

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

Lucas Figueiredo Grilo

**Estudo do Comportamento de Barras Compostas
Comprimidas Formadas por Perfis Tubulares Circulares
Concêntricos Laminados de Aço**

2015

G859e

Grilo, Lucas Figueiredo.

Estudo do comportamento de barras compostas comprimidas formadas por perfis tubulares circulares concêntricos laminados de aço [manuscrito] / Lucas Figueiredo Grilo. – 2015.
xvi, 131 f., enc.: il.

Orientador: Ricardo Hallal Fakury.

Coorientador: Francisco Carlos Rodrigues.

Dissertação (mestrado) Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Apêndices: f.95-131.

Bibliografia: f. 93-94.

1. Engenharia de estruturas - Teses. 2. Aço tubular - Estruturas - Teses. 3. Compressores - Teses. 4. Aço - Estruturas - Teses. 5. Estabilidade estrutural - Teses. I. Fakury, Ricardo Hallal. II. Rodrigues, Francisco Carlos. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 624(043)

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

**“ESTUDO DO COMPORTAMENTO DE BARRAS COMPOSTAS COMPRIMIDAS
FORMADAS POR PERFIS TUBULARES CIRCULARES CONCÊNTRICOS
LAMINADOS DE AÇO”**

Lucas Figueiredo Grilo

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de “Mestre em Engenharia de Estruturas”.

Comissão examinadora:

Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury
DEES – UFMG – (Orientador)

Prof. Dr. Francisco Carlos Rodrigues
DEES – UFMG – (Coorientador)

Profa. Dr. Ana Lydia Reis de Castro e Silva
DEES – UFMG

Prof. Armando Cesar Campos Lavall
DEES – UFMG

Profa. Dr. Arlene Maria Sarmanho
UFOP

Belo Horizonte, 11 de novembro de 2015

AGRADECIMENTOS

Ao orientador deste trabalho, Professor Ricardo Hallal Fakury, do qual eu poderia falar sobre o comprometimento e a disponibilidade com os quais me conduziu, sobre a competência técnica indiscutível, sobre os aconselhamentos pessoais e profissionais que me foram dados, mas do qual prefiro ressaltar a imensa presteza e simpatia que lhe são característicos, e que tornam muito agradável o trabalho ao seu lado.

Ao coorientador deste trabalho, Professor Francisco Carlos Rodrigues, sempre disposto a colaborar, em todos os aspectos.

À Vallourec Tubos do Brasil, por viabilizar essa pesquisa contribuindo com capital humano e financeiro, ao aluno Victor Daldegan, pela grande ajuda na finalização do trabalho e ao amigo Engenheiro Marco Tulio Pascoal, por me salvar diversas vezes durante as modelagens.

Aos demais professores do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, em especial aos professores Gabriel de Oliveira Ribeiro e Roque Luiz da Silva Pitangueira, aos quais atribuo responsabilidade por grande parte de meu desenvolvimento intelectual durante o Mestrado, e aos professores Rodrigo Barreto Caldas, Ana Lydia Reis Castro e Silva e Armando Cesar Campos Lavall, pelo apoio durante toda a caminhada.

Aos companheiros de pós-graduação, sem os quais eu jamais teria chegado até aqui.

À Professora Ana Maria Gontijo Figueiredo e ao Engenheiro Charles Rodrigues Grilo, meus pais, que sempre me apoiaram de todas as formas possíveis nesta empreitada, mais do que eu poderia imaginar.

À Patrícia Resende Soares, não só pelas revisões e traduções, mas por todo o convívio, carinho, compreensão, aconselhamentos, por sempre me impulsionar em direção aos meus objetivos, e à qual eu poderia escrever uma dissertação inteira somente para agradecê-la.

"Se cheguei até aqui, foi porque me apoiei nos ombros de gigantes."

Isaac Newton

RESUMO

Este trabalho trata do estudo do comportamento de barras compostas comprimidas formadas por perfis tubulares circulares concêntricos laminados de aço. A utilização dessas barras compostas é uma solução inovadora e de grande interesse prático para situações em que um perfil isolado não apresente capacidade resistente suficiente para suportar as ações atuantes. Foram apresentados neste estudo o comportamento quanto à flambagem elástica de barras, a influência de imperfeições geométricas e de material e a formação da rótula plástica no momento em que ocorre a instabilidade das barras. O atual estado da arte do cálculo da força de compressão resistente de perfis tubulares de acordo com as normas europeia, americana, canadense e brasileira foi apresentado e comparado. Foi desenvolvido um modelo analítico para estimativa da força de compressão resistente de perfis tubulares com qualquer curvatura inicial, que pode ser utilizado tanto para perfis isolados quanto para perfis compostos, e seus resultados comparados com os obtidos de acordo com a norma brasileira ABNT NBR 16239:2013. Foram apresentadas soluções tecnicamente e economicamente viáveis para o projeto e fabricação dos perfis tubulares compostos. Para validação dos resultados numéricos foram feitos modelos de barras isoladas e seus resultados comparados aos obtidos de acordo com a norma brasileira. Os resultados foram satisfatórios, com a força de compressão resistente variando menos que 6,5% em relação aos valores obtidos com a formulação da norma. Com os parâmetros validados pelo o modelo numérico, foi feito o estudo de perfis tubulares compostos com três tipos diferentes de travamentos ao longo dos perfis: travamento fixo, travamento deslizante e sem travamento. Foram simulados diversos modelos de perfis compostos, com a finalidade de determinar várias curvas de resistência à compressão das diversas situações de travamento e compará-las. Os resultados numéricos obtidos mostraram que os perfis compostos com travamento fixo e deslizante têm comportamentos muito semelhantes ao obtido quando se utiliza a formulação da norma brasileira, considerando áreas e inércias equivalentes para o perfil composto, o que não é válido para o perfil sem travamentos. Foram gerados os gráficos comparativos das curvas de resistência à compressão e da distribuição da força pelos tubos que compõe os perfis. Por fim, foi proposta uma metodologia de cálculo simplificada para os perfis de acordo com o tipo de travamento, que dispensa a utilização de métodos computacionais robustos.

Palavras-chave: Perfis Tubulares Compostos Concêntricos; Compressão Axial; Curva de Resistência à Compressão; Estruturas de Aço; Estabilidade Estrutural.

ABSTRACT

This research presents a study of the compression behavior of built-up members composed of concentric hot rolled circular hollow sections. The use of these composed bars is an innovative solution of practical interest for situations in which a single bar does not reach the required compressive strength. This work presents a review of the elastic buckling behavior of isolated bars, the influence of geometric and physical imperfection and the plastic hinge formation when the bar instability occurs. The current compressive strength formulation for circular hollow steel sections profiles according to European, American, Canadian and Brazilian Standards were presented and compared. An analytical model was developed to estimate the compressive strength in tubular steel sections, with any initial crookedness, and compared to the Standard ABNT NBR 16239:2013. This analytical formulation can be used in isolated and composed bars. Some technically and economically viable design and fabrication solutions to built-up members composed of concentric hot rolled circular hollow sections are presented. For validation of numerical results, models of singular hollow sections are made and compared to the ABNT NBR 16239:2013 Standard results. The results obtained with numerical models were satisfactory. The compressive strength of these numerical models differs less than 6,5% of the Brazilian Standard values. Once the numerical modeling was validated, the study of built-up members was made, considering three different types of connections between the tubes: fixed connection, sliding connection and without any connections along the bars. Several models of built-up sections were simulated, in order to obtain and compare the various compressive resistance curves of each connection. The numerical results show that these built-up sections with fixed and sliding connections have a very similar behavior to the results obtained with Brazilian Standard formulation, when considering equivalent areas and inertias for the built-up section. Also, it shows that this observation does not apply to the sections without connections. Comparative graphs of the compressive resistance curves were generated, as also some graphs that show the distribution of the compressive force between each bar of the built-up section. Finally, a simplified formulation for the design of built-up sections without connections along the tubes was proposed, in order to avoid robust computational methods.

Key words: Built-up Concentric Tubular Sections, Axial Compression, Buckling Curve, Steel Structures, Structural Stability

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS.....	i
RESUMO	ii
ABSTRACT.....	iii
LISTA DE FIGURAS	vii
LISTA DE TABELAS	xii
LISTA DE SÍMBOLOS	xiii
LISTA DE ABREVIATURAS	xvi
1. Introdução	1
1.1 Considerações Gerais	1
1.2 Processo de Fabricação	3
1.3 Perfis Tubulares Compostos – Estado da Arte.....	6
1.4 Objetivos	7
1.5 Justificativa	8
1.6 Metodologia	8
2. Comportamento Estrutural de Perfis Tubulares Sob Compressão Axial	10
2.1 Considerações Gerais	10
2.2 Estabilidade Estrutural	11
2.2.1 Teoria Clássica de Flambagem Elástica.....	12
2.2.2 Estabilidade Elástica de Barras com Imperfeições Geométricas.....	13
2.2.3 Instabilidade Elastoplástica	15
2.3 Tensões Residuais	16
2.4 Imperfeições Geométricas.....	19
2.5 Comportamento Elastoplástico.....	20
3. Normas Vigentes.....	24
3.1 Considerações Gerais	24
3.2 EN 1993-1-1:2005.....	25
3.3 ABNT NBR 8800:2008 e ANSI/AISC 360:2010	26
3.4 ABNT NBR 16239:2013 e CAN/CSA S16:2005	27
3.5 Comparativo Entre as Normas	27
4. Desenvolvimento de um Modelo Analítico.....	29
4.1 Proposição do Modelo.....	29
4.2 Determinação do Equilíbrio de Tensões	32
4.3 Calibração do modelo.....	36
4.4 Resultados do Modelo Analítico	37

4.5	Conclusões Sobre o Modelo Analítico	40
5.	Proposição de Soluções de Projeto.....	42
5.1	Considerações Gerais	42
5.2	Ligação dos Flanges	42
5.2.1	Composição de dois perfis tubulares.....	42
5.2.2	Composição de três perfis tubulares.....	43
5.3	Interligação dos Tubos	44
5.3.1	Travamento Fixo	45
5.3.2	Travamento Deslizante.....	46
6.	Estudo Preliminar do Comportamento dos Tubos Compostos.....	48
6.1	Generalidades	48
6.2	Análise de Combinações de Tubos	49
7.	Aferição dos Modelos Numéricos.....	56
7.1	Considerações Gerais	56
7.2	Programa ABAQUS.....	56
7.3	Elemento Utilizado.....	57
7.3.1	Elemento de Casca S8R	58
7.4	Modelagem.....	58
7.4.1	Condições de Contorno e Forças Atuantes.....	59
7.4.2	Material	60
7.5	Teste de Sensibilidade da Malha	61
7.6	Análise dos Resultados Obtidos	62
8.	Resultados das Análises Numéricas	65
8.1	Considerações Gerais	65
8.2	Seleção dos Modelos.....	65
8.3	Comparação de resultados – Fator χ	67
8.3.1	Travamento fixo <i>versus</i> ABNT NBR 16239:2013.....	68
8.3.2	Travamento fixo <i>versus</i> travamento deslizante	69
8.3.3	PTCCs sem travamentos <i>versus</i> travamento fixo.....	70
8.3.4	Soma dos perfis isolados <i>versus</i> PTCCs sem travamentos	73
8.4	Distribuição das Forças nos Tubos.....	76
9.	Proposição de Procedimento de Cálculo	86
9.1	Considerações Gerais	86
9.2	Perfis com Travamento Fixo ou Deslizante	86
9.3	Perfis Sem Travamentos.....	87
10.	Conclusões	90

10.1	Considerações Finais.....	90
10.2	Modelo Analítico.....	90
10.3	Soluções de Projeto	91
10.4	Modelos Numéricos	91
10.5	Sugestões para Estudos Futuros	92
11.	Referências Bibliográficas	93
	Apêndice A – Resultados da Análise do Trabalho em Conjunto dos Tubos.....	95
	Apêndice B - Curvas de Resistência e de Distribuição das Forças nos Perfis.....	116

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Ponte <i>Firth of Forth</i> – Escócia.....	1
Figura 1.2 – Aeroporto Internacional de Osaka – Japão	2
Figura 1.3 – Cine Theatro Brasil Vallourec – Passarela (foto do autor)	3
Figura 1.4 - Processo de fabricação	4
Figura 1.5 – Laminação de perfis tubulares circulares.....	4
Figura 1.6 - Tolerâncias dimensionais	5
Figura 1.7 - Seções transversais compostas	6
Figura 1.8 – Seção transversal de perfil tubular circular concêntrico composto por dois ou três perfis .	7
Figura 2.1 – Equilíbrio das estruturas	11
Figura 2.2 - Flambagem de barras geometricamente perfeitas.....	13
Figura 2.3 – Estabilidade de barras com imperfeições iniciais	15
Figura 2.4 – Barras com curvatura inicial e tensões residuais	16
Figura 2.5 - Tensões residuais.....	17
Figura 2.6 - Tensões residuais em perfis elípticos	18
Figura 2.7 – Envoltórias para diferentes curvaturas iniciais	19
Figura 2.8 – Diagramas de tensão <i>versus</i> deformação do material	21
Figura 2.9 – Formação da rótula plástica	22
Figura 2.10 – Equilíbrio da distribuição plástica de tensões.....	23
Figura 3.1 – Curvas de resistência à compressão.....	28
Figura 3.2 – Diferença nas curvas de resistência à compressão.....	28
Figura 4.1 – Equilíbrio de forças - Hipótese 1 – Linha neutra plástica não intercepta seção vazada	30
Figura 4.2 – Equilíbrio de forças – Hipótese 2 - Linha neutra plástica intercepta seção vazada	30
Figura 4.3 - Curva de formação da rótula plástica	31
Figura 4.4 – Comportamento elastoplástico.....	32
Figura 4.5 - Áreas A_1 e A_2	33
Figura 4.6 - Transformação de coordenadas da área A_2	34
Figura 4.7 - Variação do módulo de elasticidade.....	37
Figura 4.8 - Curvas de resistência à compressão.....	38
Figura 4.9 - Diferença das curvas de resistência à compressão	38
Figura 4.10 - Curvas de resistência à compressão calibradas	40
Figura 4.11 - Diferença entre as curvas de resistência à compressão	40
Figura 5.1 – PTCC duplo – Ligação do flange – corte.....	43

Figura 5.2 – PTCC duplo – Ligação do flange – detalhe isométrico	43
Figura 5.3 – PTCC triplo – Ligação do flange – corte	44
Figura 5.4 – PTCC triplo – Ligação do flange – detalhe isométrico.....	44
Figura 5.5 – Travamento fixo de PTCCs de dois tubos	45
Figura 5.6 – Travamento fixo de PTCCs de dois tubos - Isométrico	46
Figura 5.7 - Travamento fixo de PTCCs de três tubos.....	46
Figura 5.8 - Travamento deslizante de PTCCs de dois tubos	47
Figura 5.9 – Travamento deslizante de PTCCs de três tubos.....	47
Figura 6.1 – Sequência 2 – Conjunto 1 – TC 60,3 x 8,8 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	52
Figura 6.2 – Sequência 2 – Conjunto 3 – TC 114,3 x 8 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	52
Figura 6.3 – Sequência 2 – Conjunto 6 – TC 273,3 x 30 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	53
Figura 6.4 – PTCC duplo com preenchimento.....	54
Figura 6.5 – Sequência 2 – Conjunto 11 – TC 219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25) + TC 355,6 x 14,2.....	54
Figura 6.6 – Sequência 1 – Conjunto 5 – TC 219,1 x 6,4 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	55
Figura 7.1 - Elemento de casca S8R	58
Figura 7.2 - Planos de simetria.....	59
Figura 7.3 – Modelo ABAQUS.....	60
Figura 7.4 – Diagrama tensão <i>versus</i> deformação bilinear com inclinação	60
Figura 7.5 - Malhas – TC 73 x 3,6 - $\lambda_0 = 0,80$ ($\lambda = 60$).....	61
Figura 7.6 – Teste de sensibilidade de malha.....	62
Figura 7.7 – Curvas de Resistência à Compressão – Numérica <i>versus</i> ABNT NBR 16239.....	63
Figura 7.8 – Diferença Numérico / ABNT NBR 16239:2013.....	63
Figura 8.1 – Modelo numérico com travamento fixo / ABNT NBR 16239:2013.....	68
Figura 8.2 – Deslizante / Fixo (PTCCs duplos – grupos 1, 2, 3 e 5).....	69
Figura 8.3 – Deslizante / Fixo (grupo 4)	70
Figura 8.4 – Livre / Fixo (grupo 1)	71
Figura 8.5 – Livre / Fixo (grupo 2)	71
Figura 8.6 – Livre / Fixo (grupo 3)	72
Figura 8.7 – Livre / Fixo (grupo 4)	73
Figura 8.8 – Soma / Livre (grupo 1).....	74
Figura 8.9 – Soma / Livre (grupo 2).....	74
Figura 8.10 – Soma / Livre (grupo 3).....	75
Figura 8.11 – Soma / Livre (grupo 4).....	76
Figura 8.12 – Leitura de Tensões	77
Figura 8.13 – Modelo 17 – TC 114,3 x 14,2 + TC 355,6 x 12,5 – Curvas numéricas de resistência à compressão.....	78

Figura 8.14 – Modelo 17 – TC 114,3 x 14,2 + TC 355,6 x 12,5 – Diferenças entre forças críticas de compressão.....	78
Figura 8.15 – Modelo 17 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	79
Figura 8.16 – Modelo 17 sem travamentos – Tensões atuantes – Passo de carga 16 ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	80
Figura 8.17 – Modelo 17 sem travamentos – Tensões atuantes – Passo de carga 24 ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	81
Figura 8.18 – Modelo 17 sem travamentos – Tensões atuantes – Passo de carga 25 ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	81
Figura 8.19 – Modelo 17 com travamentos fixos – Tensões atuantes – Passo de carga 16 ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	82
Figura 8.20 – Modelo 17 com travamentos fixos – Tensões atuantes – Passo de carga 25 ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	82
Figura 8.21 – Modelo 17 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$).....	83
Figura 8.22 – Modelo 1 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$).....	83
Figura 8.23 – Modelo 15 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	84
Figura 8.24 – Modelo 2 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	85
Figura 9.1 – Curva de Redução.....	88
Figura A.1 – Sequência 1 – Conjunto 1 – TC 60,3 x 3,6 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	96
Figura A.2 – Sequência 1 – Conjunto 2 – TC 88,9 x 3,6 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	96
Figura A.3 – Sequência 1 – Conjunto 3 – TC 114,3 x 4 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	97
Figura A.4 – Sequência 1 – Conjunto 4 – TC 168,3 x 5 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	98
Figura A.5 – Sequência 1 – Conjunto 5 – TC 219,1 x 6,4 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	98
Figura A.6 – Sequência 1 – Conjunto 6 – TC 273,3 x 6,4 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	99
Figura A.7 – Sequência 1 – Conjunto 7 – TC 60,3 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8) + TC 355,6 x 8.....	99
Figura A.8 – Sequência 1 – Conjunto 8 – TC 88,9 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8) + TC 355,6 x 8.....	100
Figura A.9 – Sequência 1 – Conjunto 9 – TC 114,3 x (3,4; 5,6; 8,8; 12,5; 14,2) + TC 355,6 x 8.....	100
Figura A.10 – Sequência 1 – Conjunto 10 – TC 168,3 x (5; 6,4; 10; 14,2; 20) + TC 355,6 x 8.....	101
Figura A.11 – Sequência 1 – Conjunto 11 – TC 219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25) + TC 355,6 x 8.....	101
Figura A.12 – Sequência 1 – Conjunto 12 – TC 273,3 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 30) + TC 355,6 x 8.....	102
Figura A.13 – Sequência 2 – Conjunto 1 – TC 60,3 x 8,8 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	103
Figura A.14 – Sequência 2 – Conjunto 2 – TC 88,9 x 12,5 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	103
Figura A.15 – Sequência 2 – Conjunto 3 – TC 114,3 x 14,2 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	104
Figura A.16 – Sequência 2 – Conjunto 4 – TC 168,3 x 20 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	104
Figura A.17 – Sequência 2 – Conjunto 5 – TC 219,1 x 25 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	105
Figura A.18 – Sequência 2 – Conjunto 6 – TC 273,3 x 30 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	105
Figura A.19 – Sequência 2 – Conjunto 7 – TC 60,3 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8) + TC 355,6 x 25.....	106
Figura A.20 – Sequência 2 – Conjunto 8 – TC 88,9 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8) + TC 355,6 x 25.....	106
Figura A.21 – Sequência 2 – Conjunto 9 – TC 114,3 x (4; 5,6; 8,8; 12,5; 14,2) + TC 355,6 x 25.....	107

Figura A.22 – Sequência 2 – Conjunto 10 – TC 168,3 x (5; 6,4; 10; 14,2; 20) + TC 355,6 x 25.....	107
Figura A.23 – Sequência 2 – Conjunto 11 – TC 219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25) +TC 355,6 x 25.....	108
Figura A.24 – Sequência 2 – Conjunto 12 – TC 273,3 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25) +TC 355,6 x 25.....	108
Figura A.25 – Sequência 3 – Conjunto 1 – TC 60,3 x 5,6 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	109
Figura A.26 – Sequência 3 – Conjunto 2 – TC 88,9 x 5 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	110
Figura A.27 – Sequência 3 – Conjunto 3 – TC 114,3 x 5,6 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	110
Figura A.28 – Sequência 3 – Conjunto 4 – TC 168,3 x 10 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	111
Figura A.29 – Sequência 3 – Conjunto 5 – TC 219,1 x 18 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	111
Figura A.30 – Sequência 3 – Conjunto 6 – TC 273,3 x 12,5 +TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25).....	112
Figura A.31 – Sequência 3 – Conjunto 7 – TC 60,3 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8) + TC 355,6 x 12,5.....	112
Figura A.32 – Sequência 3 – Conjunto 8 – TC 88,9 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8) + TC 355,6 x 12,5.....	113
Figura A.33 – Sequência 3 – Conjunto 9 – TC 114,3 x (4; 5,6; 8,8; 12,5; 14,2) + TC 355,6 x 12,5.....	113
Figura A.34 – Sequência 3 – Conjunto 10 – TC 168,3 x (5; 6,4; 10; 14,2; 20) +TC 355,6 x 12,5.....	114
Figura A.35 – Sequência 3 – Conjunto 11 – TC 219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25) + TC 355,6 x 12,5.....	114
Figura A.36 – Sequência 3 – Conjunto 12 – TC 273,3 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25) + TC 355,6 x 12,5.....	115
Figura B.1 – Modelo 1 – Curvas de Resistência.....	116
Figura B.2 – Modelo 1 – Diferença entre as curvas de resistência.....	117
Figura B.3 – Modelo 1 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$).....	117
Figura B.4 – Modelo 1 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	118
Figura B.5 – Modelo 1 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$).....	118
Figura B.6 – Modelo 6 – Curvas de Resistência.....	119
Figura B.7 – Modelo 6 – Diferença entre as curvas de resistência.....	119
Figura B.8 – Modelo 6 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$).....	120
Figura B.9 – Modelo 6 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	120
Figura B.10 – Modelo 6 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$).....	121
Figura B.11 – Modelo 15 – Curvas de Resistência.....	121
Figura B.12 – Modelo 15 – Diferença entre as curvas de resistência.....	122
Figura B.13 – Modelo 15 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$).....	122
Figura B.14 – Modelo 15 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	123
Figura B.15 – Modelo 15 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$).....	123
Figura B.16 – Modelo 17 – Curvas de Resistência.....	124
Figura B.17 – Modelo 17 – Diferença entre as curvas de resistência.....	124
Figura B.18 – Modelo 17 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$).....	125
Figura B.19 – Modelo 17 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	125
Figura B.20 – Modelo 17 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$).....	126
Figura B.21 – Modelo 2 – Curvas de Resistência.....	126

Figura B.22 – Modelo 2 – Diferença entre as curvas de resistência.....	127
Figura B.23 – Modelo 2 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$).....	127
Figura B.24 – Modelo 2 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	128
Figura B.25 – Modelo 2 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$).....	128
Figura B.26 – Modelo 18 – Curvas de Resistência.....	129
Figura B.27 – Modelo 18 – Diferença entre as curvas de resistência.....	129
Figura B.28 – Modelo 18 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$).....	130
Figura B.29 – Modelo 18 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$).....	130
Figura B.30 – Modelo 18 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$).....	131

LISTA DE TABELAS

Tabela 1-1 – Propriedades mecânicas do aço.....	6
Tabela 2-1 – Origem das curvas e suas curvaturas iniciais	20
Tabela 6-1 – Sequência 1	50
Tabela 6-2 – Sequência 2	50
Tabela 6-3 – Sequência 3	51
Tabela 7-1 - Seções transversais simuladas	62
Tabela 8-1 – Modelos analisados	66
Tabela A.1 – Sequência 1.....	96
Tabela A.2 – Sequência 2.....	102
Tabela A.3 – Sequência 3.....	109

LISTA DE SÍMBOLOS

- A_1 – Área acima da linha neutra plástica
 A_2 – Área complementar da semicoroa
 A_g – Área bruta da seção transversal
 $A_{g,i}$ – Área bruta da seção transversal de um perfil isolado do PTCC, com i variando de 1 à 3.
 A_{sc} – Área da semicoroa
 B – Largura da base da seção transversal
 b – Distância entre o topo do perfil e o centroide da área A_1
 c_1 – Distância vertical do centroide da área A_1 ao centro do círculo
 C_1 – Constante igual à deflexão na metade do comprimento da barra ou centróide da área A_1
 c_2 – Distância vertical do centroide da área A_2 ao centro do círculo
 C_{2x} – Distância horizontal do centroide da área virtual A_2 em relação ao centro do círculo
 C_{2y} – Distância vertical do centroide da área virtual A_2 em relação ao centro do círculo
 C_{cs} – Distância vertical do centroide da área virtual A_{sc} em relação ao centro do círculo
 C_w – Constante de empenamento da seção transversal
 d – Diâmetro externo da seção transversal do tubo
 E – Módulo de elasticidade longitudinal do aço
 E_{Red} – Módulo de elasticidade do aço reduzido (160.000 MPa)
 F_{cr} – Força crítica de compressão para o cálculo de $N_{c,Rk}$
 f_u – Resistência à ruptura do aço à tração
 f_y – Resistência ao escoamento do aço
 G – Módulo de elasticidade transversal do aço
 H – Altura da seção transversal
 I – Momento de inércia da seção transversal
 J – Constante de torção
 K – Coeficiente de flambagem de barras comprimidas
 L – Comprimento da barra
 L_e – Comprimento médio do lado do elemento
 L_{trav} – Distância mínima entre os travamentos
 M – Momento de flexão solicitante

N – Força de compressão atuante

n – Fator de multiplicação para curva de resistência à compressão

$N_{c,Sd}$ – Força axial de compressão solicitante de cálculo

$N_{c,Rk}$ – Força axial de compressão resistente nominal

$N_{c,Rk}^i$ – Força axial de compressão resistente de um perfil isolado, obtida numericamente, com i variando de 1 à 3.

$N_{c,Rk}^{Fixo}$ – Força axial de compressão resistente obtida pelo modelo do numérico do PTCC com travamentos fixos

$N_{c,Rk}^{Livre}$ – Força axial de compressão resistente obtida pelo modelo numérico do PTCC sem travamentos ao longo dos tubos

N_e – Força crítica de Euler

N_{ex} – Força axial de flambagem elástica em relação ao eixo principal x

N_{ey} – Força axial de flambagem elástica em relação ao eixo principal y

N_{ez} – Força axial de flambagem elástica em relação ao eixo longitudinal z

N_{Rk} – Força de compressão resistente estimada

r – Raio externo da seção transversal do tubo ou raio de giração da seção transversal

r_0 – Raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de cisalhamento

r_m – Raio médio do perfil tubular circular

r_{min} – Raio mínimo de giração de um perfil isolado

S_{11} – Tensão normal no eixo axial

t – Espessura da parede

v – Deflexão da barra

v_i – Deslocamento transversal inicial da barra

v_{ic} – Deflexão na metade do comprimento da barra

v_0 – Deflexão inicial na metade do comprimento da barra

x – Coordenada local da barra (alinhada com o eixo longitudinal)

Letras Gregas

α – Fator de imperfeição geométrica o perfil

β – Semiângulo formado pela linha neutra plástica (Figura 4.1)

θ – Ângulo definido na Figura 4.6

Φ - Coeficiente adimensional para cálculo de χ

λ – Índice de esbeltez

λ_0 – Índice de esbeltez reduzido

ρ – Diferença percentual entre os fatores de redução associados à resistência à compressão dos perfis que compõe um PTCC duplo

χ – Fator de redução associado à resistência à compressão

$\chi_{\text{ABNT NBR 16239}}$ – Fator de redução associado à resistência à compressão calculado conforme ABNT NBR 16239:2013, considerando A_g e I como a soma das áreas e das inércias das seções transversais e dos perfis que o compõe.

$\chi_{\text{Deslizante}}$ – Fator de redução associado à resistência à compressão do PTCC com travamentos deslizantes, calculado numericamente.

χ_{Fixo} – Fator de redução associado à resistência à compressão do PTCC com travamentos fixos, calculado numericamente.

χ_{Livre} – Fator de redução associado à resistência à compressão do PTCC sem travamentos ao longo dos tubos, calculado numericamente.

χ_{Soma} – Fator de redução equivalente associado à resistência à compressão do PTCC calculado considerando a soma das forças resistentes dos perfis isolados

LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas

AISC – *American Institute of Steel Construction*

AISI – *American Iron and Steel Institute*

CSA – *Canadian Standards Association*

CRC – *Column Research Council*

ECCS – *European Convention for Constructional Steelwork*

Eurocode – Comitê Europeu de Normatização

LRFD – *Load Resistance Factor Design*

MEF – Método dos Elementos Finitos

PTCC – Perfis tubulares compostos concêntricos

SSRC – *Structural Stability Research Council*

1

INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Gerais

Perfis tubulares circulares apresentam boas propriedades estruturais quando submetidos à compressão axial, tração, momento fletor e torção. São especialmente vantajosos quando submetidos à compressão axial, uma vez que, devido à sua forma geométrica, levam à utilização de perfis mais econômicos em relação aos perfis de seção aberta. Adicionalmente, esses perfis têm se mostrado como os melhores para elementos sujeitos a ações dinâmicas de vento e marés. Sua resistência à corrosão também se mostra superior, devido à ausência de arestas em sua seção transversal (RONDAL *et al.*, 2008).

Os perfis tubulares circulares metálicos são empregados desde o século XIX, quando o processo de fabricação ainda utilizava rebites nas emendas das chapas que os compunham. Nesse processo, chapas planas de aço eram calandradas com o raio de curvatura do perfil desejado, e então emendadas e fixadas pelos rebites, formando as barras. Como exemplo, pode-se citar a ponte *Firth of Forth*, que teve sua inauguração em 1890, na Escócia (Figura 1.1).



Figura 1.1 – Ponte *Firth of Forth* – Escócia (www.pre-engineering.com, 2015)

Os perfis tubulares são utilizados mundialmente em larga escala sob os mais diferentes tipos de solicitação. No entanto, são mais comumente utilizados em peças submetidas à força axial de compressão. São também muito utilizados na composição de treliças planas e espaciais de grandes vãos, que usualmente fazem parte do projeto de pontes, aeroportos (Figura 1.2), estádios e centros de exposições e eventos, nas quais trabalham primordialmente sob força axial de tração ou compressão.

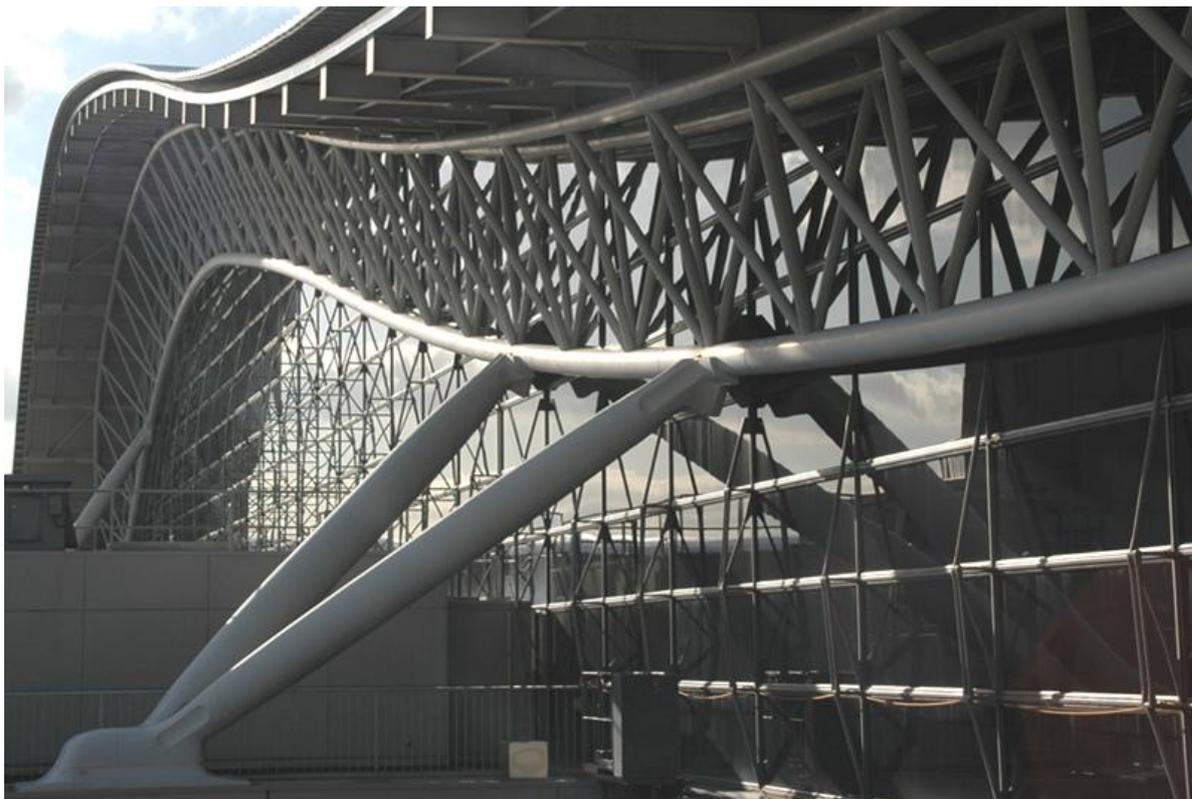


Figura 1.2 – Aeroporto Internacional de Osaka – Japão (www.tropicalisland.de, 2015)

No Brasil o uso dos perfis tubulares tem crescido muito, em especial nas estruturas *offshore*. Desde o ano 2000 a Vallourec (anteriormente nomeada V&M do Brasil) iniciou ações focadas na disseminação da utilização dos perfis tubulares em sistemas estruturais de edificações civis. Dentre elas, destaca-se a restauração do edifício Cine Theatro Brasil Vallourec, em Belo Horizonte, feita com a utilização dos perfis tubulares, mostrando-se um resultado economicamente viável e esteticamente arrojado (Figura 1.3). Nesse edifício foram utilizadas treliças planas com vãos entre 13 e 29 m, formadas por perfis tubulares, e apoiadas em pilares também constituídos por perfis tubulares (FAKURY *et al.*, 2012). Esses pilares foram preenchidos com concreto para terem a capacidade resistente necessária em situação de incêndio.



Figura 1.3 – Cine Theatro Brasil Vallourec – Passarela (foto do autor)

1.2 Processo de Fabricação

Perfis de seção tubular podem ser fabricados pelo processo de laminação a quente (tubos sem costura) ou pelo processo de soldagem (tubos com costura). Os tubos com costura são produzidos conformando chapas metálicas e ligando-as por solda. Esse processo é ainda muito utilizado, sobretudo para tubos de diâmetros elevados, para os quais o processo de laminação não é viável.

O processo de laminação de perfis tubulares foi desenvolvido em 1886 pelos irmãos Mannesmann, tornando possível a fabricação de tubos sem costura, a partir de tarugos cilíndricos de aço (www.vallourec.com, 2015). Nesse processo, a fabricação é feita utilizando um laminador perfurador que perfura um tarugo, transformando o cilindro em um tubo curto de parede grossa. A partir daí o tubo passa por uma sequência de cadeiras de laminadores que o conformam, levando-o à espessura e diâmetro desejados. Posteriormente um desempeno é realizado para garantir a retilidade do perfil (Figura 1.4 e 1.5).

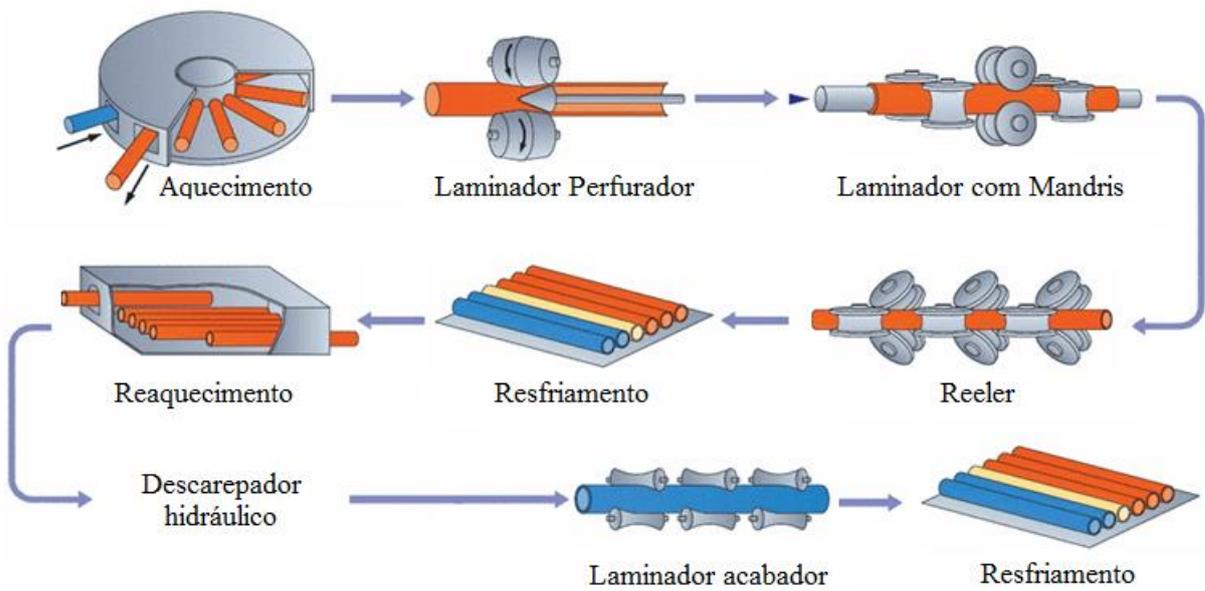


Figura 1.4 - Processo de fabricação (adaptado de www.wermac.org/pipes/pipemaking.html, 2015)



Figura 1.5 – Laminação de perfis tubulares circulares (<http://www.vallourec.com/countries/brazil>, 2015)

Esse processo permite a fabricação de tubos circulares. Na fábrica da Vallourec do Brasil, para se obter tubos retangulares, os tubos circulares passam por um processo de conformação a frio no qual se formam os lados da seção transversal.

Os únicos fabricantes de tubos de aço sem costura no Brasil são a Vallourec Tubos do Brasil, com a Usina Barreiro em Belo Horizonte – MG, e a associação Vallourec & Sumitomo Tubos do Brasil (VSB), com a usina em Jeceaba – MG, sendo esta última com a produção voltada para a indústria de óleo e gás. Esses fabricantes produzem e disponibilizam no mercado uma série finita de seções transversais de tubos, conforme as limitações dos equipamentos de manufatura implantados em suas usinas. Os tubos sem costura com especificação estrutural utilizados na construção civil fabricados no Brasil são fornecidos exclusivamente pela Vallourec Tubos do Brasil.

Em decorrência do processo de fabricação, os tubos são produzidos com imperfeições, classificadas como geométricas e de material. Imperfeições geométricas correspondem a variações na espessura da parede dos perfis, na retilineidade do tubo ou nas dimensões da seção transversal. Essas variações são previstas pelos fabricantes e informadas no catálogo dos produtos. Os perfis fabricados pela Vallourec Tubos do Brasil respeitam a norma de tolerância dimensional ASTM A-500 para tubos retangulares e ASTM A-501 para tubos circulares, conforme mostrado na Figura 1.6. Quanto à retilineidade dos perfis, é garantido pelo fabricante que a variação máxima é de 2,08 mm/m (aproximadamente $L/480$). As dimensões nominais do diâmetro dos tubos circulares produzidos no Brasil vão de 33,4 à 355,6 mm, e a espessura varia de 3,2 à 30,0 mm. (www.vallourec.com, 2015).

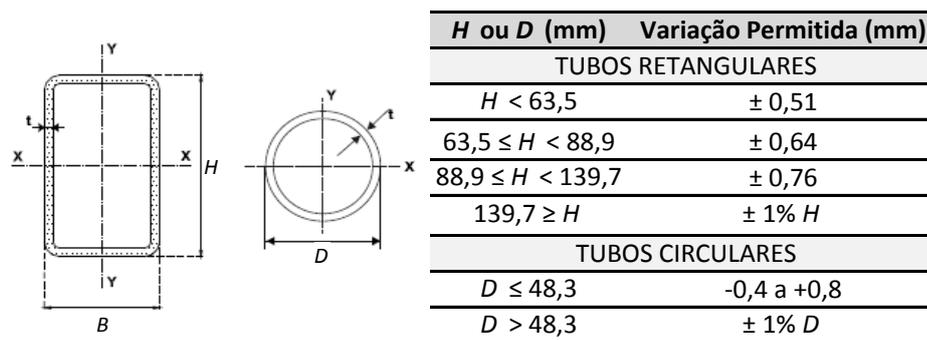


Figura 1.6 - Tolerâncias dimensionais

As imperfeições de material são alterações nas propriedades do material ou tensões residuais, que são introduzidas nas peças durante o processo de fabricação. As tensões residuais em perfis metálicos em geral são usualmente relevantes, pois podem apresentar valores da ordem de 50% do valor da resistência ao escoamento do aço. No caso particular de tubos de aço circulares sem costura, as tensões residuais são baixas, da ordem de 10 a 15% da resistência

ao escoamento, com a variação das tensões ocorrendo somente ao longo da espessura da parede do perfil, conforme será discutido no Subitem 2.3.

Os tubos laminados fabricados pela Vallourec Tubos do Brasil são disponibilizados no mercado com aços com resistência ao escoamento (f_y) e resistência à ruptura (f_u) mostrados na Tabela 1-1. Os aços com sufixo “cor” tem maior resistência à corrosão atmosférica.

Tabela 1-1 – Propriedades mecânicas do aço

Especificação	f_y	f_u	Qualidade ¹
	[MPa]	[MPa]	
VMB 250	> 250	≥ 400	1
VMB 300	> 300	≥ 415	1
VMB 350	>350	≥ 485	2
VMB 250cor	> 250	≥ 400	3
VMB 300cor	> 300	≥ 415	3
VMB 350cor	>350	≥ 485	4

1)

- 1: aço-carbono
- 2: aço de baixa liga e alta resistência mecânica
- 3: aço-carbono resistente à corrosão atmosférica
- 4: aço-carbono de baixa liga e alta resistência mecânica resistente à corrosão atmosférica

1.3 Perfis Tubulares Compostos – Estado da Arte

Conforme citado no Subitem 1.2, os perfis produzidos pelo processo de laminação têm suas dimensões limitadas à capacidade das máquinas que os produzem. Sendo assim, pode ocorrer a necessidade de se utilizar um perfil com capacidade resistente maior que a dos produzidos industrialmente. Nesses casos, podem ser utilizadas diferentes alternativas, ainda em perfis de aço tubulares laminados, para a solução do problema. Algumas opções existentes são a composição de perfis tubulares justapostos e a composição utilizando barras de treliçamento ou chapas de ligação entre os perfis, conforme as seções transversais mostradas na Figura 1.7.

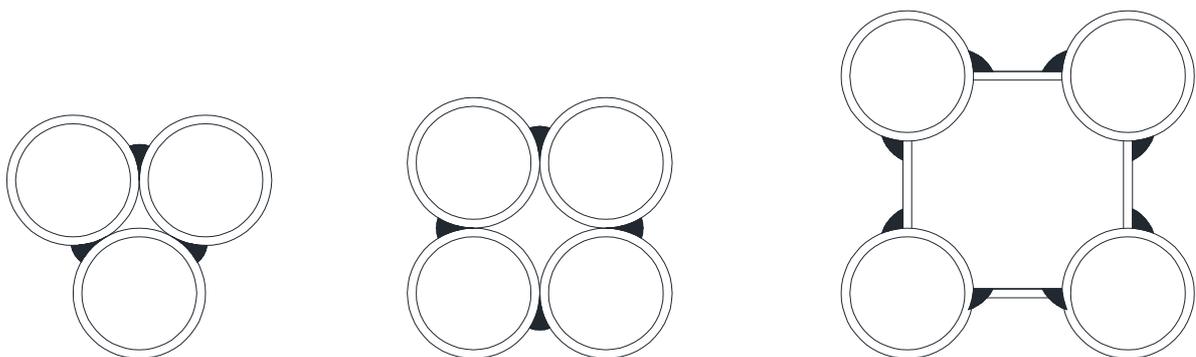


Figura 1.7 - Seções transversais compostas

Essas soluções, além de impactarem na arquitetura, o que pode ser um sério problema, trazem fatores complicadores na fabricação e dimensionamento estrutural. A solda de regiões tubulares justapostas muitas vezes é operacionalmente complicada e as ligações entre vigas e pilares podem ficar muito solicitadas devido à grande excentricidade.

Uma opção possível, que praticamente não causa impacto na arquitetura, é a utilização de elementos estruturais mistos, obtidos com o preenchimento do interior de um perfil tubular por concreto. No entanto, essa solução pode influenciar na viabilidade operacional da obra, uma vez pode tornar necessária a concretagem *in loco*, além de aumentar o peso final da estrutura. Além disso, essa solução pode elevar o tempo de construção e traz algumas dificuldades como, por exemplo, a necessidade de disponibilidade de fornecimento de concreto e de mão de obra especializada na obra.

Neste trabalho está sendo proposta uma nova solução, qual seja, a utilização de dois ou três perfis tubulares circulares compostos concêntricos (Figura 1.8) para suportar forças axiais de compressão. Assim, é possível aumentar a força axial resistente de um elemento estrutural sem alterar a arquitetura e sem utilizar outro material, como o concreto, na composição. O estudo da necessidade ou não de elementos de travamento entre os perfis, bem como as soluções de projeto para esses elementos serão discutidos posteriormente.

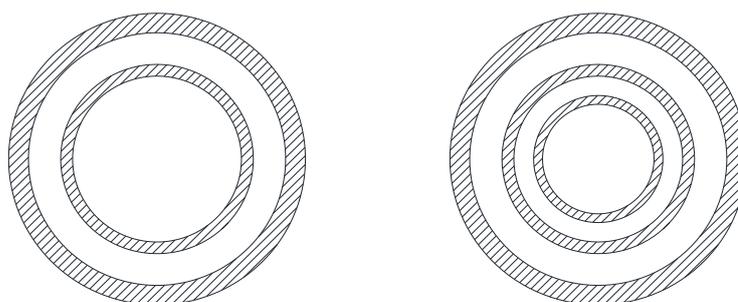


Figura 1.8 – Seção transversal de perfil tubular circular concêntrico composto por dois ou três perfis

1.4 Objetivos

Este trabalho tem como objetivo o estudo numérico do comportamento para a determinação da força axial de compressão resistente de barras compostas formadas por perfis tubulares circulares concêntricos laminados de aço. Para tal, será estudado o comportamento de diversos arranjos com dois e três tubos concêntricos, através do método dos elementos finitos, utilizando o programa computacional ABAQUS.

Também é objetivo deste trabalho o estabelecimento de soluções de projeto técnica e economicamente viáveis, no que diz respeito aos travamentos entre os tubos concêntricos e entre os tubos e os flanges de conexão nas extremidades das barras.

1.5 Justificativa

O estudo de perfis tubulares circulares compostos é relevante para situações nas quais a força axial resistente dos perfis tubulares laminados disponíveis comercialmente seja inferior à força solicitante, e não se queira usar perfis soldados. O estudo do comportamento e as definições de soluções de projeto e de metodologia para a determinação da força crítica desses perfis são inéditos.

O estudo aqui apresentado pode ser considerado como uma solução prática para diversas situações, entre as quais se destacam as das torres treliçadas de geração de energia eólica de grande altura e com aerogerador de alta potência, onde as elevadas forças axiais solicitantes em diversas barras poderiam inviabilizar a utilização de perfis tubulares circulares laminados disponíveis no mercado brasileiro.

1.6 Metodologia

Para alcançar os objetivos propostos neste trabalho, as seguintes etapas foram cumpridas:

- 1) estudo do comportamento de perfis tubulares circulares de aço sob compressão axial, e os fatores que o influenciam, como tensões residuais e imperfeições geométricas;
- 2) revisão bibliográfica sobre a determinação de força axial resistente em perfis tubulares circulares laminados submetidos à compressão centrada, de acordo com as normas brasileiras ABNT NBR 16239:2013 e ABNT NBR 8800:2008, europeia EN 1993-1-1:2005, americana ANSI/AISC 360:2010 e canadense CAN/CSA S16:2005;
- 3) desenvolvimento de um modelo analítico de comportamento elastoplástico de barras tubulares;
- 4) proposição de soluções de projeto tecnicamente e economicamente viáveis para interligação dos tubos concêntricos de um perfil composto, bem como soluções para fixação dos flanges de extremidade nos tubos;

- 5) desenvolvimento de modelos numéricos para simulação do comportamento de tubos sob compressão centrada e determinação da força crítica;
- 6) aferição dos modelos numéricos propostos, utilizando-se como base para comparação a força resistente obtida de acordo com a ABNT NBR 16239:2013;
- 7) processamento de diferentes combinações de composição de perfis, variando os índices de esbeltez e as seções transversais, de acordo com a disponibilidade comercial e a aplicabilidade prática dos perfis;
- 8) análise e comparação dos resultados obtidos;
- 9) proposição de metodologia para o cálculo da força axial de compressão resistente de perfis tubulares circulares compostos.

2

COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE PERFIS TUBULARES SOB COMPRESSÃO AXIAL

2.1 Considerações Gerais

Barras comprimidas axialmente são elementos tipicamente utilizados como pilares, contraventamentos, escoras e estruturas treliçadas de forma geral. Tradicionalmente, o estudo dessas barras sob compressão é realizado utilizando peças birrotuladas. Os resultados obtidos são utilizados como referência para que as barras reais, com diferentes condições de contorno, sejam dimensionadas. Apenas peças muito curtas (com índice de esbeltez baixo) podem ser comprimidas até que atinjam o escoamento. Nas situações usuais as barras perdem a estabilidade antes que a tensão solicitante provoque o escoamento do material (PIMENTA, 1997).

