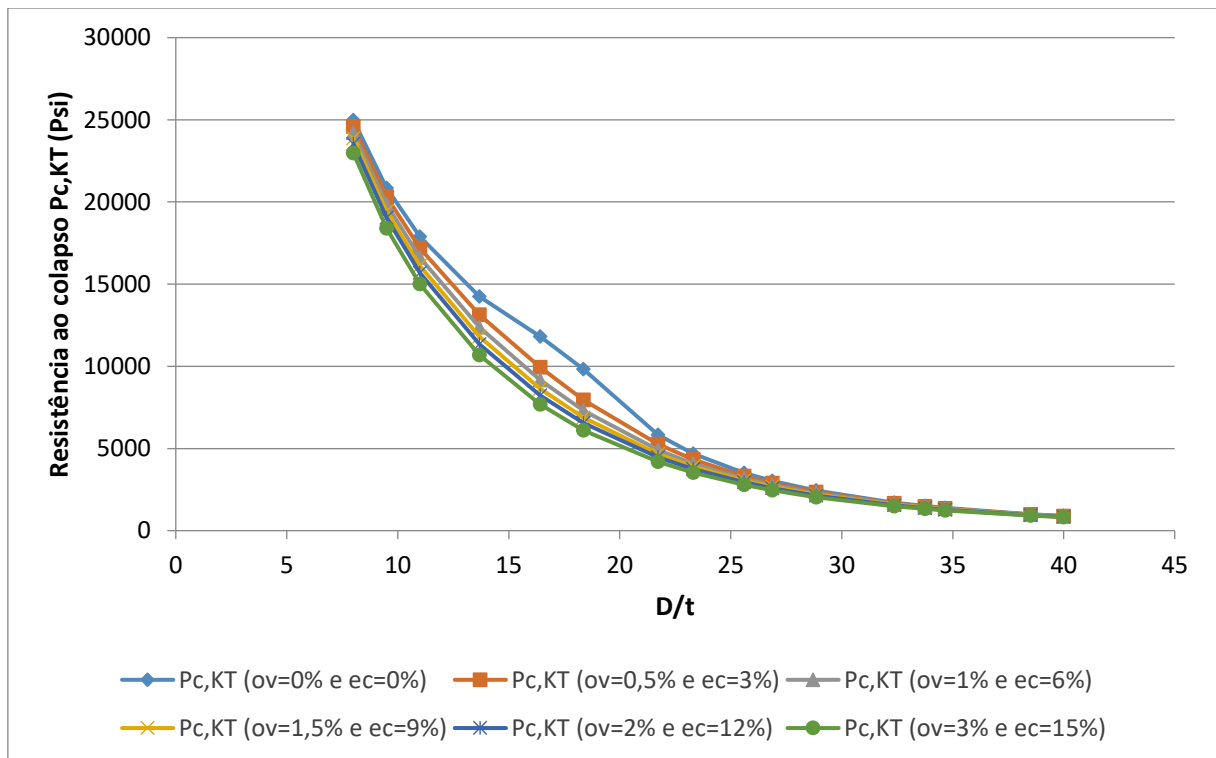
De uma forma geral, observa-se na Figura 117, que a perda de resistência obtida numericamente é inferior à prevista pelo modelo analítico, o que se tem de forma inversa na seção anterior. Assim, para o caso mais extremo de esbeltez analisado nesta dissertação, considerando excentricidade mínima e máxima, da Figura 117, tem-se uma diferença percentual na ordem de 3% a 4%. E, mais uma vez se observa o quanto a excentricidade tem pouca influência sobre a perda de resistência, por exemplo, para o caso mais crítico de esbeltez e excentricidade, a perda de resistência analítica não chega a atingir 17%, enquanto que para a ovalização chega a atingir em torno de 60%, mas de qualquer forma, tal efeito tem que ser considerado no cálculo de dimensionamento dos tubos de revestimento.