Em barras sob compressão axial (ou centrada) idealmente retilíneas, considera-se que o carregamento atua no centroide da seção transversal, de forma a não gerar momento fletor. De acordo com o princípio de Saint-Venant, a tensão e a deformação produzidas em pontos de um corpo distantes do ponto de aplicação da força são iguais à tensão e à deformação produzidas por quaisquer carregamentos aplicados que tenham a mesma resultante estaticamente equivalente, e sejam aplicadas na mesma região do corpo (HIBBELER, 2010).

Em aplicações práticas de engenharia, as barras comprimidas apresentam uma não retilineidade, que leva ao surgimento de momento fletor advindo da força de compressão centrada, impactando globalmente no comportamento estrutural da peça. Além da não retilineidade, outro fator que pode impactar consideravelmente no comportamento da peça é a presença de tensões residuais, advindas dos processos de fabricação do perfil.

2.2 Estabilidade Estrutural

É chamada de instabilidade a condição na qual uma variação na geometria de um componente estrutural sob compressão resulta na perda da capacidade de resistir ao carregamento (CHEN; LUI, 1987).

Segundo Galambos (1998), instabilidade é uma das situações em que uma estrutura comprimida perde a capacidade de resistir a um aumento na força de compressão. Segundo Reis e Camotim (2000), o estudo da estabilidade se aplica aos casos nos quais existam tensões de compressão atuando nos corpos, e os fenômenos envolvidos na instabilidade das estruturas são chamados também de flambagem estrutural, ocorrendo em decorrência da perda da forma original.

O comportamento de uma peça, em termos de estabilidade, está relacionado com sua capacidade de estabelecer uma condição de equilíbrio após a introdução de uma perturbação na mesma, como um deslocamento ou uma força. Quando a estrutura responde à perturbação encontrando uma nova posição de equilíbrio, fica configurado o equilíbrio neutro. Se a estrutura retorna à posição original, ela apresenta o equilíbrio estável, e se a estrutura não retorna à posição original ou não encontra uma nova posição de equilíbrio, fica configurado o equilíbrio instável, conforme se pode ver na Figura 2.1. Em problemas de engenharia o equilíbrio neutro geralmente corresponde a uma transição do equilíbrio estável para o instável.

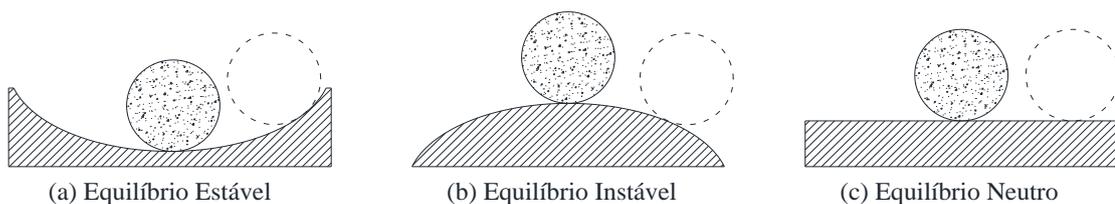


Figura 2.1 – Equilíbrio das estruturas

Estruturas de aço são tipicamente constituídas por elementos esbeltos, e por essa razão a instabilidade é um fenômeno muito importante no seu dimensionamento. Na maioria dos casos práticos a força de compressão resistente de uma peça é afetada pela instabilidade local ou global.

2.2.1 Teoria Clássica de Flambagem Elástica

A teoria clássica de flambagem elástica considera uma barra perfeitamente retilínea, usualmente dita como sem imperfeições geométricas e de material iniciais, com força de compressão atuando sobre o eixo longitudinal da barra e em regime de pequenos deslocamentos. De acordo com essa teoria também é considerado que o material é isotrópico e respeita a Lei de Hooke. Para a descrição das deformações é assumido que a barra também respeita a formulação da viga de Bernoulli-Euler, na qual as seções inicialmente planas e perpendiculares ao seu eixo permanecem planas após a deformação, perpendiculares ao seu eixo e indeformáveis no seu plano. Neste caso o deslocamento transversal é causado exclusivamente pelo momento fletor, negligenciando o cisalhamento. Essas condições se aplicam para barras com o comprimento, muito maior que as dimensões da seção transversal, como são os casos usuais de vigas e pilares de edifícios.

De acordo com essa teoria, para uma barra com as extremidades rotuladas, a equação diferencial que rege o comportamento estrutural do ponto de vista de estabilidade é mostrada a seguir:

$$EIv'' + Nv = 0 \quad (2.1)$$

onde E é o módulo de elasticidade longitudinal do material, I é o momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo de flexão no instante da flambagem, v é o deslocamento transversal da barra e N é a força axial de compressão atuante. De acordo com a teoria da elasticidade, no desenvolvimento das equações de linha elástica de vigas, o termo EIv é também chamado de momento interno resistente (CHEN; LUI, 1987).

A equação diferencial de segunda ordem mostrada na Equação (2.1) leva a uma situação chamada de problema de bifurcação (Figura 2.2-a), na qual à medida que se aumenta a força de compressão a forma reta da barra é mantida até uma determinada força na qual, repentinamente, se torna instável, assumindo outra configuração deformada. A força na qual a barra se torna instável é chamada de carga crítica de Euler (N_e), e é definida pela expressão seguinte, na qual L é o comprimento da barra:

$$N_e = \frac{\pi^2 EI}{L^2} \quad (2.2)$$

A solução da Equação (2.1) conduz a uma geometria deformada da barra cuja forma é senoidal, descrita por:

$$v(x) = C_1 \operatorname{sen}\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad (2.3)$$

onde C_1 é uma constante de valor igual ao deslocamento transversal na metade do comprimento de flambagem da barra e x é a coordenada axial da barra (Figura 2.2-b).

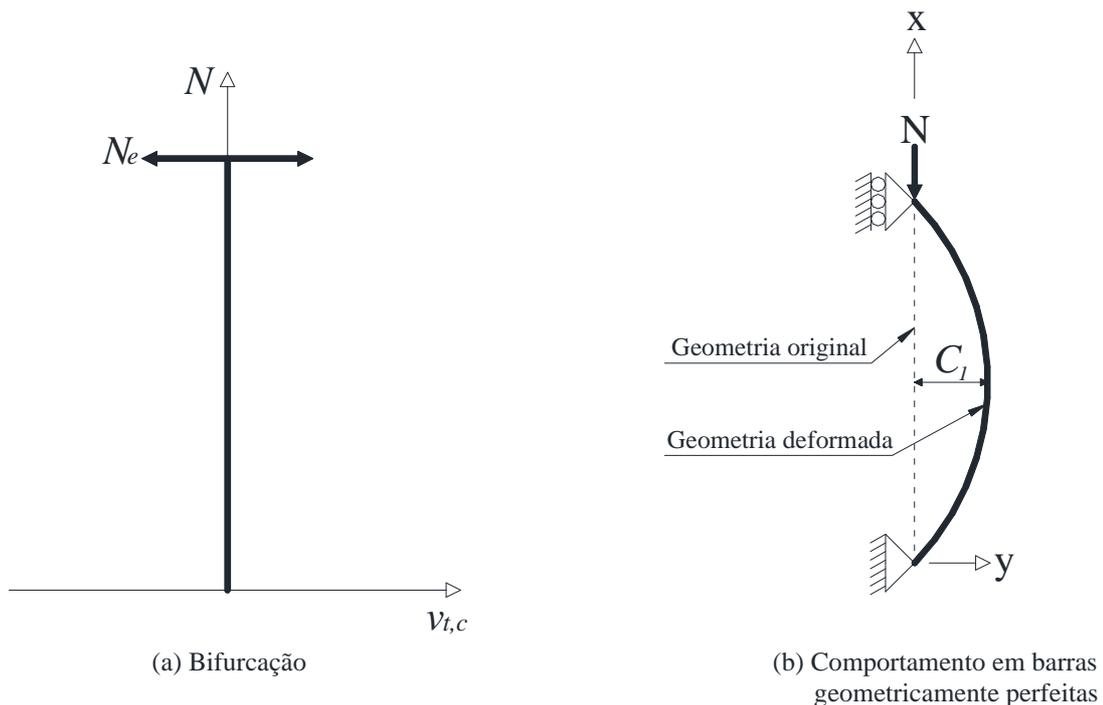


Figura 2.2 - Flambagem de barras geometricamente perfeitas

Dessa formulação para o problema de bifurcação podem ser obtidos os valores da força de flambagem (carga de Euler) e os modos de flambagem, calculados pelos autovalores e autovetores, respectivamente, da solução da equação diferencial.

2.2.2 Estabilidade Elástica de Barras com Imperfeições Geométricas

Em casos práticos de engenharia as barras geometricamente perfeitas não existem. Devido a fatores intrínsecos aos processos de fabricação, transporte e montagem, as peças nas estruturas apresentam imperfeições geométricas. Essas imperfeições iniciais causam uma variação na curva de força *versus* deformação, conforme será discutido a seguir.

Para a mesma barra com extremidades rotuladas discutida anteriormente, se for assumida uma deformação inicial na forma de uma meia onda senoidal, a geometria deformada da barra será descrita pela mesma Equação (2.3), porém com a constante C_1 igual ao valor da imperfeição geométrica inicial da peça na metade do seu comprimento (v_0).

$$v_i = v_0 \operatorname{sen}\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad (2.4)$$

Nessa nova condição o comportamento estrutural da barra se altera, deixando de ter a característica bifurcacional. Essa situação faz com que a equação diferencial que rege esse comportamento seja dada por:

$$EIv'' + P(v + v_i) = 0 \quad (2.5)$$

onde v_i é o deslocamento transversal inicial da peça (Figura 2.3-b). A solução dessa equação diferencial resulta na seguinte equação que descreve a geometria final da barra:

$$v(x) = \left(\frac{1}{1 - N/N_e}\right) v_i \operatorname{sen}\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad (2.6)$$

A solução para este tipo de equações diferenciais pode ser encontrada em diversas referências, como por exemplo BOYCE e DIPRIMA, 2002. A equação que descreve a variação da força aplicada *versus* o deslocamento transversal na metade do comprimento da barra, para a situação de barras com imperfeição inicial na forma senoidal, é dada por:

$$v_{tc} = \left(\frac{1}{1 - N/N_e}\right) v_0 \quad (2.7)$$

Nesse caso não há uma mudança repentina do modo de deformação, mas sim um grande aumento dos deslocamentos para pequenos incrementos no valor da força de compressão, conforme ilustrado na Figura 2.3-a.

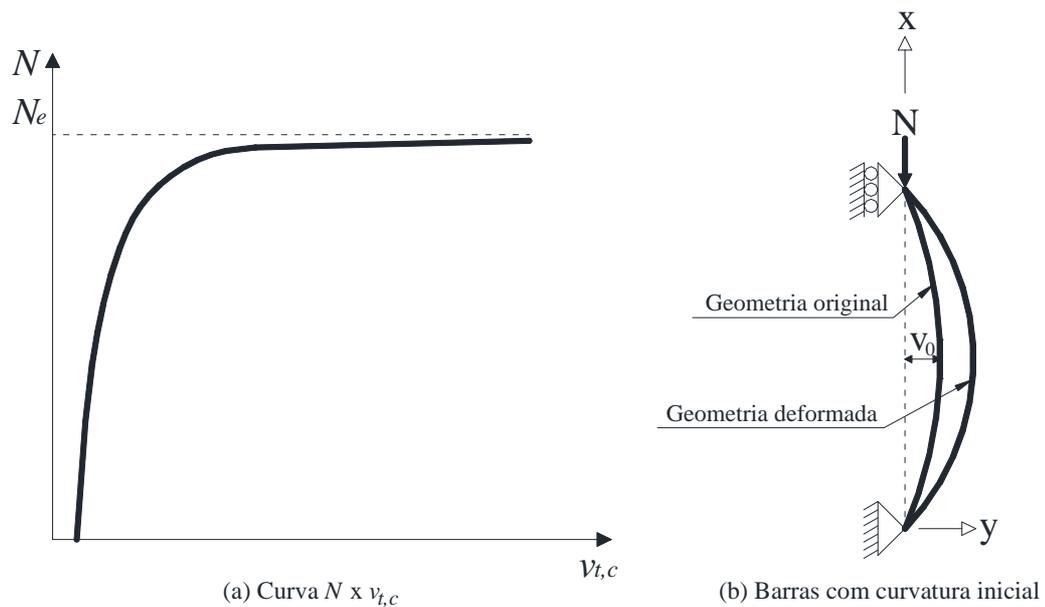


Figura 2.3 – Estabilidade de barras com imperfeições iniciais

Conforme pode ser observado na Figura 2.3, a presença da curvatura inicial não influencia na força crítica de flambagem elástica, uma vez que o valor da força aplicada tende para esse valor na medida em que o deslocamento aumenta.

É importante observar que o comportamento descrito neste item trata da estabilidade elástica pura. Em casos reais o comportamento da barra é afetado pelo comportamento elastoplástico do material e por suas imperfeições, que serão discutidas a seguir.

2.2.3 Instabilidade Elastoplástica

Quando se observa o comportamento de uma barra real, além dos efeitos da curvatura inicial ela também está sujeita aos efeitos da não linearidade do material, bem como da presença de tensões residuais advindas dos processos de fabricação. Nessa situação, a rigidez da barra é reduzida pelo escoamento precoce de trechos da seção transversal devido à presença de tensões residuais de compressão. Os fenômenos envolvidos na instabilidade elastoplástica de barras com curvatura inicial são extremamente complexos, sendo que efeitos isolados da presença de tensões residuais e da curvatura inicial não podem ser somados de forma linear com a finalidade de se determinar a resistência última das barras (PIMENTA, 1997). A forma da curva de força *versus* deslocamento para a situação real, levando em conta todos os fenômenos envolvidos, é mostrada na Figura 2.4.

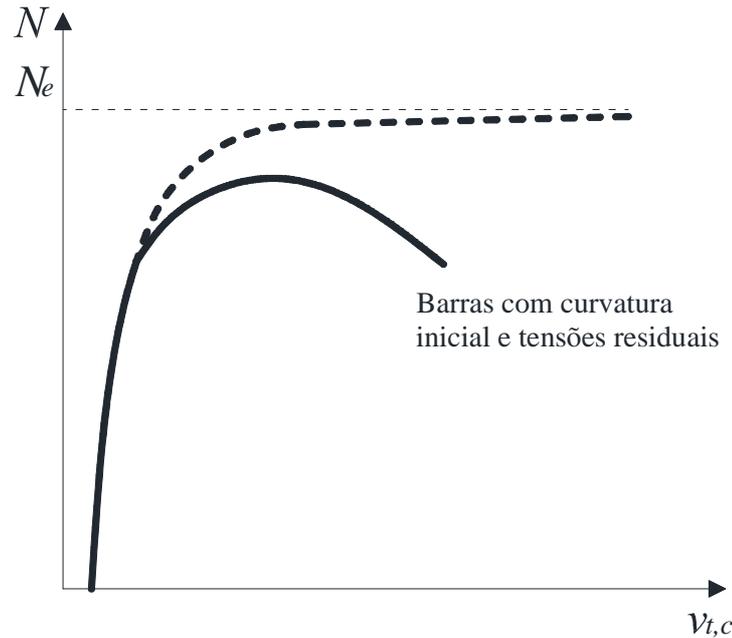


Figura 2.4 – Barras com curvatura inicial e tensões residuais

2.3 Tensões Residuais

A presença de tensões residuais é um fator relevante no comportamento de barras sujeitas a fenômenos como flambagem, fadiga, corrosão e fratura frágil. Essas tensões surgem como resultado de qualquer processo de fabricação de estruturas de aço utilizado na prática, como, por exemplo, laminação a quente, laminação a frio, conformação ou soldagem.

Em perfis laminados a quente as tensões residuais são de grande relevância no comportamento estrutural. Nesses tipos de perfis, as tensões surgem devido a um resfriamento não uniforme ao longo da seção (ALPSTEN, 1968).

Conforme Law e Gardener (2012), no caso de perfis laminados a quente, as tensões residuais são tensões térmicas resultantes de um processo de resfriamento que ocorre de forma diferencial ao longo da seção transversal do perfil. Esse resfriamento gera um gradiente de temperatura, que faz com que cada parcela do material esteja submetida a uma temperatura diferente enquanto se resfria. O efeito da dilatação e contração térmica faz com que as partes que são resfriadas mais rapidamente se contraíam, tracionando os trechos que são resfriados mais lentamente. O resultado desse fenômeno é um gradiente de tensões auto-equilibradas que varia desde a compressão até a tração.

No caso de perfis tubulares circulares laminados a quente, a diferença no resfriamento na seção transversal se dá no menor tempo de resfriamento da face externa do tubo em relação à face interna. Não há variação de temperatura ao longo da circunferência da seção transversal, o que resulta em tensões residuais com distribuição linear ao longo da espessura, tipicamente bem inferiores às existentes em outros tipos de perfis de seção aberta, como o perfil I.

De acordo com o European Convention for Constructional Steelwork (1976), as barras de seção tubular circular laminadas a quente não são muito afetadas pelas tensões residuais normais, como acontece comumente com outros tipos de seções transversais de perfis de aço. Essa publicação estipula que há uma variação linear, para esse tipo de perfil, de -15% a +15% da resistência ao escoamento do aço, conforme mostrado na Figura 2.5 (negativo representa a compressão e positivo a tração). Esses valores de tensão residuais foram, aparentemente, considerados como aceitáveis até os dias de hoje, não sendo facilmente encontradas publicações recentes sobre a distribuição de tensões nesse tipo de perfil.

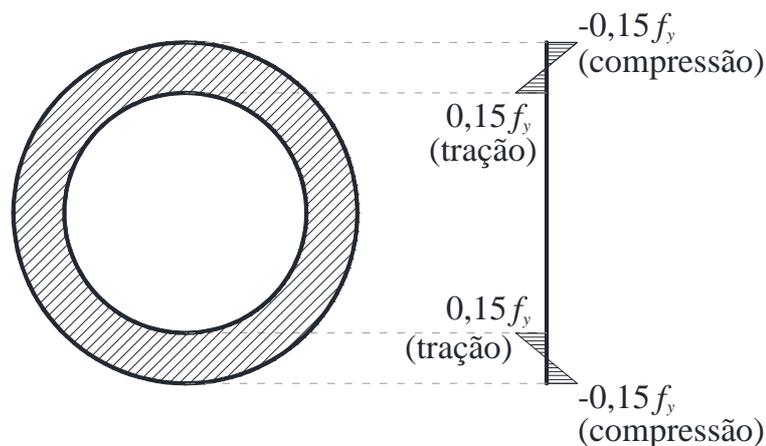


Figura 2.5 - Tensões residuais

Um perfil similar, o elíptico, recentemente foi objeto de experimentos de Law e Gardner (2012) com o intuito de determinar a distribuição de tensões residuais em perfis tubulares elípticos laminados a quente. De acordo com esses autores, as tensões residuais que os perfis elípticos apresentam podem ser divididas em duas diferentes origens: as tensões de flexão, causadas pela diferença de velocidade de resfriamento entre a face externa e a face interna de seção transversal, variando na compressão e na tração de 10 a 15% da resistência ao escoamento do material (Figura 2.6-a), e as tensões de membrana, causadas pela geometria elíptica da seção transversal (Figura 2.6-b).

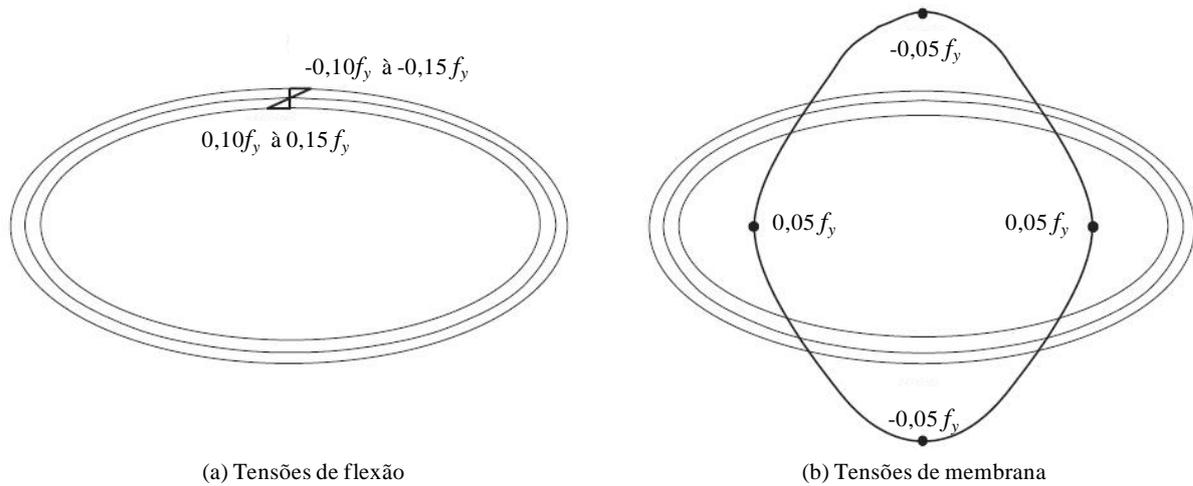


Figura 2.6 - Tensões residuais em perfis elípticos – (adaptado de Law e Gardener, 2012)

Conforme pode ser observado, as tensões residuais de flexão, que variam ao longo da espessura, são semelhantes às relatadas nos perfis circulares. A variação de 0,10 para 0,15 pode ser explicada pela melhoria nos processos de fabricação e de alívio de tensões, mas mesmo nessa pesquisa mais recente também foram obtidas tensões residuais variando de -15 a +15% da resistência ao escoamento do aço.

As normas apresentam, a partir de procedimentos simplificados, formas de imputar o efeito de imperfeições dos materiais nas barras para fins de análise estrutural. As normas brasileira ABNT NBR 8800:2008 e americana ANSI/AISC 360:2010 preveem a utilização de um módulo de elasticidade reduzido para o valor igual a 80% do valor do módulo de elasticidade nominal, com a finalidade de incrementar os deslocamentos durante a análise estrutural. Esse procedimento, contudo, não apresenta variação para tipos de perfis diferentes, podendo ser conservador para perfis com baixas tensões residuais ou com uma distribuição dessas tensões que afetem pouco significativamente seu comportamento estrutural.

A norma europeia EN 1993-1-1:2005 prevê a utilização de curvaturas iniciais da barra diferentes das reais na análise estrutural, como forma de considerar as imperfeições de material. Em análise elástica, para perfis tubulares laminados com resistência ao escoamento do aço de até 350 MPa, essa norma indica a utilização da curvatura inicial de $L/300$.

2.4 Imperfeições Geométricas

As imperfeições geométricas são intrínsecas aos processos de fabricação, e sua amplitude deve ser limitada conforme as normas de fabricação de perfis estruturais. Usualmente essa amplitude é expressa por uma fração do comprimento da barra. Em perfis de aço tubulares a norma brasileira ABNT NBR 8261:2010 determina que a curvatura máxima resultante da fabricação não exceda o valor de $L/400$. A Vallourec Tubos do Brasil, conforme citado anteriormente, garante em seu processo de fabricação a curvatura inicial máxima de $L/480$.

A influência da forma e amplitude da curvatura inicial na força resistente de barras comprimidas foi extensamente estudada ao longo da história dos perfis de aço. Estudos com curvaturas iniciais de $L/500$, $L/1.000$ e $L/2.000$, que posteriormente foram utilizados como base para as curvas de resistência à compressão do SSRC (*Structural Stability Research Council*), estão resumidos na Figura 2.7.

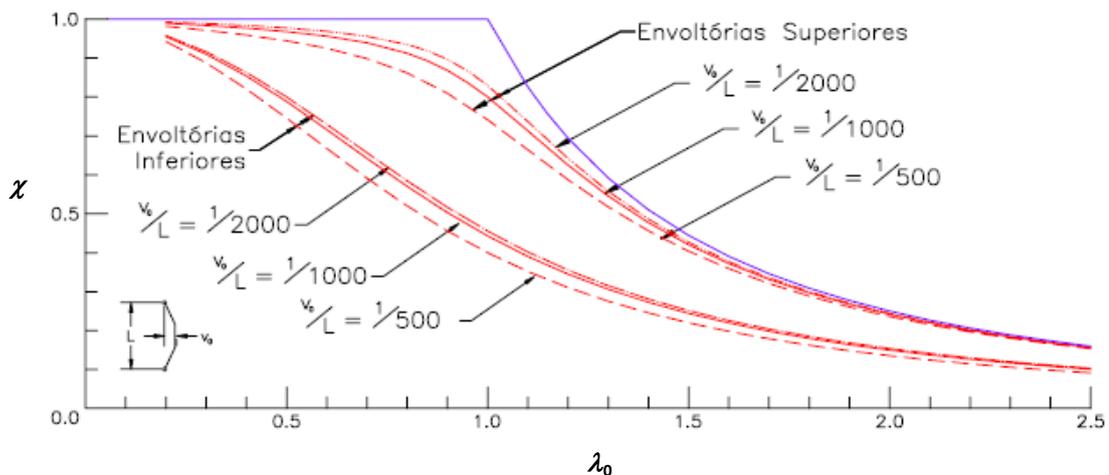


Figura 2.7 – Envoltórias para diferentes curvaturas iniciais (GALAMBOS, 1998; PIMENTA, 1997)

As normas vigentes nas diversas partes do mundo não têm uma curvatura inicial em comum para definição de suas curvas de resistência à compressão. Em 1960, o CRC (*Column Research Council*), posteriormente renomeado como SSRC, propôs inicialmente três curvas de resistência à compressão (curvas 1, 2 e 3) baseando-se em ensaios calibrados para uma curvatura inicial de $L/1.000$. Posteriormente, Bjorhovde (1972), ainda no âmbito do SSRC, desenvolveu outras três curvas, denominadas 1P, 2P e 3P, baseando-se na curvatura inicial de $L/1.470$. O AISC (*American Institute of Steel Construction*) adotou uma única curva de resistência à compressão em sua primeira versão do LRFD (*Load Resistance Factor Design*)

devido à intenção de simplificar os processos de dimensionamento estrutural em aço. A curva adotada foi, dentre as múltiplas curvas disponíveis, a mais próxima possível da curva equivalente anteriormente utilizada pelo próprio AISC, considerado a gama de relações necessárias entre as forças permanentes e as sobrecargas. Dessa forma foi estabelecida uma curva única, que ficou muito próxima à curva 2P do SSRC. Sendo assim, pode-se dizer que a curva do AISC-LRFD é equivalente a uma curva com curvatura inicial de $L/1.470$ (TIDE, 2001). As curvas utilizadas pelo EN 1993-1-1:2005 são baseadas diretamente nas curvas obtidas nos estudos do ECCS (*European Convention for Constructional Steelwork*), para barras com curvatura inicial de $L/1.000$. A norma canadense CAN/CSA S16:2005, baseou-se em curvas do antigo CRC (hoje SSRC) para a formação de suas curvas de resistência a compressão. Para perfis tubulares com baixa tensão residual essa norma utilizou como referência a curva 1. O equacionamento das curvas findou-se diferente das curvas propostas pelo SSRC devido a pequenos ajustes na formulação. Dessa forma, as curvas da norma canadense são modificações de curvas baseadas em uma curvatura inicial de $L/1.000$ (CHERNENKO; KENNEDY, 1991). No Brasil, a ABNT NBR 8800:2008 utiliza uma única curva de resistência à compressão, a mesma do AISC atual (2010). Recentemente a norma brasileira ABNT NBR 16239:2013 definiu uma curva específica para perfis tubulares laminados a quente, igual à da curva da norma canadense. O resumo das curvaturas iniciais equivalentes utilizadas nas normas aqui citadas está mostrado na Tabela 2-1.

Tabela 2-1 – Origem das curvas e suas curvaturas iniciais

Entidade	Curvatura inicial equivalente	Nomenclatura das curvas criadas	Ano	Origem da curva
CRC	$L/1.000$	1, 2, 3	1960	-
SSRC - Bjorhovde	$L/1.470$	1P, 2P, 3P	1972	-
CSA/CAN	$L/1.000$	-	1980	1
AISC-LRFD	$L/1.470$	-	1993	2P
ECCS / EN 1993-1-1	$L/1.000$	a_0, a, b, c, d	1976	-
NBR 8800	$L/1.470$	-	2008	2P
NBR16239	$L/1.000$	-	2013	CSA/CAN

2.5 Comportamento Elastoplástico

Para a correta avaliação do comportamento estrutural de uma barra de aço sob compressão é necessário levar em consideração o comportamento não linear do material. O diagrama real de tensão *versus* deformação do aço é complexo, e inclui, além da mudança de comportamento a partir do ponto do escoamento, o efeito de encruamento do material. Esse efeito ocorre

somente após a tensão ultrapassar o patamar de escoamento, e é caracterizado pelo endurecimento do material (Figura 2.8-a). Uma simplificação usual do diagrama tensão deformação do aço é a utilização do diagrama bilinear, caracterizado por duas fases lineares, uma em regime elástico e outra em regime plástico (Figura 2.8-b).

Em análises numéricas voltadas para a obtenção de força crítica de compressão o diagrama bilinear é utilizado, porém, é usual ser considerada uma pequena inclinação no trecho reto que descreve o comportamento plástico. Essa inclinação no trecho plástico da curva, indicada no ENV 1993-1-1:1992 como igual a $1/10.000$, é sugerida para situações nas quais possam ocorrer dificuldades de convergência em análises elastoplásticas computacionais (Figura 2.8-b).

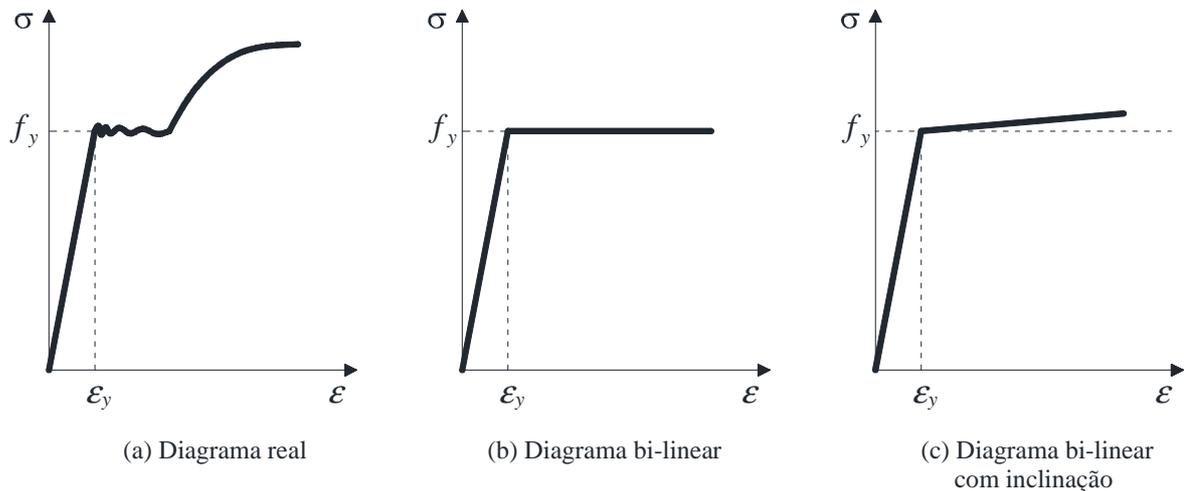


Figura 2.8 – Diagramas de tensão *versus* deformação do material

No estudo de barras comprimidas de aço, é usual que o efeito do encruamento do material não seja considerado na determinação da força resistente, adotando-se um diagrama bilinear de tensão *versus* deformação. Para a maioria das barras comprimidas essa simplificação não impacta em diferenças substanciais em relação ao comportamento que se verifica ao se considerar o diagrama completo. Apenas em barras muito pouco esbeltas, nas quais se atinge a força última sem que a perda de estabilidade aconteça, essa consideração acarretaria em uma resistência um pouco inferior à real.

O aço tende a ter um comportamento perfeitamente plástico no momento em que as tensões internas atingem o valor da resistência ao escoamento. No caso de elementos sob compressão e flexão, como é o caso das barras sob compressão com curvatura inicial, ao se incrementar a

força atuante o escoamento da seção é iniciado na fibra mais externa no perfil, no lado mais sollicitado (Figura 2.9-a). À medida que os deslocamentos e a força de compressão aumentam, o momento interno na barra aumenta, fazendo com que o trecho escoado da seção também aumente. Em um determinado momento a fibra extrema na outra extremidade da seção transversal do perfil inicia o escoamento (Figura 2.9-b), e à medida que os esforços internos aumentam o trecho escoado da seção transversal aumenta, até o ponto em que toda a seção escoou, formando a rótula plástica, conforme ilustrado na Figura 2.9-c. Nessa situação a estrutura forma um mecanismo plástico, torna-se instável e entra em colapso (CHEN; HAN, 2007).

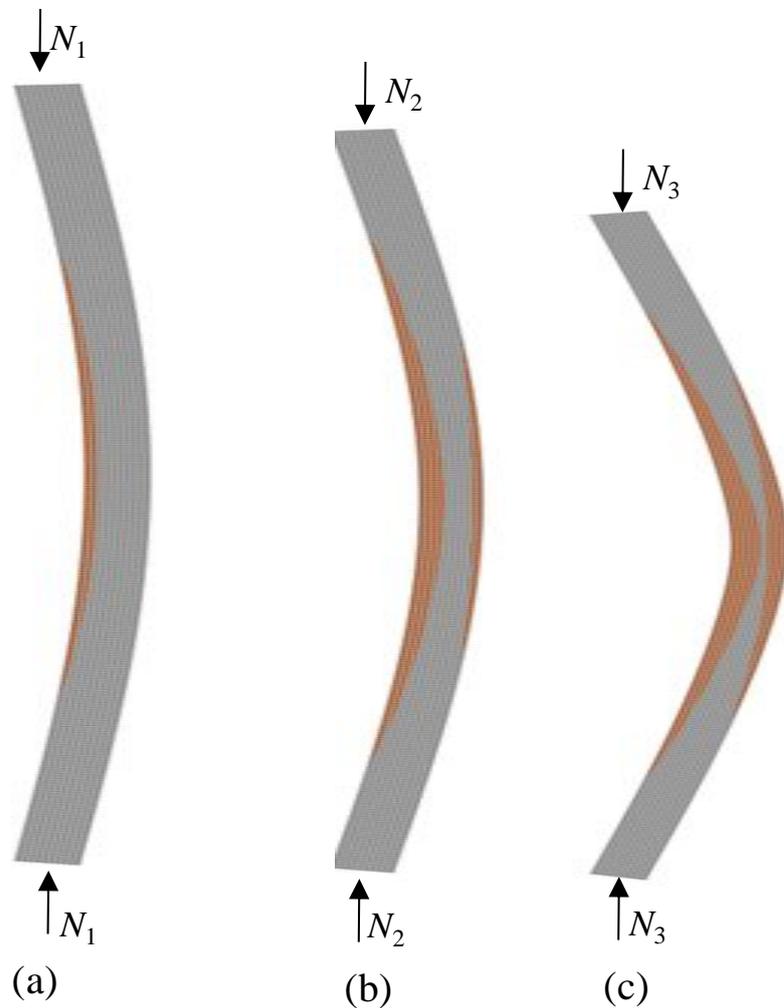


Figura 2.9 – Formação da rótula plástica

Com base no equilíbrio da distribuição plástica de tensões na seção transversal, Roeder e Dawn (2012) apresentaram um procedimento para obtenção dos pares de momento e força de compressão em perfis tubulares circulares mistos preenchidos com concreto. Esse procedimento foi descrito em função do ângulo ω , que define a posição da linha neutra plástica (Figura 2.10).

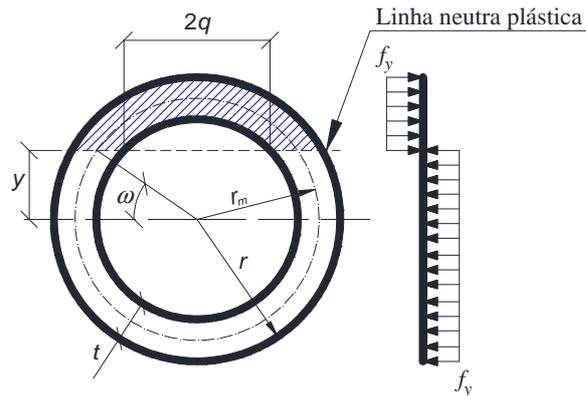


Figura 2.10 – Equilíbrio da distribuição plástica de tensões

Expurgando-se da formulação os termos advindos do núcleo de concreto, as equações que permitem a obtenção dos pares de momento e força são dadas a seguir:

$$N = 4 f_y t r_m \omega \quad (2.8)$$

$$M = 4 f_y t \left(\frac{r_m^2}{r - t} \right) q \quad (2.9)$$

onde t é a espessura da parede, r o raio externo e r_m é o raio médio do perfil, com:

$$q = (r - t) \cos(\omega) \quad (2.10)$$

$$\omega = \text{sen}^{-1} \left(\frac{y}{r_m} \right) \quad (2.11)$$

onde ω e y estão indicados na Figura 2.10.

No procedimento apresentado, o equilíbrio de tensões é feito considerando o raio médio do perfil, o que gera uma imprecisão sensível ao ângulo ω , e que aumenta na medida em que se eleva a espessura da parede do perfil.

3

NORMAS VIGENTES

3.1 Considerações Gerais

Existem diversas normas que tratam do dimensionamento de perfis tubulares circulares de aço sob compressão. Uma descrição dos procedimentos previstos em algumas dessas normas será feita neste capítulo para contextualização do estado da arte do dimensionamento desse tipo de perfil.

Os valores dos coeficientes de ponderação das ações nas estruturas são diferentes em cada norma, e não serão abordados neste trabalho devido à sua característica regional. Dessa forma, a descrição dos procedimentos das normas se dará no âmbito da obtenção da força resistente nominal ($N_{c,Rk}$).

Para se determinar o valor de $N_{c,Rk}$ em qualquer norma, é necessário calcular a força axial de flambagem elástica (N_e). Esse procedimento está descrito a seguir, para os casos de seções duplamente simétricas ou simétricas em relação a um ponto, que é o caso dos perfis tubulares circulares.

A força axial de flambagem elástica, N_e , será o menor dos valores entre N_{ex} , N_{ey} e N_{ez} , onde N_{ex} e N_{ey} são os valores das forças axiais de flambagem elástica em relação a dois eixos principais (nomeados de x e y), dados pelas equações seguintes:

$$N_{ex} = \frac{\pi^2 EI_x}{(K_x L_x)^2} \quad (3.1)$$

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{(K_y L_y)^2} \quad (3.2)$$

onde K é o coeficiente de flambagem por flexão, I é o momento de inércia e L é o comprimento destravado da barra em relação aos eixos principais x e y .

N_{ez} é a força axial de flambagem elástica torção em relação ao eixo longitudinal z , dada por:

$$N_{ez} = \frac{1}{r_0^2} \left[\frac{\pi^2 E C_w}{(K_z L_z)^2} + GJ \right] \quad (3.3)$$

onde K_z é o coeficiente de flambagem por torção, L_z é o comprimento da barra, r_0 é o raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de cisalhamento, C_w é a constante de empenamento da seção transversal, J é a constante de torção e G é o módulo de elasticidade transversal do aço.

Para barras birrotuladas, feitas com perfis tubulares circulares, quando os comprimentos de flambagem forem iguais, sendo o valor de N_{ex} e N_{ey} será o mesmo, e o valor de N_{ez} será superior aos anteriores.

Todas as normas limitam o índice de esbeltez (λ) do perfil ao valor de 200 para os casos em que as barras estão submetidas à compressão. Para fins de facilidade de comparação, a nomenclatura utilizada neste trabalho será a nomenclatura adotada pela ABNT NBR 16239:2013. Isso significa que, sempre que possível, a nomenclatura das outras normas será alterada para equalização com a simbologia da norma brasileira. Neste trabalho não serão abordados perfis sujeitos à flambagem local, pois os perfis fabricados pela Vallourec Tubos do Brasil não estão sujeitos a esse fenômeno.

3.2 EN 1993-1-1:2005

A norma europeia EN 1993-1-1:2005 prevê a utilização de cinco curvas de resistência à compressão diferentes, dependendo do tipo de perfil a ser dimensionado. As curvas, conforme discutido no Subitem 2.4, são oriundas das curvas do ECCS. No caso de perfis tubulares laminados a quente, nos quais as tensões residuais são muito baixas, a norma recomenda a utilização da curva “a” para os aços com resistência ao escoamento até 350 MPa, valor máximo para os aços com que a Vallourec fabrica seus perfis.

Para situações em que possa ocorrer a instabilidade da estrutura, o valor da força resistente nominal de cálculo deve ser determinado conforme mostrado a seguir:

$$N_{c,Rk} = \chi A_g f_y \quad (3.4)$$

onde χ é o fator de redução associado à resistência à compressão e A_g é a área bruta da seção transversal. A determinação de χ é feita a partir do índice de esbeltez reduzido (λ_0), definido por:

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{A_g f_y}{N_e}} \quad \text{ou} \quad \lambda_0 = \frac{\lambda}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad (3.5)$$

Uma vez determinado esse índice de esbeltez, obtém-se o coeficiente adimensional Φ pela seguinte expressão:

$$\Phi = 0,5[1 + \alpha(\lambda_0 - 0,2) + \lambda_0^2] \quad (3.6)$$

onde α é um fator igual a 0,21 para a curva de resistência à compressão “a”. Uma vez calculado o coeficiente Φ , o valor de χ é calculado por:

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \lambda_0^2}} \leq 1 \quad (3.7)$$

3.3 ABNT NBR 8800:2008 e ANSI/AISC 360:2010

A norma brasileira que trata do projeto e dimensionamento de perfis em aço, ABNT NBR 8800:2008, assim como a americana ANSI/AISC 360:2010, apresenta a formulação oriunda da curva de resistência à compressão 2P do SSRC, conforme discutido no Subitem 2.4. Nessas duas normas o cálculo da força axial resistente nominal é igual, sendo que a norma brasileira adotou o procedimento seguindo edições anteriores da norma americana. Neste trabalho está descrita a metodologia de cálculo com a formatação apresentada pela norma brasileira, pela qual a força resistente nominal é dada pela Equação (3.4).

O valor de χ deve ser obtido a partir do índice de esbeltez reduzido, λ_0 , dado pela Equação (3.5). Finalmente, se λ_0 for inferior ou igual a 1,5, tem-se:

$$\chi = 0,658\lambda_0^2 \quad (3.8)$$

Se λ_0 for maior que 1,5, então:

$$\chi = \frac{0,877}{\lambda_0^2} \quad (3.9)$$

3.4 ABNT NBR 16239:2013 e CAN/CSA S16:2005

Posteriormente à norma ABNT NBR 8800:2008, foi elaborada uma norma brasileira específica de projeto de estruturas de aço com perfis tubulares, a ABNT NBR 16239:2013. Essa norma é um complemento à ABNT NBR 8800:2008, apresentando uma série de situações específicas para o projeto de estruturas em perfis tubulares, mas mantendo a base de cálculo em conformidade com a ABNT NBR 8800:2008.

A norma ABNT NBR 16239:2013 apresenta uma curva de resistência à compressão específica para perfis tubulares laminados a quente ou tratados termicamente para alívio de tensões, que pode ser utilizada ao invés da curva única apresentada pela ABNT NBR 8800:2008. Essa formulação apresentada na norma brasileira é igual à da norma canadense CAN/CSA S16:2005, sendo esta última a pioneira.

Segundo a ABNT NBR 16239:2013, o cálculo da força axial de compressão resistente nominal, $N_{c,Rk}$, deve ser feito conforme prescreve a ABNT NBR 8800:2008, porém com a alteração no valor do χ , que deve ser obtido conforme a expressão a seguir:

$$\chi = \frac{1}{(1 + \lambda_0^{4,48})^{1/2,24}} \quad (3.10)$$

3.5 Comparativo Entre as Normas

As normas vigentes apresentadas neste trabalho mostram diferentes formulações para o cálculo da força axial de compressão resistente, devido aos seguintes fatores:

- curvatura inicial das barras utilizadas para a determinação das curvas de resistência à compressão que originaram as curvas utilizadas por cada norma;
- simplificação ou não do procedimento de cálculo, adotando uma ou várias curvas de resistência à compressão.

Essas diferenças resultam em valores diferentes para a força axial de compressão resistente nominal de uma mesma barra, podendo chegar a cerca de 12%, conforme pode ser observado nas figuras 3.1 e 3.2. Essas figuras mostram as curvas de resistência à compressão obtidas de acordo com a formulação de cada norma, e suas curvas de diferença, para um perfil tubular laminado com a razão d/t igual a 20. Conforme é possível observar, o procedimento das normas ABNT NBR 16239:2013 e CAN/CSA S16:2005 geram valores de força axial de compressão resistente superiores às demais.

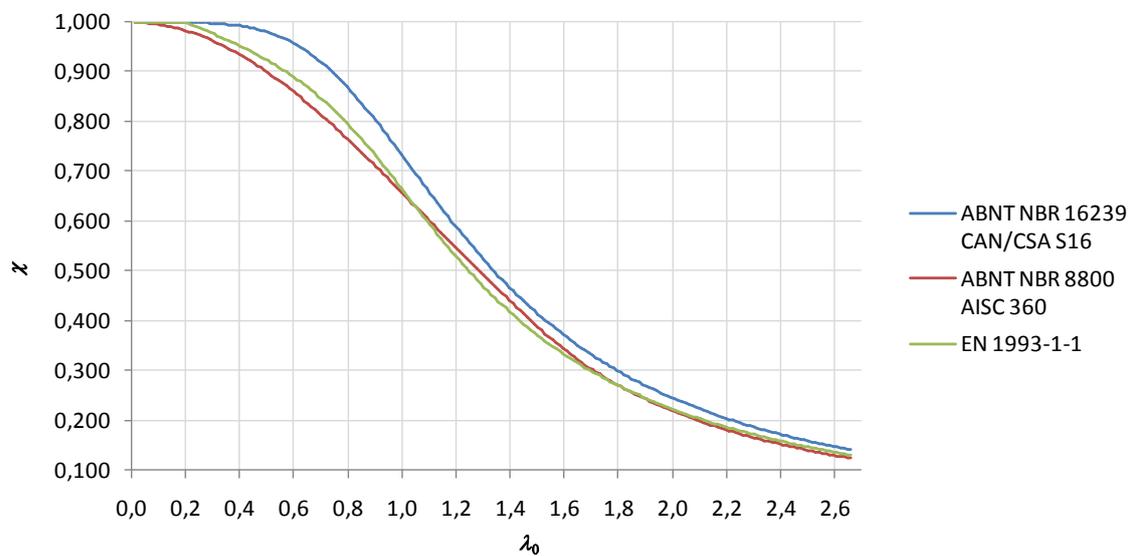


Figura 3.1 – Curvas de resistência à compressão

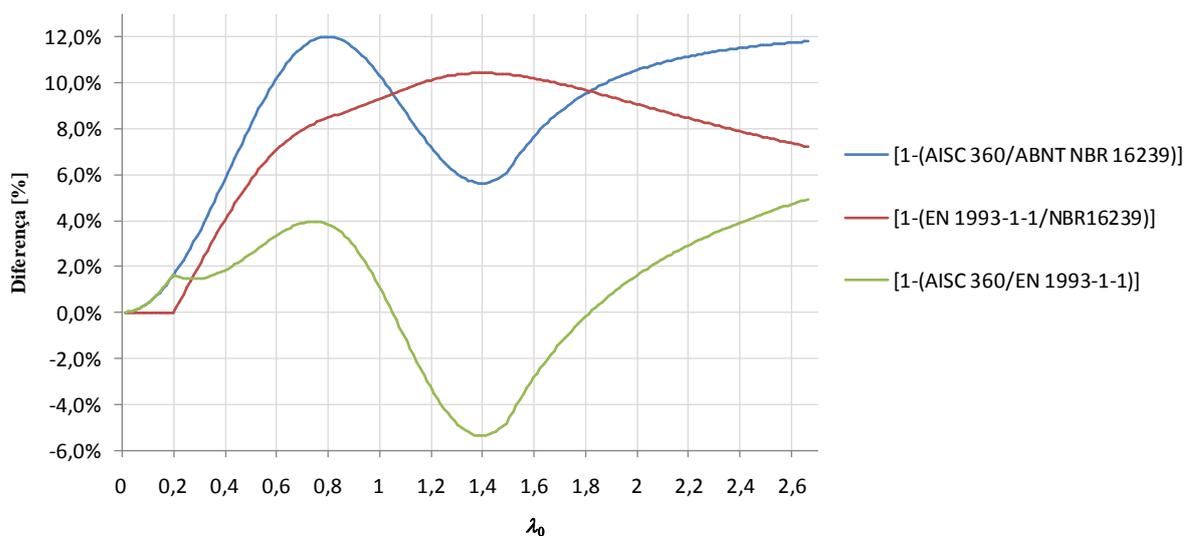


Figura 3.2 – Diferença nas curvas de resistência à compressão

Este trabalho, por ser feito no Brasil, adotará como base a formulação apresentada pela norma brasileira ABNT NBR 16239:2013.

4

DESENVOLVIMENTO DE UM MODELO ANALÍTICO

4.1 Proposição do Modelo

O modelo analítico proposto para a estimativa da força axial resistente de cálculo baseia-se na definição do ponto de interseção das curvas de resistência à compressão elástica e plástica, determinadas em relação ao deslocamento transversal na seção central da peça.

Em regime elástico, o colapso de barras com curvatura inicial sob compressão axial ocorre quando a força de compressão atinge a força crítica de flambagem elástica (N_e), sendo o deslocamento da barra regido pela Equação 2.6. Nessa situação, as tensões de flexão atuantes induzem grandes deslocamentos na barra, conforme pode ser observado na Figura 2.3. No regime plástico, o colapso ocorre quando a seção central da barra se torna totalmente escoada, formando a rótula plástica devido à força de compressão e ao momento atuante, advindo da curvatura da barra.

Para se determinar a curva de plastificação, primeiramente é preciso analisar o diagrama de tensões normais atuantes na seção central da barra. No caso de perfis tubulares circulares, o diagrama de tensão normal pode ser dividido em três partes: a parte central na qual a força resultante equilibra a força axial, e duas outras partes nas extremidades, simétricas, nas quais o momento fletor é resistido.

Além dessa divisão, há duas hipóteses em relação à posição da linha neutra plástica. A primeira hipótese trata o fenômeno no caso em que a linha neutra plástica não intercepta a seção vazada (Figura 4.1). A segunda hipótese trata o fenômeno na situação na qual a linha neutra plástica intercepta a seção vazada (Figura 4.2).