7.3 Efeito da Ovalização + Excentricidade

Por fim, nesta seção são apresentados os resultados numéricos em comparação com o resultado analítico proposto por K-T. Para tal análise, utiliza-se dos resultados numéricos obtidos na Seção 6.7 (regime plástico), que é a seção referente para o caso combinado das imperfeições geométricas.

Assim, o gráfico da Figura 118, apresenta o comportamento das resistências ao colapso do tubo P-110 tomando-se pares de valores de imperfeições mínimos, intermediários e máximos, ao longo da esbeltez do tubo.

Figura 118 – Resistência ao colapso do tubo P-110 em função da ovalização inicial para vários níveis de esbeltez. Previsões baseadas segundo o modelo proposto por K-T (Equação 46) para pares de valores mínimos, intermediários e máximos de imperfeição geométrica.

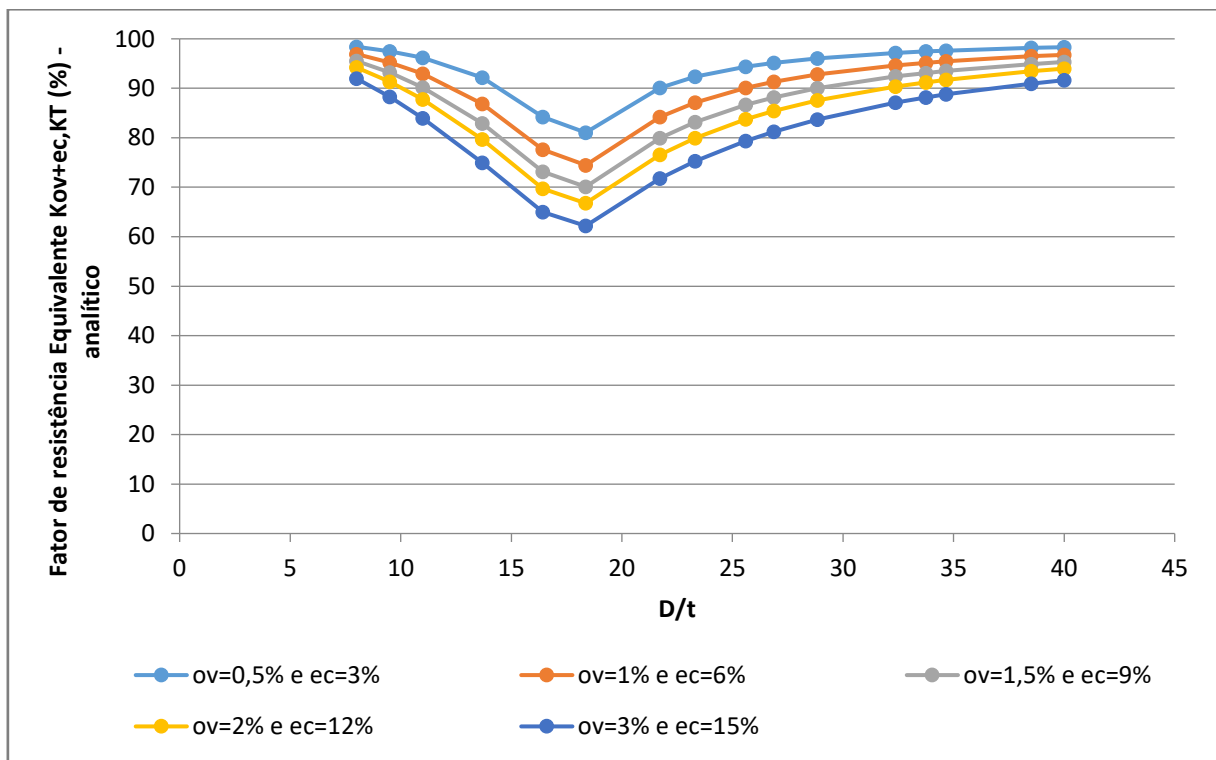


Fonte: Autor, 2017.