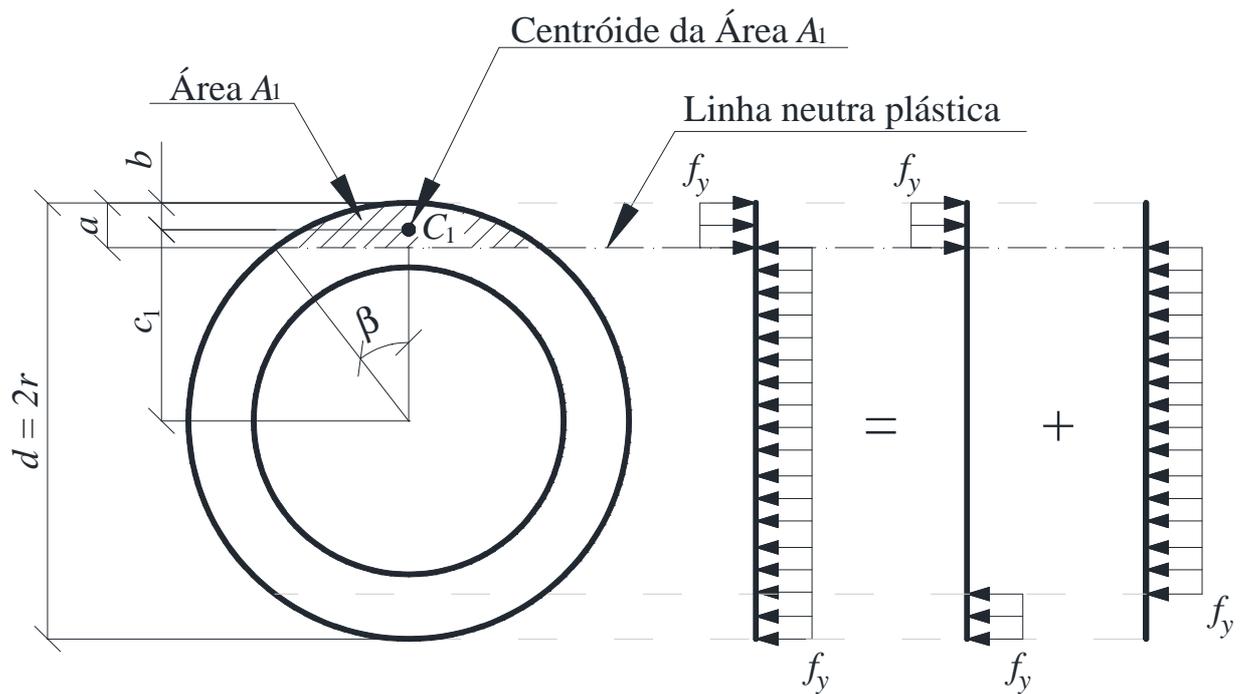


Figura 4.1 – Equilíbrio de forças - Hipótese 1 – Linha neutra plástica não intercepta seção vazada

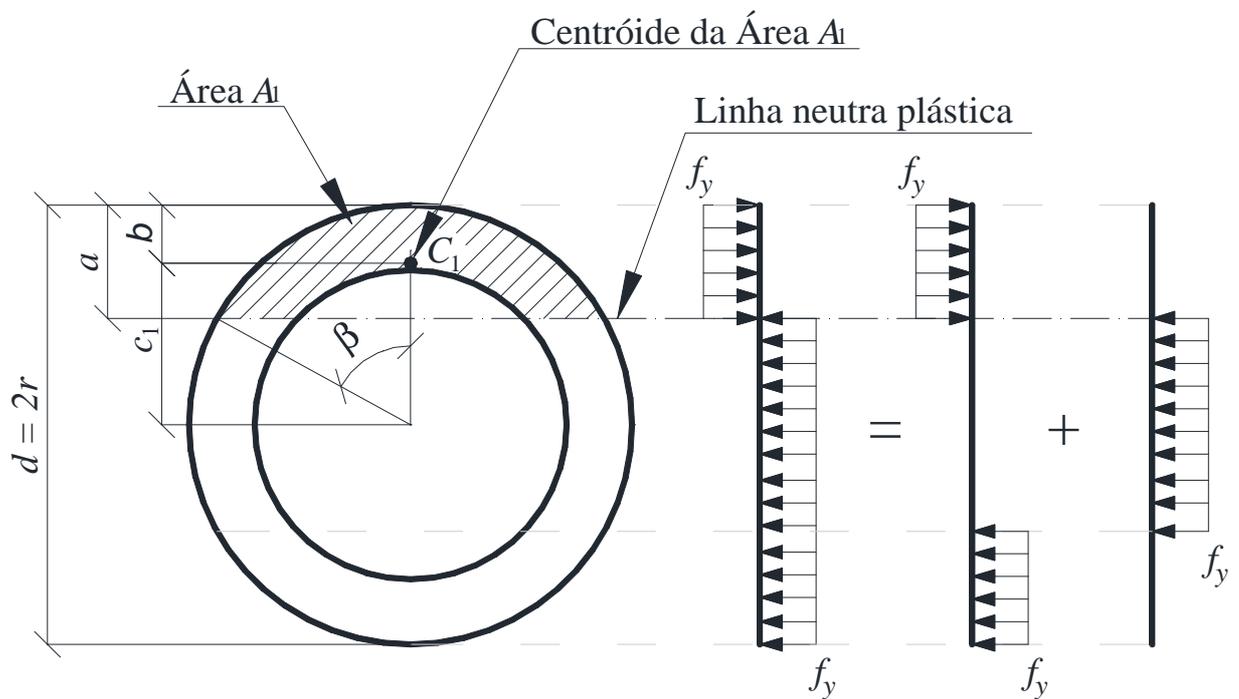


Figura 4.2 – Equilíbrio de forças – Hipótese 2 - Linha neutra plástica intercepta seção vazada

Para as duas hipóteses de localização da linha neutra plástica, as equações para o equilíbrio de momento fletor, M e força axial, N , são dadas, respectivamente, por:

$$M = f_y[A_1(d - 2b)] = Nv_{tc} \quad (4.1)$$

$$N = f_y[A_g - 2A_1] \quad (4.2)$$

onde A_1 é a área acima da linha neutra plástica, A_g é a área total da seção transversal do perfil, d é o diâmetro externo do perfil, b é a distância entre o topo do perfil e o centroide da área A_1 e v_{tc} é o deslocamento transversal na seção central da barra. A Figura 4.3 ilustra a curva de plastificação obtida pelo sistema formado pelas equações (4.1) e (4.2), descrevendo as forças críticas de formação das rótulas plásticas, variando de acordo com o deslocamento da seção central da barra.

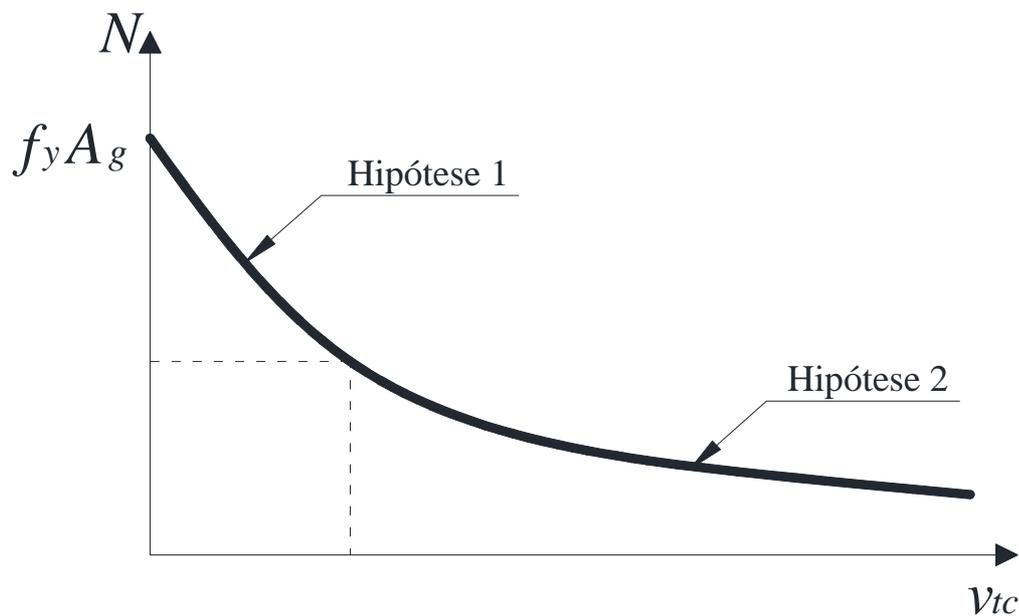


Figura 4.3 - Curva de formação da rótula plástica

Uma vez que a curva de formação da rótula plástica e a do comportamento elástico da barra sejam conhecidas, é possível estimar a força axial de compressão resistente de cálculo localizando o ponto no qual as duas curvas se encontram (N_{Rk}). No caso de existirem tensões residuais no perfil analisado, a forma da curva seria alterada, suavizando o encontro das curvas e reduzindo a força axial resistente (curva b), conforme mostrado na Figura 4.4.

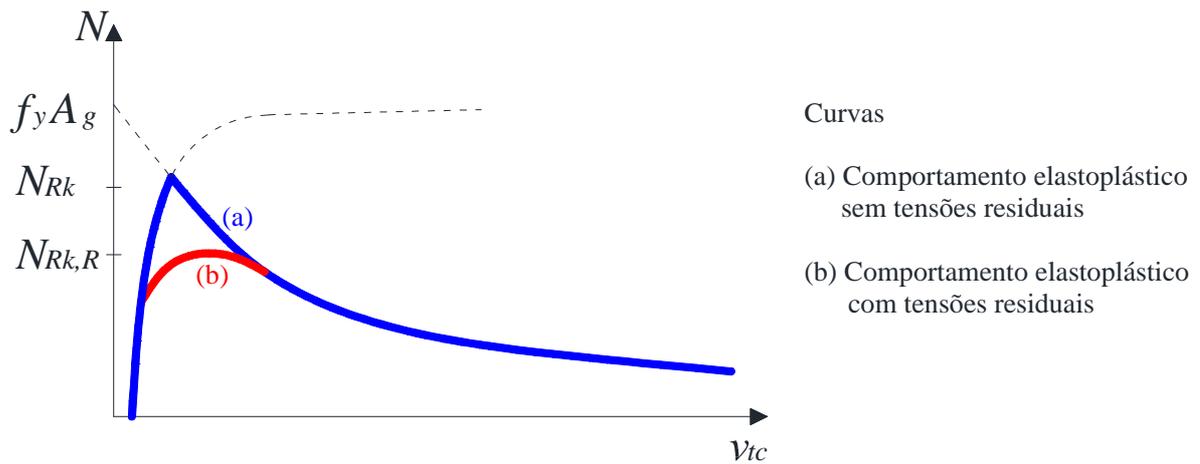


Figura 4.4 – Comportamento elastoplástico

A partir do ponto de cruzamento das curvas (N_{Rk}), o coeficiente adimensional χ pode ser calculado pela expressão:

$$\chi = \frac{N_{Rk}}{A_g f_y} \quad (4.3)$$

O coeficiente adimensional χ encontrado nessa equação é o fator de redução associado à resistência à compressão, também presente nas equações (3.4) e (3.8), porém agora analiticamente estimado. Se o valor de χ for estimado para cada índice de esbeltez, será possível então determinar a curva de resistência à compressão da barra.

4.2 Determinação do Equilíbrio de Tensões

A metodologia apresentada no Subitem 4.1 permite estimar a curva de resistência à compressão de uma barra qualquer, baseada nas propriedades do material, na curvatura inicial e na geometria da seção transversal do perfil.

Em perfis tubulares circulares, a determinação da área A_1 e de seu centroide para cada posição possível da linha neutra plástica não é, em termos geométricos, tão trivial como em seções constituídas por elementos retangulares. O fato de a seção ser circular faz com que a variação da área A_1 e de seu centroide, de acordo com a posição da linha neutra plástica, seja trigonométrica e não linear.

Para a hipótese 1 de posicionamento da linha neutra plástica (Figura 4.1), uma análise simples de geometria leva a uma formulação do valor da área A_1 e da posição do centroide C_1 dessa área, como se segue:

$$A_1 = \frac{r^2[2\beta - \text{sen}(2\beta)]}{2} \quad (4.4)$$

$$c_1 = \frac{2[r^3 \text{sen } \beta - (r - a)^3 \tan \beta]}{3[\beta r^2 - (r - a)^2 \tan \beta]} \quad (4.5)$$

onde c_1 é a distância vertical do centroide C_1 até o centro do círculo, r é o raio externo e β é o semiângulo, conforme mostrado na Figura 4.1. O semiângulo β também pode ser expresso em função da distância a (topo do perfil à linha neutra plástica), conforme mostrado a seguir:

$$\beta = \text{acos} \left(1 - \frac{a}{r} \right) \quad (4.6)$$

Para a hipótese 2, na qual a linha neutra plástica intercepta a seção vazada (Figura 4.2), é necessário criar duas outras áreas (A_2), abaixo da linha neutra plástica, para calcular o valor exato da área A_1 , conforme mostrado na Figura 4.5.

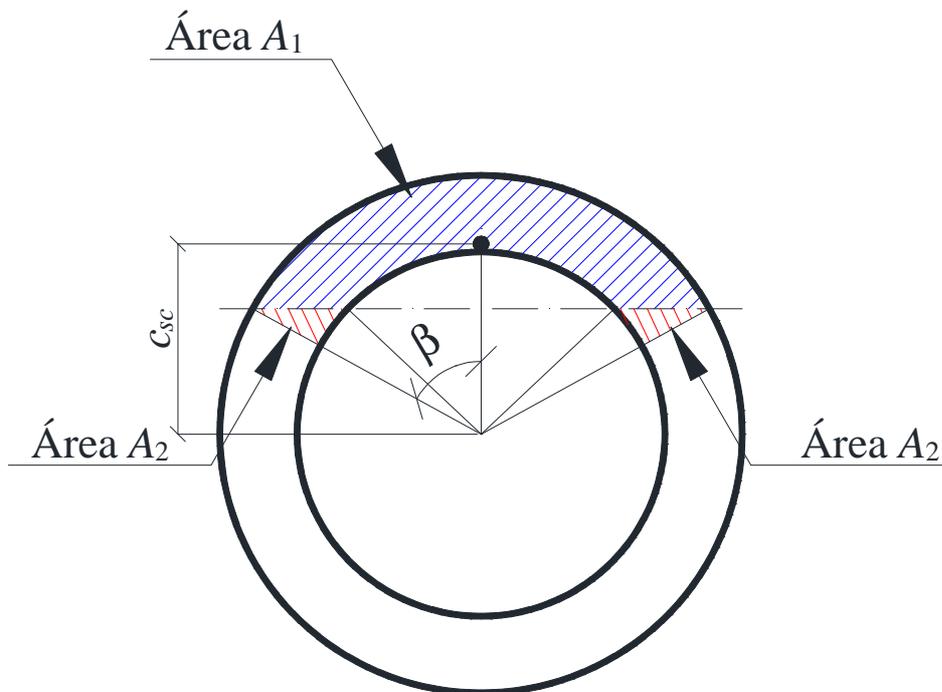


Figura 4.5 - Áreas A_1 e A_2

A área da semicoroa (A_1+2A_2), A_{sc} , definida pelo semiângulo β pode ser calculada por:

$$A_{sc} = \beta t(2r - t) \quad (4.7)$$

onde t é a espessura da parede da seção tubular. A distância vertical do centroide da área da semicoroa ao centro do círculo é dada por:

$$c_{sc} = \frac{2(\sin \beta)[r^3 - (r - t)^3]}{3\beta[r^2 - (r - t)^2]} \quad (4.8)$$

Para calcular a área A_2 e seu centroide é necessário realizar uma transformação virtual de coordenadas, objetivando posicionar a área A_2 em um ponto de fácil equacionamento geométrico (posição de cálculo), conforme mostrado na Figura 4.6. Após o cálculo nessa nova posição realiza-se a transformação reversa, retornando o centroide da área A_2 (c_{2x} e c_{2y}) para a posição real.

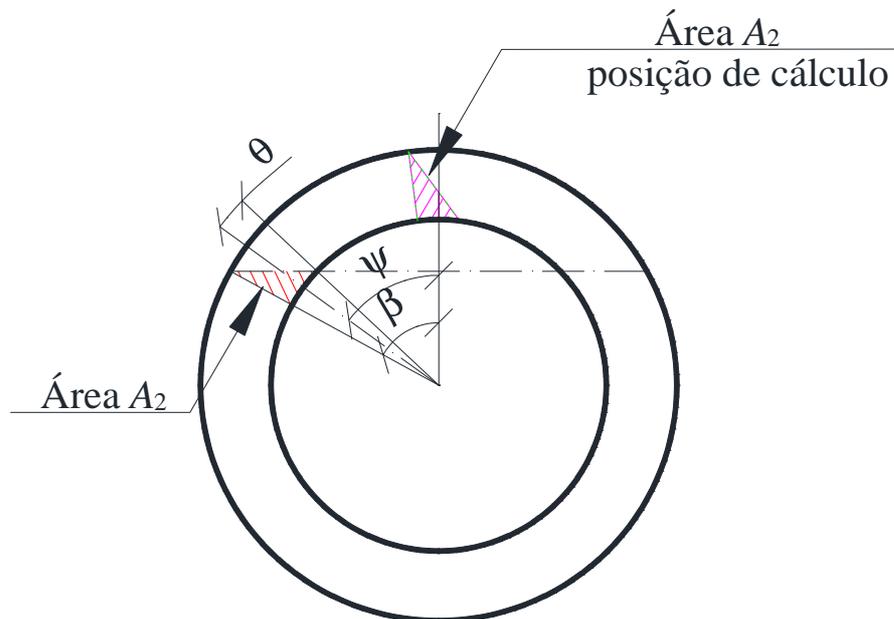


Figura 4.6 - Transformação de coordenadas da área A_2

O equacionamento de transformação de coordenadas da área A_2 e o cálculo do centroide virtual (c_{2x} e c_{2y}) está descrito a seguir, conforme Figura 4.6:

$$A_2 = t(r - t) \sin \theta \cos \theta - (r - t)^2(\theta - \sin \theta \cos \theta) \quad (4.9)$$

$$\theta = \frac{\cos^{-1}\left(1 - \frac{a}{r}\right) - \cos^{-1}\left(\frac{r-a}{r-t}\right)}{2} \quad (4.10)$$

$$c_{2y} = \frac{\text{sen } \theta [t(3r - 2t)\cos^2 \theta - 2(r - t)^2 \text{sen}^2 \theta]}{3[t \cos \theta \sin \theta - (r - t)(\theta - \sin \theta \cos \theta)]} \quad (4.11)$$

$$c_{2x} = \frac{-rt \text{sen}^2 \theta \cos \theta}{3[t \cos \theta \sin \theta - (r - t)(\theta - \sin \theta \cos \theta)]} \quad (4.12)$$

Uma vez calculadas as coordenadas do centroide na posição de cálculo (virtual) é necessário realizar a transformação reversa, para identificar a posição do centroide na posição real (c_2):

$$c_2 = c_{2y} \cos \Psi + c_{2x} \text{sen } \Psi \quad (4.13)$$

onde ψ é dado por

$$\psi = \frac{\cos^{-1}\left(\frac{r-a}{r-t}\right) + \cos^{-1}\left(1 - \frac{a}{r}\right)}{2} \quad (4.14)$$

Finalmente, a área e a posição do centroide de toda a área acima da linha neutra plástica (área A_1) podem ser obtidas pelas seguintes expressões:

$$A_1 = A_{sc} - 2A_2 \quad (4.15)$$

$$c_1 = \frac{A_{sc}c_{sc} - 2A_2c_2}{A_{sc} - 2A_2} \quad (4.16)$$

onde c_1 é a distância vertical do centroide da área A_1 até o centro do círculo.

O equacionamento apresentado neste trabalho é a solução analítica exata para o cálculo das áreas A_1 nas duas hipóteses de posicionamento da linha neutra, bem como de seus centroides. A partir da determinação de A_1 e c_1 , é possível utilizar as equações (4.1) e (4.2), variando a posição da linha neutra plástica, e assim determinar a curva de resistência à compressão da barra.

4.3 Calibração do modelo

Para tentar imputar na formulação analítica, de modo aproximado, as tensões residuais presentes no perfil, podem-se calibrar as curvas de resistência à compressão de duas formas: alterando o módulo de elasticidade do aço ou considerando uma curvatura adicional na curvatura inicial da barra, conforme discutido no Subitem 2.3. Ambas essas formas influem na curva de comportamento elástico, fazendo com que esta se encontre com a curva da rótula plástica sob uma força axial de compressão menor.

Para a primeira forma de calibração sugerida, uma primeira ideia seria seguir a prescrição das normas ABNT NBR 8800:2008 e ANSI/AISC 360:2010 para análise estrutural, reduzindo o valor do módulo de elasticidade para 80% do seu valor. Esse procedimento mostrou-se ineficaz nessa pesquisa, aumentando a diferença dos resultados obtidos no processo analítico em relação à norma brasileira. Esse comportamento pode ser explicado pelo fato de que, à medida que o índice de esbeltez do perfil aumenta, a curva tende a ter seu comportamento governado pela instabilidade elástica. Nessa condição o efeito das tensões residuais diminui à medida que o índice de esbeltez aumenta, conforme pode ser inferido da Figura 4.4.

Para tentar solucionar o problema, está sendo proposto neste trabalho um método alternativo também baseado na variação do módulo de elasticidade. Uma vez que, quanto maior o índice de esbeltez do perfil, menor a influência das tensões residuais na força crítica, e que essa influência mostrou-se mais relevante no trecho de índice de esbeltez entre 45 e 125, foi desenvolvida uma formulação polinomial quadrática para a variação do módulo de elasticidade. Nesta formulação, se o índice de esbeltez λ for igual ou superior a 45 e inferior a 125, adota-se o seguinte valor reduzido para o módulo de elasticidade:

$$E_{red} = E[(-6,37515 \times 10^{-5})\lambda^2 + (1,63405 \times 10^{-2})\lambda - 5,10329 \times 10^{-2}] \quad (4.17)$$

Se λ for inferior a 45 ou igual ou superior a 125, toma-se

$$E_{red} = E \quad (4.18)$$

onde E é o módulo de elasticidade do aço. Nessa formulação o módulo de elasticidade reduzido, E_{Red} , varia de 55% a 100 % do módulo de elasticidade E , conforme mostrado na Figura 4.7.

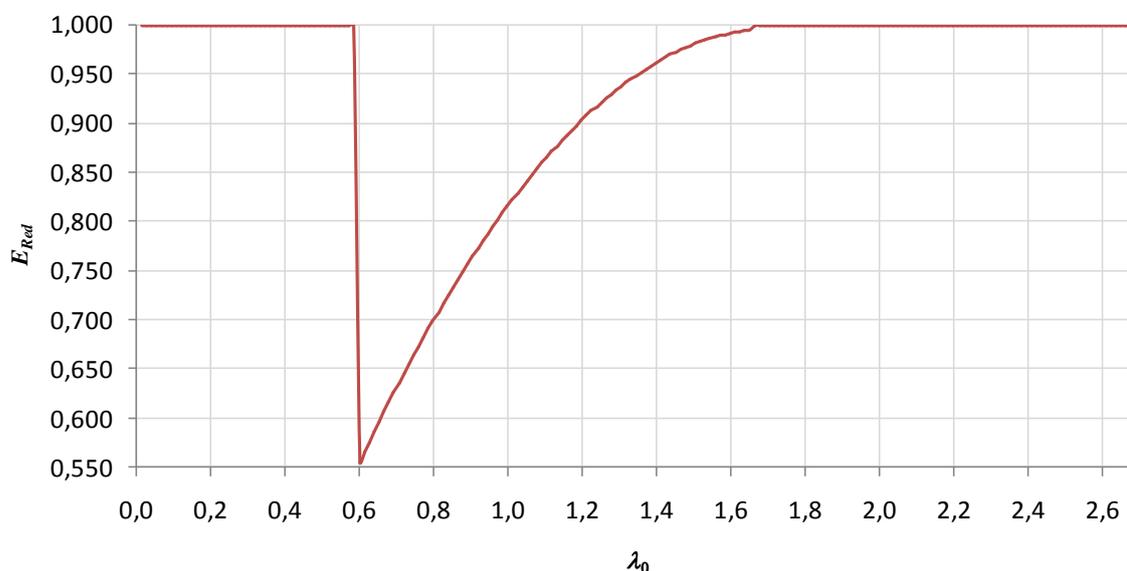


Figura 4.7 - Variação do módulo de elasticidade

A utilização dessa curva de variação do módulo de elasticidade levou a bons resultados para o exemplo mostrado no Subitem 4.4.

O segundo método de calibração proposto para imputar os efeitos das tensões residuais é variar a curvatura inicial. Conforme discutido no Subitem 2.3, o EN 1993-1-1:2005 prevê a utilização de uma curvatura inicial de $L/300$ para fins de análise estrutural.

4.4 Resultados do Modelo Analítico

Para ilustrar os resultados da utilização da formulação analítica, um exemplo com as propriedades mostradas a seguir foi selecionado, e sua curva de resistência à compressão foi obtida analiticamente e comparada com a curva obtida de acordo com a norma brasileira ABNT NBR 16239:2013.

As características da barra utilizada no exemplo simulado foram: $d = 73\text{mm}$, $t = 3,6\text{ mm}$, $f_y = 350\text{ MPa}$, $E = 200.000\text{ MPa}$ e curvatura inicial de $L/1.000$, que é a curvatura inicial na qual a curva de resistência à compressão da norma brasileira citada é baseada. A variação do índice de esbelteza da barra ao longo da curva de resistência à compressão foi obtida variando

o comprimento da barra. As curvas de resistência à compressão do procedimento proposto e da ABNT NBR 16239:2013 estão mostradas na Figura 4.8 e a diferença entre essas duas curvas encontra-se na Figura 4.9. Nessa primeira análise não foi considerada nenhuma calibração no modelo analítico, ou seja, não houve mudança no valor do módulo de elasticidade ou no valor da curvatura inicial da barra.

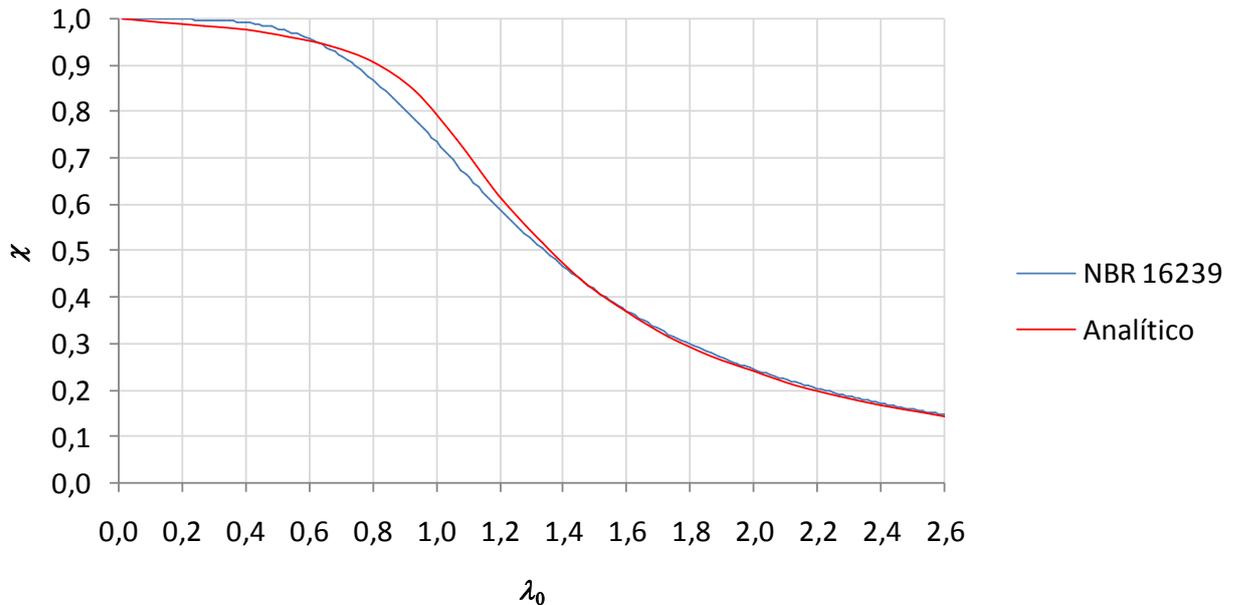


Figura 4.8 - Curvas de resistência à compressão

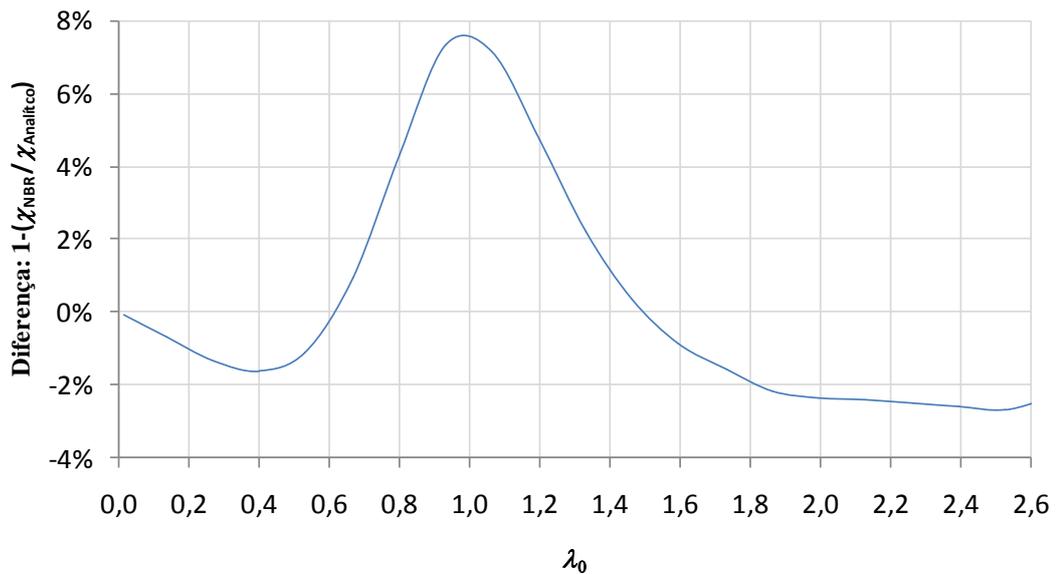


Figura 4.9 - Diferença das curvas de resistência à compressão

Como pode ser observado, os comportamentos gerais das curvas de resistência à compressão obtidas pelos dois procedimentos são similares entre si, com a diferença entre elas chegando à cerca de 8%. Essa diferença pode ser explicada por dois fatores fundamentais:

- O escoamento da seção transversal se dá, na realidade, de forma gradual. À medida que ele acontece o comportamento da barra se altera gradativamente, até o momento em que ocorre a perda de estabilidade global, atingindo assim a força crítica. Na formulação analítica não foi considerada essa plastificação contínua da seção, sendo a curva de resistência à compressão determinada a partir do simples cruzamento das curvas. O procedimento da norma foi criado baseando-se em uma curva de resistência à compressão calibrada experimentalmente, levando assim em conta todos os efeitos que ocorrem com a barra na realidade.
- As tensões residuais presentes no perfil, embora sejam pequenas, distribuídas somente na espessura e, portanto, de pouca interferência no processo, não foram consideradas na formulação analítica.

Para ilustrar os resultados obtidos a partir dos métodos de calibração expostos no Subitem 4.3, foram determinadas cinco curvas de resistência à compressão adicionais, para o mesmo exemplo citado anteriormente.

Utilizando a calibração pela variação do módulo de elasticidade, foi determinada uma curva considerando 80% do módulo de elasticidade nominal e outra curva considerando a variação do módulo de elasticidade conforme as equações (4.17) e (4.18).

Utilizando a calibração pela variação da curvatura inicial, foi determinada a curva de resistência à compressão para curvatura inicial de $L/300$, conforme sugerido pelo EN 1993-1-1:2005. Como os resultados encontrados para essa curvatura inicial não foram considerados adequados, foram testados outros valores, para fins de comparação. Os valores de $L/570$ e $L/800$ foram selecionados por tentativa e erro, com a finalidade de se chegar a uma calibração considerada adequada. As curvas determinadas estão mostradas na Figura 4.10, juntamente com a curva de resistência à compressão obtida conforme a ABNT NBR 16239:2013, para comparação. A diferença das curvas obtidas em relação à curva da norma brasileira está mostrada na Figura 4.11.

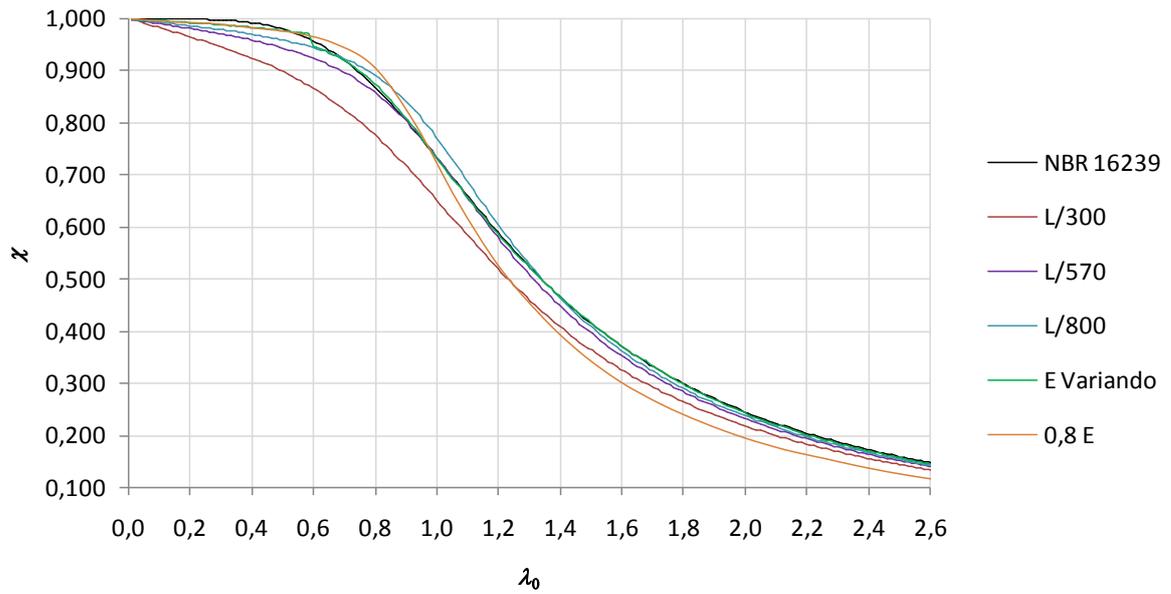


Figura 4.10 - Curvas de resistência à compressão calibradas

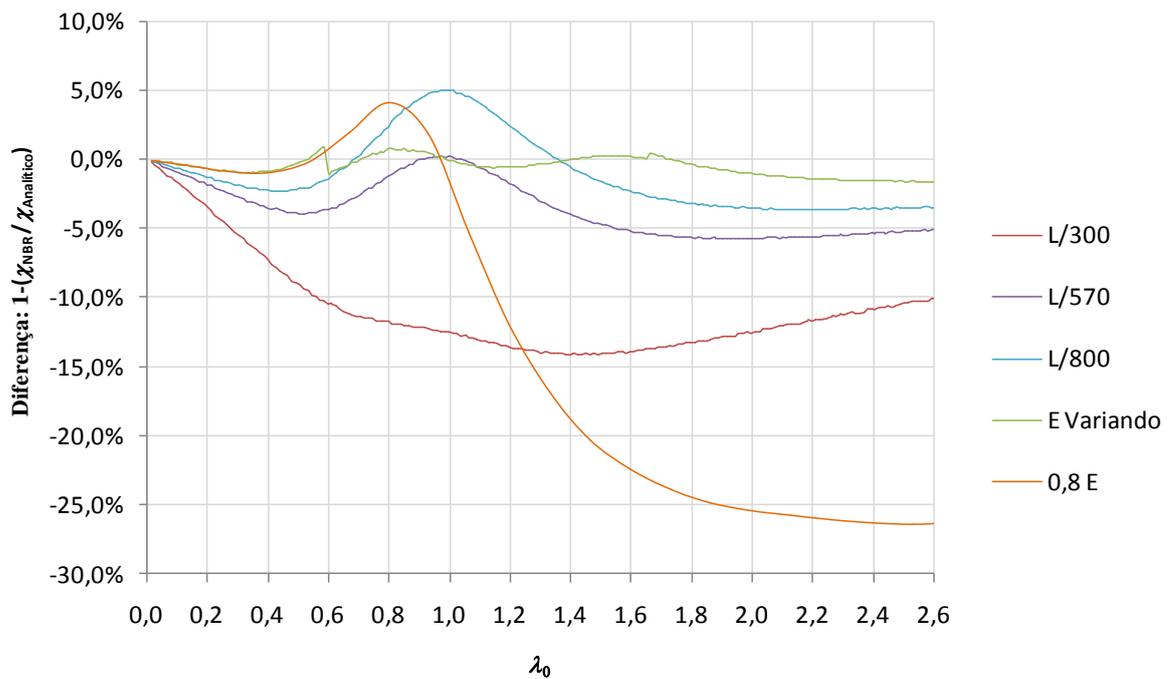


Figura 4.11 - Diferença entre as curvas de resistência à compressão

4.5 Conclusões Sobre o Modelo Analítico

Conforme pode-se observar, a formulação analítica permite obter de forma rápida uma estimativa da curva de resistência à compressão, e conseqüentemente da força axial de compressão resistente para barras com quaisquer curvaturas iniciais. Esse método permite estimar essas grandezas sem a utilização de robustos métodos computacionais ou dispendiosos ensaios em laboratório. Mesmo sem utilizar nenhum tipo de calibração os

resultados obtidos diferiram dos obtidos de acordo com a norma ABNT NBR 16239:2013 em apenas 8% para o exemplo analisado.

Os processos de calibração propostos são muito sensíveis às variações dos parâmetros e, apesar de válidos, carecem de mais estudos comparativos para serem padronizados e utilizados. Conforme pode ser observado, o processo que mostrou o melhor resultado foi o de alteração do módulo de elasticidade de acordo com uma equação, seguido pela utilização de uma curvatura inicial de $L/570$, que ficou muito próxima à curva da norma brasileira, mas sem ultrapassar o valor da mesma.

O processo aqui empregado pode ser utilizado para a determinação da curva de resistência à compressão de perfis tubulares compostos concêntricos, desde que se garanta que os perfis trabalhem estruturalmente de forma solidária.

5

PROPOSIÇÃO DE SOLUÇÕES DE PROJETO

5.1 Considerações Gerais

Para que faça sentido prático desenvolver o estudo do comportamento de estruturas formadas por perfis tubulares compostos concêntricos, doravante chamados de PTCC, é necessário que sejam estudadas as formas possíveis de montagem desse tipo de composição de perfis.

Do ponto de vista de projeto e fabricação de PTCCs é necessário solucionar, basicamente, dois problemas: as ligações entre os tubos (se houver) e as ligações dos tubos com os flanges de extremidade. O desenvolvimento das soluções que, a princípio, são as mais tecnicamente e economicamente viáveis foi realizado em parceria com as empresas Vallourec Tubos do Brasil e Brafer Construções Metálicas, produtora dos perfis e montadora, respectivamente.

O estudo de soluções de projeto foi feito tendo em vista dois possíveis tipos de PTCCs, sendo o primeiro tipo feito pela composição de dois perfis tubulares e o segundo pela composição de três perfis tubulares concêntricos.

5.2 Ligação dos Flanges

5.2.1 Composição de dois perfis tubulares

Para a ligação dos dois perfis tubulares nas extremidades, foi definida a utilização de um flange vazado, para que haja acesso à solda do tubo interno. A ligação entre o tubo externo e o flange será feita com solda de filete, conforme mostrado nas figuras 5.1 e 5.2. A solda de ligação do tubo interno (solda de penetração parcial) precisa ser feita em um chanfro do flange, faceada com o mesmo.

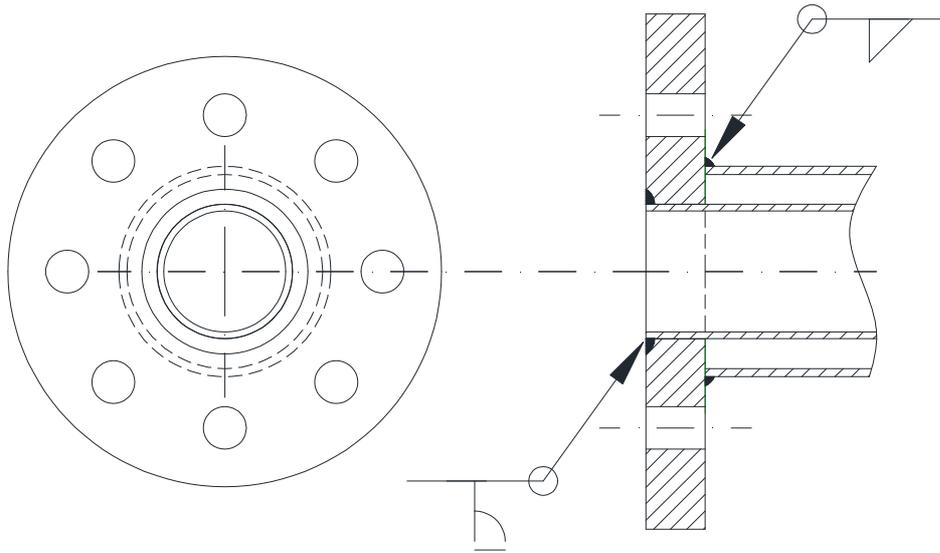


Figura 5.1 – PTCC duplo – Ligação do flange – corte

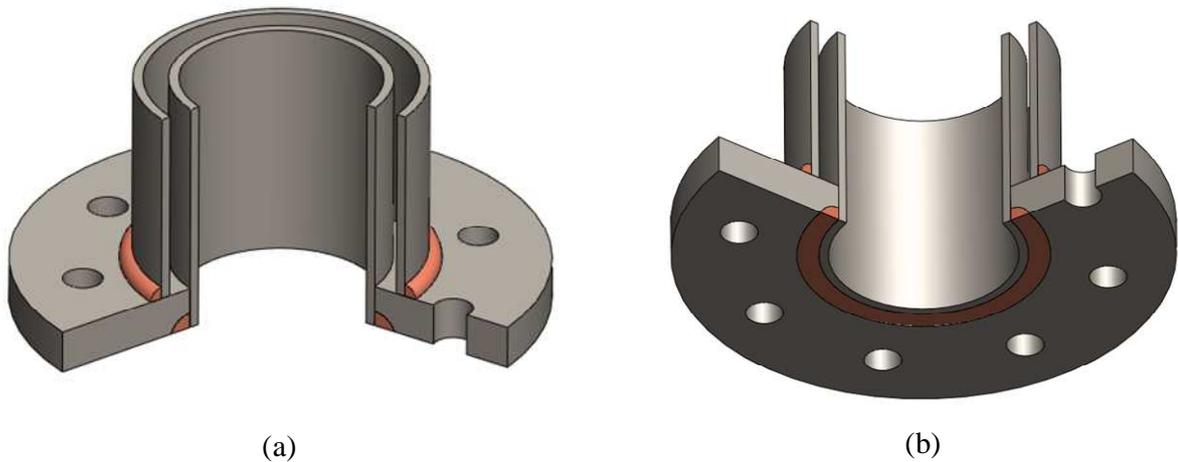


Figura 5.2 – PTCC duplo – Ligação do flange – detalhe isométrico

5.2.2 Composição de três perfis tubulares

A ligação de três perfis tubulares com os flanges de extremidade é complexa. Os tubos externo e interno não têm suas ligações com os flanges alteradas, sendo feitas da mesma forma que na composição com dois tubos. Porém, para receber o tubo intermediário é necessário que o flange tenha duas ranhuras, simétricas, nas quais o tubo deverá se encaixar. Sob a face inferior desse tubo, a ranhura do flange deve ser chanfrada, para que haja penetração da solda. O arranjo dessas ligações está apresentado nas figuras 5.3 e 5.4.

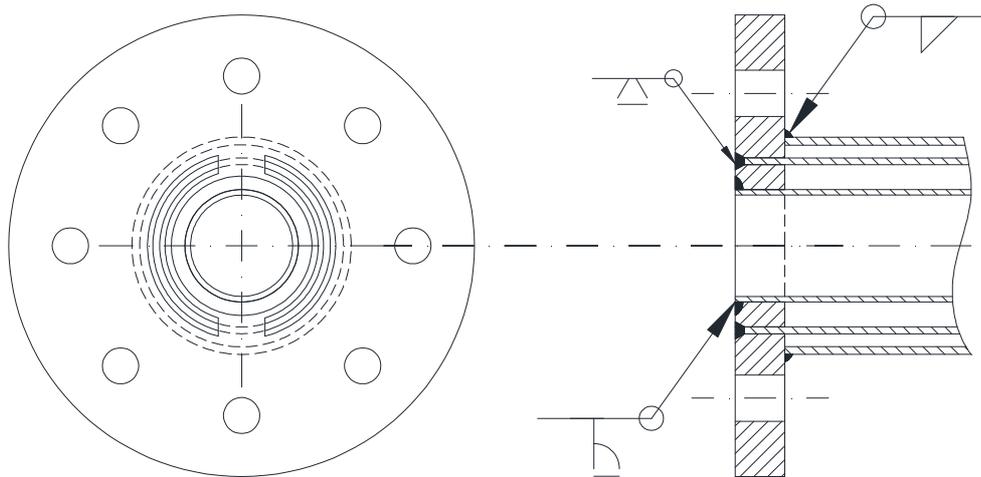


Figura 5.3 – PTCC triplo – Ligação do flange – corte

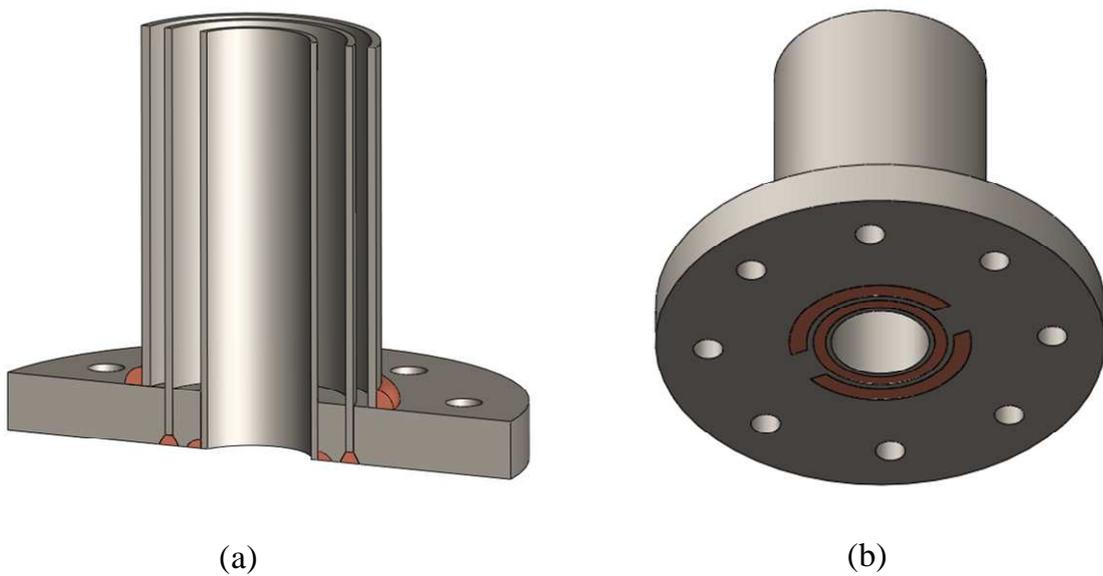


Figura 5.4 – PTCC triplo – Ligação do flange – detalhe isométrico

5.3 Interligação dos Tubos

É objeto de estudo deste trabalho a avaliação do comportamento e da necessidade de elementos de travamento dos tubos dos PTCCs. Conforme a ABNT NBR 8800:2008, para garantir que dois perfis de mesma seção transversal de uma barra composta trabalhem estruturalmente em conjunto, é necessário que haja travamentos dispostos de forma a garantir que a seguinte condição seja respeitada:

$$\frac{L_{trav}}{r_{min}} \leq \frac{\lambda}{2} \quad (5.1)$$

onde r_{min} é o raio de giração mínimo de apenas um perfil isolado, λ é o índice de esbeltez do perfil composto e L_{trav} é a distância entre os travamentos. Não é feita menção a barras compostas com perfis de seções transversais diferentes, como é o caso dos PTCCs, mas, conservadoramente, acredita-se que a mesma expressão possa ser utilizada, tomando o menor r_{min} entre os tubos constituintes. Para os PTCCs estudados neste trabalho foram propostos dois tipos de travamento: fixo e deslizante.

5.3.1 Travamento Fixo

Uma das opções propostas para o travamento dos tubos entre si é o emprego de peças de conexão, soldadas neles. Essa opção pode ser utilizada tanto para a composição de dois tubos como para a de três tubos.

Para PTCCs de dois tubos as etapas de fabricação para a colocação do travamento podem ser divididas em três. Na primeira etapa as peças de conexão devem ser fixadas, com solda de filete, na parede externa do tubo interno, conforme pode ser visto na Figura 5.5-a.

Na segunda etapa deve ser feita a montagem do conjunto e o tubo externo deve ser perfurado, nos pontos que ficarão sobre as peças de conexão, e monta-se o conjunto. Na terceira etapa é feita uma solda de tampão, ligando as peças de conexão ao tubo externo, conforme pode ser visto na Figura 5.5-b.

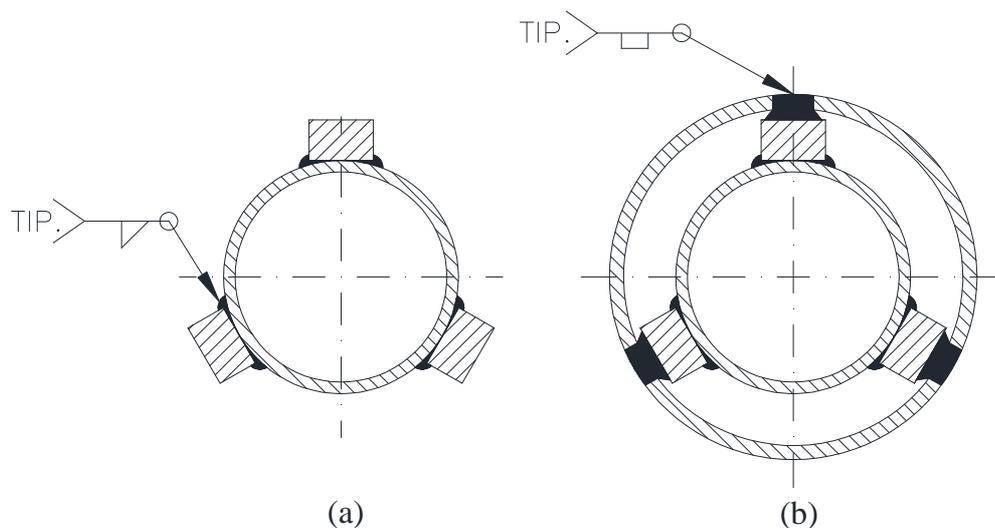


Figura 5.5 – Travamento fixo de PTCCs de dois tubos

A imagem isométrica dos travamentos para PTCCs de dois tubos está mostrada na Figura 5.6.