Visto que o efeito da excentricidade tem pouca influência sobre a perda de resistência do tubo, tem-se na Figura 118, conclusão semelhante de resultados já obtidos na Seção 7.1, isto é, para esbeltez maiores que 34, o efeito combinado das imperfeições geométricas não é tão expressivo.

Apresenta-se na Figura 119, os fatores de resistência equivalentes, calculados analiticamente em função dos efeitos combinados de ovalização e excentricidade para uma ampla faixa de valores de esbeltez. Tais fatores são calculados de acordo com o modelo de previsão de colapso proposto por Klever e Tamano.

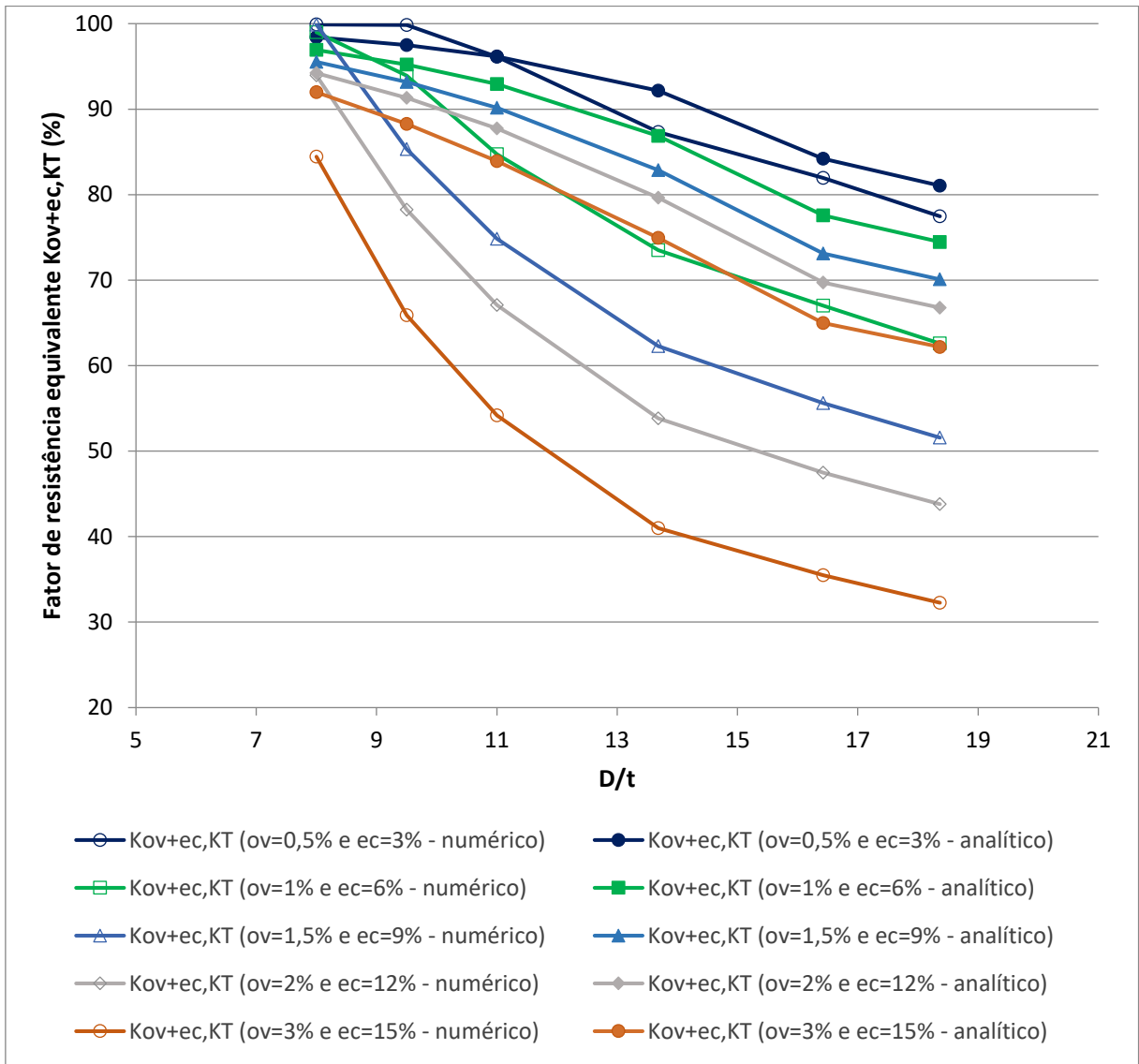
Figura 119 – Fator de resistência de equivalente para o tubo P-110, em função da excentricidade para uma ampla faixa de esbeltez. Previsões baseadas segundo o modelo proposto por K-T.



Fonte: Autor, 2017.

Assim, tal metodologia para a análise da Figura 120, é realizada do mesmo modo que nas seções anteriores deste capítulo. Deste modo, na Figura 120, tem-se a comparação entre os fatores de resistência equivalente da análise numérica com analítica, para diversos níveis de esbeltez sob o efeito combinado das imperfeições geométricas.

Figura 120 – Comparação entre os fatores de resistência equivalentes, numérico (Seção 6.7) com analítico (K-T), para o tubo P-110 com seis D/t, para o caso combinado das imperfeições.



Fonte: Autor, 2017.

Da Figura 120, observa-se que para o caso mais extremo de esbelteza analisado nesta dissertação, considerando combinações mínimas e máximas, da Figura 120, tem-se respectivamente, uma diferença percentual na ordem de 5% a 93%.

Portanto, como destacado na Seção 7.1, parâmetros geométricos e de material não contemplado nas simulações e que variam de tubo para tubo, tal como a tensão residual pode ter influenciado na porcentagem da diferença encontrada.

8 CONCLUSÃO

O desempenho estrutural dos tubos de revestimento é de vital importância para minimizar os riscos associados às fases de perfuração, completação e produção de um poço de óleo e gás. Importância esta, se reflete no fato de que o sistema de revestimento corresponde a cerca de 15% a 20% do custo total de um poço offshore, onde sua falha poderá acarretar inúmeros problemas. Sendo assim, simulações numéricas foram realizadas para investigar tal desempenho estrutural sob carregamento de pressão externa. Imperfeições decorrentes do processo de manufatura, especificamente ovalização e excentricidade da seção transversal, foram levadas em conta na modelagem, a fim de quantificar sua influência na resposta ao colapso de tubos espessos – D/t entre 8 e 18,37. Entende-se que as simulações podem contribuir com o entendimento do comportamento dos tubos ao colapso, amparando o processo de dimensionamento e escolha dos tubulares ao longo da profundidade, de acordo com seus parâmetros geométricos e mecânicos.

Sendo assim, a fim de fornecer condições de embasamento para que houvesse continuidade do presente trabalho, com as diversas simulações dos tubos imperfeitos, a primeira parte do trabalho apresentado, consistiu em verificar o desempenho dos tubos, com seção circular, submetidos à pressão externa, analisando numericamente os resultados encontrados com os resultados analíticos obtidos na literatura, como pode-se observar nas Figuras 25 e 57, isto é, tem-se na Figura 25, comparação do resultado numérico com as equações de Lamé (tubo no regime elástico linear) e na Figura 57, verificação do resultado numérico com as equações propostas pela norma ASME, a fim de que os dados de entrada no *software Abaqus* (regime elastoplástico), obtivesse como resposta, os mesmos pontos do modelo constitutivo da ASME (curva tensão x deformação). Logo, tem-se que, em ambos os casos pode-se comprovar a existência de resultados satisfatórios.

Na segunda parte do trabalho, ainda no Capítulo 4 para efeitos de verificação do modelo numérico, foram realizadas simulações numéricas para cada caso de imperfeição geométrica (*ov*, *ec*, *ov + ec*), explicando a metodologia da modelagem numérica e obtenção dos fatores de resistência equivalentes. Verifica-se ainda, que as respostas da perda de resistência encontradas representam um bom indicativo se comparadas com algumas das bibliografias citadas na Seção 1.5.