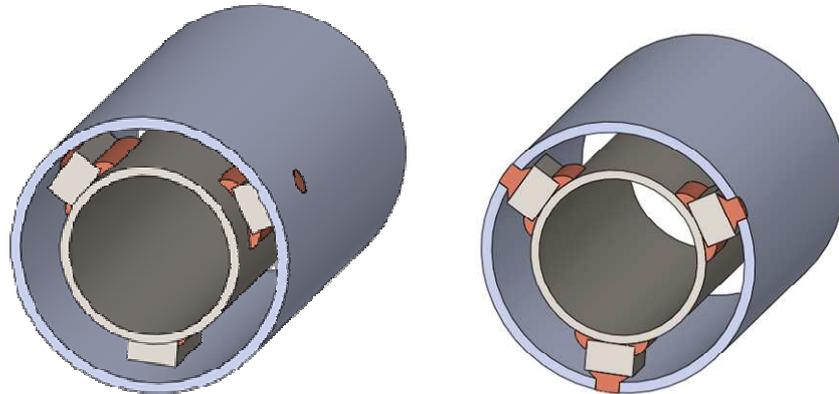


Figura 5.6 – Travamento fixo de PTCCs de dois tubos - Isométrico

Para PTCCs de três tubos o mesmo procedimento deve ser adotado, porém executando-se as três etapas duas vezes. A primeira para a interligação do tubo interno com o intermediário e a segunda para a interligação do tubo intermediário com o externo (Figura 5.7).

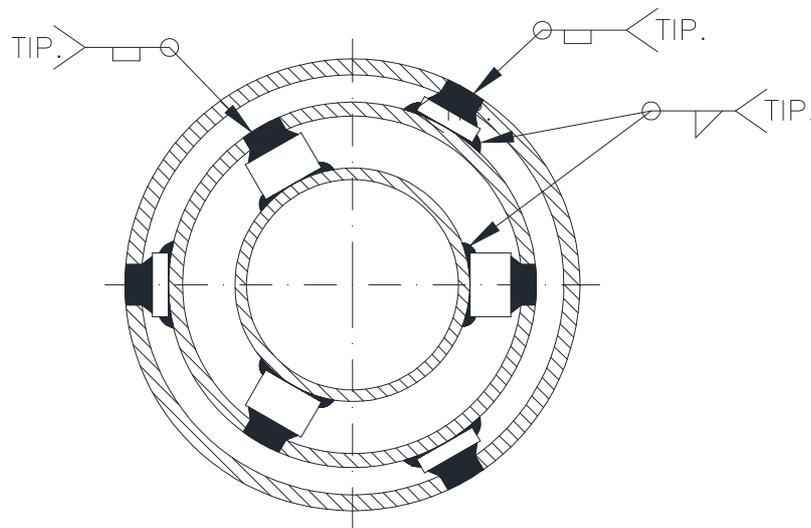


Figura 5.7 - Travamento fixo de PTCCs de três tubos

5.3.2 Travamento Deslizante

A segunda opção para o travamento dos tubos dos PTCCs de dois tubos é a fixação de pinos no tubo externo, transpassando sua parede de forma que toquem o tubo interno, mas não se fixando nele. Para a montagem desse tipo de travamento, primeiramente fura-se o tubo externo nos pontos que os pinos serão transpassados. Após a execução dos furos montam-se

os tubos concentricamente e posicionam-se os pinos de forma que faceiem o tubo interno. Após o posicionamento dos pinos deve ser executada uma solda de filete ligando os pinos à face externa do tubo externo. O arranjo pode ser visto na Figura 5.8.

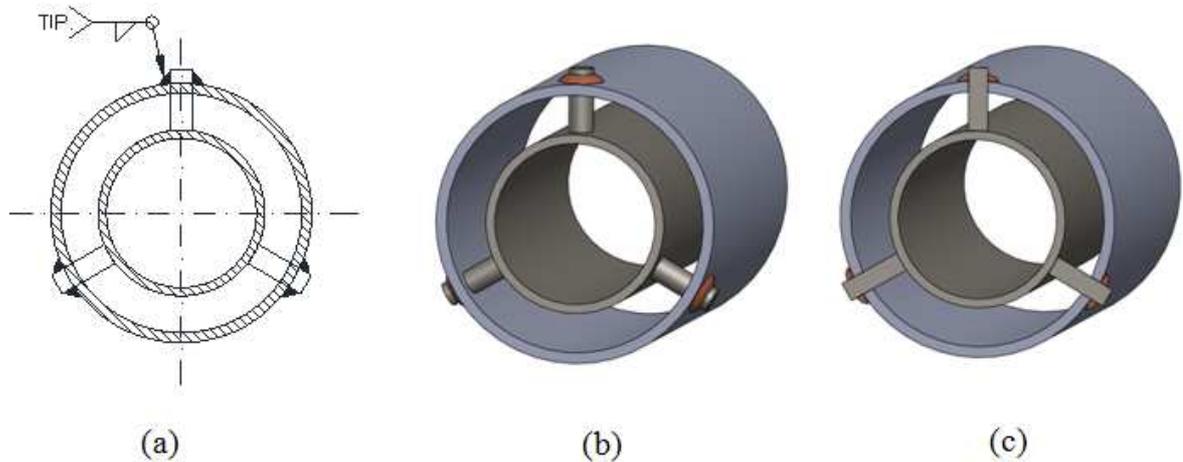


Figura 5.8 - Travamento deslizante de PTCCs de dois tubos

Para PTCCs de três tubos, o mesmo procedimento deve ser adotado, porém executando-se o procedimento duas vezes. A primeira para a interligação do tubo interno com o intermediário e a segunda para a interligação do tubo intermediário com o externo (Figura 5.9).

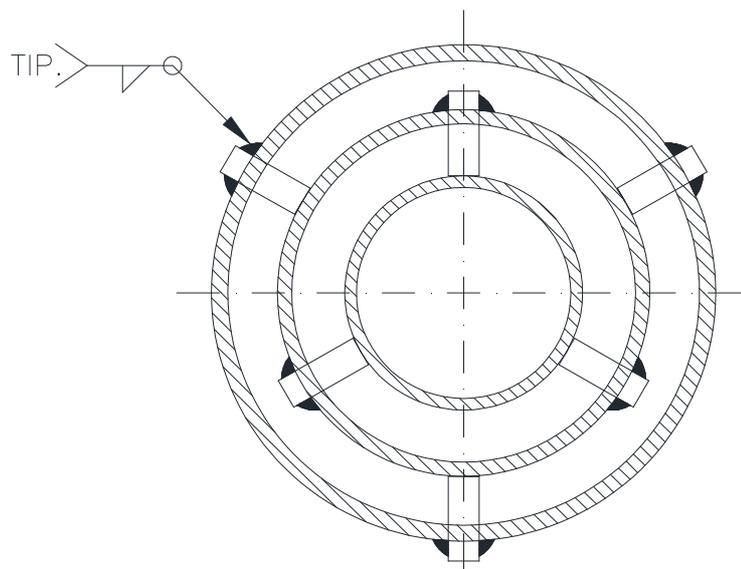


Figura 5.9 – Travamento deslizante de PTCCs de três tubos

Esse tipo de interligação gera atrito na face externa do tubo interno, devendo ser estudada a possibilidade de ocorrência de desgaste do material ao longo dos ciclos de operação.

6

ESTUDO PRELIMINAR DO COMPORTAMENTO DOS TUBOS COMPOSTOS

6.1 Generalidades

A força de compressão resistente nominal dos PTCCs será, em princípio, um valor compreendido entre a soma das forças resistentes nominais de compressão de cada tubo isolado e a força de compressão resistente nominal de um perfil com propriedades equivalentes à soma das propriedades dos perfis que o compõe. Essa abordagem faz sentido se for considerado que, em nenhuma situação, um dos tubos do PTCC perca a estabilidade antes dos demais, o que poderá ocorrer, conforme será discutido no Capítulo 8.

A força de compressão resistente nominal de um perfil isolado, calculada de acordo com a ABNT NBR 16239:2013, desconsiderando a flambagem local, é dada por:

$$N_{c,Rk} = \chi A_g f_y \quad (6.1)$$

com

$$\chi = \frac{1}{(1 + \lambda_0^{4,48})^{1/2,24}} \quad (6.2)$$

sendo

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{A_g f_y}{N_e}} \quad (6.3)$$

onde

$$N_e = \frac{\pi^2 EI}{(KL)^2} \quad (6.4)$$

Para exemplificar, no caso de um PTCC com dois tubos, o valor mínimo da força de compressão resistente seria a soma das forças resistentes $N_{c,Rk}$ dos tubos interno e do externo, calculadas de forma isolada. O valor máximo que a força resistente poderia atingir seria o $N_{c,Rk}$ calculado considerando A_g e I como, respectivamente, a soma das áreas e dos momentos de inércia das seções transversais dos tubos interno e externo.

Para considerar que o PTCC terá o valor máximo possível da força de compressão resistente, é necessário garantir que os tubos constituintes trabalhem em acoplamento perfeito. Para tal, é preciso que a ligação dos tubos com os flanges, assim como os travamentos ao longo dos tubos, trabalhem perfeitamente, sem permitir deslocamentos transversais relativos entre os perfis. Caso os tubos não tenham ligações ao longo de seus comprimentos, o tubo mais esbelto pode perder a estabilidade antes do tubo menos esbelto, fato que pode fazer com que a força de compressão resistente do conjunto seja menor que a soma das forças resistentes dos tubos isolados.

A colocação dos travamentos entre os tubos torna a fabricação dos PTCCs mais complicada, aumentando o prazo e o custo de fabricação das peças. Partindo do pressuposto de que é possível calcular a diferença entre os valores máximos e mínimos teóricos da força de compressão resistente dos PTCCs (desconsiderando a possibilidade de um perfil perder a estabilidade antes dos demais), seria então possível avaliar o ganho máximo possível de força resistente da peça ao inserir os travamentos. Essa avaliação pode ser feita a partir da utilização somente dos procedimentos previstos na norma, dispensando procedimentos mais complexos como a utilização do Método dos Elementos Finitos.

6.2 Análise de Combinações de Tubos

Foram geradas curvas das diferenças, em porcentagem, entre os valores mínimos e máximos teóricos da força de compressão resistente *versus* esbeltez do conjunto para diferentes combinações de perfis tubulares, objetivando a análise do comportamento em relação às dimensões dos perfis. Para considerar a variação do índice de esbeltez, o comprimento da barra foi tomado como crescente desde zero até valores que resultam em um índice de esbeltez igual (λ) a 200.

A primeira sequência de curvas foi obtida primeiramente fixando uma alta razão d/t no tubo interno, variando a espessura do tubo externo e, posteriormente, variando a espessura do tubo interno e fixando uma alta razão d/t no tubo externo (Tabela 6-1). A segunda sequência de curvas foi obtida primeiramente fixando uma baixa razão d/t no tubo interno, variando a espessura do tubo externo e, posteriormente, variando a espessura do tubo interno e fixando uma baixa razão d/t no tubo externo (Tabela 6-2). Na terceira sequência de curvas primeiramente foi fixado uma razão d/t intermediária no tubo interno, variando a espessura do tubo externo e, posteriormente, variando a espessura do tubo interno e fixando uma razão d/t intermediária no tubo externo (Tabela 6-3). As combinações avaliadas foram selecionadas levando em conta os perfis disponíveis no catálogo da Vallourec Tubos do Brasil. Os conjuntos analisados em cada sequência foram agrupados nas linhas das tabelas, sendo indicados, entre parênteses, os parâmetros variados (espessuras e razões d/t) dos perfis que compõem cada conjunto.

Tabela 6-1 – Sequência 1

Conjunto	Tubo Interno		Tubo Externo	
	Dimensões [$d \times t$]	d/t	Dimensões [$d \times t$]	d/t
1	60,3 x 3,6	16,8	355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)	(44,5; 35,6; 28,4; 20,3; 14,2)
2	88,9 x 3,6	24,7		
3	114,3 x 4	28,6		
4	168,3 x 5	33,7		
5	219,1 x 6,4	34,2		
6	273,3 x 6,4	42,7		
7	60,3 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8)	(16,8; 13,4; 10,8; 8,5; 6,9)	355,6 x 8	44,5
8	88,9 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8)	(24,7; 19,8; 15,9; 12,5; 10,1)		
9	114,3 x (4; 5,6; 8,8; 12,5; 14,2)	(28,6; 20,4; 13; 9,1; 8)		
10	168,3 x (5; 6,4; 10; 14,2; 20)	(33,7; 26,3; 16,8; 11,9; 8,4)		
11	219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25)	(34,2; 27,4; 17,5; 12,5; 8,8)		
12	273,3 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 30)	(42,7; 34,2; 21,9; 15,6; 9,1)		

Tabela 6-2 – Sequência 2

Conjunto	Tubo Interno		Tubo Externo	
	Dimensões [$d \times t$]	d/t	Dimensões [$d \times t$]	d/t
1	60,3 x 8,8	6,9	355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)	(44,5; 35,6; 28,4; 20,3; 14,2)
2	88,9 x 12,5	7,1		
3	114,3 x 14,2	8,0		
4	168,3 x 20	8,4		
5	219,1 x 25	8,8		
6	273,3 x 30	9,1		
7	60,3 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8)	(16,8; 13,4; 10,8; 8,5; 6,9)	355,6 x 25	14,2
8	88,9 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8)	(24,7; 19,8; 15,9; 12,5; 10,1)		
9	114,3 x (4; 5,6; 8,8; 12,5; 14,2)	(28,6; 20,4; 13; 9,1; 8)		
10	168,3 x (5; 6,4; 10; 14,2; 20)	(33,7; 26,3; 16,8; 11,9; 8,4)		
11	219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25)	(34,2; 27,4; 17,5; 12,5; 8,8)		
12	273,3 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 30)	(42,7; 34,2; 21,9; 15,6; 9,1)		

Tabela 6-3 – Sequência 3

Conjunto	Tubo Interno		Tubo Externo	
	Dimensões [d x t]	d / t	Dimensões [d x t]	d / t
1	60,3 x 5,6	10,8	355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)	(44,5; 35,6; 28,4; 20,3; 14,2)
2	88,9 x 5	17,8		
3	114,3 x 5,6	20,4		
4	168,3 x 10	16,8		
5	219,1 x 18	12,2		
6	273,3 x 12,5	21,9		
7	60,3 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8)	(16,8; 13,4; 10,8; 8,5; 6,9)	355,6 x 12,5	28,4
8	88,9 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8)	(24,7; 19,8; 15,9; 12,5; 10,1)		
9	114,3 x (4; 5,6; 8,8; 12,5; 14,2)	(28,6; 20,4; 13; 9,1; 8)		
10	168,3 x (5; 6,4; 10; 14,2; 20)	(33,7; 26,3; 16,8; 11,9; 8,4)		
11	219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25)	(34,2; 27,4; 17,5; 12,5; 8,8)		
12	273,3 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 30)	(42,7; 34,2; 21,9; 15,6; 9,1)		

As curvas geradas utilizando as combinações aqui descritas totalizaram 12 gráficos para cada sequência, com cinco curvas em cada gráfico. Esse conjunto de gráficos está mostrado no Apêndice A. Foram selecionados alguns gráficos para análise qualitativa dos resultados encontrados e mostrados na sequência deste texto. Os valores apresentados na legenda à direita dos gráficos representam a razão d/t do tubo interno e externo, respectivamente. A diferença mostrada no eixo ordenado dos gráficos foi calculada conforme mostrado a seguir:

$$Diferença = 1 - \frac{\chi_{Soma}}{\chi_{Conjunto}} \quad (6.5)$$

$$\chi_{Soma} = \frac{N_{c,Rk}^1 + N_{c,Rk}^2}{(A_g^1 + A_g^2)f_y} \quad (6.6)$$

onde A_g^1 e A_g^2 são as áreas brutas de cada perfil isolado e $N_{c,Rk}^1$, e $N_{c,Rk}^2$ são as forças de compressão resistentes de cada perfil isolado, obtidas de acordo com a ABNT NBR 16239:2013. $\chi_{Conjunto}$ é o fator de redução associado à resistência à compressão do PTCC, calculado conforme a norma ABNT NBR 16239:2013, considerando A_g e I como a soma das áreas e das inércias das seções transversais dos dois perfis que compõe a barra.

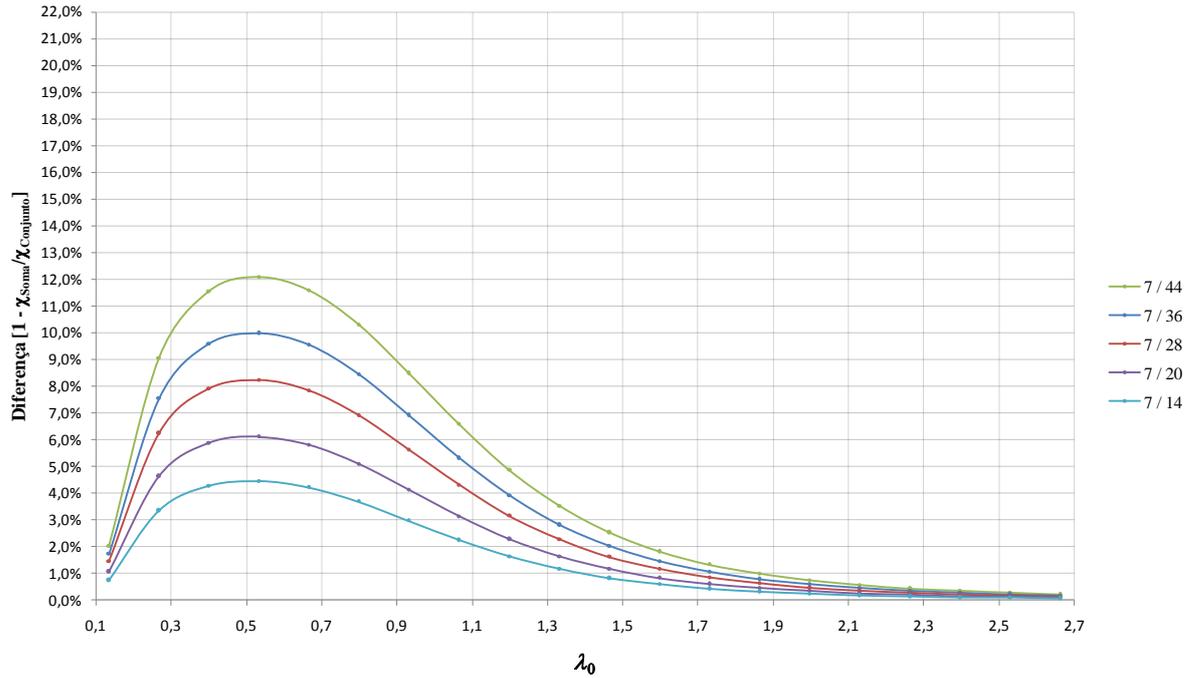


Figura 6.1 – Sequência 2 – Conjunto 1 – TC 60,3 x 8,8 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

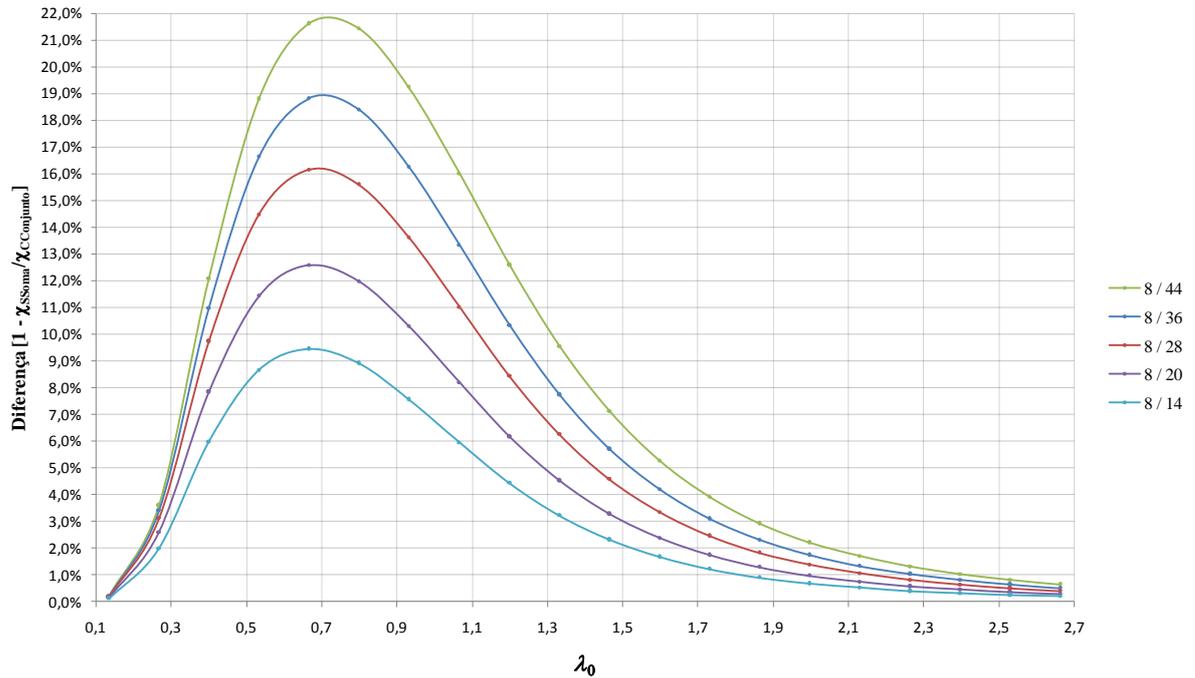


Figura 6.2 – Sequência 2 – Conjunto 3 – TC 114,3 x 8 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

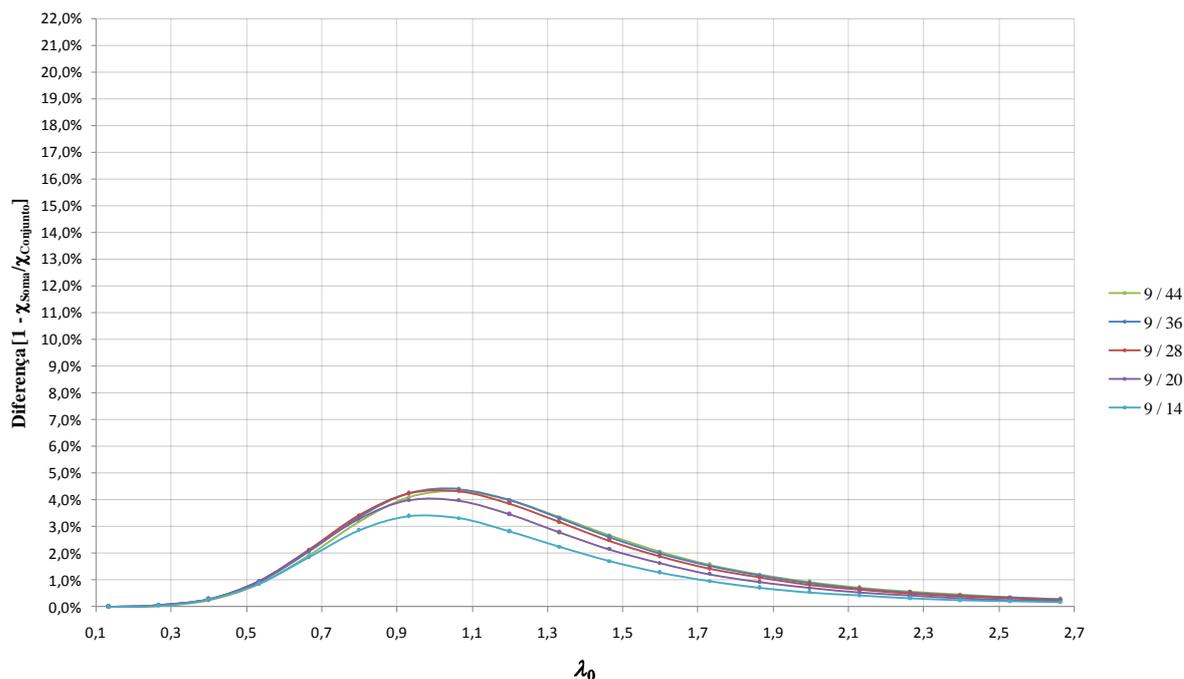


Figura 6.3 – Sequência 2 – Conjunto 6 – TC 273,3 x 30 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

Como pode ser observado nas figuras 6.1, 6.2, 6.3, e nas figuras do Apêndice A, a diferença aumenta à medida que o índice de esbelteza aumenta, até um valor intermediário de esbelteza, após o qual a diferença inicia um decréscimo. As maiores diferenças foram encontradas em situações nas quais o tubo interno tem espessura superior à do tubo externo. Do ponto de vista da capacidade do conjunto de resistir a forças estáticas de compressão, essa situação não seria usual, uma vez que é mais econômico aumentar a espessura do tubo de maior diâmetro e, somente após isso, se iniciar o aumento da espessura do tubo interno. Além disso, esse pico de diferença ocorre em situações nas quais os diâmetros dos tubos são muito diferentes, o que também não seria economicamente interessante em situações comuns. Contudo, podem existir situações nas quais seja interessante utilizar uma espessura do tubo externo menor que a do tubo interno, ou um diâmetro muito inferior no tubo interno em relação ao externo, como por exemplo, no projeto em situação de incêndio.

A utilização de PTCCs em situação de incêndio é particularmente promissora, uma vez que o espaço entre os tubos pode ser preenchido com material de proteção contra fogo. De acordo com a combinação de perfis que compõe o PTCC, o perfil interno pode ser mais resistente que o perfil externo, o que pode viabilizar a utilização dos PTCCs nessa condição.

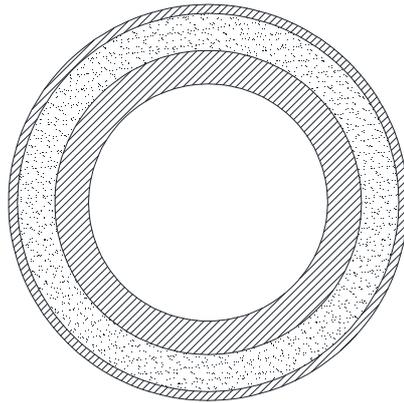


Figura 6.4 – PTCC duplo com preenchimento

Em situações nas quais o projeto dos PTCCs seja feito somente visando à força de compressão resistente, dificilmente fará sentido a colocação de diâmetros muito diferentes dos tubos internos e externos, bem como a utilização nos tubos internos de espessuras superiores às dos tubos externos. Conforme pode ser observado nas figuras 6.5 e 6.6, nas situações comuns de projeto, verificou-se que dificilmente a diferença da força de compressão resistente do conjunto trabalhando em perfeito acoplamento chega a 10% em relação à soma das forças resistentes dos perfis isolados.

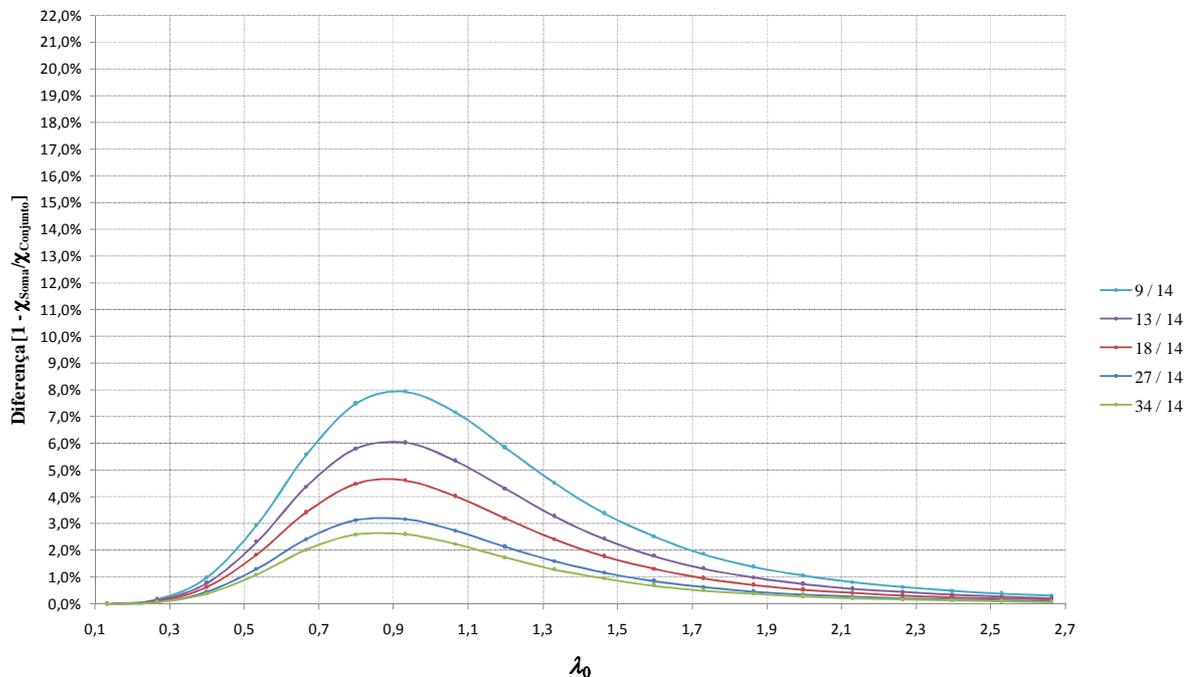


Figura 6.5 – Sequência 2 – Conjunto 11 – TC 219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25) + TC 355,6 x 14,2

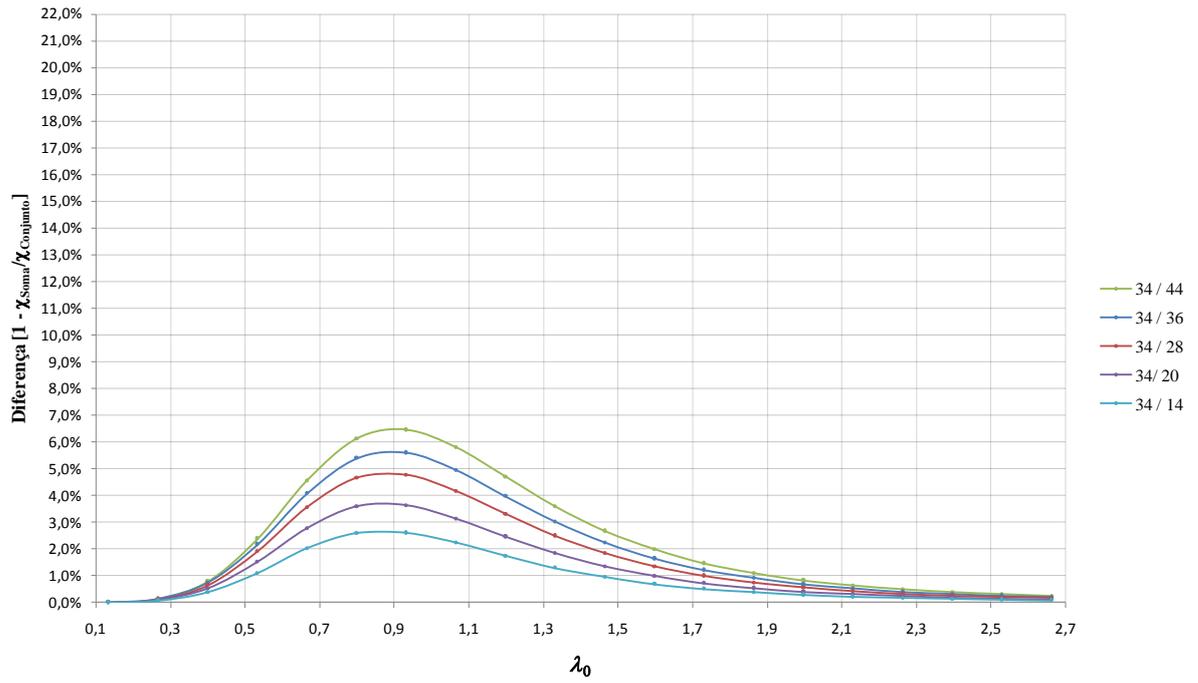


Figura 6.6 – Sequência 1 – Conjunto 5 – TC 219,1 x 6,4 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

7

AFERIÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS

7.1 Considerações Gerais

O desenvolvimento dos modelos numéricos foi feito a partir de tubos isolados sob compressão centrada, com curvatura inicial. Com esses modelos foram testados diferentes tipos de elementos, malhas e condições de contorno, e os resultados comparados aos obtidos de acordo com o procedimento de cálculo previsto na norma ABNT NBR 16239:2013.

7.2 Programa ABAQUS

Para a realização das simulações numéricas foi utilizado o programa computacional comercial ABAQUS 6.13. O ABAQUS utiliza o Método dos Elementos Finitos, baseado na aproximação das condições de equilíbrio dos corpos sob a ótica Lagrangiana, na qual cada ponto do corpo é analisado em função do tempo e de suas coordenadas, utilizando o princípio dos trabalhos virtuais para a obtenção das equações de equilíbrio.

Na análise não linear, o ABAQUS utiliza o método incremental iterativo de Newton-Raphson para a obtenção da solução dos sistemas. Quando se realiza uma análise de estabilidade e força crítica, como é o caso do estudo aqui apresentado, o ABAQUS utiliza o método de Riks modificado (método do comprimento de arco), que permite obter estados de equilíbrio estático durante a fase instável da estrutura (CASTRO E SILVA, 2006).

Para considerar o comportamento plástico do material, o ABAQUS permite que seja informada a curva de tensão *versus* deformação do material a partir das coordenadas dos seus pontos.

7.3 Elemento Utilizado

Foram testados seis tipos de elementos para a determinação da melhor opção para a simulação dos PTCCs, baseando-se no comportamento de simulações de tubos comprimidos isolados em análise de estabilidade elastoplástica:

- S4R: elemento de casca de quatro nós (aproximação linear) e integração reduzida (um ponto de integração);
- S4: elemento de casca de quatro nós (aproximação linear) e integração completa (quatro pontos de integração);
- S8R: elemento de casca de oito nós (aproximação quadrática) e integração reduzida (quatro pontos de integração);
- C3D8R: elemento sólido de oito nós (aproximação linear) e integração reduzida (um ponto de integração);
- C3D8: elemento sólido de oito nós (aproximação linear) e integração completa (oito pontos de integração);
- C3D20R: elemento sólido com vinte nós (aproximação quadrática) e integração reduzida (oito pontos de integração).

Os elementos quadráticos testados (S8R e C3D20R) permitem que os lados dos elementos sejam curvos, o que é uma vantagem para a análise de tubos circulares. Essa possibilidade torna a geometria das curvas modelada por elementos finitos exata, e não aproximada por segmentos de reta.

Foi concluído que os modelos em elementos sólidos (C3D8R, C3D8, C3D20R) necessitam de uma malha muito refinada para atingir os mesmos resultados dos elementos de casca de mesma ordem, e têm um custo computacional maior, sendo então, abandonados.

Dentre os elementos de casca, o elemento quadrático apresentou melhores resultados, adaptando-se perfeitamente à geometria do problema e necessitando de uma malha menos

refinada para chegar aos mesmos resultados do elemento linear. No Subitem 7.3.1 será apresentado com mais detalhes o elemento utilizado neste trabalho.

7.3.1 Elemento de Casca S8R

O elemento S8R, como já foi descrito, é um elemento de casca, de aproximação quadrática, lados curvos e de integração reduzida. Cada nó do elemento possui seis graus de liberdade, sendo três translações e três rotações, os quais são associados à superfície de referência (HIBBITT *et al.*, 2005).

O elemento possui oito nós (Figura 7.1-a), com quatro pontos de integração na superfície (Figura 7.1-b), e foi configurado para utilizar cinco pontos de integração ao longo da espessura (Figura 7.1-c). Esses pontos são necessários para representar o comportamento não linear das tensões e deformações ao longo da espessura. Para a integração numérica nesses pontos foi utilizada a regra de Simpson.

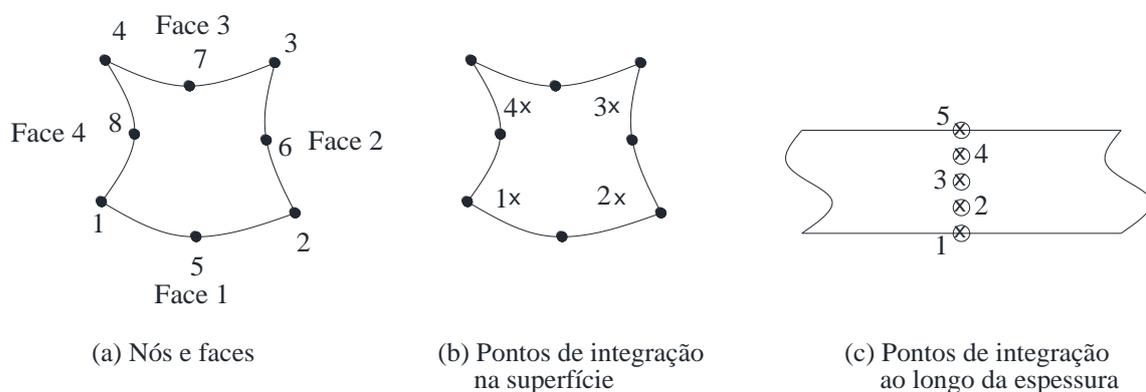


Figura 7.1 - Elemento de casca S8R

7.4 Modelagem

Para simular os tubos sob compressão centrada, com curvatura inicial, foram feitos modelos geométricos de casca. Esses modelos foram gerados já com a curvatura inicial, e exportados para o programa computacional ABAQUS. A curvatura inicial adotada foi $L/1.000$, a mesma na qual a curva de resistência à compressão da norma brasileira ABNT NBR 16239:2013 foi baseada.

7.4.1 Condições de Contorno e Forças Atuantes

Para simular a geometria do problema, foi modelado um tubo isolado, e utilizando as propriedades de simetria foi considerado um quarto do tubo, conforme mostrado na Figura 7.2-a.

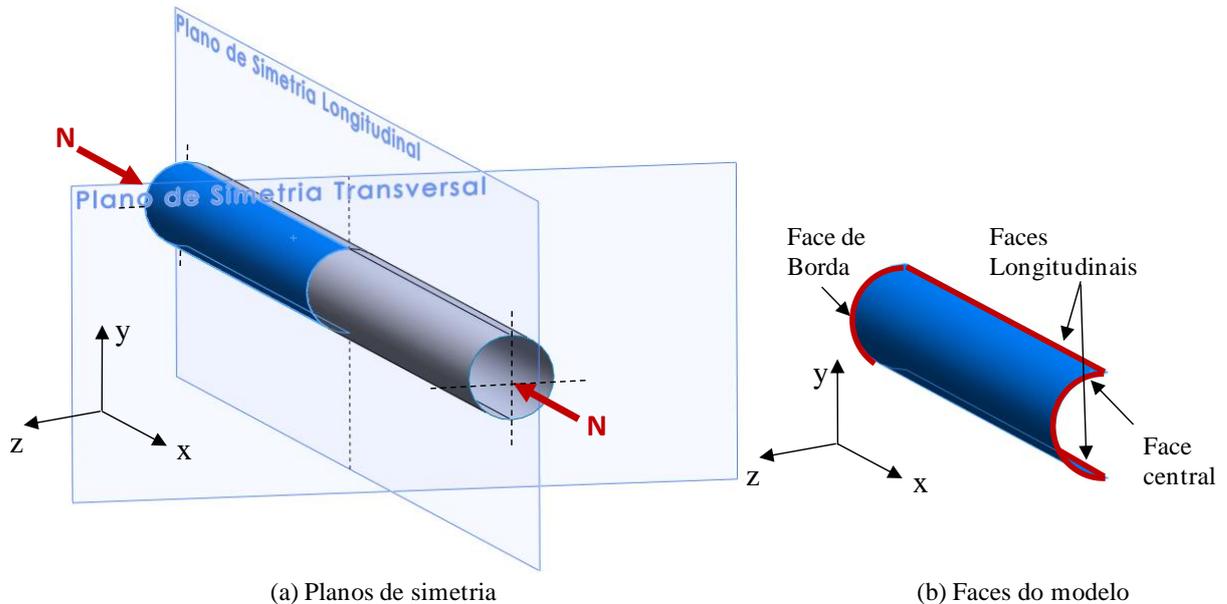


Figura 7.2 - Planos de simetria

Para aplicação das restrições foi criado um ponto fictício no centro da seção transversal do tubo, na face de borda (Figura 7.2-b), e todos os seus graus de liberdade foram solidarizados com os nós das faces de borda e do flange (Figura 7.3-b). Esse nó fictício teve restringidos seus deslocamentos nas direções dos eixos y e z , e suas rotações em torno de x e y . Os nós das faces longitudinais tiveram restringidos seus deslocamentos na direção do eixo z , e suas rotações em torno dos eixos x e y . O nós da face central tiveram seus deslocamentos restringidos nas direções dos eixos x e z e sua rotação em torno dos eixos y e z .

A força de compressão atuante na barra foi aplicada concentrada no ponto fictício criado. O ABAQUS foi configurado para não alterar a direção da força juntamente com variação na orientação dos nós ao longo da análise.

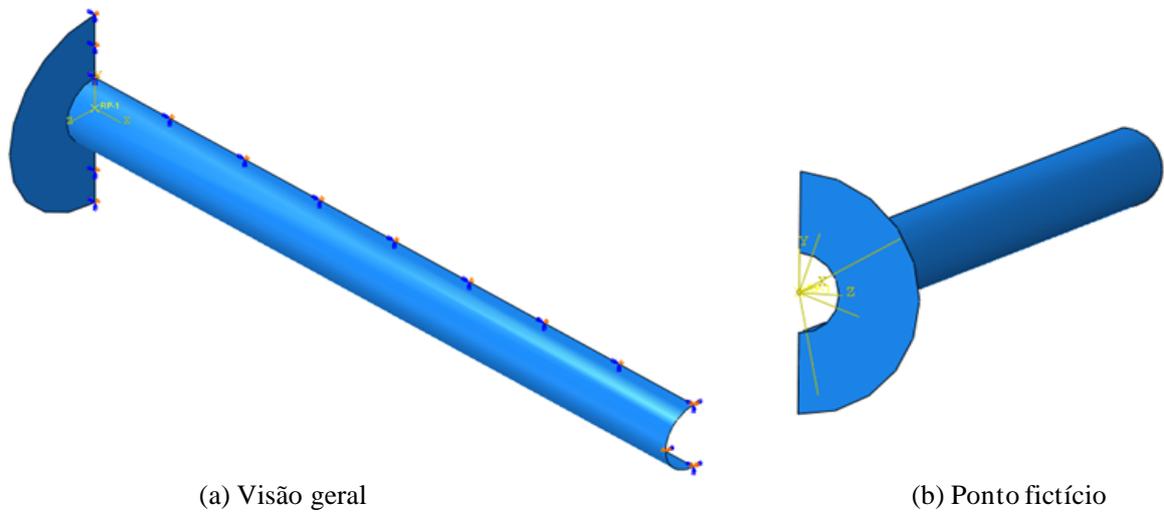


Figura 7.3 – Modelo ABAQUS

7.4.2 Material

Conforme explanado no Subitem 2.5, foi utilizado um diagrama de tensão *versus* deformação bilinear com inclinação de 1/10.000 no trecho plástico (Figura 7.4). A resistência ao escoamento do aço considerada foi de 350 MPa, e o módulo de elasticidade considerado foi de 200.000 MPa.

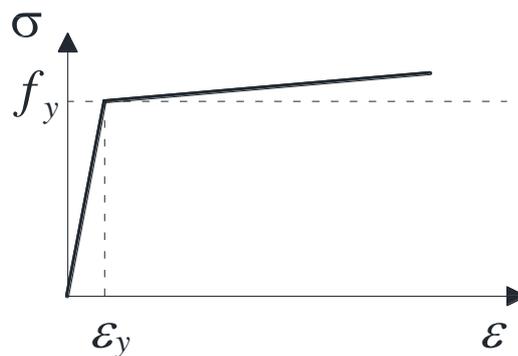


Figura 7.4 – Diagrama tensão *versus* deformação bilinear com inclinação

As imperfeições de material foram desconsideradas no modelo numérico. O programa computacional ABAQUS não está preparado para a implementação das tensões residuais ao longo da espessura dos elementos em um modelo de casca. Porém, as tensões residuais dos perfis tubulares circulares laminados são baixas, conforme já explanado no Subitem 2.3.

Soma-se ainda o fato de que a variação ocorre apenas ao longo da espessura, o que faz com que o efeito da mesma no comportamento global da estrutura seja praticamente desprezável.

7.5 Teste de Sensibilidade da Malha

Para determinar o tamanho médio dos elementos finitos a serem utilizados na análise foram feitos estudos de refinamento da malha. Por se tratar de uma análise de perfis tubulares, o parâmetro utilizado para o tamanho médio do elemento foi a razão perímetro/ L_e , onde L_e é o comprimento médio do lado do elemento. Dessa forma, as malhas foram testadas em função da variação da quantidade de elementos no perímetro da seção transversal do perfil. Foram estudados os perfis TC 73 x 3,6 ($d/t = 20$) e TC 323,8 x 6,4 ($d/t = 50$), para os índices de esbeltez aproximados de 60 e 120.

A Figura 7.5 mostra as densidades de malha testadas para o perfil TC 73 x 3,6, para o índice de esbeltez igual a 60.

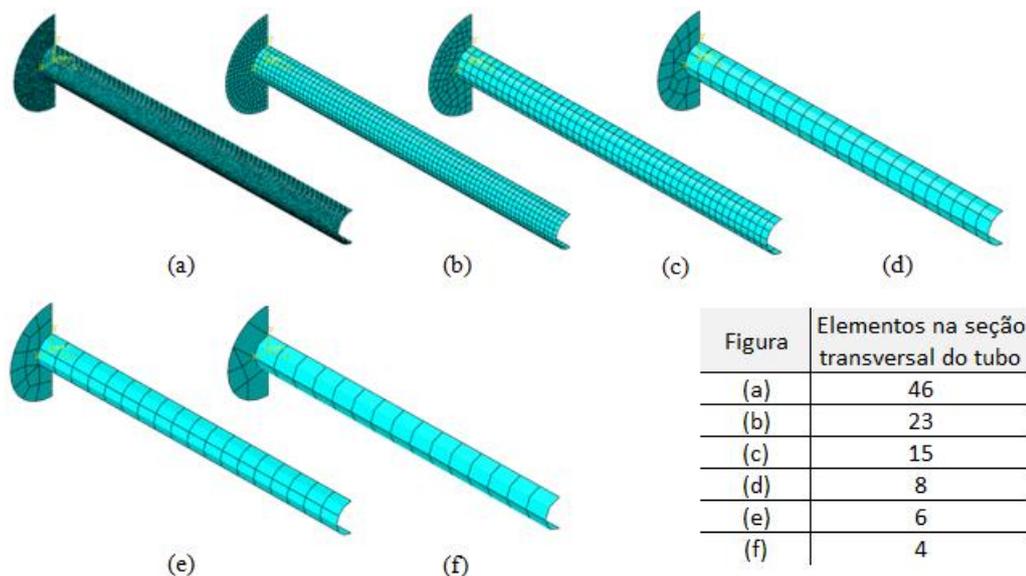


Figura 7.5 - Malhas – TC 73 x 3,6 - $\lambda_0 = 0,80$ ($\lambda = 60$)

Com base nos resultados do teste de sensibilidade de malha foram construídos os gráficos do número aproximado de elementos na seção transversal *versus* diferença percentual entre a força crítica encontrada com uma malha em relação à encontrada com uma malha menos refinada anteriormente testada. Estes gráficos podem ser vistos na Figura 7.6.

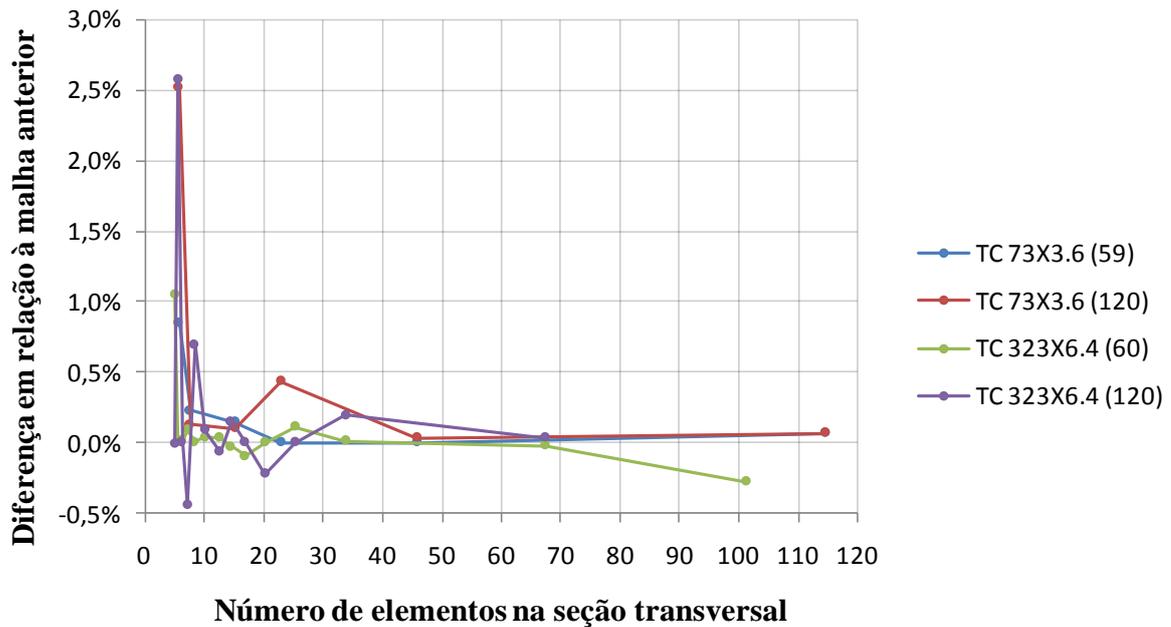


Figura 7.6 – Teste de sensibilidade de malha

Conforme pode ser observado, a partir de 10 elementos na seção transversal a diferença entre os valores obtidos é praticamente desprezável em todos os modelos testados. Com o objetivo de diminuir ao mínimo o erro do modelo numérico, foi adotado como referência para este trabalho 15 elementos na seção transversal do perfil, número que se mostrou viável em termos de tempo de processamento.