Após a validação do modelo, é possível identificar algumas características gerais observadas nos tubos imperfeitos, com efeitos individuais e combinados, tanto no regime

elástico como no regime plástico. Deste modo, fez-se um estudo paramétrico, onde os valores de ovalização (ov), excentricidade (ec) e esbeltez (D/t), foram variados, levando às seguintes conclusões:

Os resultados numéricos obtidos no Capítulo 5, Figuras 50, 51 e 52, demonstram que apesar da análise numérica levar em consideração o efeito combinado das imperfeições geométricas, verifica-se que o efeito da ovalização é o fator que mais afeta a resistência ao colapso. Em seguida realizou um estudo paramétrico para ajustar uma equação de previsão da perda de resistência, onde se conseguiu realizar um ajuste para cada domínio de colapso. Tal ajuste apresentou resultados satisfatórios, sendo que, no primeiro regime de esbeltez se conseguiu um coeficiente de correlação de Pearson ajustado de 98,47% e no segundo regime de 99,78%.

Ainda no Capítulo 5, apesar de se tratar de uma análise ser em regime elástico linear, somar a perda de resistência equivalente dos efeitos isolados, não é uma premissa, verificando-se, que o princípio da superposição dos efeitos não foi válido, pois em se tratando de grandes imperfeições.

Assim, após a avaliação individual dos principais parâmetros que afetam o colapso dos tubos de revestimento submetidos à pressão externa, é fato que, independentemente de qual norma se utilize para o cálculo da pressão de colapso, no regime elástico-linear, o fator de perda de resistência será o mesmo.

Os resultados numéricos obtidos no Capítulo 6 foram utilizados para analisar a influência da não linearidade do material, comparando-se os dois modelos de colapso, API 5C3 e K-T. Essa avaliação foi abordada em três escopos diferentes. Assim, o primeiro escopo aborda a verificação da sensibilidade no modelo de colapso proposto por K-T, variando os parâmetros físicos e geométricos (isolados e combinados), comparando os dois modelos do material, elástico e plástico. O segundo escopo é feito de maneira semelhante ao primeiro, só que agora é realizado a verificação da sensibilidade da norma API 5C3. O terceiro escopo aborda a avaliação quanto ao grau de conservadorismo entre os modelos de colapso apresentados, comparando os ambos os resultados no regime plástico. Por fim, o Capítulo 7 aborda a comparação entre o modelo analítico de K-T com os resultados obtidos numericamente, no regime plástico, também por K-T. Antes de iniciar a conclusão dos resultados propriamente ditos, é importante mencionar que, conforme observado no modelo ASME, a perda de linearidade na resposta do aço P-110 ocorre para valores de tensão em torno de 95000 psi.

De uma forma geral pode-se observar que, comparando os resultados no regime elástico com os resultados no regime plástico, tem-se que, independentemente do nível de imperfeição geométrica e esbeltez, a perda de resistência equivalente é maior no regime elástico, isto é, a queda na pressão de colapso é maior. E, observa-se que a modelagem com base na pressão de colapso dada pela fórmula de K-T levou a resultados que mostram perdas de resistência mais pronunciadas em menores valores D/t .

Independentemente de qual modelo de colapso se utilize e qual regime se trabalhe (elástico ou plástico), observa-se que a sensibilidade do efeito da excentricidade é um fator que pouco afeta a resistência ao colapso, ainda assim sugere-se que este seja levado em consideração para o cálculo do dimensionamento dos tubos de revestimento.

Considerando agora o efeito combinado das imperfeições geométricas, pode-se observar que, para a pressão de colapso fornecida por K-T, $D/t = 11$, $ov = 1\%$ e $ec = 6\%$, tem-se que a perda de resistência é em torno de 25% enquanto que pela norma API 5C3, para o mesmo nível de imperfeição, é em torno de 11%, isto é, tem-se que o modelo de colapso de K-T é mais conservador que a norma API 5C3.

Por fim, com relação à avaliação da comparação entre as normas para verificar o grau de conservadorismo, tem-se que:

De uma forma geral pode-se observar que, para pequenos níveis de imperfeições geométricas, as curvas quase que se sobrepõem e à medida que se aumenta a ovalização e esbeltez, o modelo de K-T, apresenta uma faixa maior de conservadorismo, uma vez que se verifica uma maior perda de resistência.

Os ajustes independentemente de qual modelo de colapso se utilize, todos apresentaram ajustes satisfatórios, alcançando um coeficiente de correlação de *Pearson* acima de 95%.

Do Capítulo 7, tem-se que, de acordo com os resultados obtidos nas Figuras 114, 117 e 120, tais resultados são satisfatórios para pequenos níveis de imperfeições geométricas. À medida que se aumenta a esbeltez e estes níveis de imperfeição, verifica-se que estes resultados se tornam expressivos, isto é, à diferença entre eles aumentam.

Tais diferenças podem ser justificadas por limitações da modelagem numérica realizada, a saber, análise em estado plano e linearidade geométrica. Ainda, o modelo não linear adotado (ASME, 2015) difere do modelo utilizado pelos autores na formulação analítica. Há

outros aspectos que influenciaram a resposta experimental dos testes de colapso e, conseqüentemente, a obtenção da equação de K-T, que não foram levados em conta nas simulações como, por exemplo, tensão residual e formato da curva tensão deformação do aço.

REFERÊNCIAS

ADAMS, A.; WARREN, A.; MASSON, P. On the development of reliability-based design rules for casing collapse. **In: Proceedings of SPE Applied Technology Workshop on Risk Based Design of Well Casing and Tubing.** The Woodlands, Texas: Society of Petroleum Engineers, 2003. ISBN 9781555633868.

AADNØY, B. **Modern well design.** Leiden, The Netherlands Boca Raton Fla: CRC Press/Balkema, 2010. ISBN 978-0-203-83613-2.

ABBASSIAN, F; PARFITT, S. H. L. **Collapse and post collapse behaviour of tubulars: a simple approach.** *SPE Production Operations Symposium*, Oklahoma City, Oklahoma, 1995.

ABBASSIAN, F; PARFITT, S. H. L. **A simple model for collapse and post-collapse behaviour of tubulars with application to perforated and slotted liners.** *SPE Drilling and Completion*, v. 13, p. 190-196, 1998.

ABAQUS 6.11. **Abaqus Theory Manual.** In: Systems, D. (Ed.). Documentation, 2011.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API Bull 5C3: Bulletin on formulas and calculations for casing, tubing, drill pipe, and line pipe properties,** 1994.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, Division 2, Annex 3-D: Equations for model the stress-strain curve used in design calculations,** 2015.

ANDRADE, G. H. S. **Influência da Ovalização na Resistência ao Colapso de Tubos de Revestimentos: Um Estudo Numérico.** Trabalho de Conclusão de Curso. Universidade Federal de Alagoas, 2014.

ASSANELLI, A. P.; TOSCANO, R. G.; DVORKIN, E. N. **“Analysis of the collapse of steel tubes under external pressure”**, *Computational Mechanics, new trends and applications*, E. Oñate and S. Idelshon, Eds., CIMNE, Barcelona, (1998).

BAI, Y.; IGLAND, R. T.; MOAN, T. **“Tube collapse under combined external pressure, tension and bending”**, *Marine Structures* 10, pp. 398-410, January 1997.

BUFFONI, S. **Notas de Aula: Critérios de falha.** Universidade Federal Fluminense (UFF), Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, 2010.

CORONA, E.; KYRIAKIDES, S. **Asymmetric collapse modes of pipes under combined bending and external pressure**. ASCE J. Eng. Mech., 2000.