7.6 Análise dos Resultados Obtidos

Foram simulados sessenta modelos numéricos, a partir de três seções transversais diferentes, escolhidas para contemplar a variação da razão d/t nos perfis tubulares fabricados no Brasil.

Tabela 7-1 - Seções transversais simuladas

d	t	d/t
[mm]	[mm]	-
73,0	7,1	10,3
73,0	3,6	20,3
323,8	6,4	50,6

Foram ensaiados vinte modelos com perfis TC 73 x 3,6, TC 73 x 7,1 e TC 323,8 x 6,4, variando o índice de esbeltez a cada dez. Foram obtidas as curvas de resistência à compressão adimensionais (χ versus λ_0) para os três perfis, e sobrepostas à curva de resistência à compressão da norma ABNT NBR 16239:2013, mostradas na Figura 7.7. Em seguida, foram

gerados os gráficos das diferenças dos resultados dos modelos numéricos em relação à curva da norma ABNT NBR 16239:2013, mostrados na Figura 7.8.

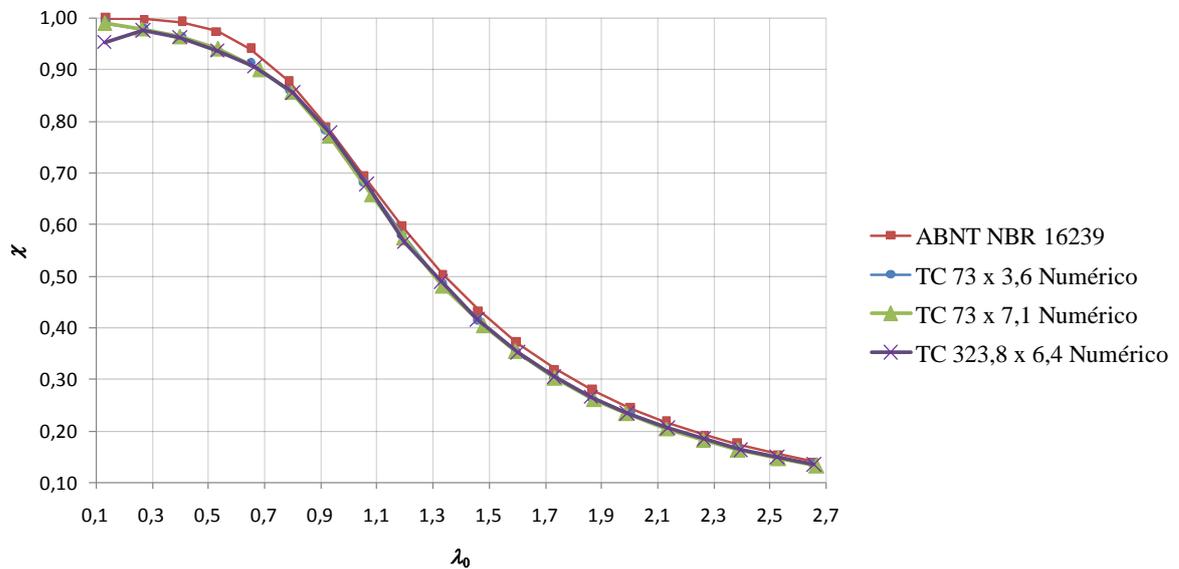


Figura 7.7 – Curvas de Resistência à Compressão – Numérica versus ABNT NBR 16239

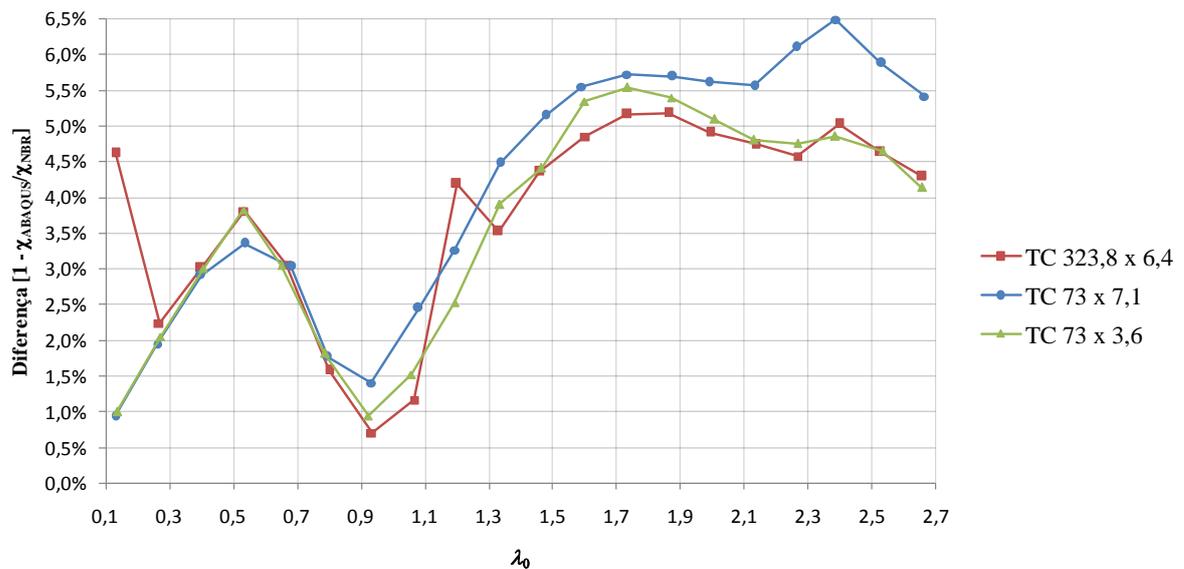


Figura 7.8 – Diferença Numérico / ABNT NBR 16239:2013

Conforme pode ser observado nos gráficos, a variação entre os resultados numéricos e os resultados da norma ABNT NBR 16239:2013 ficou abaixo de 6,5%. A respeito dessas diferenças encontradas, a seguinte avaliação pode ser realizada:

- a curva de resistência à compressão da norma foi feita utilizando um tratamento estatístico, tendo como base ensaios de laboratório. Assim como todos os ensaios de

engenharia, esses também estão sujeitos a variabilidades. Além desses fatores, houve ajustes na equação da curva, o que é fonte de desvios;

- o fator de ponderação da resistência do aço utilizado na norma ABNT NBR 16239:2013 é 1,1, o que corrobora uma incerteza esperada de até 10% no comportamento da barra comprimida em relação aos ensaios de laboratório. Tanto na curva obtida pelo modelagem numérico, quanto na obtida de acordo com a norma, o coeficiente de ponderação foi desprezado;
- os resultados obtidos numericamente pelo MEF foram sempre inferiores aos obtidos com a norma, ou seja, conservadores. Caso fossem consideradas as tensões residuais nos modelos numéricos, eventualmente as diferenças poderiam aumentar ligeiramente.

Levando em conta todos esses aspectos a simulação numérica feita foi considerada satisfatória para o que este trabalho se propõe a estudar.

8

RESULTADOS DAS ANÁLISES NUMÉRICAS

8.1 Considerações Gerais

Para estudar o comportamento dos PTCCs de forma ampla, foram feitos diferentes modelos numéricos baseados nas seções transversais dos perfis tubulares circulares laminados a quente produzidos no Brasil. Foram determinadas, de forma aproximada, as curvas de resistência à compressão de vários PTCCs, e os resultados comparados entre si. Além dessas comparações, também foi feita a comparação entre os resultados dos PTCCs e a curva de resistência à compressão obtida considerando a soma das resistências dos tubos que compõe os PTCCs, analisados isoladamente, conforme será discutido a seguir.

8.2 Seleção dos Modelos

Para cada PTCC analisado foram obtidos ao menos oito pontos da curva de resistência à compressão, com esbeltez (λ) máxima do conjunto de 200 ($\lambda_0 = 2,66$), conforme mostrado na Tabela 8-1. Em todas as análises realizadas foi utilizada como referência a esbeltez do conjunto, nunca a de uma barra isolada. Para cada arranjo de PTCC foram analisados modelos com travamentos fixos, deslizantes e sem travamentos ao longo dos tubos. Além desses, foram analisados isoladamente cada tubo que compõe cada arranjo, totalizando 1146 modelos. Os modelos foram selecionados, inicialmente, com base na variação da relação d/t dos perfis de cada PTCC.

Os PTCCs analisados foram classificados em grupos de 1 a 5. No grupo 1 foram colocados os perfis duplos, que foram comparados fixando-se o perfil externo e variando o interno, além dos modelos 1 e 3. No grupo 2 foram colocados os perfis duplos que tiveram suas curvas de comparação obtidas fixando o perfil interno e variando o externo. No grupo 3 estão os PTCCs duplos que têm os tubos externos com espessura inferior às dos internos, e no grupo 4 estão os

PTCCs triplos. No grupo 5 foram colocados os perfis duplos inseridos na análise pela necessidade de obtenção de mais pontos na curva de redução (Subitem 9.3).

Além das comparações relacionadas às curvas de resistência à compressão, foram obtidas, para alguns dos PTCCs modelados, curvas da distribuição da força de compressão entre os tubos dos perfis ao longo dos passos de carga.

Tabela 8-1 – Modelos analisados

Grupo	Modelo	PTCC	d/t	Esbeltezes Analisadas (λ)
1	1	TC 73 x 3,6 + TC 114,3 x 4,5	20, 25	5, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100, 110, 120, 130, 140, 150, 160, 170, 180, 190, 200
4	2	TC 73 x 3,6 + TC 114,3 x TC 4,5 + TC 141,3 x 5	20, 25, 28	5, 10, 20, 40, 60, 80, 100, 12, 160, 200
1	3	TC 273 x 30 + TC 355,6 x 10	9, 36	
1	4	TC 273 x 30 + TC 355,6 x 25	9, 14	
1	5	TC 273 x 20 + TC 355,6 x 25	14, 14	
1	6	TC 273 x 10 + TC 355,6 x 25	27, 14	
1 e 2	7	TC 273 x 8 + TC 355,6 x 25	34, 14	
2	8	TC 273 x 8 + TC 355,6 x 16	34, 22	
2	9	TC 273 x 8 + TC 355,6 x 12,5	34, 28	
2	10	TC 273 x 8 + TC 355,6 x 8,8	34, 40	
4	11	TC 168,3 x 20 + TC 273 x 30 + TC 355,6 x 25	8, 9, 14	
4	12	TC 168,3 x 5 + TC 273 x 30 + TC 355,6 x 25	34, 9, 14	
4	13	TC 168,3 x 5 + TC 273 x 20 + TC 355,6 x 25	34, 14, 14	
3	14	TC 114,3 x 14,2 + TC 355,6 x 8	8, 44	
3	15	TC 273,3 x 30 + TC 355,6 x 12,5	9, 28	5, 10, 20, 40, 60, 80, 100, 12, 160, 200
3	16	TC 219,1 x 25 + TC 355,6 x 12,5	9, 28	
3	17	TC 114,3 x 14,2 + TC 355,6 x 12,5	8, 28	
4	18	TC 168 x 14,2 + TC 273 x 20 + 355,6 x 8	12, 14, 44	
4	19	TC 168 x 14,2 + TC 273 x 10 + TC 355,6 x 8	12, 27, 44	
5	20	TC 168 x 8 + TC 323,8 x 25	21, 13	
5	21	TC 168 x 7,1 + TC 355,6 x 25	24, 14	
5	22	TC 114 x 25 + TC 219 x 6,4	5, 34	
5	23	TC 141,3 x 12,5 + TC 355,6 x 25	11, 14	

Em todos os modelos analisados foi utilizado o valor de resistência ao escoamento do aço (f_y) de 350 MPa, módulo de elasticidade (E) de 200 GPa e diagrama de tensão *versus* deformação bilinear com inclinação de 1/10.000 no trecho plástico, conforme descrito no Subitem 2.5.

8.3 Comparação de resultados – Fator χ

Para avaliar os resultados obtidos a partir dos modelos foram gerados gráficos correlacionando os valores de χ encontrados (fator de redução associado à resistência à compressão) para os diferentes tipos de PTCCs (travamento deslizante, fixo e livre de travamentos). Além desses, foram calculados numericamente os valores equivalentes de χ para o caso de se somar as forças resistentes dos tubos isolados que compõe cada PTCC, e comparados com os demais resultados. A correlação mostrada nos gráficos está apresentada de acordo com a formulação mostrada a seguir:

$$Diferença = 1 - \frac{\chi_A}{\chi_B} \quad (8.1)$$

onde χ_A e χ_B são os fatores de redução dos casos comparados;

$\chi_{ABNT\ NBR\ 16239}$ é o fator de redução associado à resistência à compressão do PTCC, calculado conforme a norma ABNT NBR 16239:2013, considerando A_g e I como a soma das áreas e das inércias das seções transversais dos perfis que o compõe.

$$\chi_{Fixo} = \frac{N_{c,Rk}^{Fixo}}{A_g f_y} \quad (8.2)$$

onde $N_{c,Rk}^{Fixo}$ é o valor da força axial de compressão resistente obtida pelo modelo numérico do PTCC com travamentos fixos;

$$\chi_{Deslizante} = \frac{N_{c,Rk}^{Deslizante}}{A_g f_y} \quad (8.3)$$

onde $N_{c,Rk}^{Deslizante}$ é o valor da força axial de compressão resistente obtida pelo modelo numérico do PTCC com travamentos deslizantes;

$$\chi_{Livre} = \frac{N_{c,Rk}^{Livre}}{A_g f_y} \quad (8.4)$$

onde $N_{c,Rk}^{Livre}$ é o valor da força axial de compressão resistente obtida pelo modelo numérico do PTCC sem travamentos ao longo dos tubos;

$$\chi_{Soma} = \frac{N_{c,Rk}^1 + N_{c,Rk}^2 + N_{c,Rk}^3}{(A_g^1 + A_g^2 + A_g^3) f_y} \quad (8.5)$$

onde A_g^1 , A_g^2 e A_g^3 são as áreas brutas de cada perfil isolado e $N_{c,Rk}^1$, $N_{c,Rk}^2$ e $N_{c,Rk}^3$ são as forças de compressão resistentes de cada perfil calculado isoladamente com os modelos numéricos. No caso de PTCCs com apenas dois perfis, basta desconsiderar os terceiros termos.

8.3.1 Travamento fixo *versus* ABNT NBR 16239:2013

A princípio, considerando que seja possível garantir que os perfis dos PTCCs trabalhem perfeitamente acoplados, a força resistente do conjunto poderia ser calculada utilizando a formulação apresentada na norma ABNT NBR 16239:2013. Para tal, é necessário considerar as áreas e inércias equivalentes dos perfis, conforme descrito anteriormente. A comparação dos valores de χ obtidos de acordo com a norma em relação aos obtidos pelos modelos numéricos dos PTCCs com travamento fixo estão mostrados na Figura 8.1:

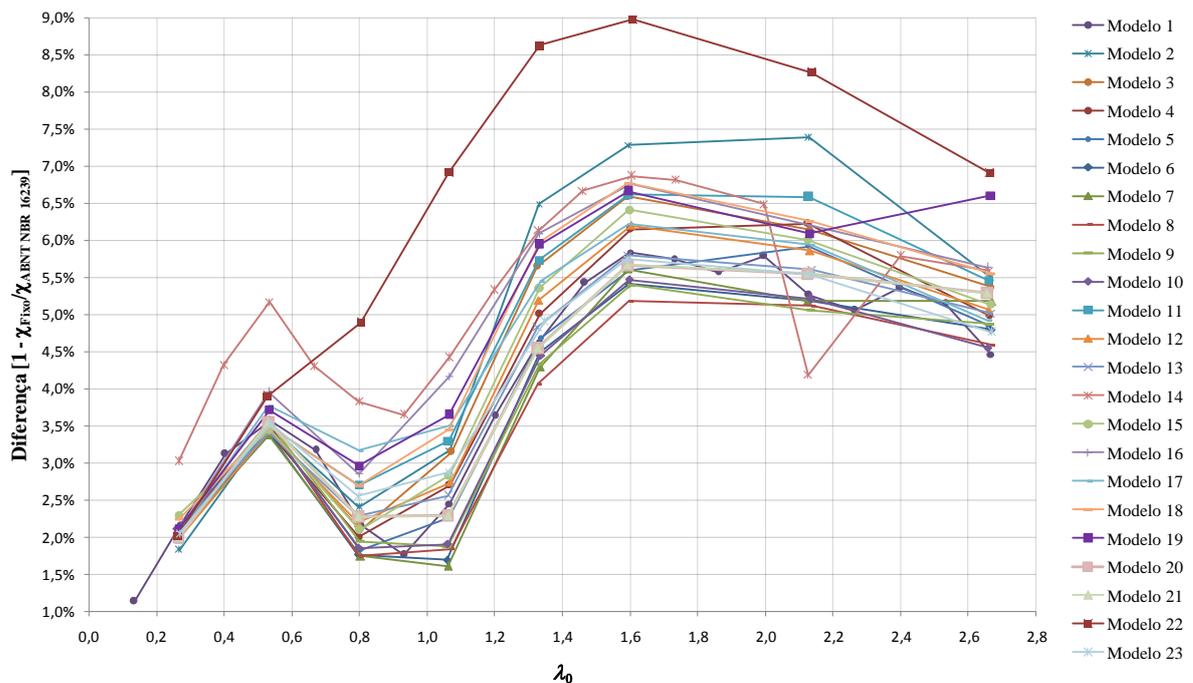


Figura 8.1 – Modelo numérico com travamento fixo / ABNT NBR 16239:2013

Conforme pode ser observado, há um comportamento qualitativo razoavelmente uniforme em todos os modelos, havendo um padrão na variação da diferença do χ obtido numericamente com o χ obtido pela norma de acordo com a esbelteza dos PTCCs. Essa variação se deve possivelmente a ajustes na equação da curva de resistência à compressão apresentada na norma. Conforme pode ser observado, em todos os modelos as diferenças entre os resultados numéricos e analíticos não chegaram a 9%. Essa diferença pode ser considerada pequena,

podendo ser explicada por imprecisões, tanto do modelo numérico quanto da equação da curva de resistência à compressão presente na norma.

Além de essa diferença ser pequena, é importante observar que o comportamento das curvas obtidas é semelhante aos das obtidas nos modelos de calibração feitos para tubos isolados (Subitem 7.6), o que permite inferir que o comportamento obtido para os PTCCs com travamento fixo é análogo ao de um perfil isolado com propriedades equivalentes. Dessa forma, pode-se considerar que os travamentos fixos colocados nos modelos estão garantindo que os perfis que compõe os PTCCs trabalham em perfeito acoplamento.

Como a diferença dos resultados obtidos com os modelos numéricos em relação aos obtidos com a norma é pequena, pode-se concluir que é possível calcular a força de compressão resistente dos PTCCs utilizando o equacionamento previsto na norma ABNT NBR 16239:2013. Para tal, basta utilizar travamentos fixos dispostos com espaçamento que respeite a Equação (5.1) e considerar as propriedades equivalentes do PTCC (A_g e I) como a soma das propriedades dos perfis isolados.

8.3.2 Travamento fixo *versus* travamento deslizante

Nas figuras 8.2 e 8.3 estão mostradas as diferenças entre os resultados numéricos obtidos com os modelos com travamento deslizante em relação aos obtidos com os modelos com travamento fixo.

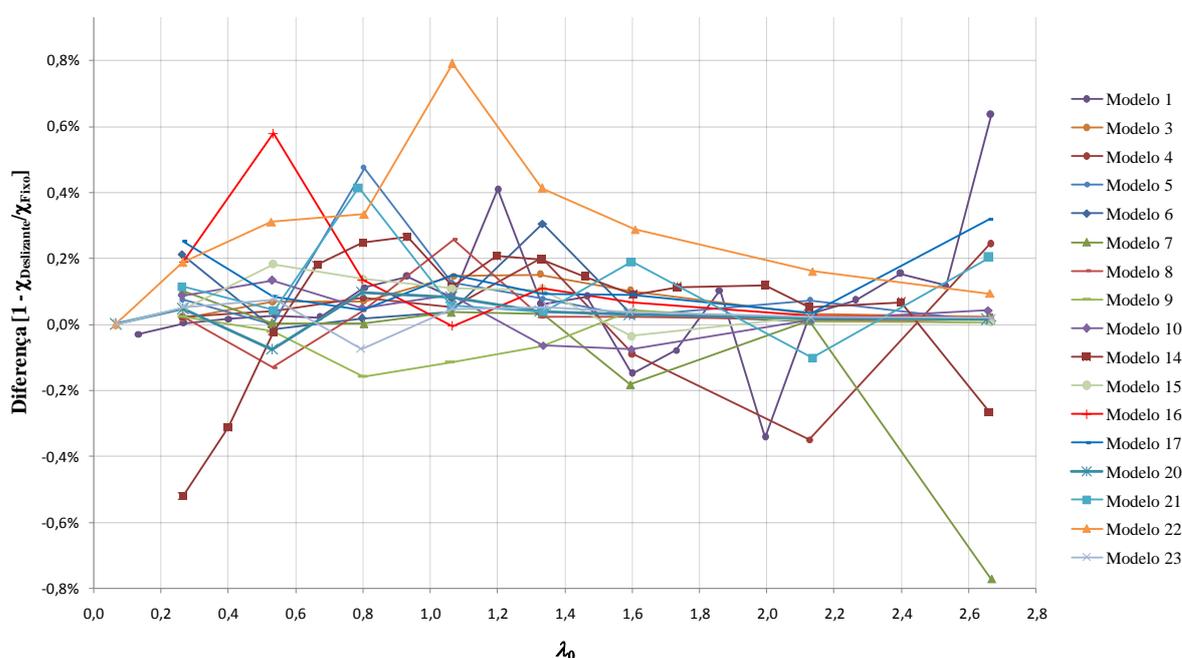


Figura 8.2 – Deslizante / Fixo (PTCCs duplos – grupos 1, 2, 3 e 5)

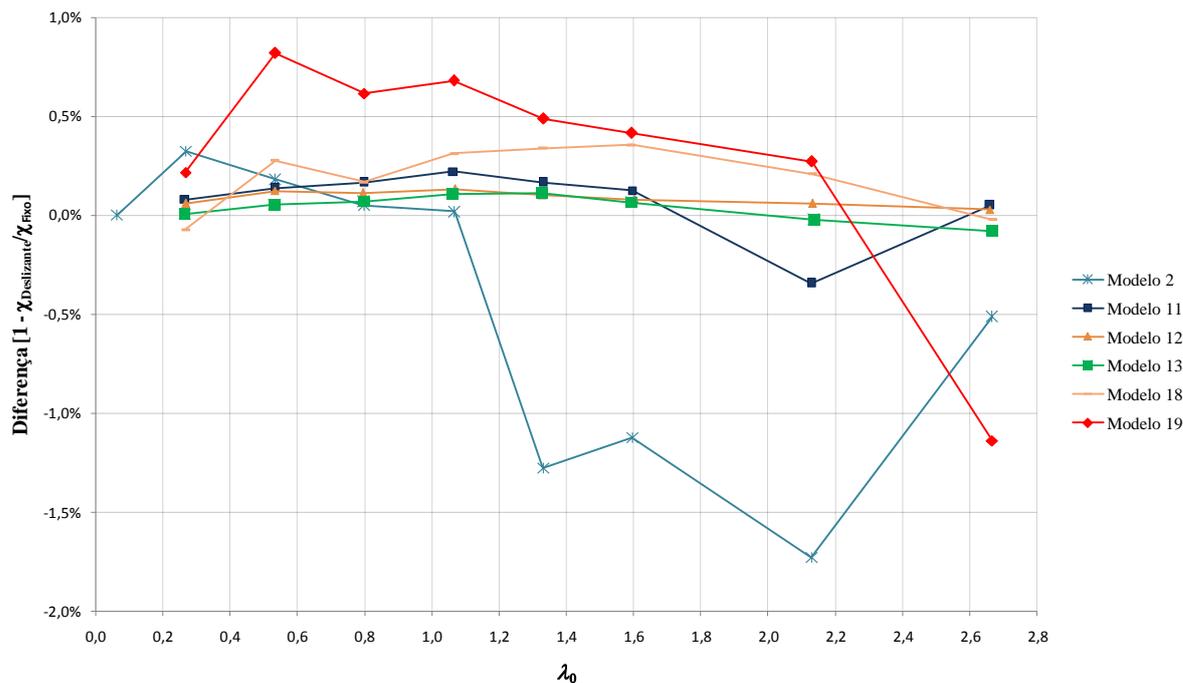


Figura 8.3 – Deslizante / Fixo (grupo 4)

Conforme é possível observar, nos PTCCs compostos por dois perfis a diferença entre os modelos com travamento fixo e deslizante é inferior a 0,8% (Figura 8.2), enquanto nos PTCCs compostos por três perfis essa diferença não atinge 1,8% (Figura 8.3). Esses resultados mostram que o comportamento estrutural dos modelos de PTCCs com travamento fixo e deslizante é praticamente o mesmo. A diferença apresentada pode ser atribuída a variações no modelo numérico utilizado, uma vez que, ao simular o travamento deslizante, é preciso utilizar modelos de contato, que tem maior complexidade de convergência numérica.

Do ponto de vista da força de compressão resistente, o estudo mostra que não há diferença significativa entre os PTCCs com travamento deslizante ou com travamento fixo. Contudo, é necessário avaliar um possível desgaste das paredes dos tubos em um PTCC com travamento deslizante ao longo da vida da estrutura, o que não é objeto deste trabalho. Desconsiderando o possível efeito advindo desse desgaste, a escolha entre o travamento fixo ou deslizante pode ser baseada somente na adequabilidade do processo de fabricação da peça.

8.3.3 PTCCs sem travamentos *versus* travamento fixo

A colocação dos travamentos entre os tubos dos PTCCs complica significativamente a fabricação dos perfis em relação à utilização de PTCCs sem travamentos. Em vista desse fato, é importante avaliar o comportamento dos perfis sem os travamentos. Na ausência dos

travamentos os perfis passam a não mais trabalhar em perfeito acoplamento, fazendo com que a força de compressão resistente tenda a reduzir. As figuras 8.4 e 8.5 mostram a relação entre o valor de χ obtido com os modelos numéricos sem travamentos e os obtidos com os modelos numéricos com travamentos fixos.

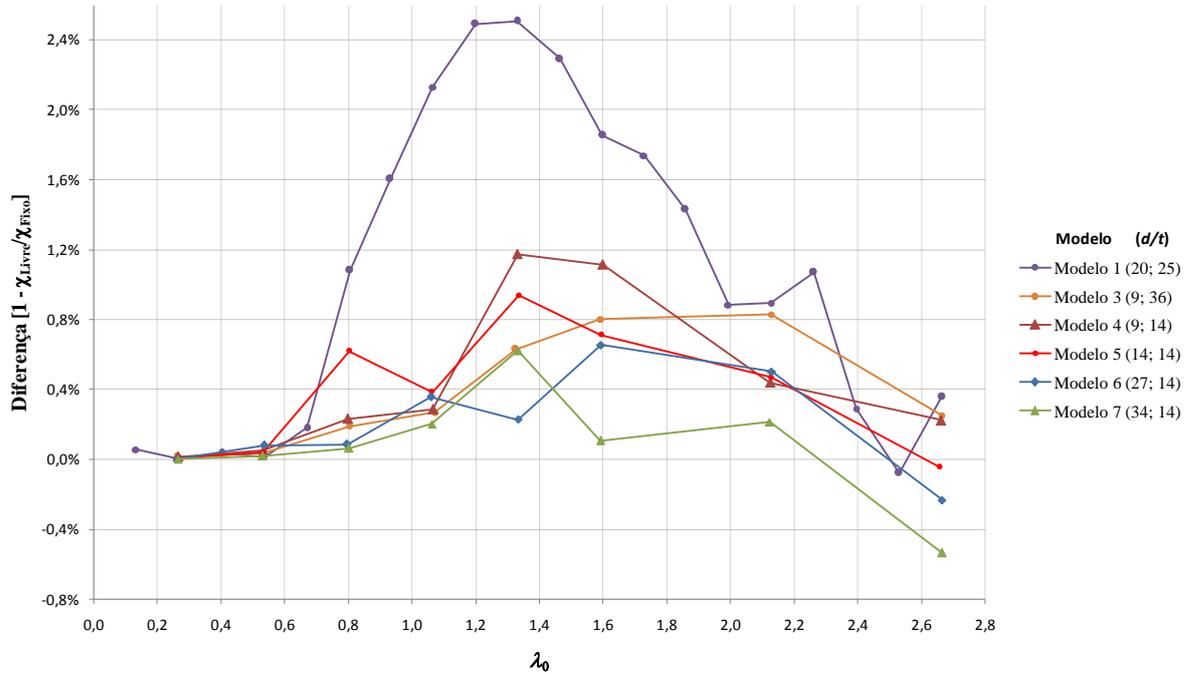


Figura 8.4 – Livre / Fixo (grupo 1)

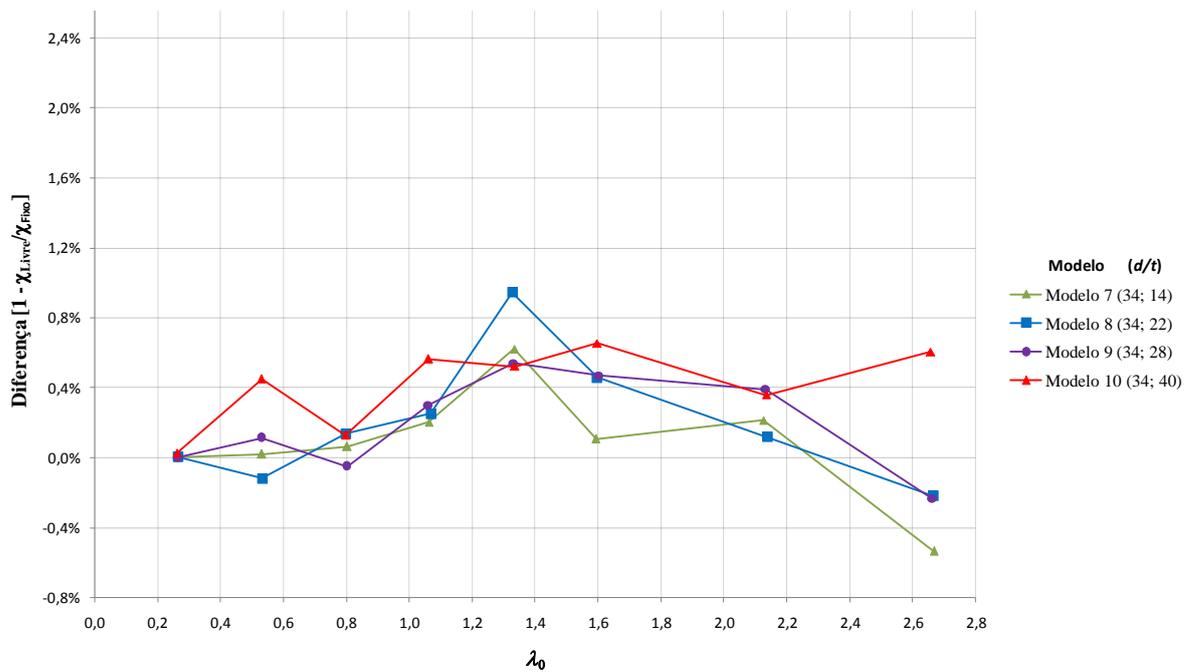


Figura 8.5 – Livre / Fixo (grupo 2)

A partir da Figura 8.4 é possível observar que, quando se fixa a relação d/t do tubo externo e aumenta-se a relação d/t do tubo interno, a diferença entre o comportamento dos PTCCs sem travamento e com travamentos fixos tende a diminuir. Na Figura 8.5 pode ser observado que, ao se fixar a relação d/t do tubo interno e aumentar a do tubo externo, o valor das diferenças tende a aumentar. Em um limite no qual os tubos tivessem a mesma rigidez, a força resistida pelos dois seria igual, e as diferenças entre os PTCCs livres e fixos seriam mínimas.

Para todos os modelos dos grupos 1 e 2 as diferenças encontradas não foram superiores à 2,5%, valor muito pequeno. Para os modelos do grupo 3, no qual os tubos externos tem espessura inferior às espessuras dos tubos internos, as diferenças encontradas foram significativas, conforme pode ser visto na Figura 8.6.

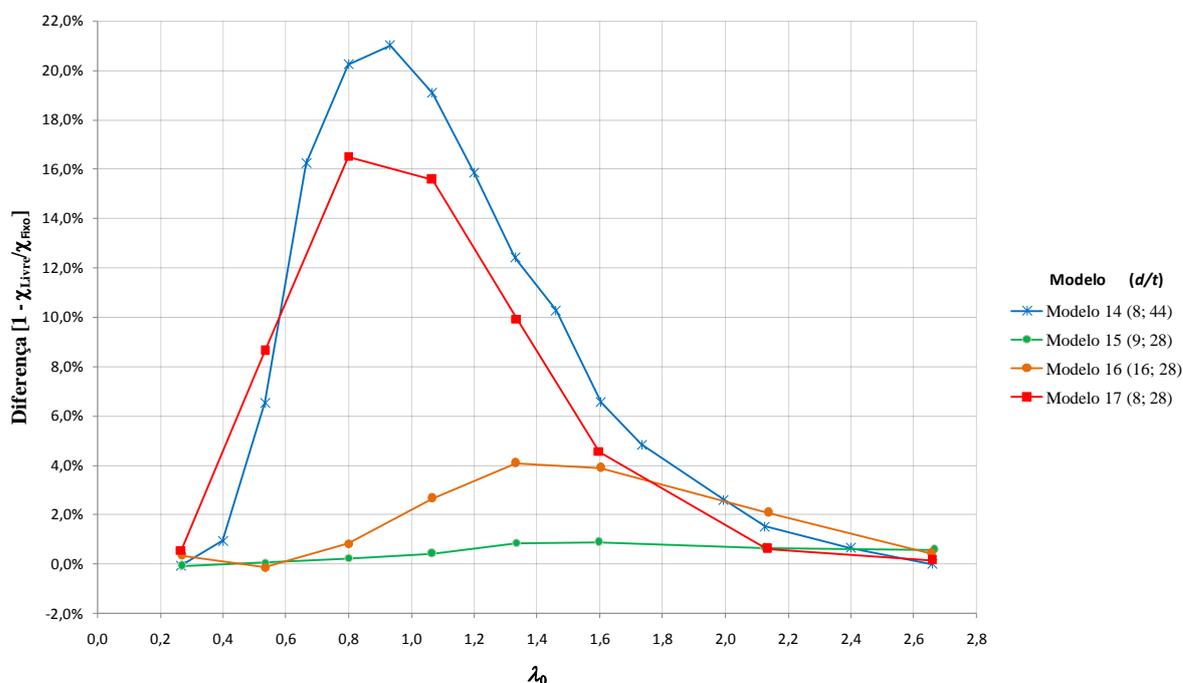


Figura 8.6 – Livre / Fixo (grupo 3)

Conforme pode ser observado, os valores das diferenças entre os PTCCs sem travamentos e os com travamentos fixos chegam a 21% nos perfis do grupo 3, o que é um valor considerável. Essa diferença acentuada será mais bem discutida no Subitem 8.4, no qual será mostrada a distribuição da força solicitante pelos perfis dos PTCCs nos passos de carga.

Para os PTCCs triplos o comportamento segue o observado nos duplos, tendo a diferença aumentada quando se trabalha com tubos externos com espessuras muito inferiores aos internos, conforme pode ser visto na Figura 8.7.

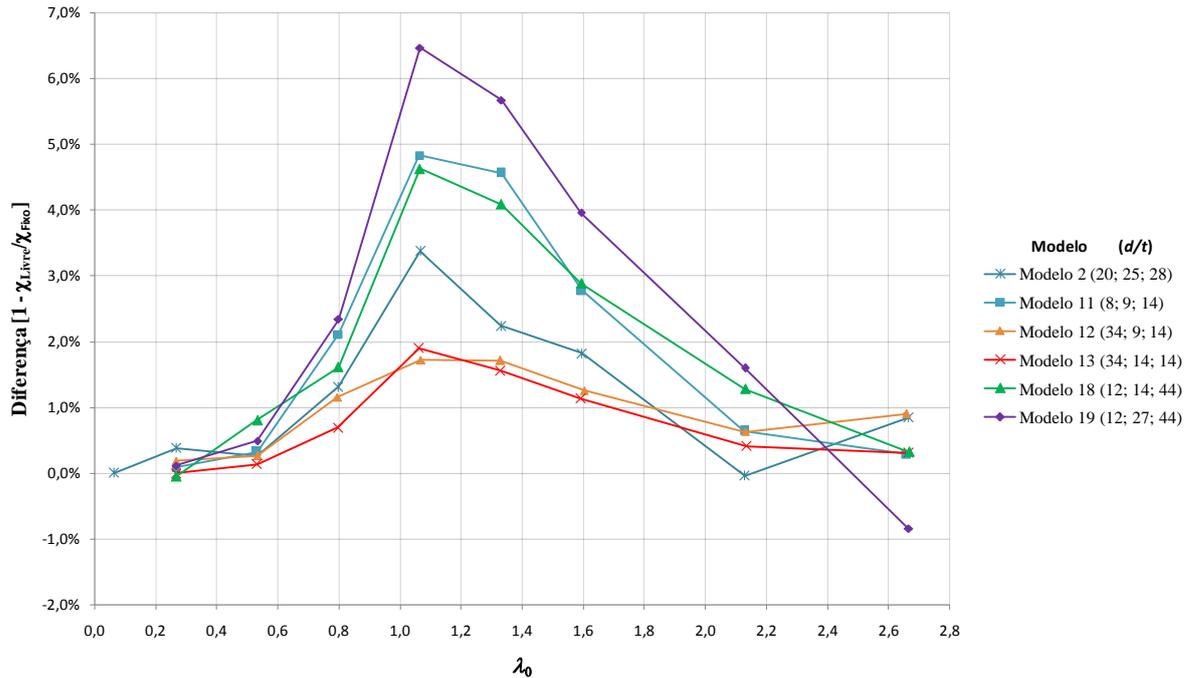


Figura 8.7 – Livre / Fixo (grupo 4)

8.3.4 Soma dos perfis isolados *versus* PTCCs sem travamentos

Uma primeira aproximação para se tentar determinar a força de compressão resistente em PTCCs sem travamentos poderia ser calcular a força de compressão resistente de cada perfil isoladamente e somá-las.

Conforme pode ser observado nas figuras 8.8 e 8.9, os PTCCs dos grupos 1 e 2 apresentam uma diferença máxima inferior a 6% quando se compara o χ obtido pela soma dos perfis isolados com o χ obtido ao se analisar o PTCC sem travamentos, o que pode ser considerado desprezável. Contudo, verifica-se que, de forma geral, até um determinado valor de λ_0 as diferenças obtidas apresentam valores positivos, ou seja, a soma dos resultados dos perfis isolados é inferior ao resultado do conjunto sem travamentos. Até esse limite, para os modelos analisados, o valor da força de compressão resistente poderia ser considerado, de forma simplificada, como a soma das forças resistentes dos perfis isolados, permanecendo dessa forma conservador.

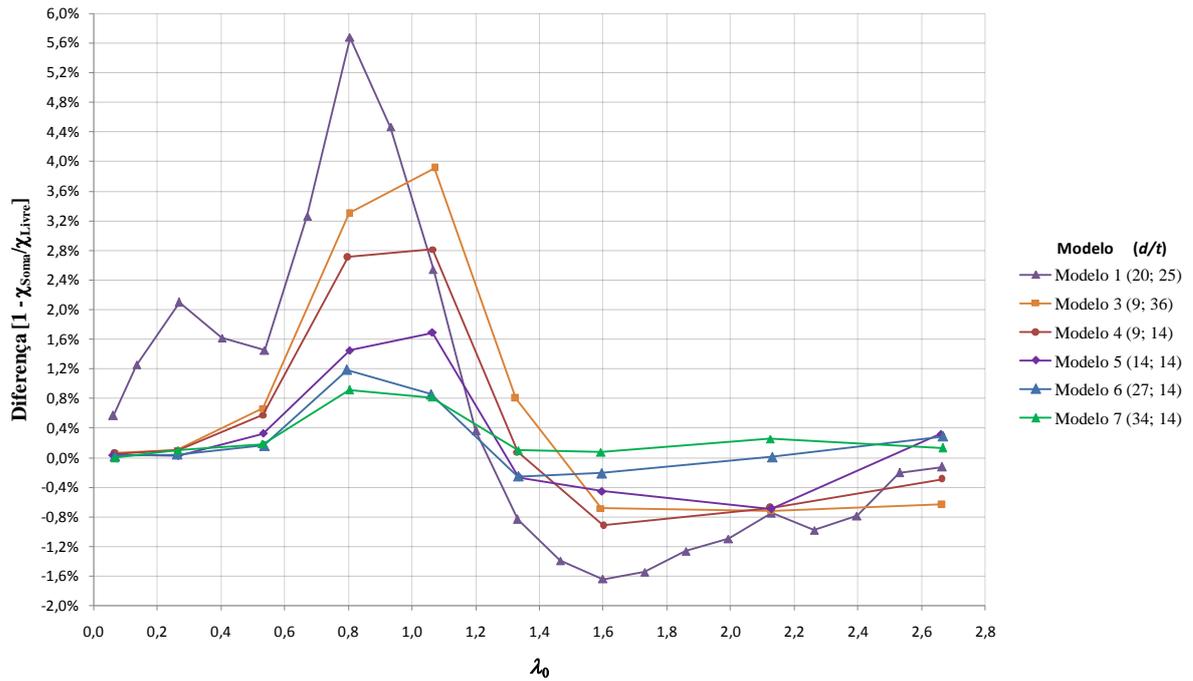


Figura 8.8 – Soma / Livre (grupo 1)

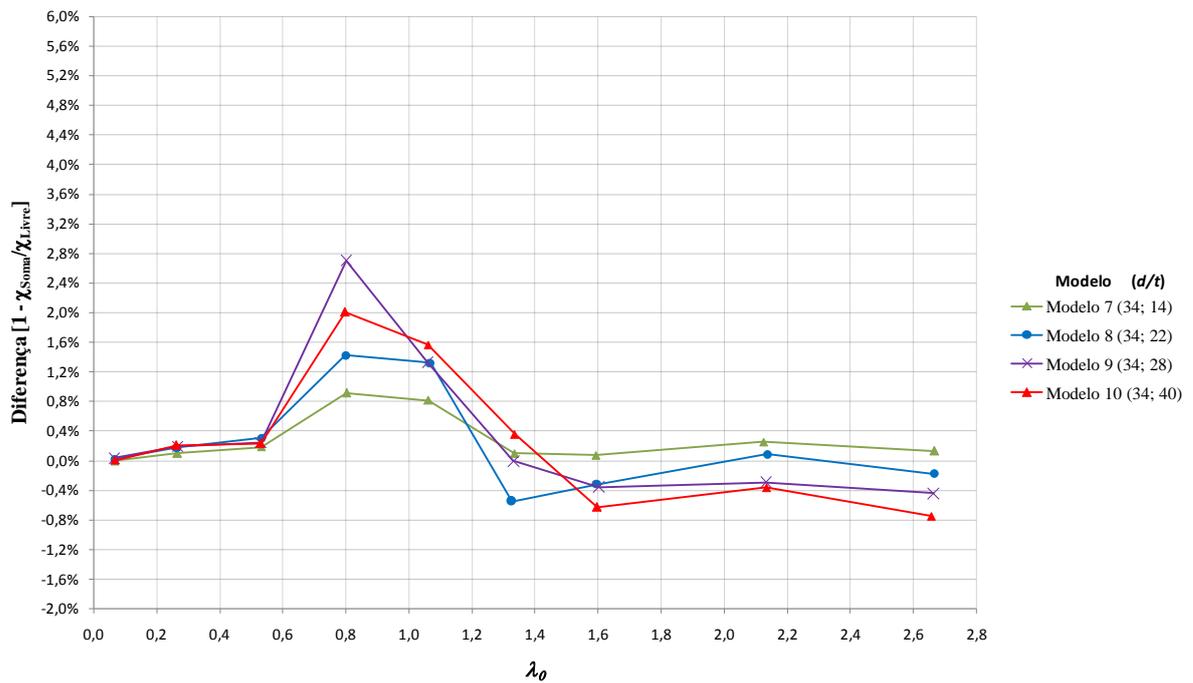


Figura 8.9 – Soma / Livre (grupo 2)

A partir de um determinado valor de λ_0 , que varia em cada PTCC, os resultados se invertem, e o valor da soma das forças resistentes passa a ser superior ao valor da força resistente do conjunto sem travamentos, atingindo o pico entre os valores 1,2 e 1,6 de λ_0 . Esse comportamento pode ser explicado pelo fato de que o tubo interno perde a estabilidade antes do tubo externo, e será mais bem discutido no Subitem 8.4.

Para os modelos com tubo externo com espessuras inferiores aos tubos internos, a Figura 8.10 mostra os resultados obtidos.

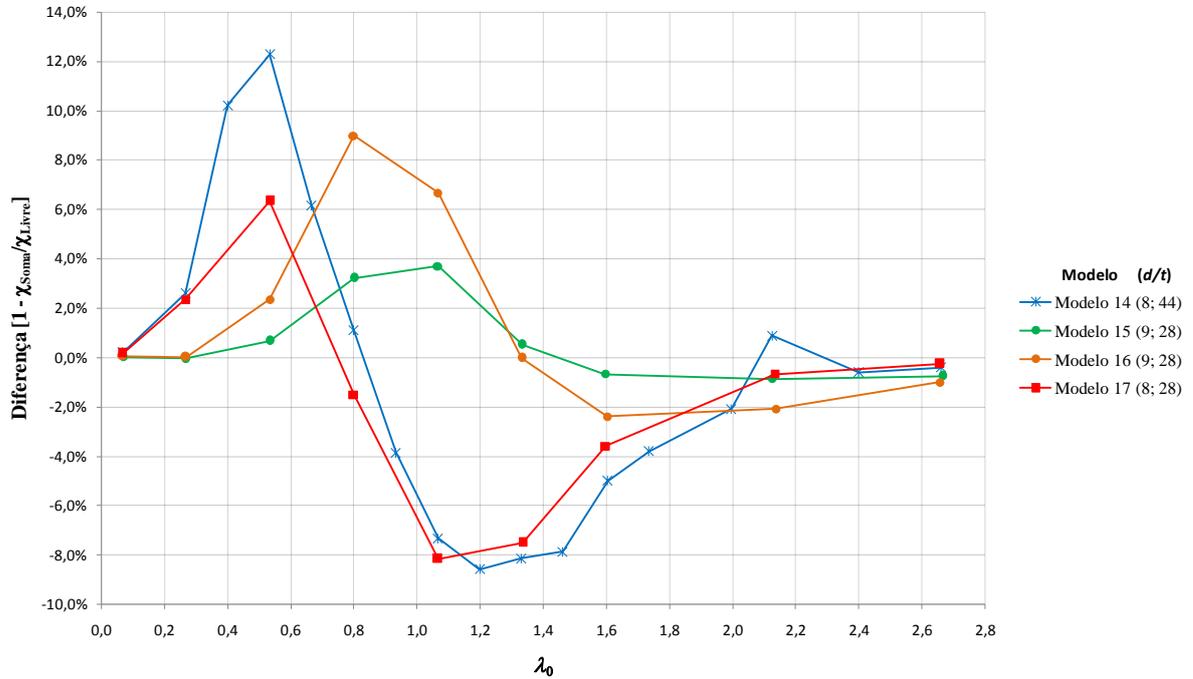


Figura 8.10 – Soma / Livre (grupo 3)

Como pode ser observado, qualitativamente o comportamento dos PTCCs do grupo 3 é semelhante aos demais, porém os valores das diferenças são bem mais acentuados.

Novamente, os PTCCs compostos por três perfis apresentaram o mesmo comportamento qualitativo dos PTCCs duplos, conforme pode ser observado na Figura 8.11, tanto para os modelos com os perfis externos com espessura menor que a dos internos, quanto para os demais.

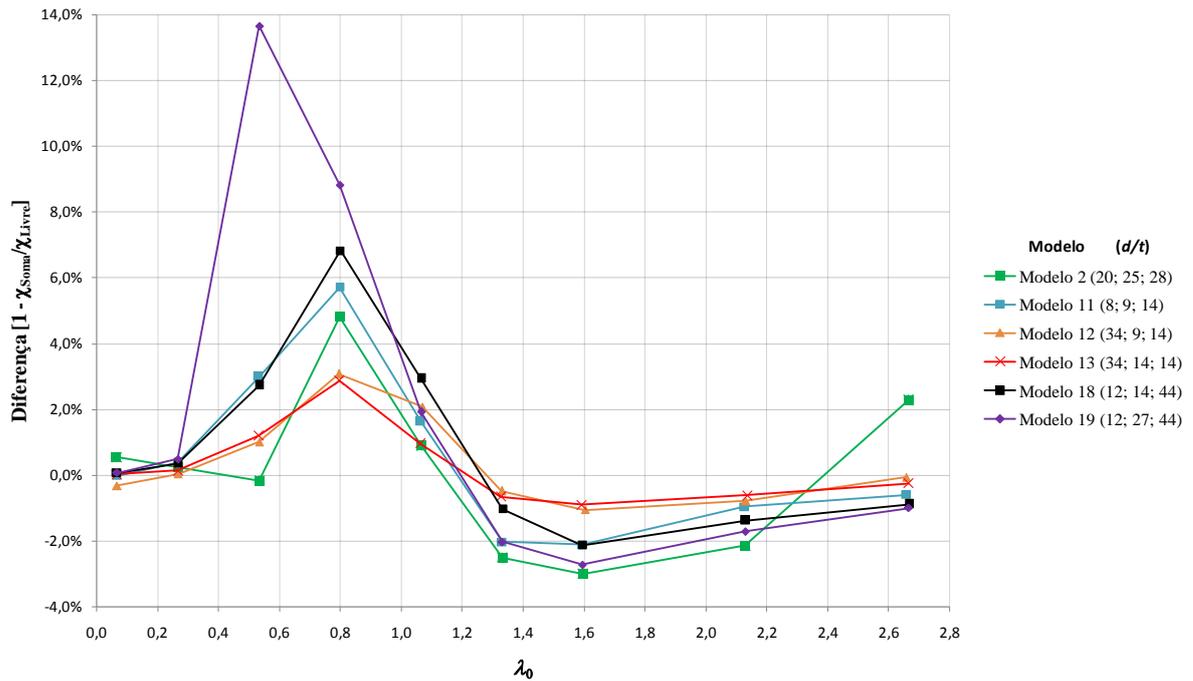


Figura 8.11 – Soma / Livre (grupo 4)

8.4 Distribuição das Forças nos Tubos

Para estudar como a força de compressão se distribui pelos perfis do PTCC na medida em que se aplica o carregamento, alguns dos modelos cujas curvas de resistência à compressão foram determinadas neste trabalho foram estudados mais detalhadamente. Para tal, foram geradas as curvas das forças de compressão em cada tubo do PTCC, de acordo com o passo de carga.

Para se determinar a força atuante em cada perfil foi feita uma aproximação baseada na leitura das tensões dos elementos do modelo. Primeiramente foi selecionado o anel composto pelos elementos mais próximos à base do PTCC, mas que não fossem elementos da extremidade dos tubos (Figura 8.12). Em seguida foram lidas as tensões normais (S_{11}) nos centróides das faces interna e externa de cada um desses elementos, e sua média calculada. Uma vez obtida a média da tensão normal axial em cada perfil, esse valor foi multiplicado pela área da seção transversal do respectivo tubo e foram então obtidas, de forma aproximada, as forças atuantes em cada perfil.

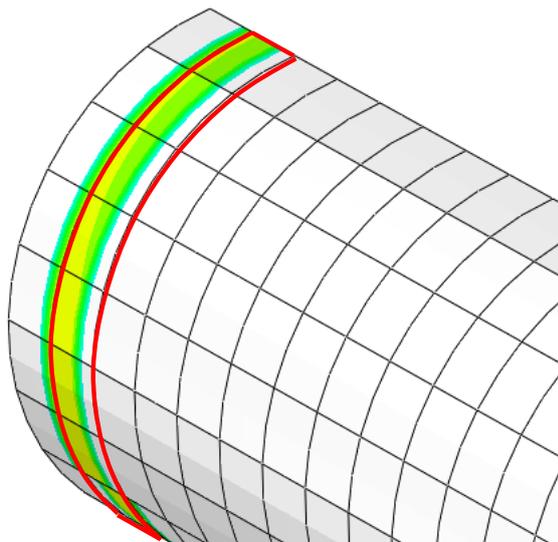


Figura 8.12 – Leitura de Tensões

É importante observar que o método adotado para estimar a força de compressão axial em cada perfil do PTCC contém algumas imprecisões. Primeiramente, os elementos podem ter uma pequena diferença de dimensões, em função de adaptações das malhas, o que pode gerar um erro quando se obtém a média das tensões. Outro erro que o processo apresenta é o fato de que os perfis não estão exatamente alinhados com o eixo de leitura das tensões, em função da curvatura de 1/1.000 adotada. Por fim, ao se ler a média da tensão em uma face do elemento existe um erro que surge do fato de o elemento ter um determinado comprimento axial. Quanto menor for a dimensão axial do elemento, menor será o erro, uma vez que a força é a tensão integrada na área da seção transversal. Contudo, conforme pode ser observado a seguir, os resultados obtidos foram muito bons, representando o comportamento dos perfis corretamente.

Os resultados obtidos estão mostrados em gráficos de Força *versus* Passo de Carga. Foram mapeadas as curvas de carregamento de cada perfil, para os casos de travamento fixo, deslizante, e sem travamento. Para fins de comparação, também foram inseridas no gráfico as linhas horizontais que indicam as forças resistentes de compressão dos perfis isolados, bem como a soma desses perfis.

Para apresentar os resultados obtidos, inicialmente serão mostrados nas figuras 8.13 a 8.15 os gráficos relativos ao modelo 17, com $\lambda_0 = 1,07$ ($\lambda = 80$), devido à sua representatividade, e comparado com o gráfico das diferenças das forças críticas de compressão dos vários tipos de travamento em função das esbeltezes.

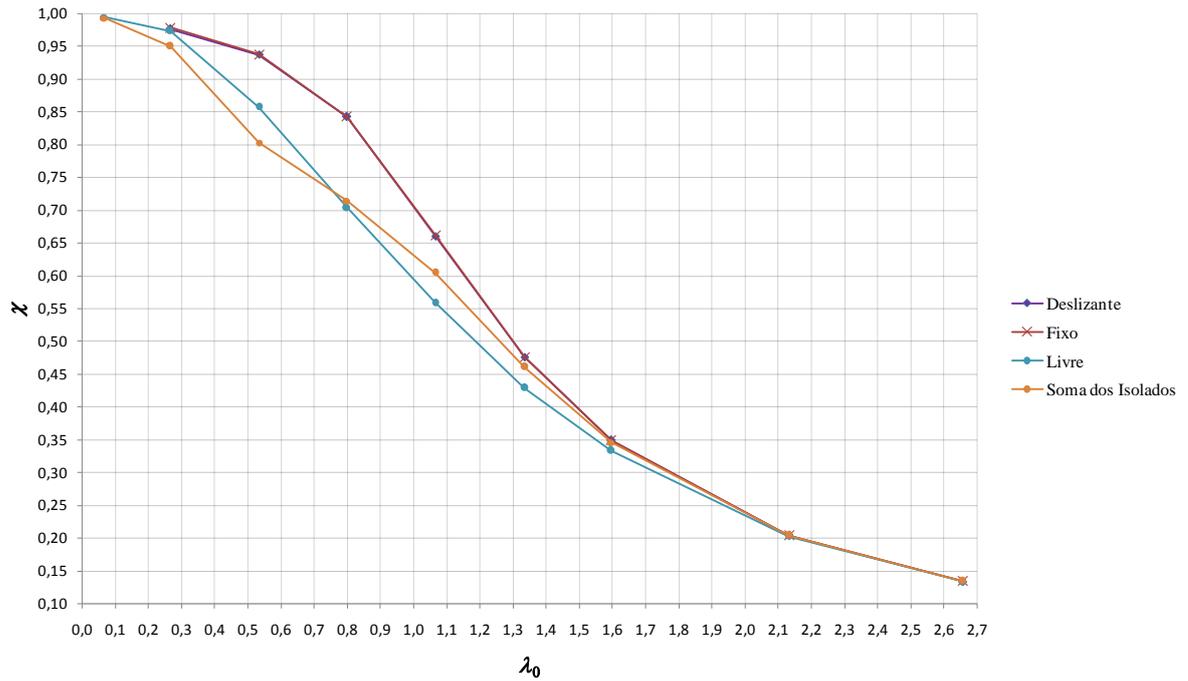


Figura 8.13 – Modelo 17 – TC 114,3 x 14,2 + TC 355,6 x 12,5 – Curvas numéricas de resistência à compressão

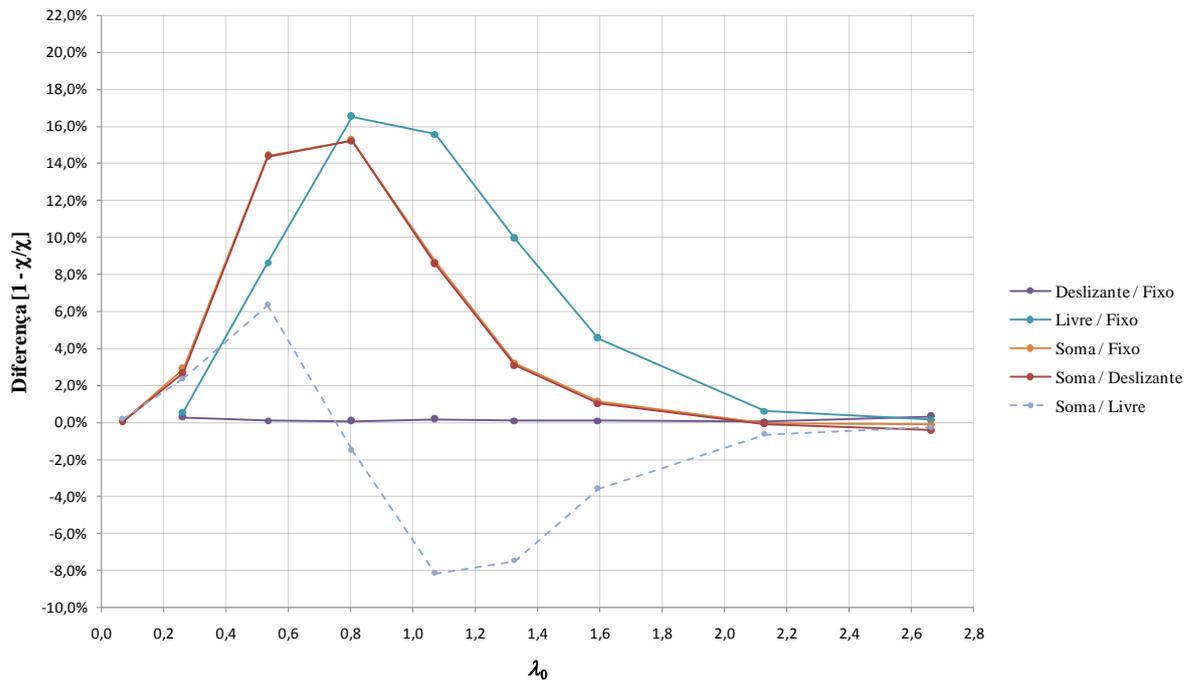


Figura 8.14 – Modelo 17 – TC 114,3 x 14,2 + TC 355,6 x 12,5 – Diferenças entre forças críticas de compressão

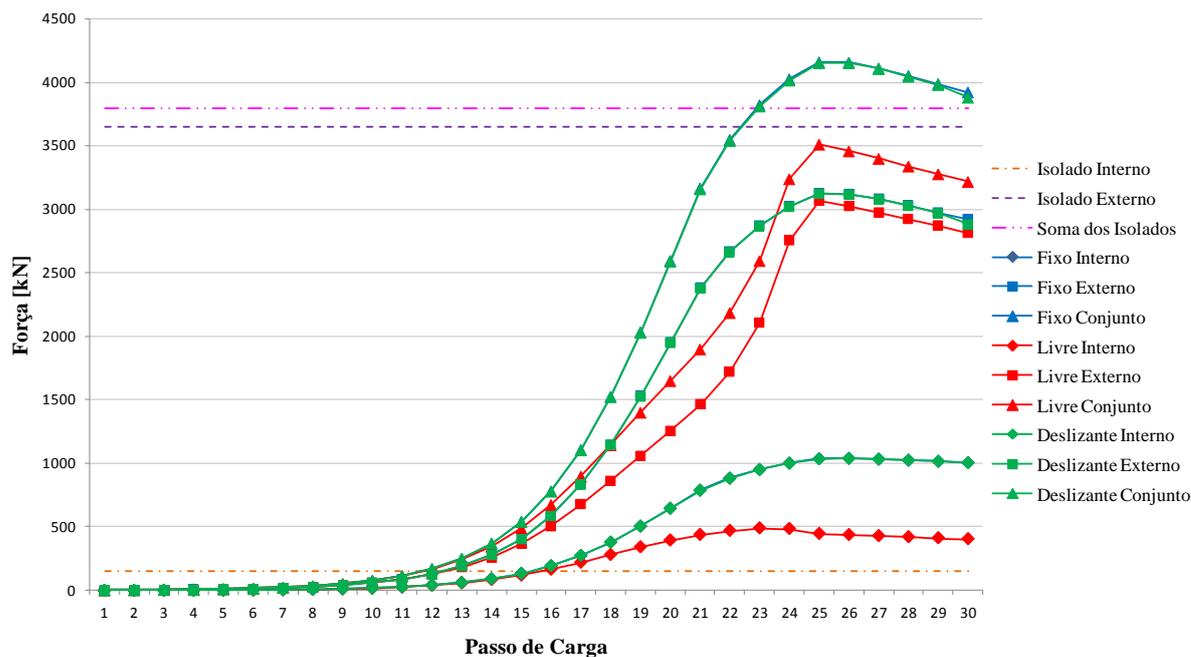


Figura 8.15 – Modelo 17 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

No gráfico apresentado na Figura 8.15 podem ser observados os seguintes comportamentos:

- Perfil Interno

O perfil interno do PTCC, para todas as formas de travamento, suporta mais força que ele mesmo quando calculado isoladamente. Pode ser observado também que, quando se utiliza travamentos fixos ou deslizantes o comportamento é semelhante, mas, quando não se utiliza os travamentos, a força máxima de compressão fica reduzida, mas ainda assim acima da força calculada para o perfil isolado. Esse comportamento se deve ao fato de que o perfil externo estabiliza o perfil interno, aumentando a força máxima que este último pode suportar. Quando os travamentos são fixos ou deslizantes o sistema funciona compatibilizando os deslocamentos ao longo dos perfis. Quando não há travamentos a compatibilização dos deslocamentos é feita somente pelas extremidades, resultando em um trabalho em conjunto não totalmente solidário.

- Perfil Externo

O perfil externo do PTCC, também em todas as formas de travamento, suporta menos força que ele mesmo, quando calculado isoladamente. Isso se deve ao fato de que ele está sendo utilizado para estabilizar o perfil interno, menos rígido, e com isso sua força resistente fica reduzida. Também pode ser observado que os comportamentos do

perfil, quando há travamentos fixos ou deslizantes, são bastante semelhantes. No caso de não se utilizar travamentos ao longo dos perfis, a força resistente do perfil externo é ligeiramente inferior que à que se obtém quando os travamentos são utilizados.

- Conjunto

Ao se analisar o conjunto, pode-se observar que, quando não se utiliza travamentos, o perfil interno atinge seu pico de força no passo de carga 24, enquanto o perfil externo atinge seu pico de força no passo 25, confirmando o fato de que o perfil interno perde a estabilidade antes do perfil externo. Esse comportamento faz com que, para alguns valores de esbeltezes, a força crítica de compressão do conjunto sem travamentos possa ser inferior à soma das forças críticas dos perfis isolados, conforme indica a linha tracejada da Figura 8.14, que atinge seu mínimo em $\lambda_0 = 1,07$ ($\lambda = 80$). Nos perfis em que há a compatibilização plena dos deslocamentos (travamento fixo e deslizante), a força de compressão resistente é sempre superior à soma das forças resistentes dos perfis isolados. Pode-se observar na Figura 8.15 que os picos das forças de compressão no perfil interno e externo ocorrem simultaneamente quando se utiliza esses travamentos (passo de carga 25).

As tensões atuantes nos perfis do modelo 17, nos passos de carga 16, 24 e 25 estão mostradas nas figuras 8.16, 8.17 e 8.18, respectivamente, para o PTCC sem travamentos.

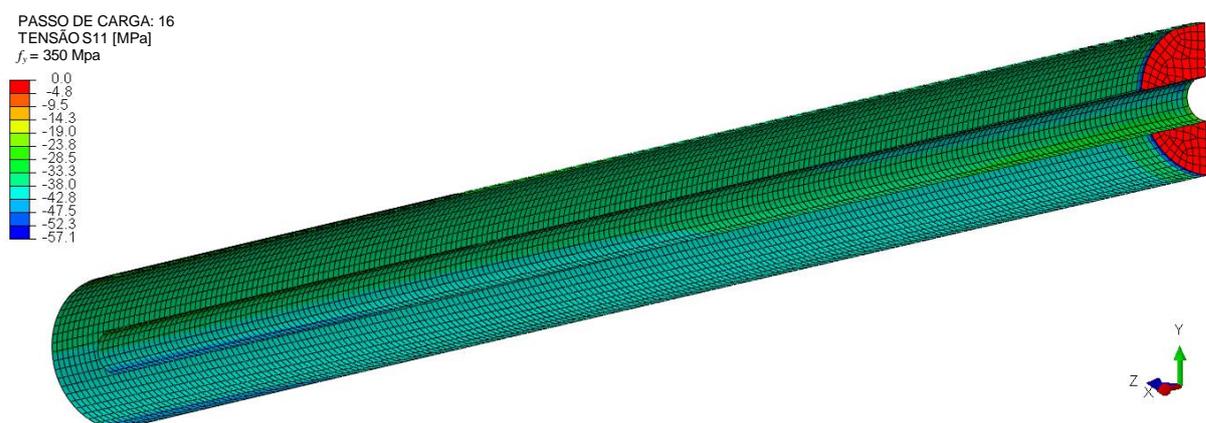


Figura 8.16 – Modelo 17 sem travamentos – Tensões atuantes – Passo de carga 16 ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

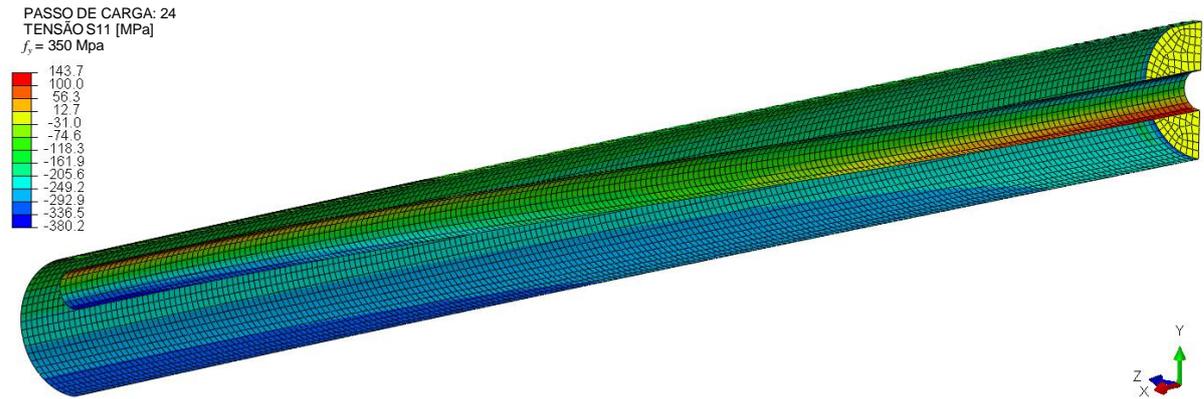


Figura 8.17 – Modelo 17 sem travamentos – Tensões atuantes – Passo de carga 24 ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

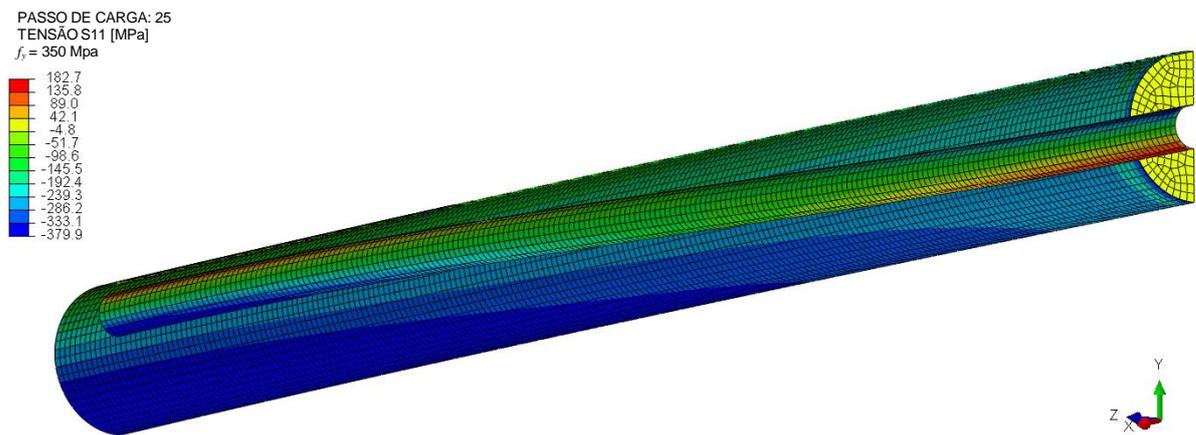


Figura 8.18 – Modelo 17 sem travamentos – Tensões atuantes – Passo de carga 25 ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

Conforme pode ser observado, o deslocamento transversal do perfil interno é bem maior que o do perfil externo, levando-o à perda de estabilidade antes do perfil externo. No passo de carga 24 o perfil interno perde a condição de suportar forças adicionais, com sua seção central praticamente plastificada (situação próxima da rótula plástica), e no passo de carga 25 acontece o mesmo fenômeno com o perfil externo.

Nos perfis com travamento fixo, o deslocamento do perfil interno é acoplado ao deslocamento do perfil externo, conforme pode ser visto nas figuras 19 e 20.

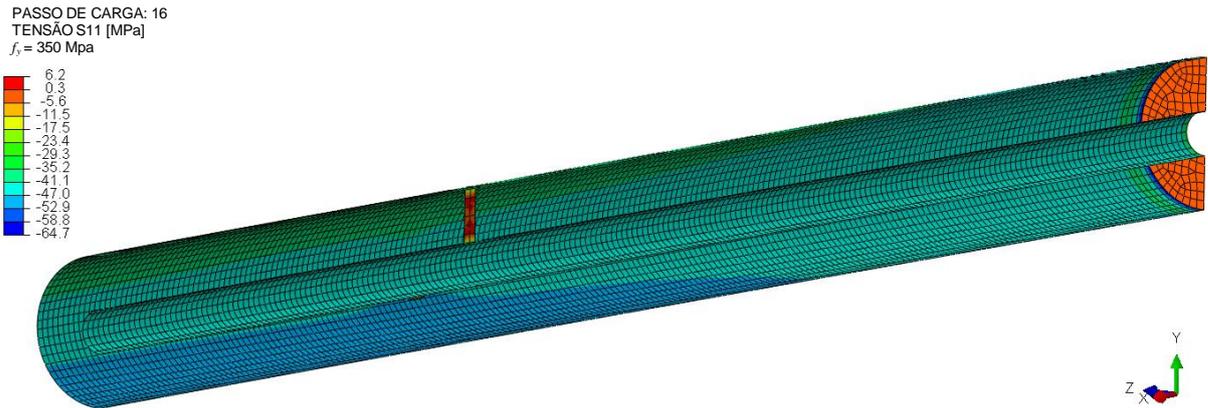


Figura 8.19 – Modelo 17 com travamentos fixos – Tensões atuantes – Passo de carga 16 ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

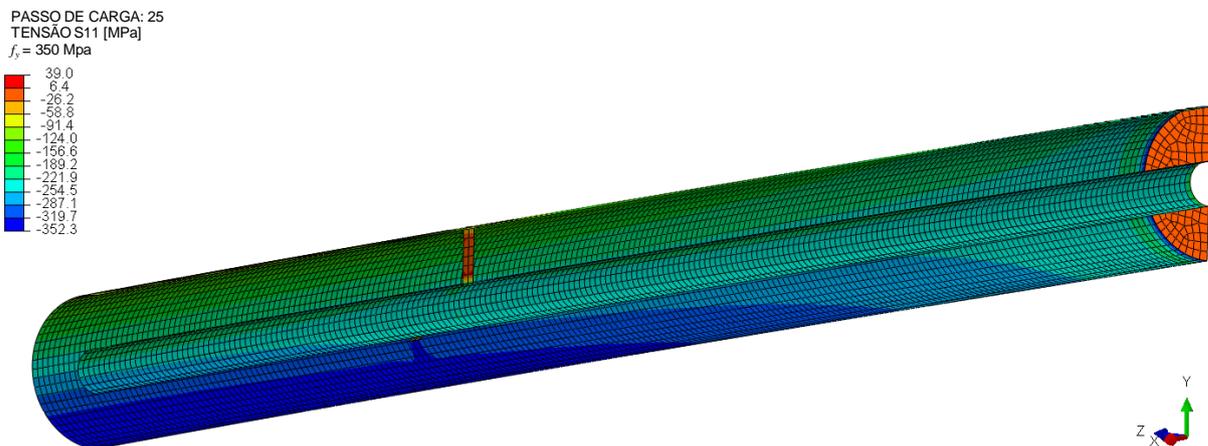


Figura 8.20 – Modelo 17 com travamentos fixos – Tensões atuantes – Passo de carga 25 ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

Conforme pode ser observado, a força crítica é atingida sem que o perfil interno tenha sua seção plastificada. O comportamento observado para o modelo com travamentos fixos se repete para o modelo com travamentos deslizantes.

Ao se aumentar a esbelteza do PTCC, a rigidez do perfil interno começa a ser muito menor que a do perfil externo. O gráfico das forças nos perfis para $\lambda_0 = 2,13$ ($\lambda = 160$) está mostrado na Figura 8.21. Nessa situação pode-se observar que o comportamento, de forma geral, é semelhante ao anteriormente descrito. Contudo, a força resistente do perfil interno é muito menor que a força resistente do perfil externo, sendo o comportamento do PTCC sem travamentos regido majoritariamente pelo perfil externo.

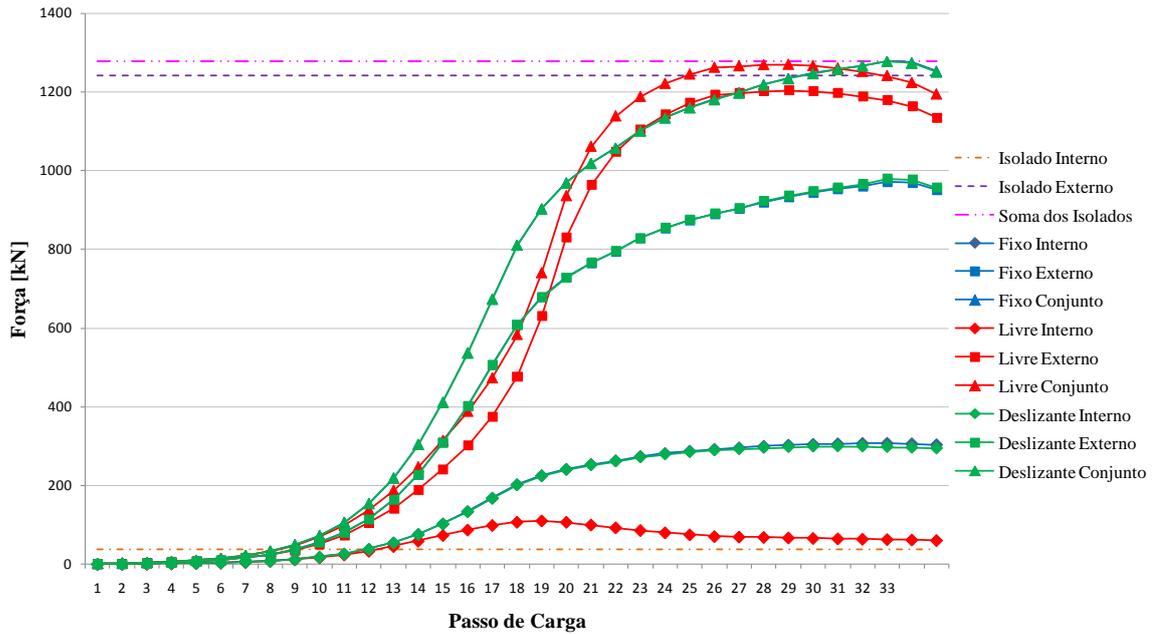


Figura 8.21 – Modelo 17 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$)

Conforme pode ser visto na Figura 8.22 (curvas determinadas com o modelo 1, composto pelos perfis TC 73 x 3,6 + TC 114,3 x 4,5), ao se monitorar os perfis na esbelteza de $\lambda_0 = 0,27$ ($\lambda = 20$), observa-se que praticamente não há diferença do comportamento para as três formas de travamento. Isso se deve a pouca influência de fenômenos relacionados à estabilidade dos perfis quando estes têm pequena esbelteza. Os resultados mostram que os valores de força de compressão resistente são também semelhantes se calculados como a soma das forças dos perfis isolados. Esse comportamento para baixas esbeltezes foi verificado para todos os PTCCs estudados, em todas as condições de travamento propostas.

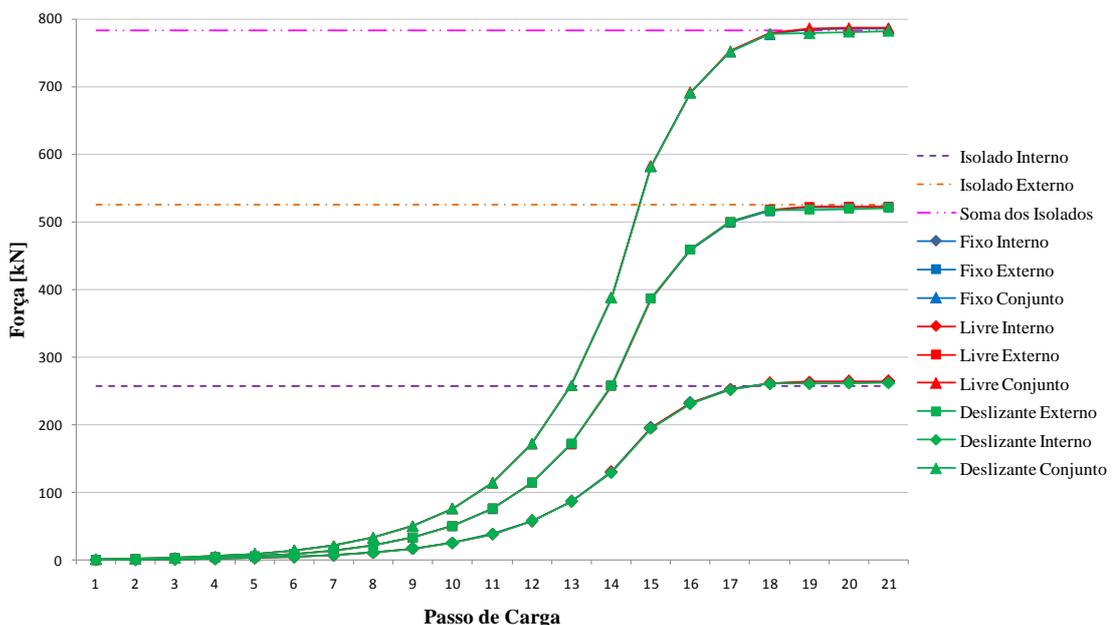


Figura 8.22 – Modelo 1 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$)

Ao se analisar o modelo 15, no qual o PTCC é composto pelos perfis TC 273 x 30 + TC 355,6 x 12,5, observa-se que o perfil interno suporta mais força que o perfil externo. Esse fato também se verifica ao se analisar os perfis de forma isolada. A Figura 8.23 mostra esse resultado para $\lambda_0 = 1,07$ ($\lambda = 80$).

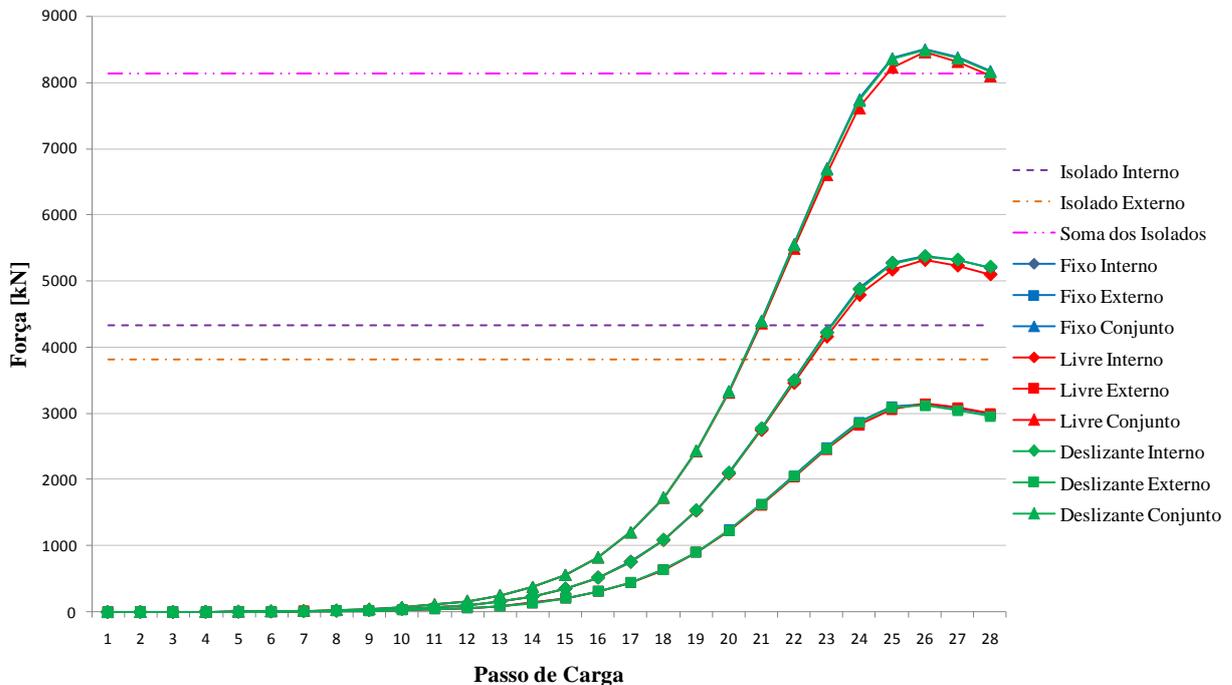


Figura 8.23 – Modelo 15 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07$ / $\lambda = 80$)

Conforme pode ser observado, o tubo externo, que quando analisado isoladamente suporta menos força que o tubo interno, ao trabalhar em conjunto no PTCC, absorve ainda menos força, pois, como tem uma inércia isolada maior e esbeltez isolada menor, ainda assim é responsável pelo aumento da estabilidade do perfil interno. Este, por sua vez, tem sua força resistente aumentada quando trabalhando em conjunto.

Ao se utilizar PTCCs compostos por três perfis, o comportamento observado foi o mesmo já descrito, porém, expandido para mais um elemento. O gráfico da força por tubo para o modelo 2, composto pelos perfis TC 73 x 3,6 + TC 114,3 x 4,5 + TC 141,3 x 5, está mostrado na Figura 8.24, para $\lambda_0 = 1,07$ ($\lambda = 80$).

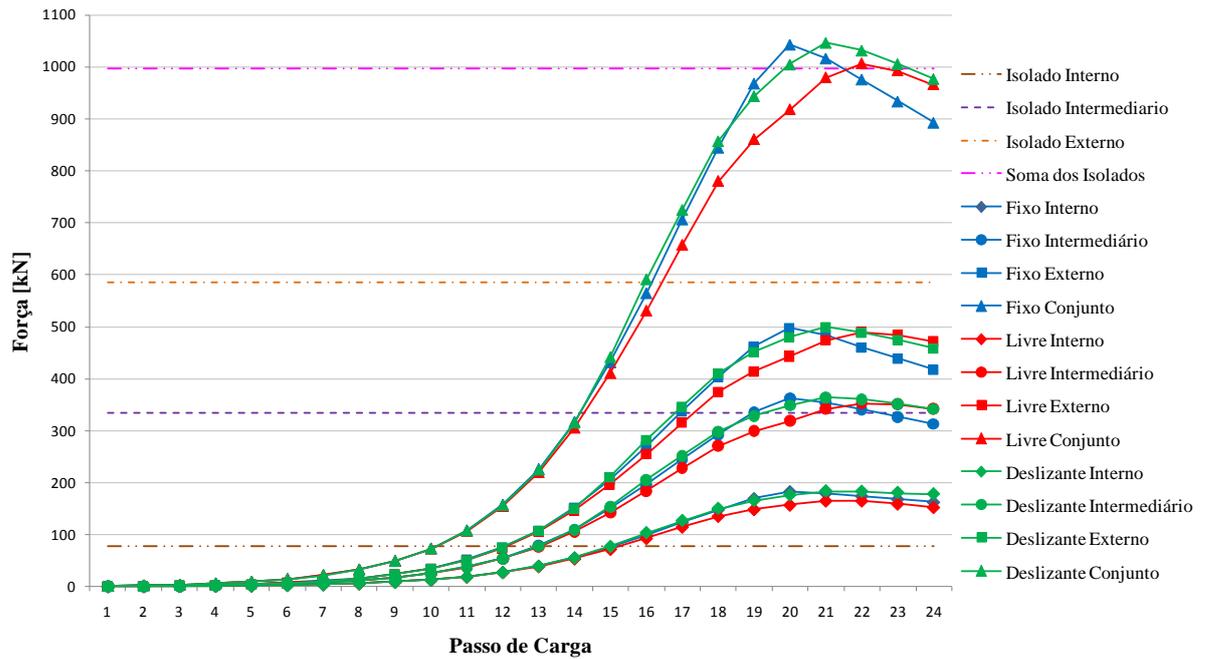


Figura 8.24 – Modelo 2 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

Conforme pode ser observado, o comportamento é similar ao dos demais PTCCs já mostrados. Ao trabalhar em conjunto, o perfil externo reduz sua força resistente, enquanto os demais aumentam, uma vez que existe uma interação entre eles, na qual os perfis menos rígidos são estabilizados pelos mais rígidos.

O comportamento descrito aqui se assemelha em todos os modelos analisados. Os demais gráficos obtidos com os modelos numéricos estão apresentados no Apêndice B.

9

PROPOSIÇÃO DE PROCEDIMENTO DE CÁLCULO

9.1 Considerações Gerais

Para dimensionar um perfil tubular composto concêntrico formado por dois ou três tubos, o presente estudo mostra que é viável utilizar modelos numéricos via método dos elementos finitos, conforme descrito ao longo deste trabalho. Contudo, a utilização de tais modelos, embora levem a resultados com boa precisão (ver item 7.6), tem um custo computacional alto, e pode inviabilizar a utilização dos PTCCs em projetos de grande porte.

Para tentar simplificar a forma de dimensionar os PTCCs, é proposto neste capítulo um procedimento de cálculo baseado na formulação da norma ABNT NBR 16239:2013, que dispensa a utilização de recursos computacionais robustos.

9.2 Perfis com Travamento Fixo ou Deslizante

Conforme foi mostrado ao longo do trabalho, o comportamento dos PTCCs com travamentos fixos e deslizantes é semelhante ao comportamento do perfil calculado com as propriedades equivalentes. Sendo assim, o dimensionamento desses perfis à compressão deve ser feito considerando as propriedades equivalentes da seção transversal. Para isso, inicialmente são determinados o momento de inércia e a área bruta da seção transversal equivalente do PTCC, pelas seguintes expressões:

$$I_{eq} = I_1 + I_2 + I_3 \quad (9.1)$$

$$A_{g,eq} = A_{g,1} + A_{g,2} + A_{g,3} \quad (9.2)$$

onde I_1 , I_2 e I_3 são os momentos de inércia de cada perfil isolado e $A_{g,1}$, $A_{g,2}$ e $A_{g,3}$ são as áreas brutas de cada perfil isolado. No caso de PTCCs com apenas dois perfis, basta desconsiderar os terceiros termos.

Uma vez calculadas as propriedades equivalentes da seção transversal do PTCC, mantém-se a formulação apresentada na norma ABNT NBR 16239:2013 para o dimensionamento de perfis tubulares sob compressão.

Conforme mostrado na Figura 8.1, as diferenças encontradas quando utilizado esse procedimento de cálculo, em relação aos modelos numéricos, foram inferiores a 7,5% para todos os perfis estudados, desde que sejam utilizados os travamentos fixos ou deslizantes. Essa formulação para PTCCs com travamentos fixos e deslizantes também pode ser aplicada para perfis compostos por dois ou três tubos.

9.3 Perfis Sem Travamentos

Para se propor uma forma de dimensionamento que não envolva métodos computacionais robustos para os PTCCs sem travamentos, foi estudada mais profundamente a relação entre a força de compressão resistente dos perfis isolados com a força resistente dos PTCCs sem travamentos. Com base nessa relação foi proposta uma formulação que fosse conservadora, apesar de, em algumas situações, desprezar parte significativa da força resistente do conjunto.

Conforme foi mostrado anteriormente, o valor de χ_{Soma} pode ser inferior ou superior ao valor de χ_{Livre} , de acordo com a esbeltez do conjunto. A formulação aqui proposta baseia-se na determinação da envoltória inferior da diferença entre esses valores, e na utilização dessa curva para reduzir o χ_{Soma} e utilizá-lo como o χ no dimensionamento do PTCC.

Para realizar a análise, inicialmente foi definido ρ conforme mostrado a seguir:

$$\rho = 1 - \frac{\chi_1}{\chi_2} \quad (9.3)$$

onde χ_1 e χ_2 são, respectivamente, o maior e o menor valor de χ para os perfis que compõem o PTCC, calculados isoladamente conforme a norma ABNT NBR 16239:2013, com o mesmo comprimento do PTCC.

A partir dos valores de ρ calculados para todos os pontos determinados numericamente das curvas de resistência à compressão, foram traçadas as curvas com ρ versus a diferença entre χ_{Soma} e χ_{Livre} , ambos calculados numericamente. Essa diferença foi calculada conforme mostrado a seguir:

$$Diferença = 1 - \frac{\chi_{Soma}}{\chi_{Livre}} \quad (9.4)$$

As curvas de todos os perfis duplos estudados neste trabalho estão mostradas na Figura 9.1.

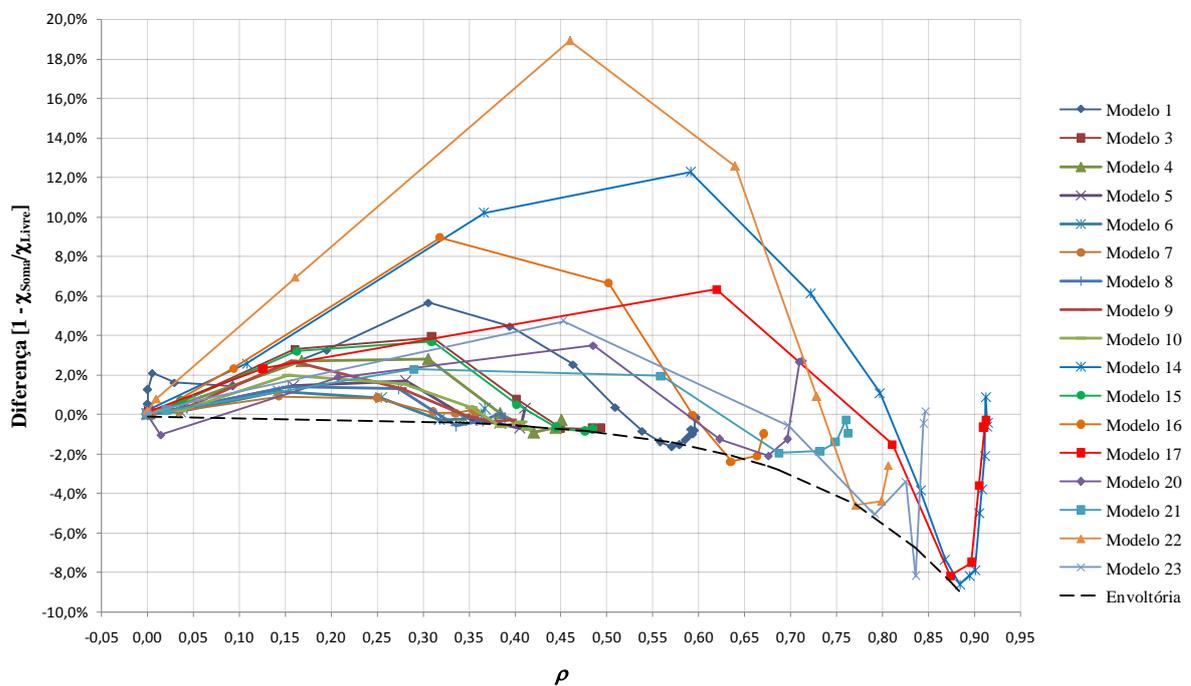


Figura 9.1 – Curva de Redução

Conforme pode ser observado, a diferença pode ser positiva ou negativa ao longo das curvas. Quando essa diferença é negativa, significa que χ_{Soma} é maior que χ_{Livre} , ou seja, é preciso reduzir o valor de χ_{Soma} para poder utilizá-lo no dimensionamento do PTCC com segurança. Quando a diferença é positiva, significa que, ao se utilizar o valor de χ_{Soma} no dimensionamento do PTCC, está sendo desprezada parte da força resistente advinda do trabalho em conjunto dos perfis.

Para se determinar uma equação que predissesse um fator para se reduzir χ_{Soma} , foi determinada a equação da curva ajustada à envoltória inferior das curvas dos perfis, mostrada em linha pontilhada na Figura 9.1.

Ao utilizar essa curva para a redução de χ_{Soma} de acordo com o ρ calculado conforme a norma ABNT NBR 16239:2013, está sendo sempre considerada a máxima redução encontrada nas curvas dos PTCCs para cada valor de ρ . A equação da curva pontilhada mostrada no gráfico está mostrada a seguir, com um coeficiente de determinação (R^2) igual a 0,974:

$$\text{Diferença} = -0,00079 - 0,00043e^{6\rho} \quad (9.5)$$

A partir do que foi exposto nesse item, foi proposta a seguinte expressão para obtenção da força de compressão resistente nominal de PTCCs com dois tubos, sem travamentos:

$$N_{c,Rk} = \frac{N_{1,c,Rk} + N_{2,c,Rk}}{\mu} \quad (9.6)$$

com

$$\mu = 1,00079 + 0,00043e^{6\rho} \quad (9.7)$$

onde $N_{1,c,Rk}$ e $N_{2,c,Rk}$ são as forças axiais de compressão resistentes dos perfis do PTCC, quando calculados isoladamente, com o mesmo comprimento do PTCC. Não é recomendada a utilização dessa formulação para valores de ρ acima de 0,88 devido ao caráter exponencial da curva. Nessa situação a composição dos perfis seria, inclusive, geometricamente desproporcional.

É importante notar que, em parte dos casos, essa formulação despreza um ganho de resistência que chegou a 19% nos modelos analisados. Para avaliar com mais precisão os PTCCs sem travamentos, e considerar eventuais ganhos de resistência, é necessária uma análise mais detalhada.

Para PTCCs formados por três perfis é recomendável que se faça uma análise numérica robusta para a obtenção da força axial resistente de compressão, não devendo ser utilizada a formulação aqui proposta.

10

CONCLUSÕES

10.1 Considerações Finais

O estudo do comportamento estrutural de perfis tubulares compostos concêntricos é inovador, e é relevante para situações nas quais se deseje utilizar os perfis de aço laminados a quente disponíveis no mercado, mesmo que estes, isoladamente, não tenham capacidade resistente para suportar as forças axiais de compressão atuantes na estrutura. Quando ocorre essa situação, a composição de perfis torna-se uma opção interessante na qual são evitados, além de impactos na arquitetura da estrutura presentes em outras possíveis formas de composição, complicações intrínsecas à utilização de materiais diferentes, como quando são utilizadas estruturas mistas de aço e concreto.

10.2 Modelo Analítico

Neste trabalho foi desenvolvida uma formulação para o cálculo da força axial de compressão resistente, sem a necessidade de robustos métodos computacionais, para perfis tubulares laminados a quente, podendo estes ter quaisquer curvaturas iniciais. Essa formulação se baseia na determinação do encontro das curvas de formação da rótula plástica com a curva de instabilidade elástica (N versus $\nu_{t,c}$).

Essa formulação apresentou resultados bons, com diferença inferior a 8% quando comparada aos resultados obtidos de acordo com a norma ABNT NBR 16239:2013 para o exemplo calculado.

O modelo analítico permite, por exemplo, que eventualmente uma barra com curvatura inicial bastante diferente da prevista na ABNT NBR 16239:2013 ($L/1.000$) tenha sua força de compressão resistente facilmente determinada.

10.3 Soluções de Projeto

Para viabilizar a utilização dos perfis tubulares concêntricos compostos foi preciso estudar soluções de projeto que permitissem sua fabricação e montagem. As soluções que foram propostas neste trabalho se mostraram viáveis do ponto de vista econômico e de fabricação, podendo ser utilizadas para PTCCs formados por dois e três perfis.

Foram apresentadas soluções para a fixação das extremidades dos perfis com os flanges e para os travamentos dos tubos ao longo de seus comprimentos. Para se chegar a essas soluções houve um esforço conjunto dos pesquisadores, fabricantes dos perfis e montadores.

10.4 Modelos Numéricos

Para se obter curvas de resistência à compressão, válidas para os diversos modelos numéricos dos perfis tubulares compostos concêntricos, foi feito um estudo e calibração da modelagem utilizando como parâmetro o equacionamento previsto na norma ABNT NBR 16239:2013 para tubos isolados. A calibração foi realizada com perfis isolados, e foi adotada uma malha mínima de 15 elementos na seção transversal dos tubos, utilizando um elemento de casca com aproximação polinomial quadrática e integração reduzida, composto por 8 nós. Os resultados obtidos tiveram diferenças inferiores a 6,5% em relação aos obtidos com a norma brasileira, sempre com valores abaixo dos obtidos pela formulação desta, ou seja, conservadores.

Para se estudar de forma ampla o comportamento dos perfis tubulares compostos concêntricos sob compressão, foram obtidas as curvas de resistência à compressão de 23 combinações de perfis, perfazendo um total de 1.146 modelos. As curvas obtidas foram determinadas para cada perfil composto, e em cada situação proposta de travamento entre os perfis, e então comparadas. Além destas, foi feita a comparação com as curvas obtidas considerando a força resistente do perfil composto como a soma das forças resistentes dos perfis isolados que o compõe.

Os resultados obtidos indicaram que, com travamentos fixos e deslizantes, os resultados foram semelhantes entre si, e também semelhantes aos obtidos considerando as áreas e inércias equivalentes dos perfis compostos e dimensionando conforme a ABNT NBR 16239:2013. Os resultados obtidos com perfis compostos sem travamentos indicaram que pode ocorrer a perda de estabilidade de um dos perfis antes dos demais, podendo resultar em

uma força de compressão resistente do conjunto inferior à soma das forças de compressão resistentes dos perfis isolados somadas.

A partir dos resultados obtidos foi proposto um procedimento para o dimensionamento de perfis compostos tubulares circulares concêntricos laminados de aço, de forma que dispensasse a utilização de robustos métodos computacionais. A formulação apresentada foi desenvolvida de modo que a força de compressão resistente fosse sempre conservadora, mesmo que, em muitos casos, se desprezasse parte da capacidade resistente do conjunto.

10.5 Sugestões para Estudos Futuros

Como o objetivo principal deste trabalho é viabilizar a utilização de perfis tubulares compostos concêntricos sob compressão, é importante que o estudo seja validado experimentalmente. Todo o estudo aqui apresentado foi feito com base na calibração dos modelos com a norma ABNT NBR 16239:2013, para perfis isolados. Assim, sugere-se que sejam realizados ensaios de laboratório com perfis tubulares compostos, e seus resultados comparados aos obtidos neste trabalho.

Para que se possam utilizar os perfis tubulares compostos na prática da engenharia, é interessante que seu comportamento seja estudado também sob tração, em particular no que diz respeito à região das ligações dos perfis tubulares com os flanges.

Quando se utiliza travamentos deslizantes, um fator que não foi abordado neste trabalho foi o possível desgaste da parede do perfil, e suas consequências. Para que se possa utilizar esse tipo de travamento é necessário que se determine o impacto desse desgaste na vida útil do perfil.

Foram estudados neste trabalho perfis compostos que têm o perfil externo com espessura inferior ao perfil interno, que, na maioria dos casos, não faz sentido em termos do dimensionamento clássico. Contudo, essa pode ser uma solução interessante para situações nas quais o perfil externo seja concebido como uma proteção para casos de ações excepcionais, como impactos e incêndio. Para essas situações, em particular para o dimensionamento em situação de incêndio, é necessário que sejam desenvolvidos mais estudos específicos.