CLINEDINST, W. O. **A rational expression for the critical collapsing pressure of pipe under external pressure**. In: Chicago: Drilling and Production Practice, 1939.

ENERGY INFORMATION ADMINISTRATION, 2006.

GROEHS, A. **Resistência dos Materiais e Vasos de Pressão**. Ed. Unisinos, 2002.

GOUVEIA, L. P. **Avaliação da Confiabilidade de Tubos de Revestimento de Poços**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Alagoas, 2014.

HUANG, W.; GAO, D. **A Theoretical Study of the Critical External Pressure for Casing Collapse**. Article in Journal of Natural Gas Science and Engineering, 2015.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO/TR 10400: Petroleum and natural gas industries – Equations and calculations for the properties of casing, tubing, drill pipe and line pipe used as casing or tubing**, 2007.

KYRIAKIDES, S.; DYAU, J. –Y.; CORONA, E. **Pipe collapse Under Bending, Tension and External Pressure (BEPTICO)**. Computer Program Manual. University of Texas at Austin, Engineering Mechanics Research Laboratory, 1994.

KLEVER, F.; STEWART, G. **Analytical burst strength prediction of octg with and without defects**. In: Proceedings of SPE Applied Technology Workshop on Risk Based Design of Well Casing and Tubing. The Woodlands, Texas: Society of Petroleum Engineers, 1998. ISBN 9781555633868. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.2118/48329-MS>>.

KLEVER, F.; TAMANO, T. **A new OCTG strength equation for collapse under combined loads**. SPE Drilling & Completion, Society of Petroleum Engineers, v. 21, n. 3, Sep 2006. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.2118/90904-PA>>.

LABORATÓRIO DE COMPUTAÇÃO CIENTÍFICA E VISUALIZAÇÃO. **Desenvolvimento de critério de falha para projeto de revestimento de poços baseado em análise de risco**. Relatório de Pesquisa 3, 2014.

LAMÉ, G. **Leçons sur la théorie mathématique de l'élasticité des corps solides**. Paris: Bachelier, 1852.

MORILLA, J. C. **Crêterios de Resistência**. Universidade Santa Cecília (UNISANTA). Engenharia Mecânica, Resistência dos Materiais II, 2010.

NEVES, H. G. **Colapso de Tubos de Revestimento Submetidos   Traço Axial e Pressão Externa**. Disserta o de Mestrado. COPPE – Universidade do Rio de Janeiro (UFRJ), Rio de Janeiro, 2014.

RAMBERG, W.; OSGOOD, W. R. (1943). **Description of stress-strain curves by three parameters**. *Technical Note No. 902*, National Advisory Committee for Aeronautics, Washington DC.

SANTOS, A. R. **Análise do colapso de telas utilizadas em sistemas de conten o de areia em poços horizontais**. Disserta o de Mestrado. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2007.

SILVA, W. P.; SILVA, C. M. D. P. S. **LAB Fit Curve Fitting Software (Nonlinear Regression and Treatment of Data Program)** V 7.2.49 (1999-2016), online, available from world wide web: www.labfit.net.

STURM, R. G., “**A Study of the Collapsing Pressure of Thin-Walled Cylinders**”. University of Illinois Bulletin, 1941.

TAMANO, T.; MIMAKI, T.; YANAIMOTO, S. **A new empirical formula for collapse resistance of commercial casing**. J. Energy Resources Technology, ASME, 1983.

THE ADINA SYSTEM, ADINA R&D, Watertown, MA, USA, **Adina Theory Manual**. In: Systems, D. (Ed.). Documentation, 1986.

THOMAS, J. E., TRGGIA, A. A., CORREIA, C. A. et. al., 2004, **Fundamentos de Engenharia do Petróleo**. 2^a Ed., Editora Interci ncia: PETROBRAS.

YEH, M.-K.; KYRIAKIDES, S. **On the collapse of inelastic thick-walled tubes under external pressure**. ASME J. Energy Resour. Technol, 1986.