11

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

American Institute Of Steel Construction – *Specification For Structural Steel Buildings* – ANSI/AISC 360, 2010.

Associação Brasileira de Normas Técnicas – *Perfil Tubular, De Aço Carbono, Formado a Frio, Com e Sem Costura, De Seção Circular, Quadrada Ou Retangular Para Usos Estruturais* – NBR 8261, 2010.

Associação Brasileira de Normas Técnicas – *Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios* – NBR 8800, 2008.

Associação Brasileira de Normas Técnicas – *Projeto De Estruturas De Aço e De Estruturas Mistas de Aço e Concreto De Edificações Com Perfis Tubulares* – NBR 16239, 2013.

ALPSTEN, G. A. Thermal Residual Stresses In Hot-Rolled Steel Members (*Residual stresses In Thick Welded Plates*). Fritz Engineering Laboratory Report No. 337.3. Bethlehem, Pennsylvania, 1968.

BJORHOVDE, R. *Deterministic And Probabilistic Approaches To The Strength Of Steel Columns* – Ph.D. Thesis – Department of civil Engineering, Lehigh University, Bethlehem, 1972.

BOYCE, W. E.; DIPRIMA, R. C. *Equações Diferenciais Elementares e Problemas de Valores de Contorno*. 7ª Edição, Rio de Janeiro, 2002.

CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION. *CAN/CSA-S16 Limit States Design Of Steel Structures*. Mississauga, Ontario, December, 2005.

CASTRO E SILVA, A. L. R. *Análise Numérica Não-Linear Da Flambagem Local De Perfis De Aço Estrutural Submetidos à Compressão Uniaxial*. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Minas Gerais, 2006.

CHEN, W. F.; HAN, D. J. *Plasticity For Structures Engineers*, Springer-Verlag, New York, USA, 2007.

CHEN, W. F.; LUI, E. M. L. *Structural Stability. Theory And Implementation*. 1st Edition, Prentice-Hall, 1987.

CHERNENKO, D. E.; KENNEDY, D. J. L. *An Analysis For The Performance Of Welded Wide Flange Columns*. Canadian Journal of Civil Engineering, 1991.

ECCS - European Convention For Constructional Steelwork – Committee 8. *Manual On Stability Of Steel Structures*, 2nd Ed. 1976.

EN 1993-1-1 : *Design of steel structures - Part 1-1: General Rules And Rules For Buildings – Eurocode 3*, 2005.

ENV 1993-1-1: *Design of steel structures - Part 1-1: General Rules And Rules For Buildings – Eurocode 3*, 1992.

FAKURY, R. H.; CALDAS, R. B.; BRANCO, A. C. *Análise Em Situação De Incêndio Da Estrutura Mista De Aço e Concreto Projetada Para Transformação De Um Edifício Histórico Em Moderno Centro Cultural*, Revista da Estrutura de Aço, Vol 1, Numero 1, Abril 2012.

GALAMBOS, T. V. C. N. *Guide To Stability Design Criteria For Metal Structures*, John Willey & Sons 5th Ed, 1998.

HIBBELER, R. C. *Resistência Dos Materiais*. 7^a Ed, Pearson Education do Brasil, 2010.

HIBBITT; KARLSSON; SORENSEN. *ABAQUS/Standard – User’s Manual*, USA, 2005.

LAW, K. H.; GARDNER, L. *Lateral Instability Of Elliptical Hollow Section Beams*. *Engineering Structures*, v. 37, 2012.

PIMENTA, R. J. *Proposição De Uma Curva De Flambagem Para Perfis I Soldados Formados Por Chapas Cortadas A Maçarico*. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais, 1997.

REIS, A.; CAMOTIM, D. *Estabilidade Estrutural*. 1^a Ed. MacGraw-Hill.

ROEDER, C., DAWN L. *Initial Investigation Of Reinforced Concrete Filled Tubes For Use In Bridge Foundations – WA-RD 776.1*, 2012.

RONDAL, J.; WÜRKER, K. G.; DUTTA, D. *Design Guide For Circular Hollow Section (CHS) Joints Under Predominantly Static Loading*. 2nd Ed. CIDECT, 2008.

TIDE, R. H. R. *A technical note: Derivation Of The LRFD Column Design Equations*. *Engineering Journal*, v. 40, 2001.

APÊNDICE A

RESULTADOS DA ANÁLISE DO TRABALHO EM CONJUNTO DOS TUBOS

A.1 Introdução

Conforme discutido no Capítulo 6 – Análise do Trabalho em Conjunto dos Tubos – foram determinadas diversas curvas comparativas para estudar o comportamento teórico dos PTCCs, considerando o acoplamento perfeito dos tubos e considerando os tubos sem acoplamento. Para tal, foram calculadas as forças resistentes de compressão dos tubos isolados e comparadas com os cálculos considerando as inércias e áreas equivalentes. Esse cálculo foi sempre feito somente utilizando as equações da norma ABNT NBR 16239:2013, e considera que os perfis que compõe o PTCC perdem a estabilidade simultaneamente, o que não ocorre na prática, quando não há o acoplamento perfeito entre os perfis.

Os gráficos comparativos de χ foram apresentados de forma pontual ao longo do texto, estando toda a sequência de gráficos obtida mostrada nesse apêndice. Os gráficos apresentam na legenda à direita as relações d/t dos tubos internos e externos. Os diâmetros dos perfis tubulares que compõe cada PTCC duplo estão indicados na legenda inferior dos gráficos.

Os conjuntos analisados em cada sequência foram agrupados nas linhas das tabelas A-1, A-2 e A-3, sendo indicados, entre parênteses, os parâmetros variados (espessuras e razões d/t) dos perfis que compõe cada conjunto.

A.2 - Sequência 1:

Tabela A-1 – Sequência 1

Conjunto	Tubo Interno		Tubo Externo	
	Dimensões [$d \times t$]	d/t	Dimensões [$d \times t$]	d/t
1	60,3 x 3,6	16,8	355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)	(44,5; 35,6; 28,4; 20,3; 14,2)
2	88,9 x 3,6	24,7		
3	114,3 x 4	28,6		
4	168,3 x 5	33,7		
5	219,1 x 6,4	34,2		
6	273,3 x 6,4	42,7		
7	60,3 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8)	(16,8; 13,4; 10,8; 8,5; 6,9)	355,6 x 8	44,5
8	88,9 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8)	(24,7; 19,8; 15,9; 12,5; 10,1)		
9	114,3 x (4; 5,6; 8,8; 12,5; 14,2)	(28,6; 20,4; 13; 9,1; 8)		
10	168,3 x (5; 6,4; 10; 14,2; 20)	(33,7; 26,3; 16,8; 11,9; 8,4)		
11	219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25)	(34,2; 27,4; 17,5; 12,5; 8,8)		
12	273,3 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 30)	(42,7; 34,2; 21,9; 15,6; 9,1)		

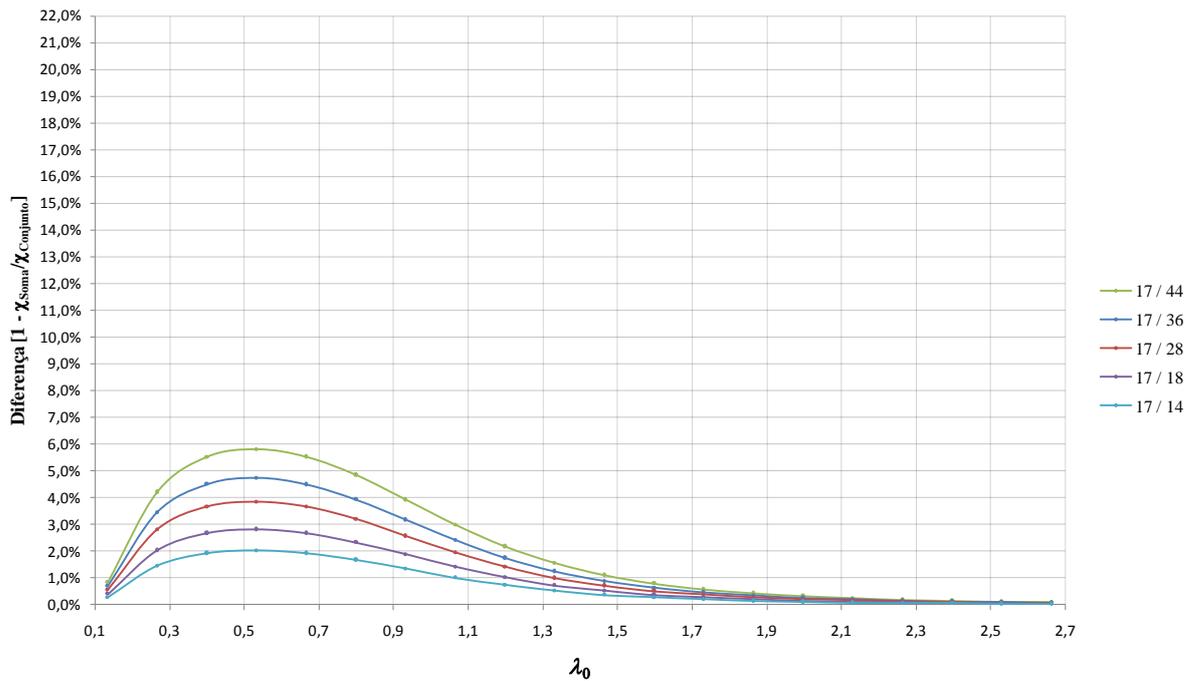


Figura A.1 – Sequência 1 – Conjunto 1 – TC 60,3 x 3,6 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

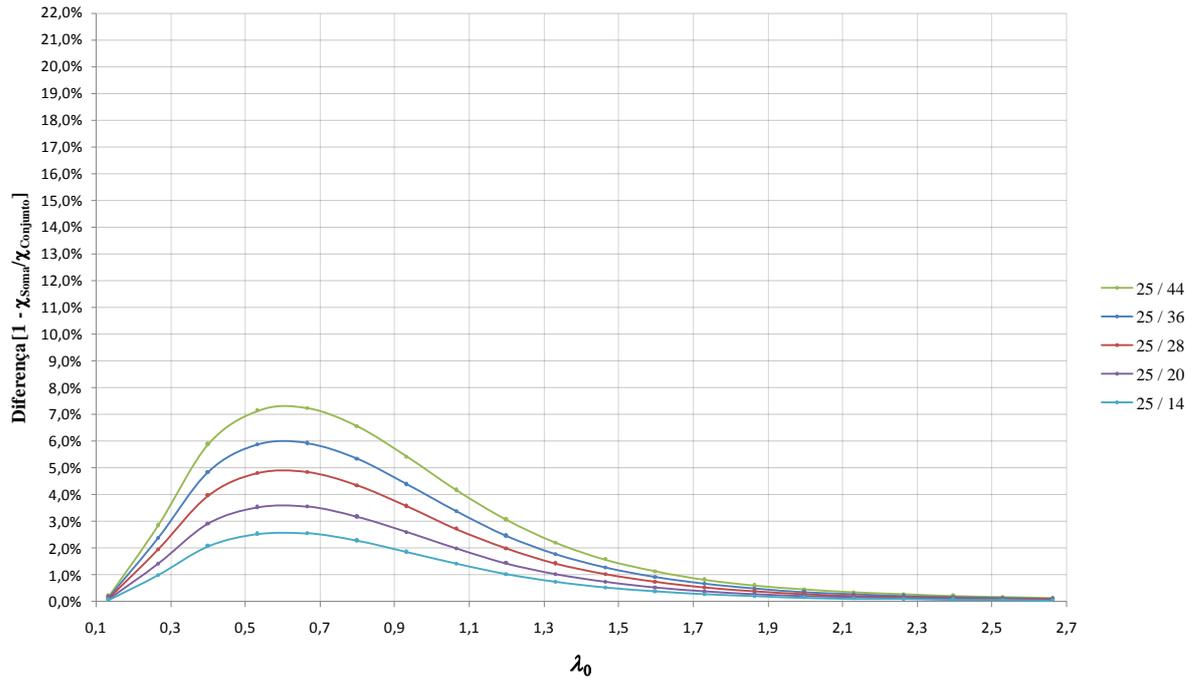


Figura A.2 – Sequência 1 – Conjunto 2 – TC 88,9 x 3,6 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

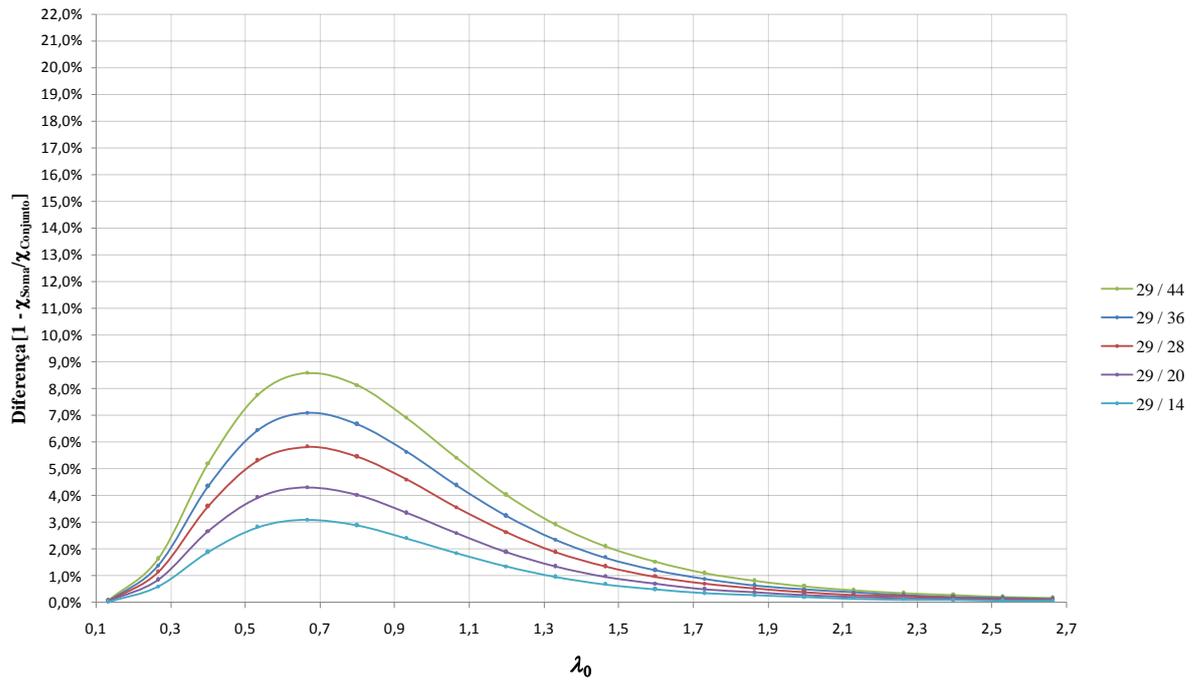


Figura A.3 – Sequência 1 – Conjunto 3 – TC 114,3 x 4 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

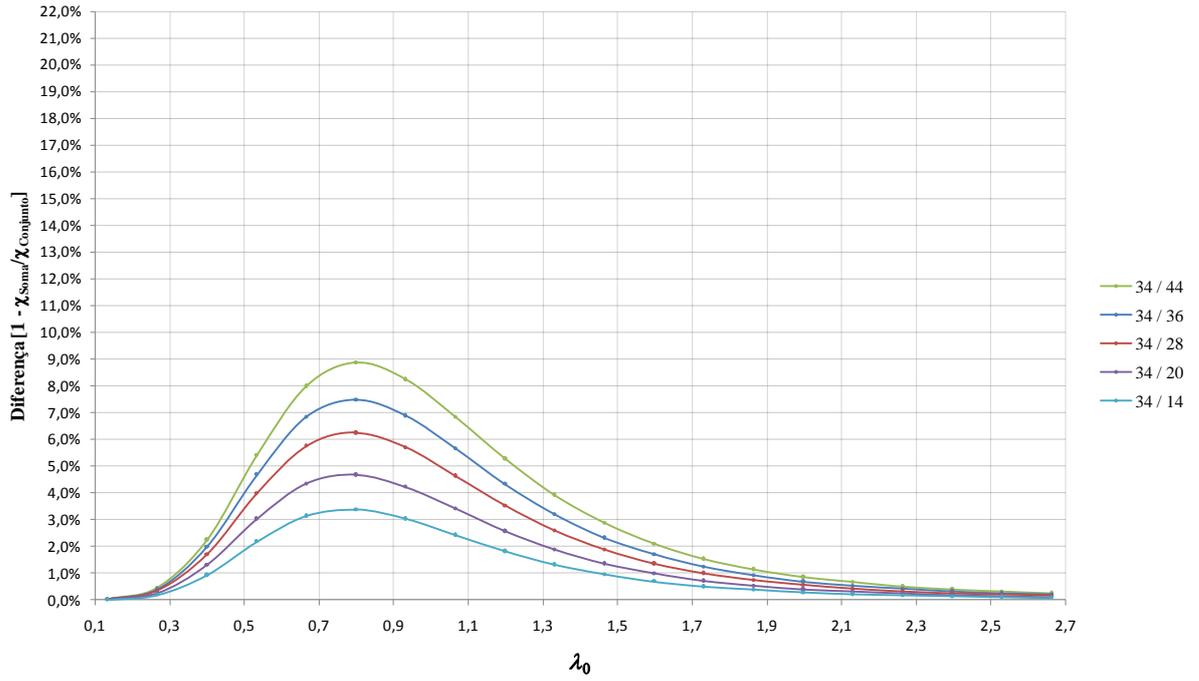


Figura A.4 – Sequência 1 – Conjunto 4 – TC 168,3 x 5 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

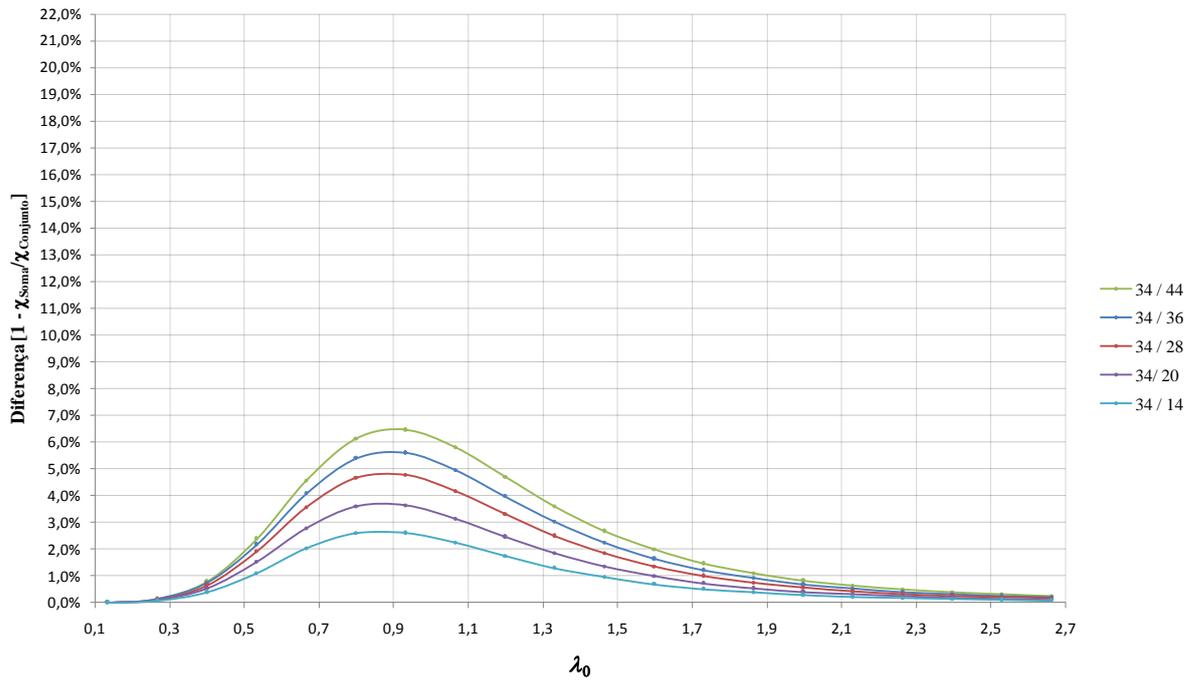


Figura A.5 – Sequência 1 – Conjunto 5 – TC 219,1 x 6,4 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

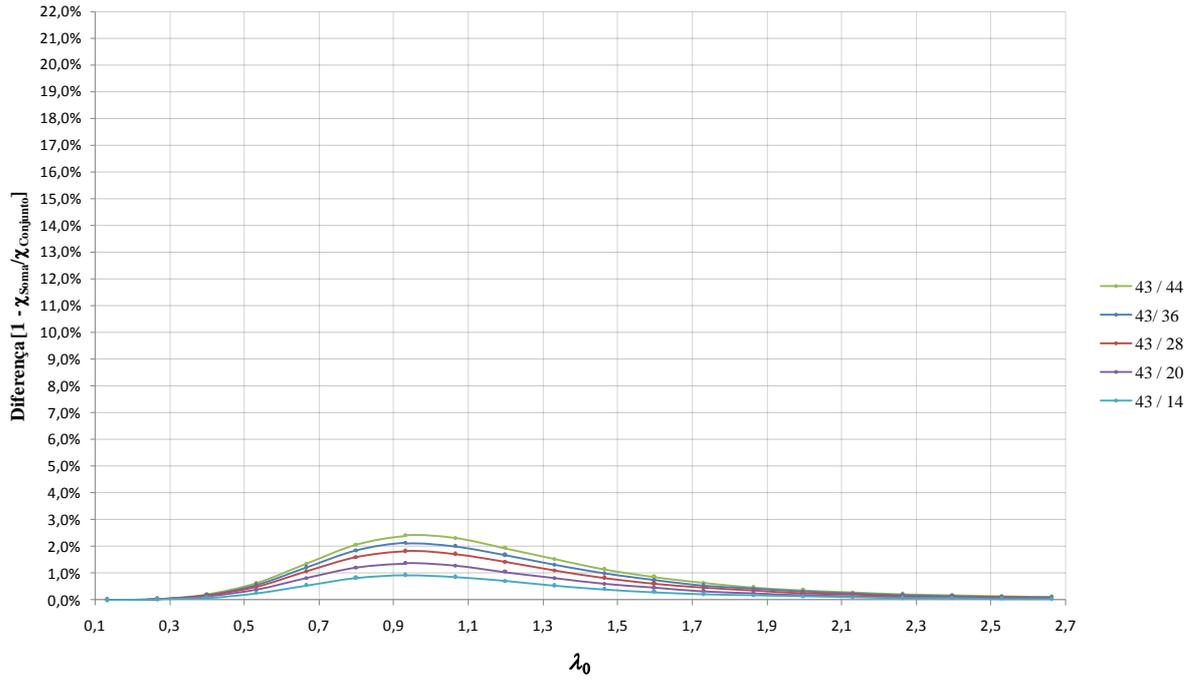


Figura A.6 – Sequência 1 – Conjunto 6 – TC 273,3 x 6,4 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

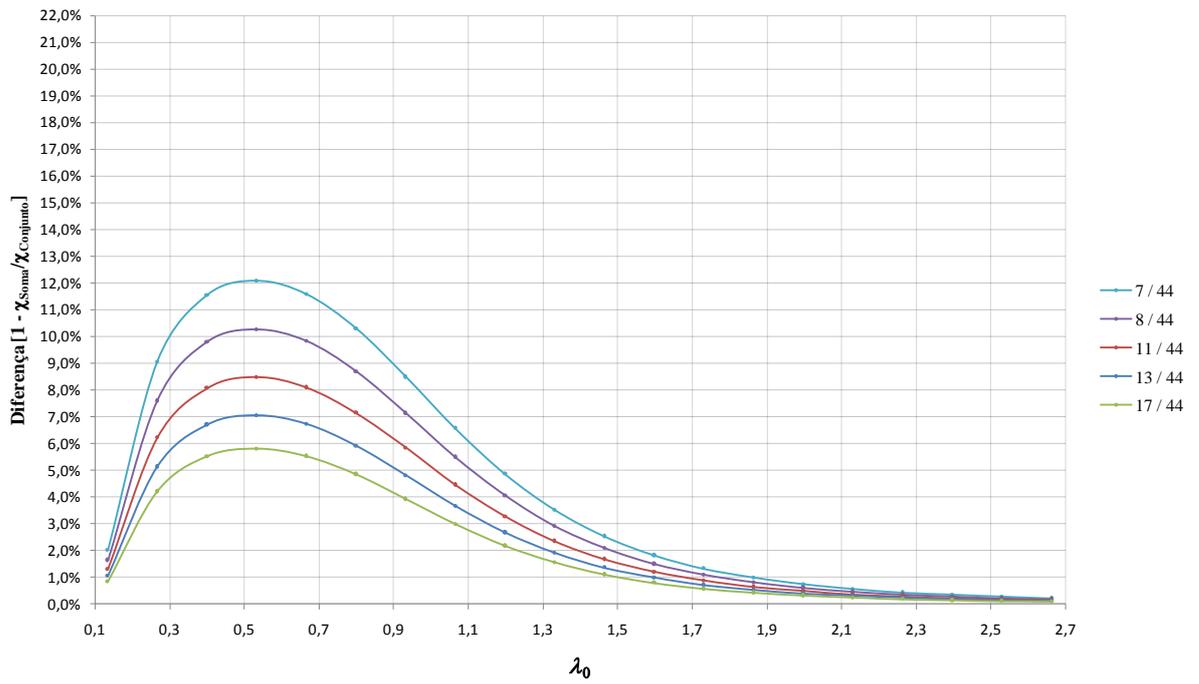


Figura A.7 – Sequência 1 – Conjunto 7 – TC 60,3 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8) + TC 355,6 x 8

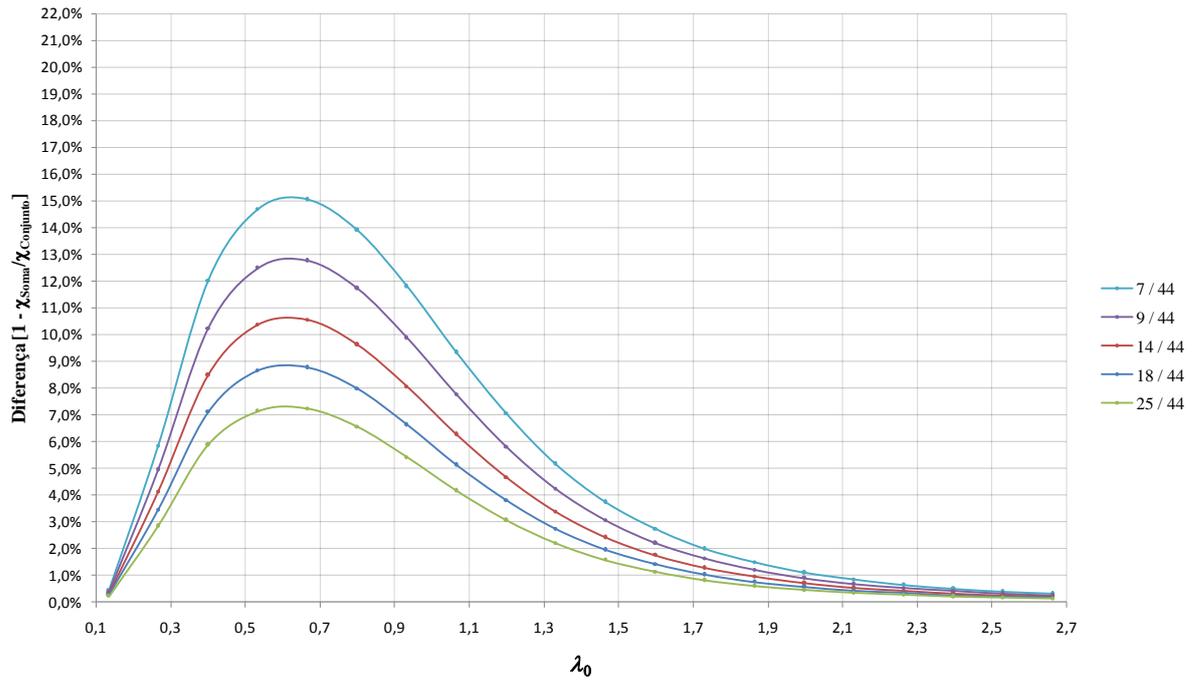


Figura A.8 – Sequência 1 – Conjunto 8 – $v88,9 \times (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8) + TC 355,6 \times 8$

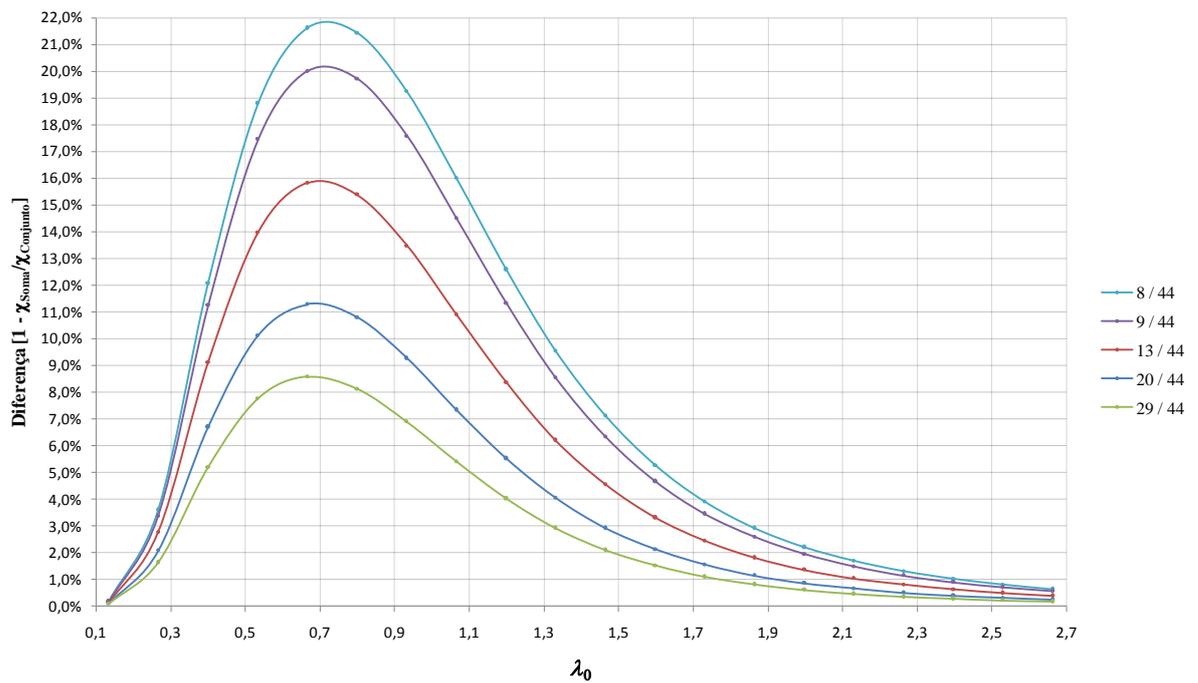


Figura A.9 – Sequência 1 – Conjunto 9 – $TC 114,3 \times (34; 5,6; 8,8; 12,5; 14,2) + TC 355,6 \times 8$

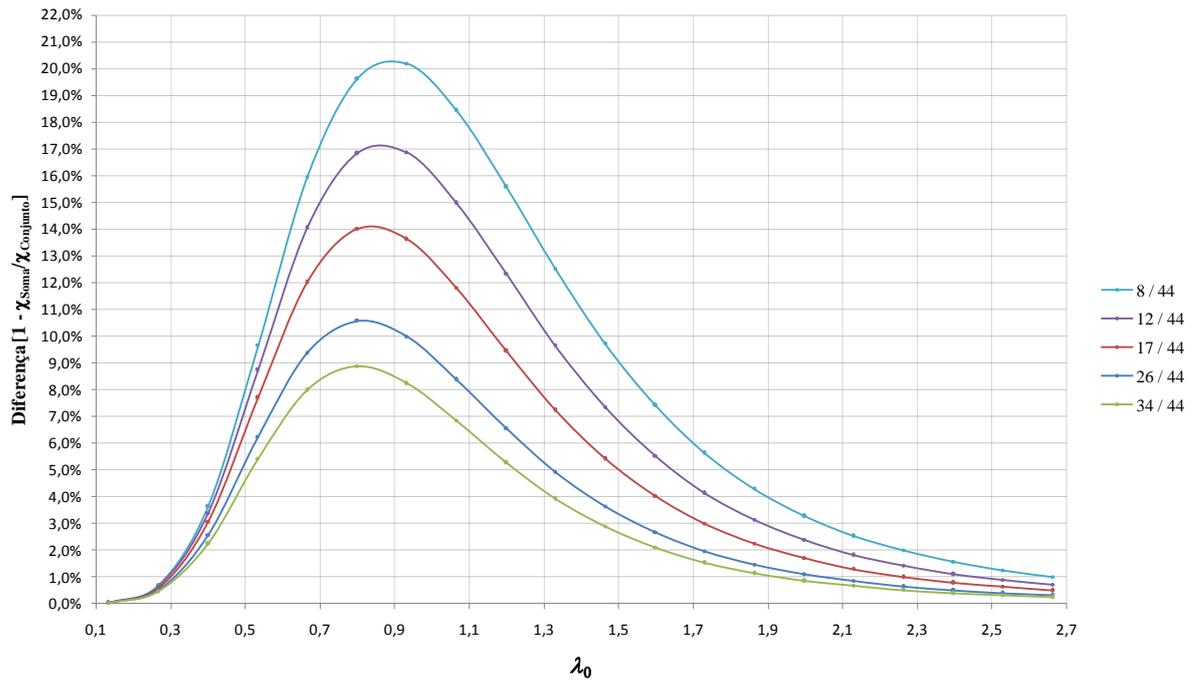


Figura A.10 – Sequência 1 – Conjunto 10 – TC 168,3 x (5; 6,4; 10; 14,2; 20) + TC 355,6 x 8

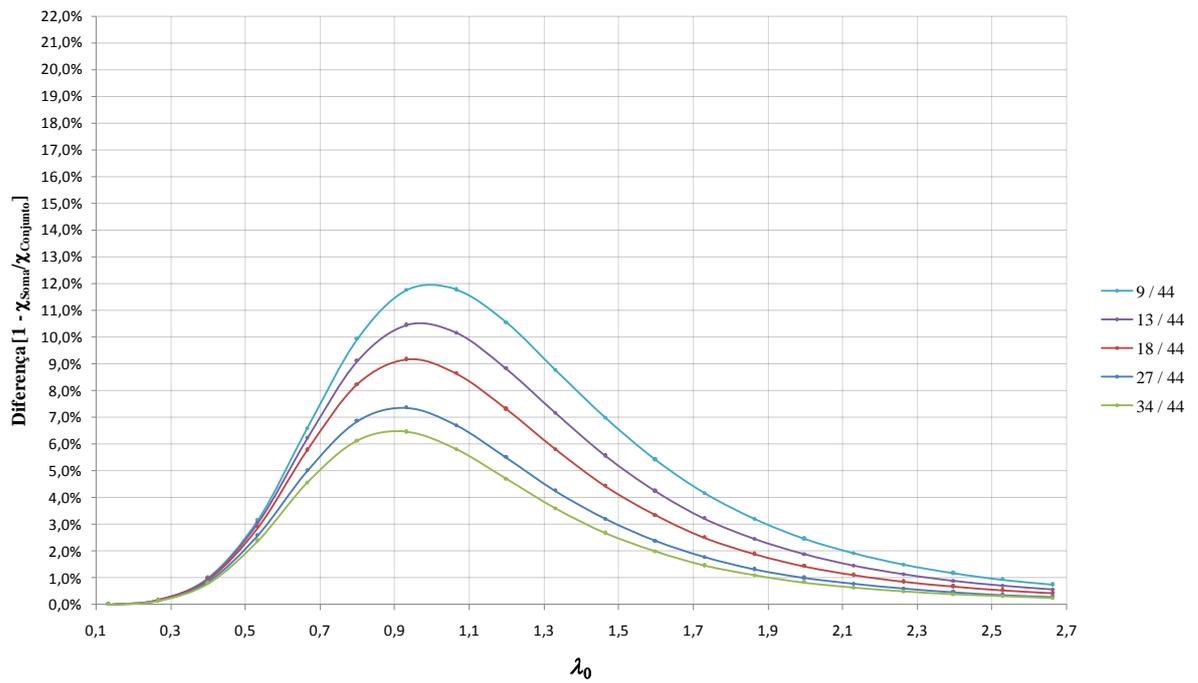


Figura A.11 – Sequência 1 – Conjunto 11 – TC 219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25) + TC 355,6 x 8

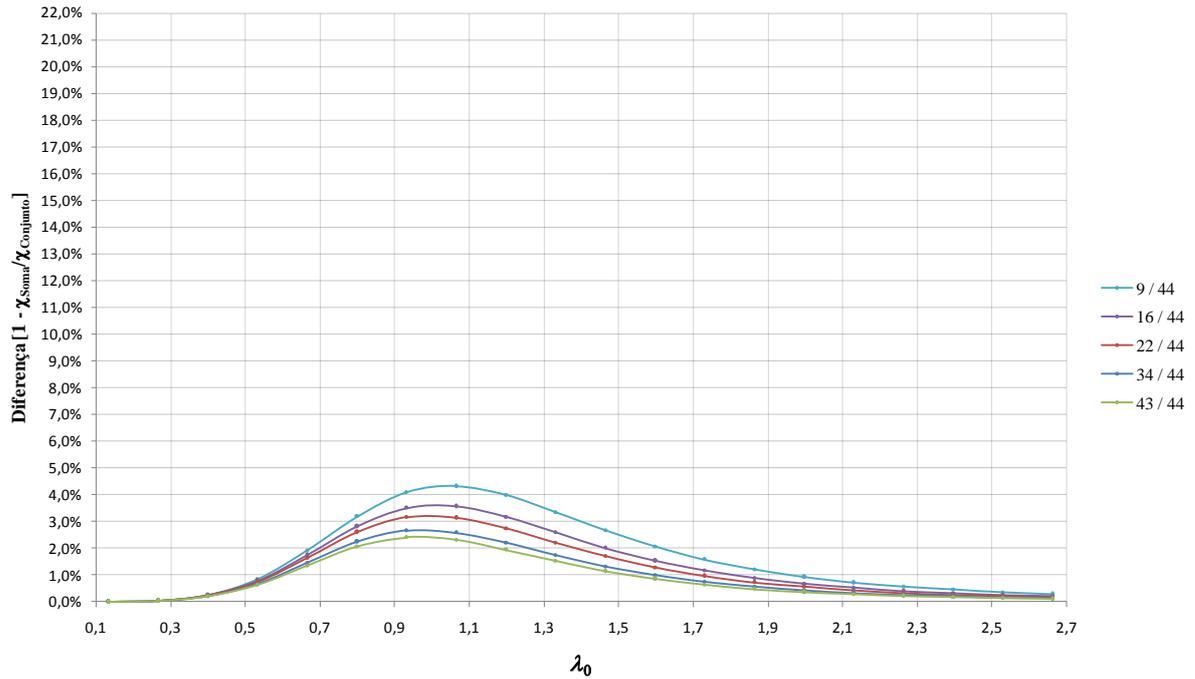


Figura A.12 – Sequência 1 – Conjunto 12 – TC 273,3 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 30) + TC 355,6 x 8

A.3 - Sequência 2:

Tabela A-2 – Sequência 2

Conjunto	Tubo Interno		Tubo Externo	
	Dimensões [d x t]	d / t	Dimensões [d x t]	d / t
1	60,3 x 8,8	6,9	355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)	(44,5; 35,6; 28,4; 20,3; 14,2)
2	88,9 x 12,5	7,1		
3	114,3 x 14,2	8,0		
4	168,3 x 20	8,4		
5	219,1 x 25	8,8		
6	273,3 x 30	9,1		
7	60,3 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8)	(16,8; 13,4; 10,8; 8,5; 6,9)	355,6 x 25	14,2
8	88,9 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8)	(24,7; 19,8; 15,9; 12,5; 10,1)		
9	114,3 x (4; 5,6; 8,8; 12,5; 14,2)	(28,6; 20,4; 13; 9,1; 8)		
10	168,3 x (5; 6,4; 10; 14,2; 20)	(33,7; 26,3; 16,8; 11,9; 8,4)		
11	219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25)	(34,2; 27,4; 17,5; 12,5; 8,8)		
12	273,3 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 30)	(42,7; 34,2; 21,9; 15,6; 9,1)		

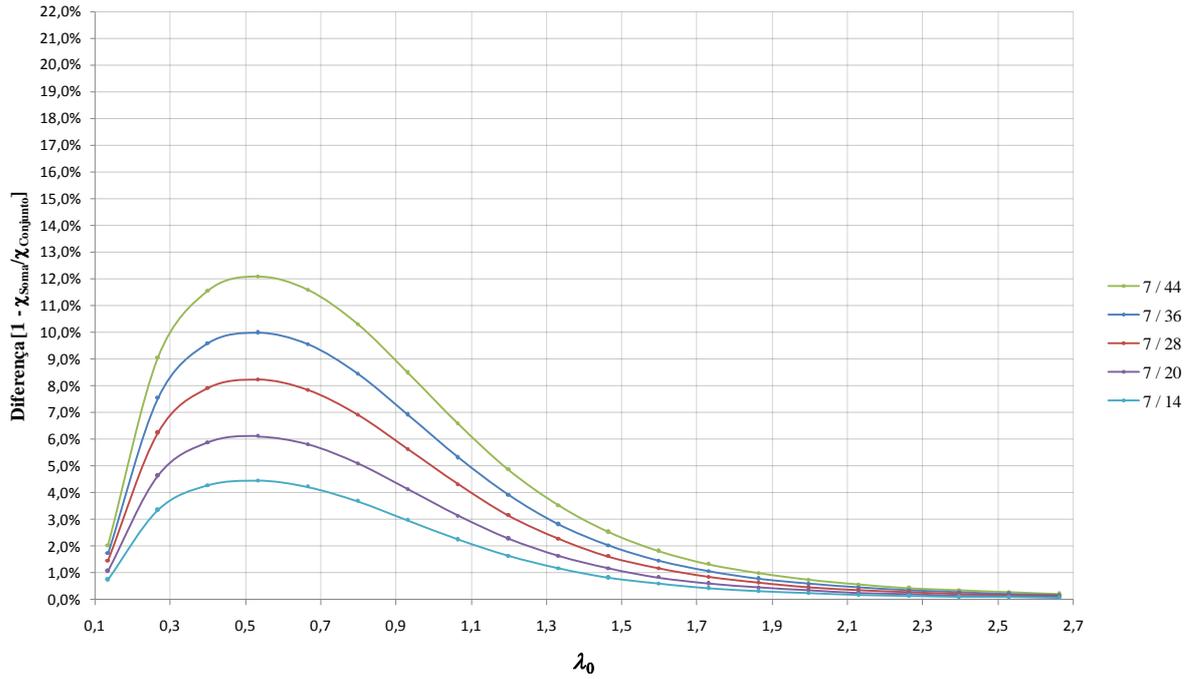


Figura A.13 – Sequência 2 – Conjunto 1 – TC 60,3 x 8,8 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

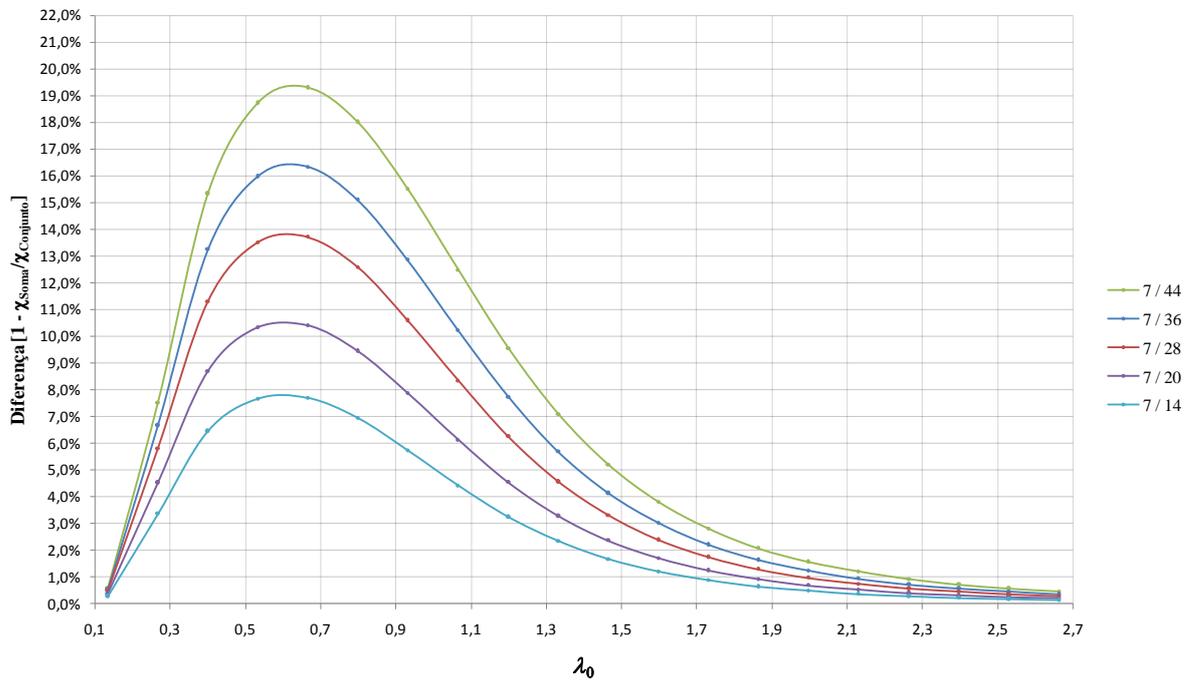


Figura A.14 – Sequência 2 – Conjunto 2 – TC 88,9 x 12,5 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

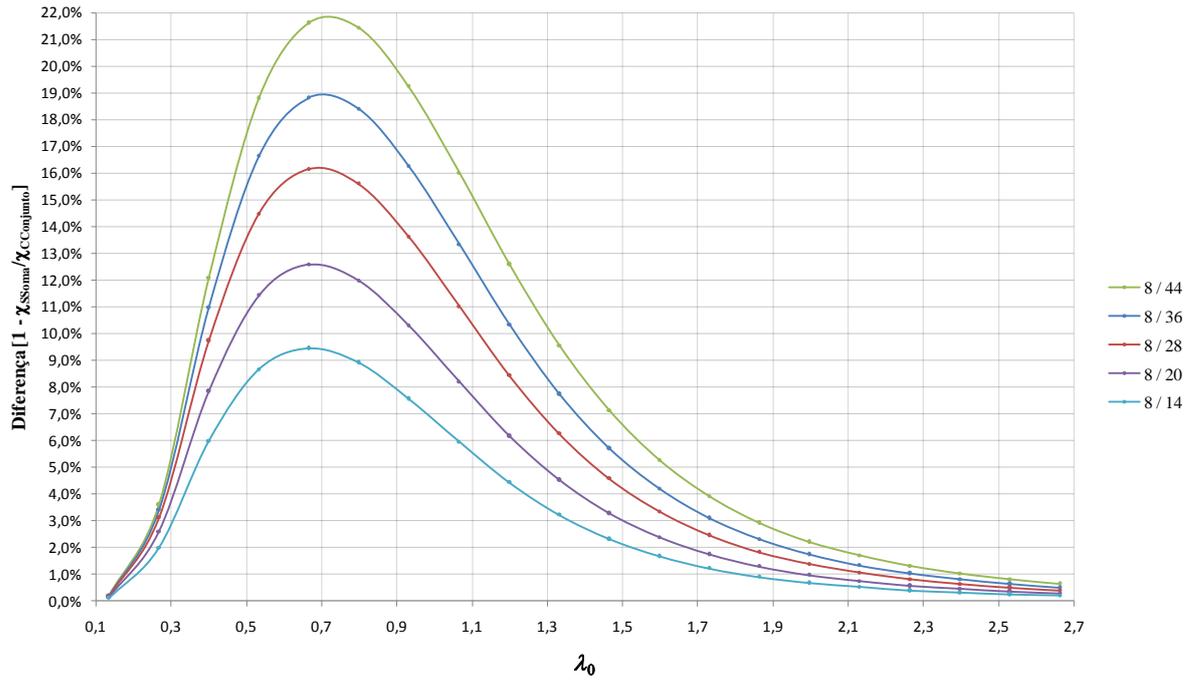


Figura A.15 – Sequência 2 – Conjunto 3 – TC 114,3 x 14,2 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

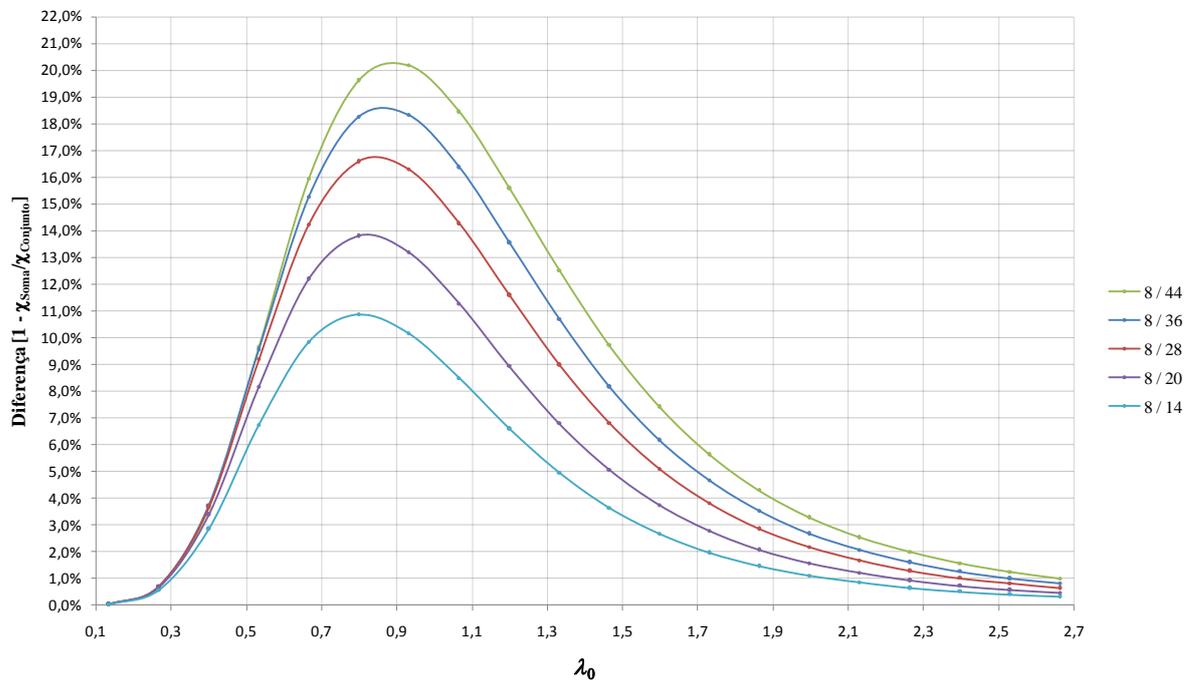


Figura A.16 – Sequência 2 – Conjunto 4 – TC 168,3 x 20 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

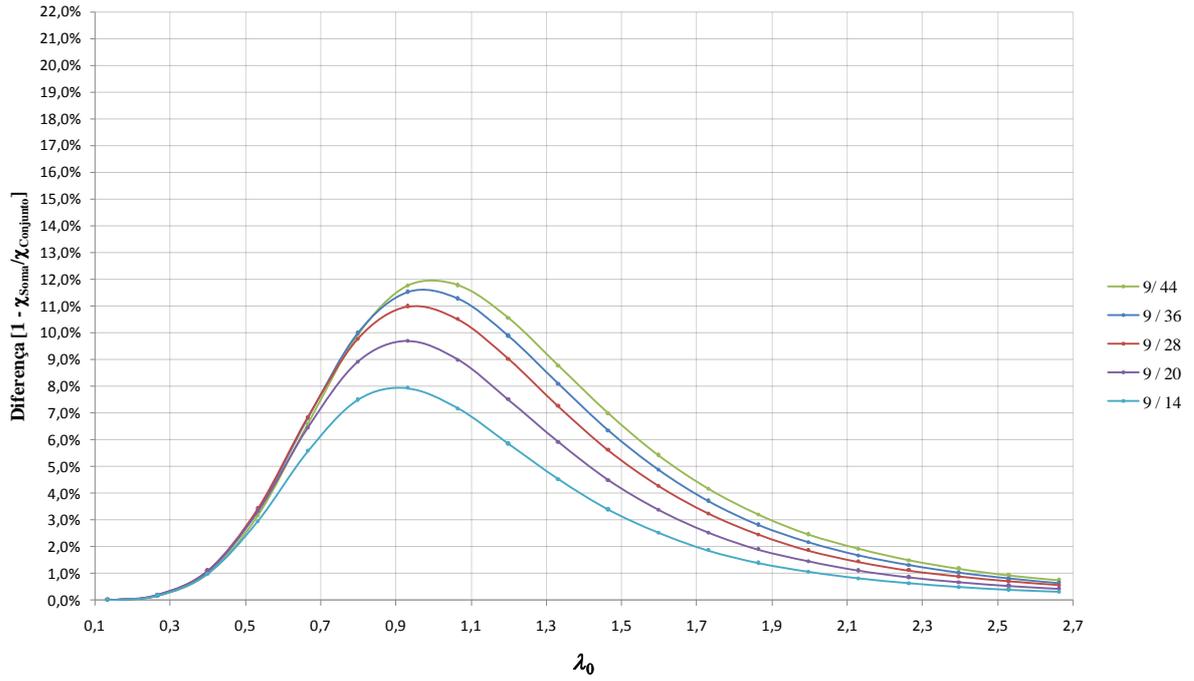


Figura A.17 – Sequência 2 – Conjunto 5 – TC 219,1 x 25 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

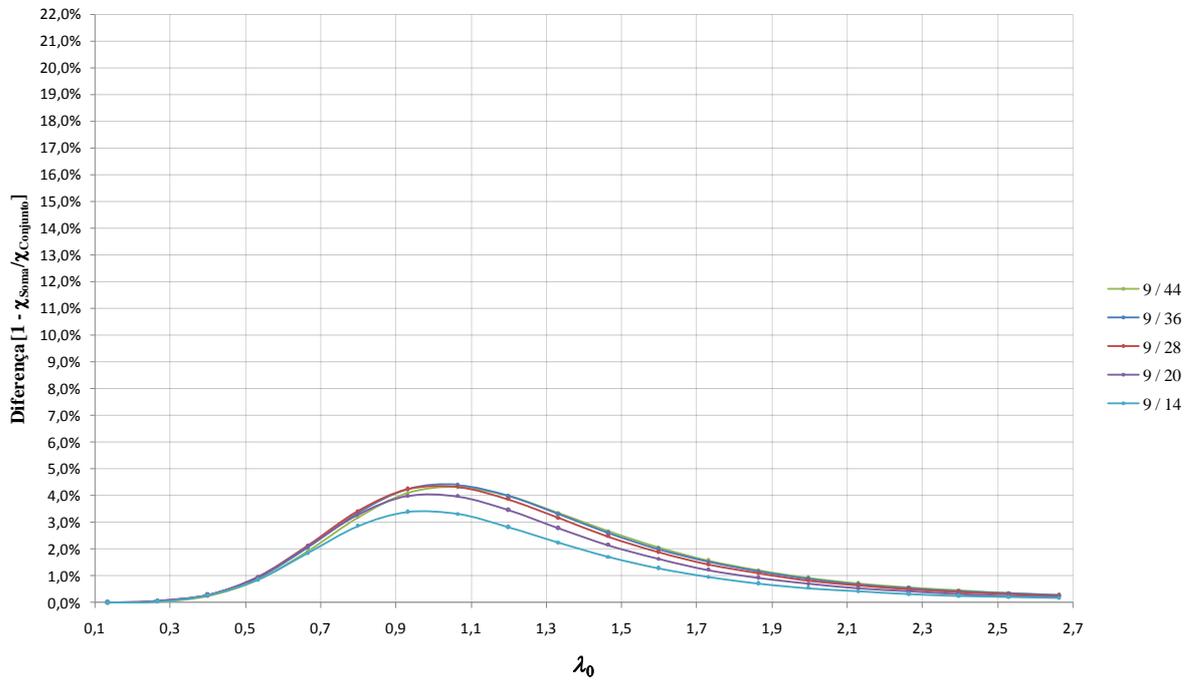


Figura A.18 – Sequência 2 – Conjunto 6 – TC 273,3 x 30 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

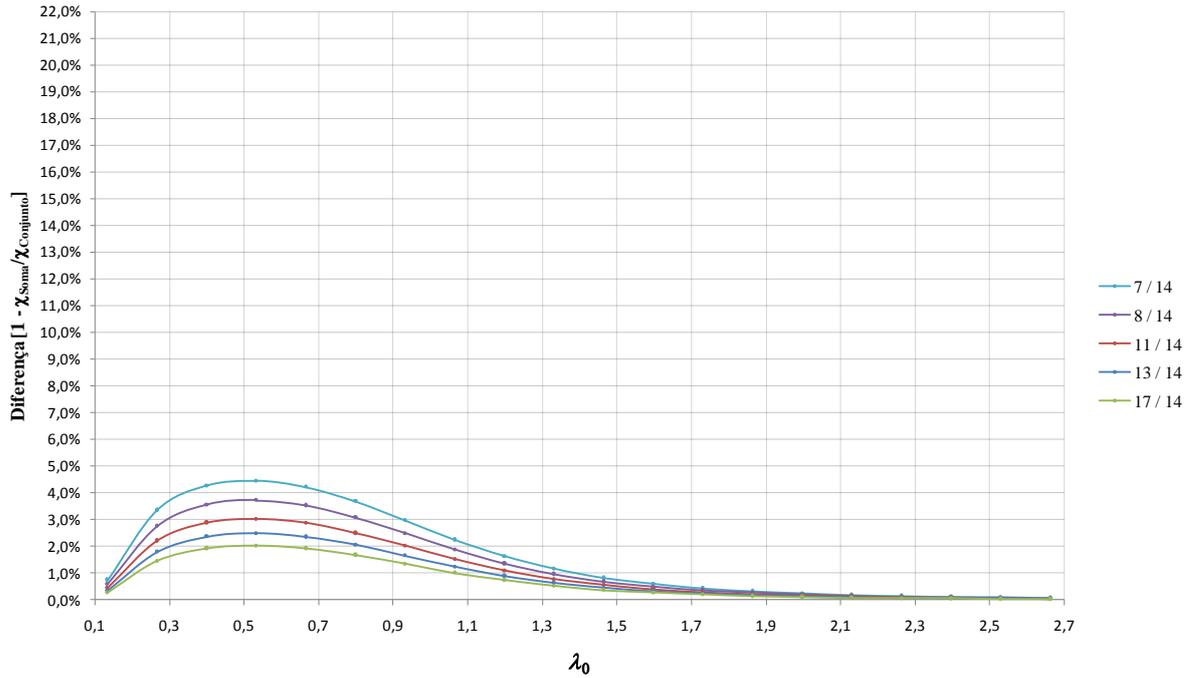


Figura A.19 – Sequência 2 – Conjunto 7 – TC 60,3 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8) + TC 355,6 x 25

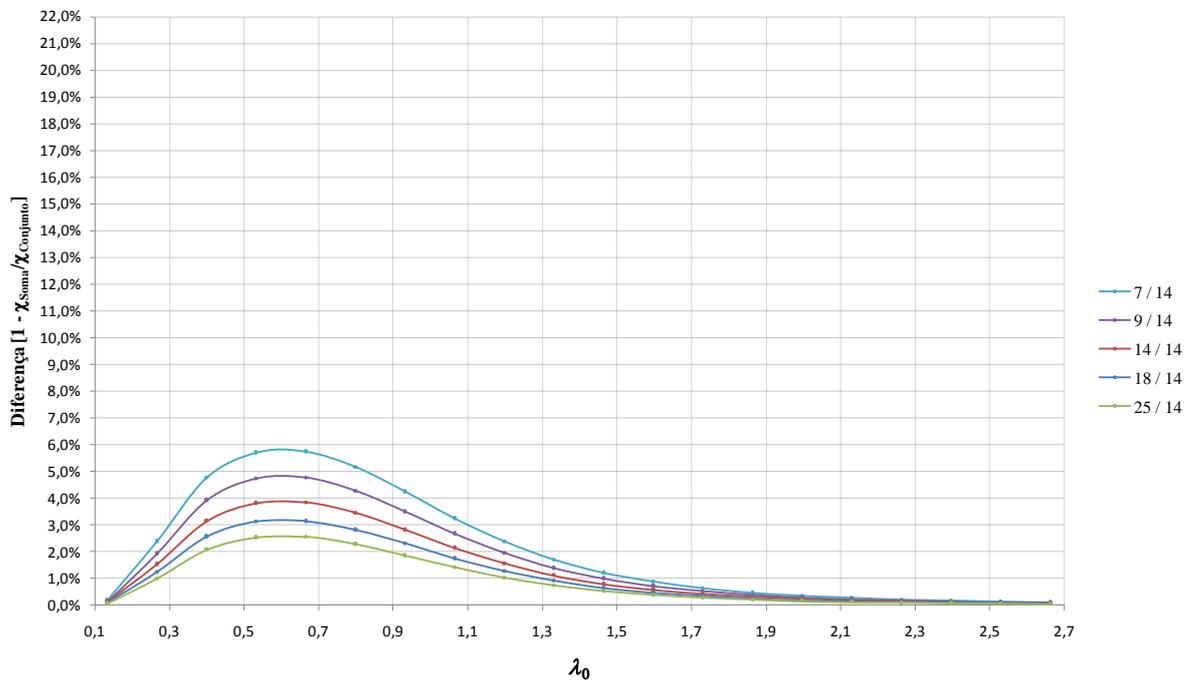


Figura A.20 – Sequência 2 – Conjunto 8 – TC 88,9 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8) + TC 355,6 x 25

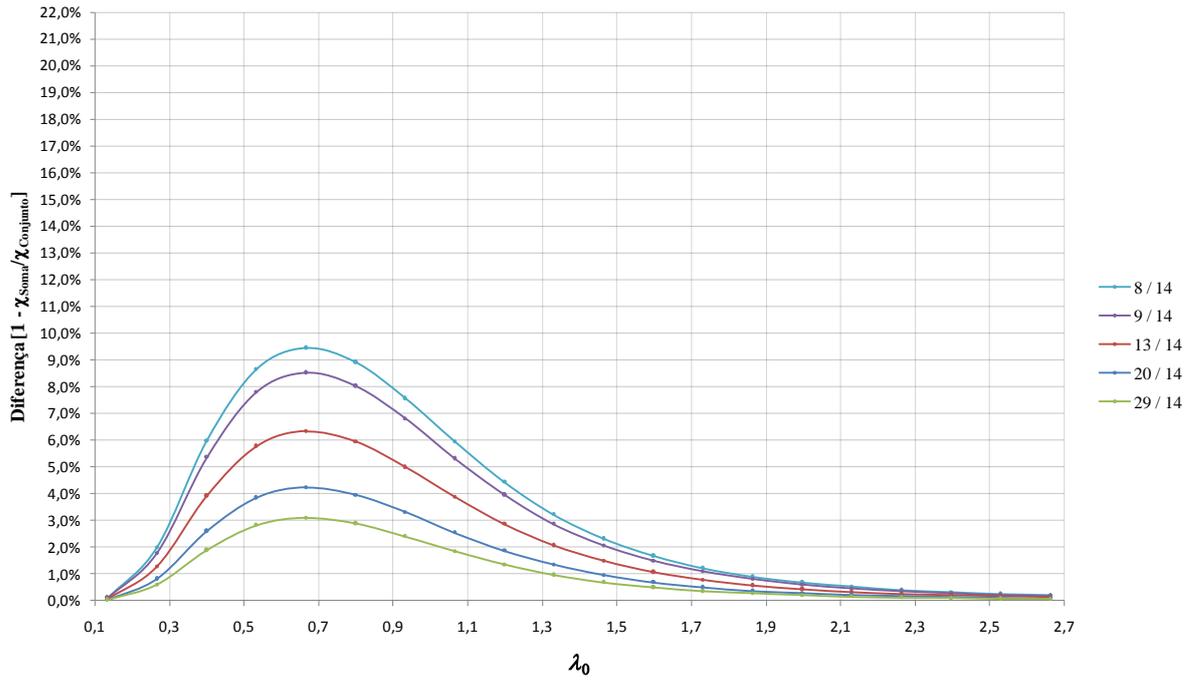


Figura A.21 – Sequência 2 – Conjunto 9 – TC 114,3 x (4; 5,6; 8,8; 12,5; 14,2) + TC 355,6 x 25

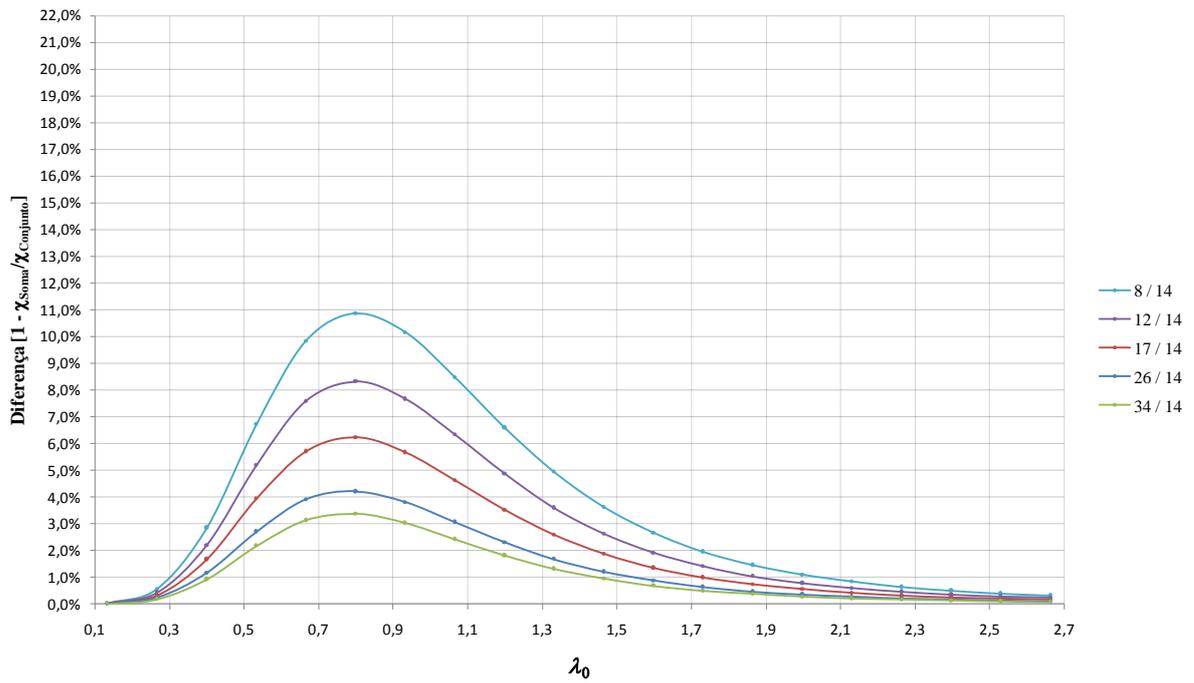


Figura A.22 – Sequência 2 – Conjunto 10 – TC 168,3 x (5; 6,4; 10; 14,2; 20) + TC 355,6 x 25

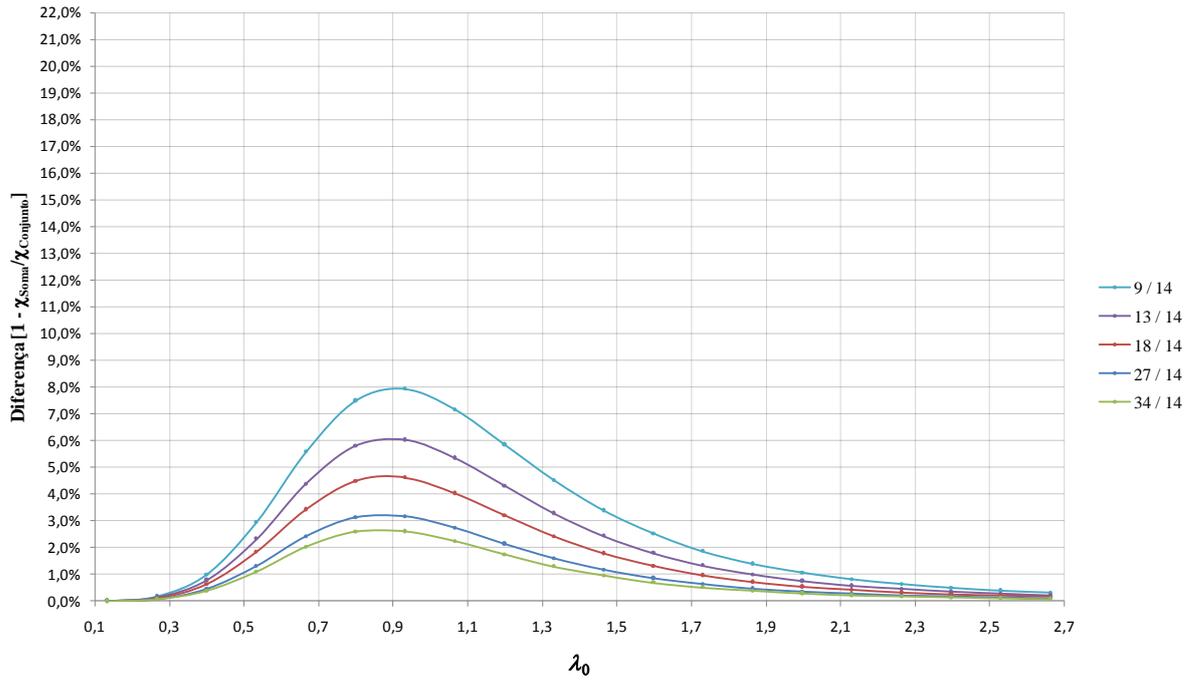


Figura A.23 – Sequência 2 – Conjunto 11 – TC 219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25) + TC 355,6 x 25

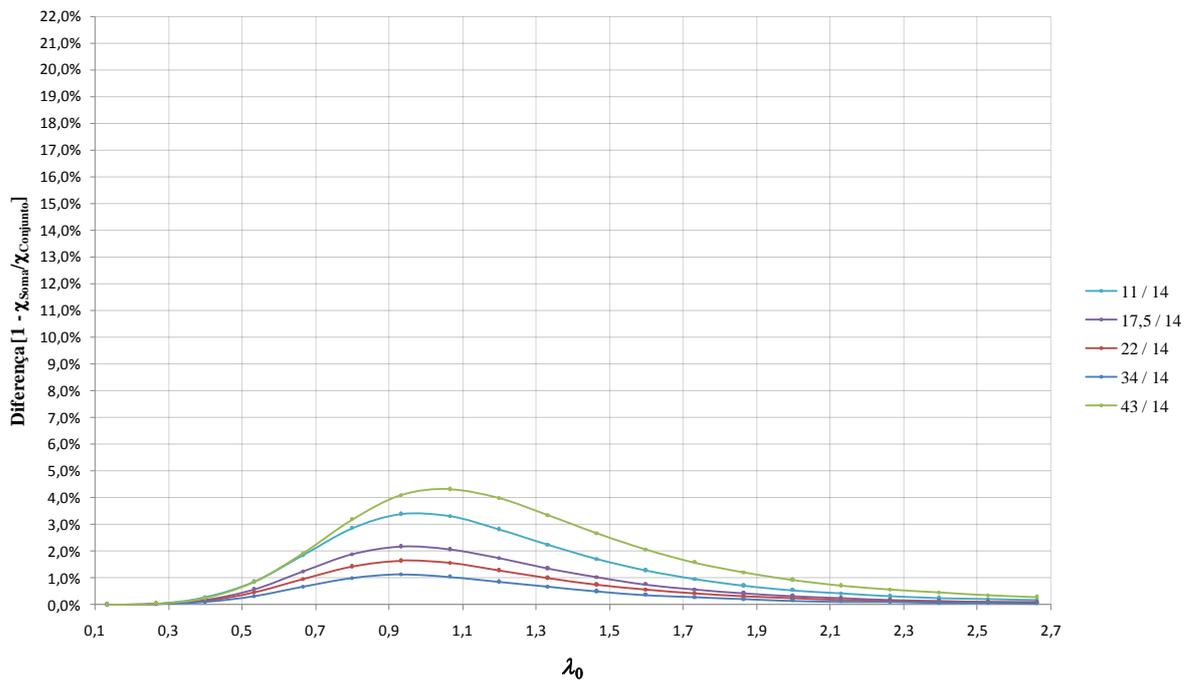


Figura A.24 – Sequência 2 – Conjunto 12 – TC 273,3 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25) + TC 355,6 x 25

A.4 - Sequência 3:

Tabela A-3 – Sequência 3

Conjunto	Tubo Interno		Tubo Externo	
	Dimensões [$d \times t$]	d/t	Dimensões [$d \times t$]	d/t
1	60,3 x 5,6	10,8	355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)	(44,5; 35,6; 28,4; 20,3; 14,2)
2	88,9 x 5	17,8		
3	114,3 x 5,6	20,4		
4	168,3 x 10	16,8		
5	219,1 x 18	12,2		
6	273,3 x 12,5	21,9		
7	60,3 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8)	(16,8; 13,4; 10,8; 8,5; 6,9)	355,6 x 12,5	28,4
8	88,9 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8)	(24,7; 19,8; 15,9; 12,5; 10,1)		
9	114,3 x (4; 5,6; 8,8; 12,5; 14,2)	(28,6; 20,4; 13; 9,1; 8)		
10	168,3 x (5; 6,4; 10; 14,2; 20)	(33,7; 26,3; 16,8; 11,9; 8,4)		
11	219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25)	(34,2; 27,4; 17,5; 12,5; 8,8)		
12	273,3 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 30)	(42,7; 34,2; 21,9; 15,6; 9,1)		

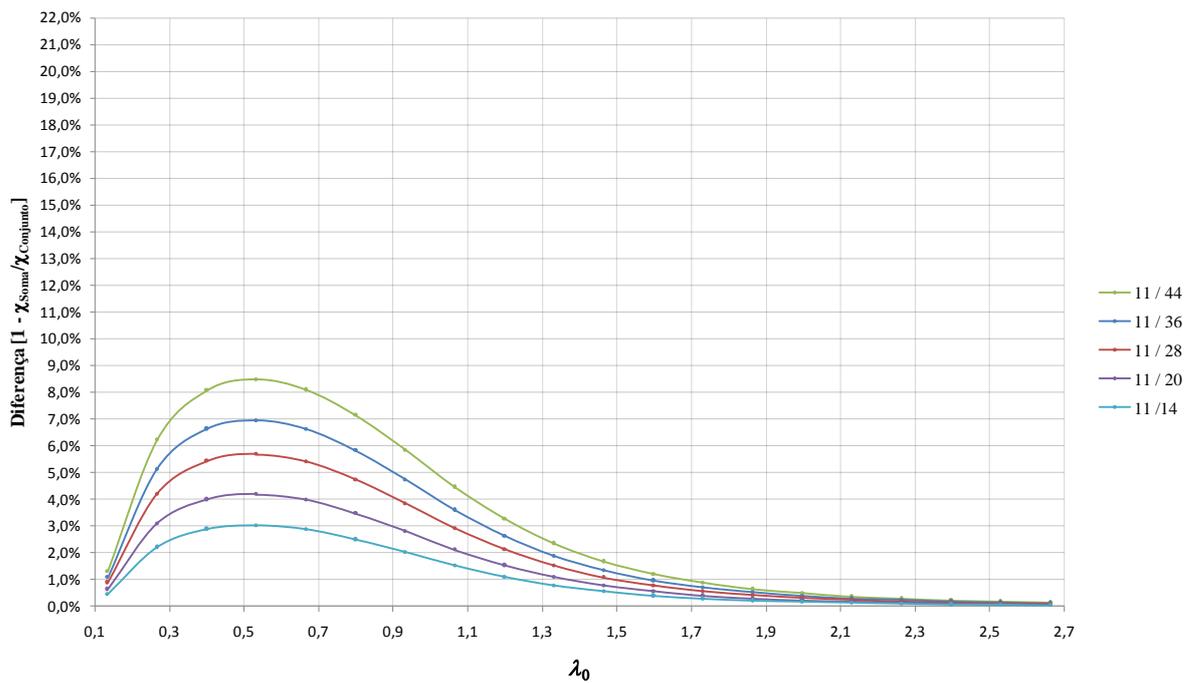


Figura A.25 – Sequência 3 – Conjunto 1 – TC 60,3 x 5,6 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

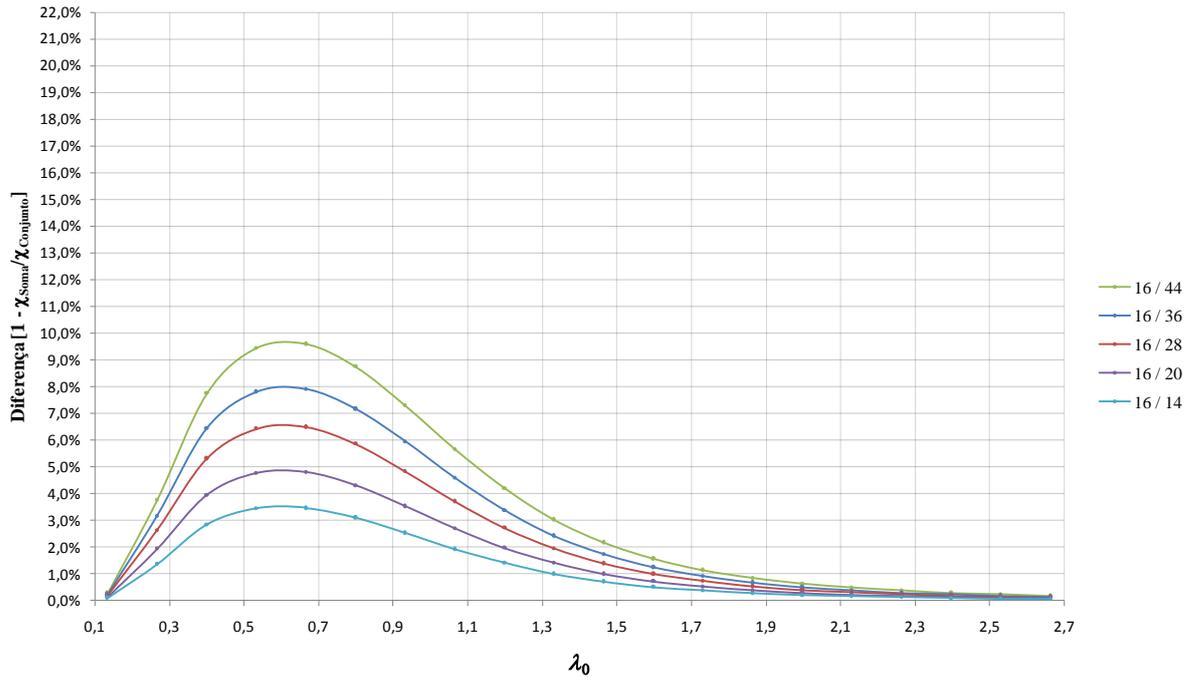


Figura A.26 – Sequência 3 – Conjunto 2 – TC 88,9 x 5 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

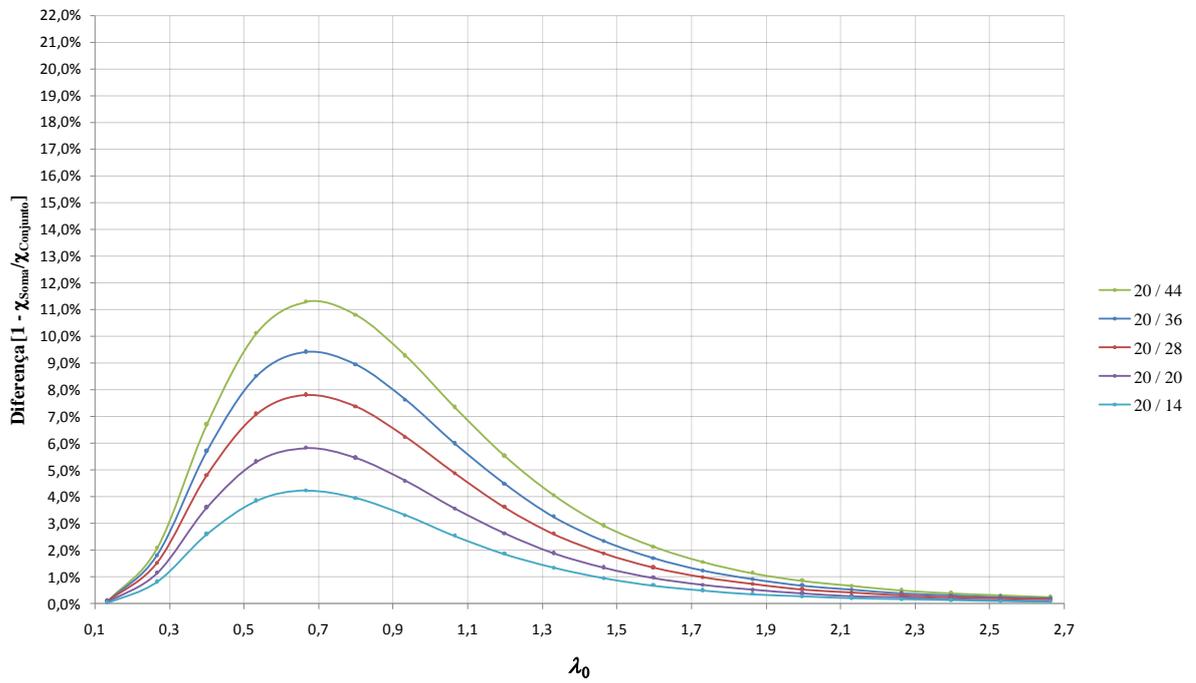


Figura A.27 – Sequência 3 – Conjunto 3 – TC 114,3 x 5,6 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

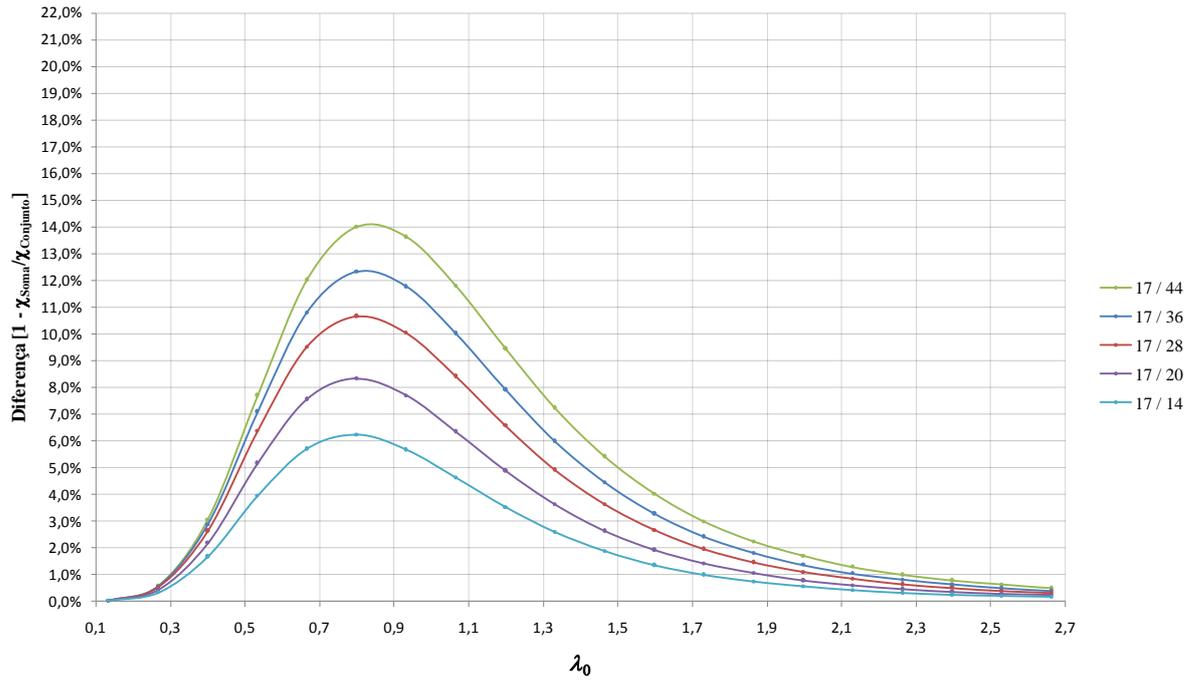


Figura A.28 – Sequência 3 – Conjunto 4 – TC 168,3 x 10 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

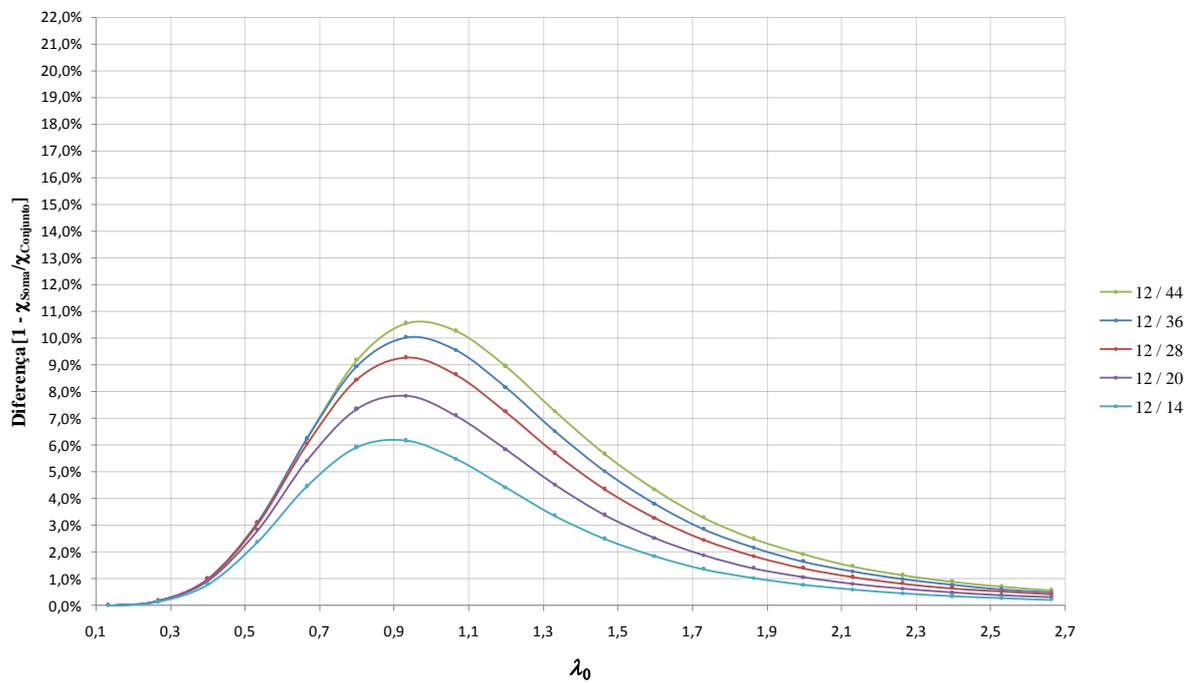


Figura A.29 – Sequência 3 – Conjunto 5 – TC 219,1 x 18 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

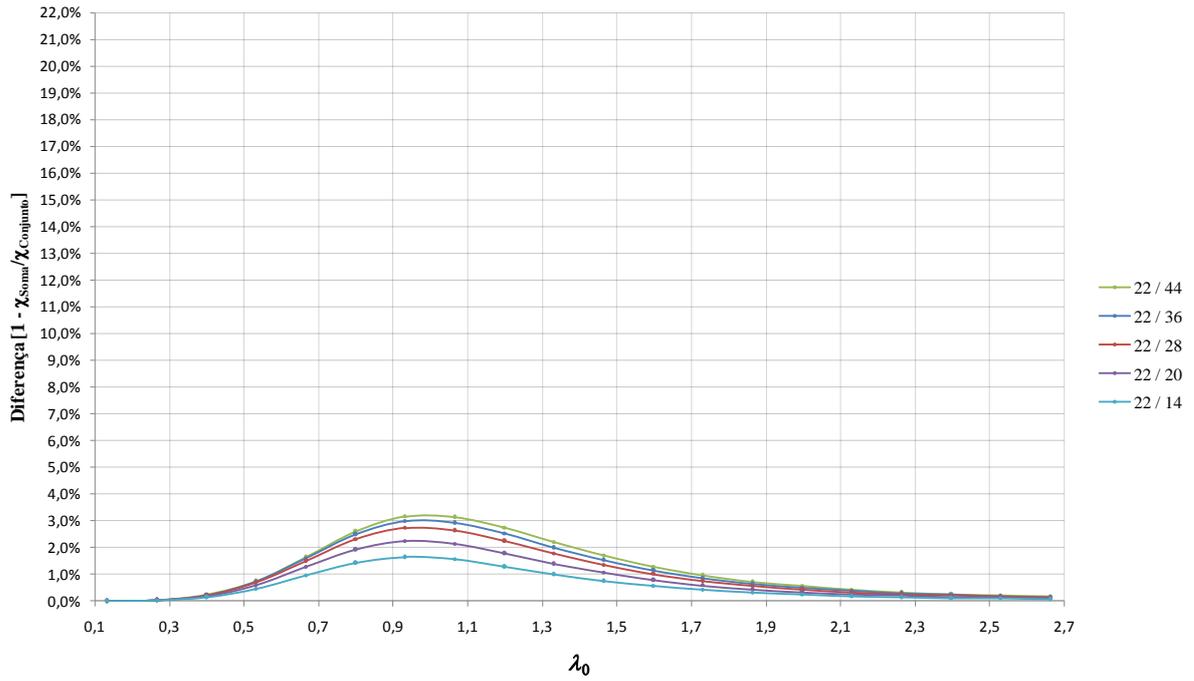


Figura A.30 – Sequência 3 – Conjunto 6 – TC 273,3 x 12,5 + TC 355,6 x (8; 10; 12,5; 17,5; 25)

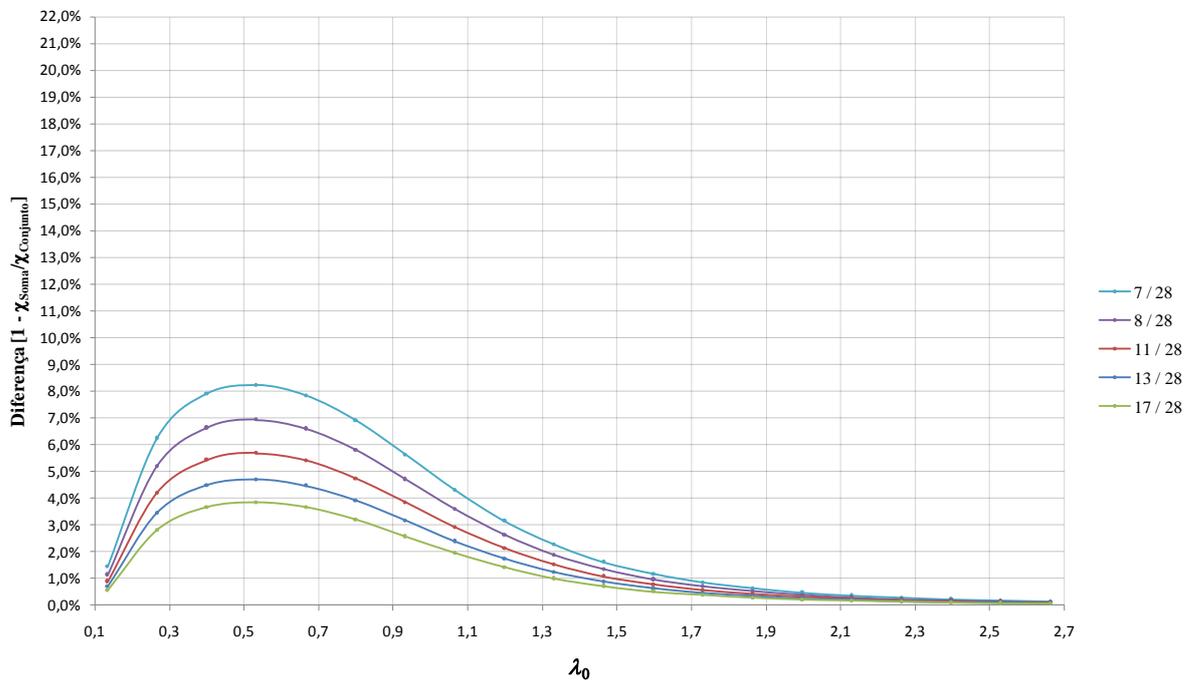


Figura A.31 – Sequência 3 – Conjunto 7 – TC 60,3 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8) + TC 355,6 x 12,5

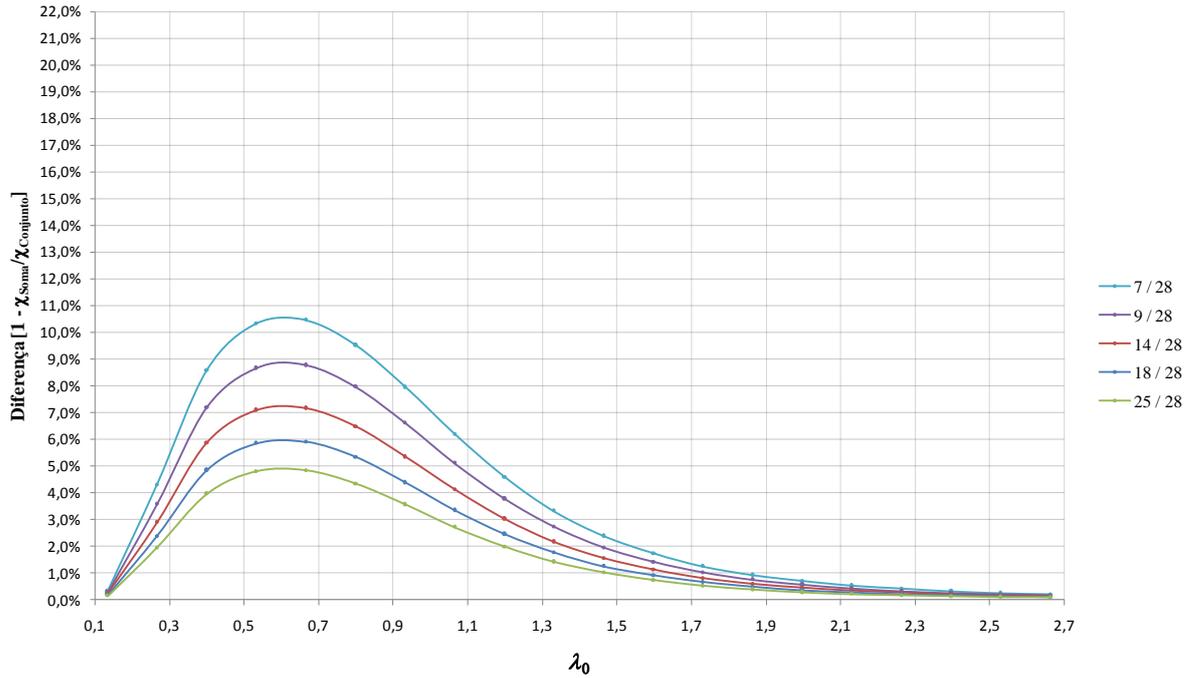


Figura A.32 – Sequência 3 – Conjunto 8 – TC 88,9 x (3,6; 4,5; 5,6; 7,1; 8,8) + TC 355,6 x 12,5

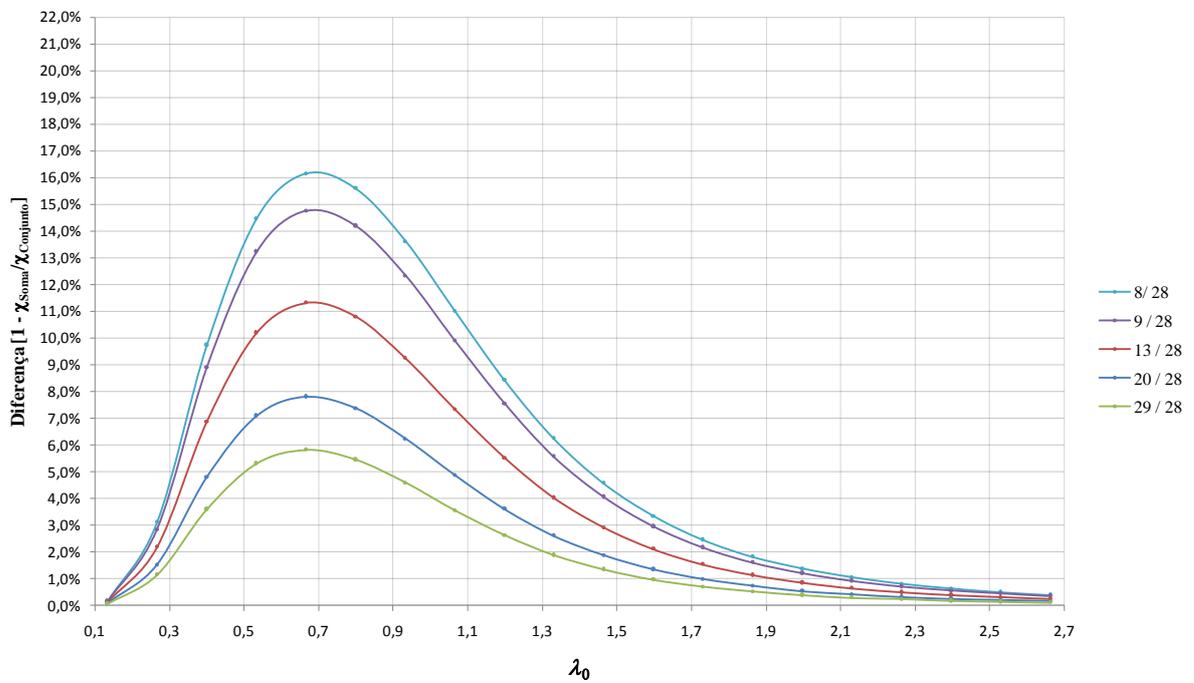


Figura A.33 – Sequência 3 – Conjunto 9 – TC 114,3 x (4; 5,6; 8,8; 12,5; 14,2) + TC 355,6 x 12,5

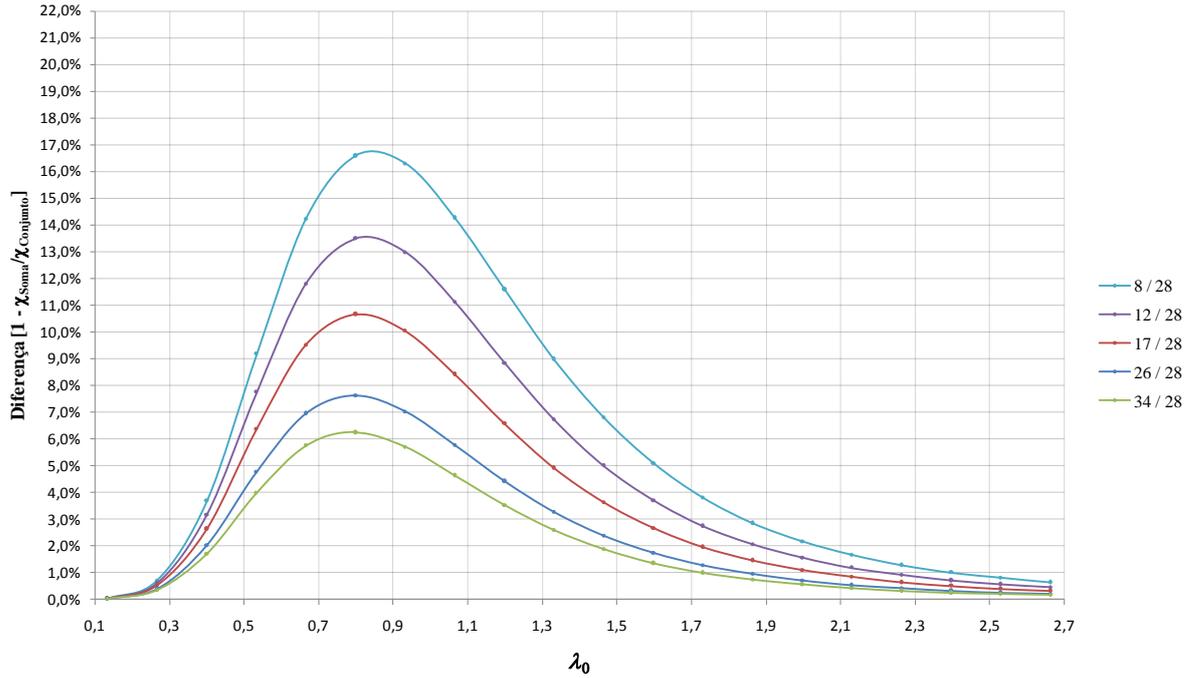


Figura A.34 – Sequência 3 – Conjunto 10 – TC 168,3 x (5; 6,4; 10; 14,2; 20) + TC 355,6 x 12,5

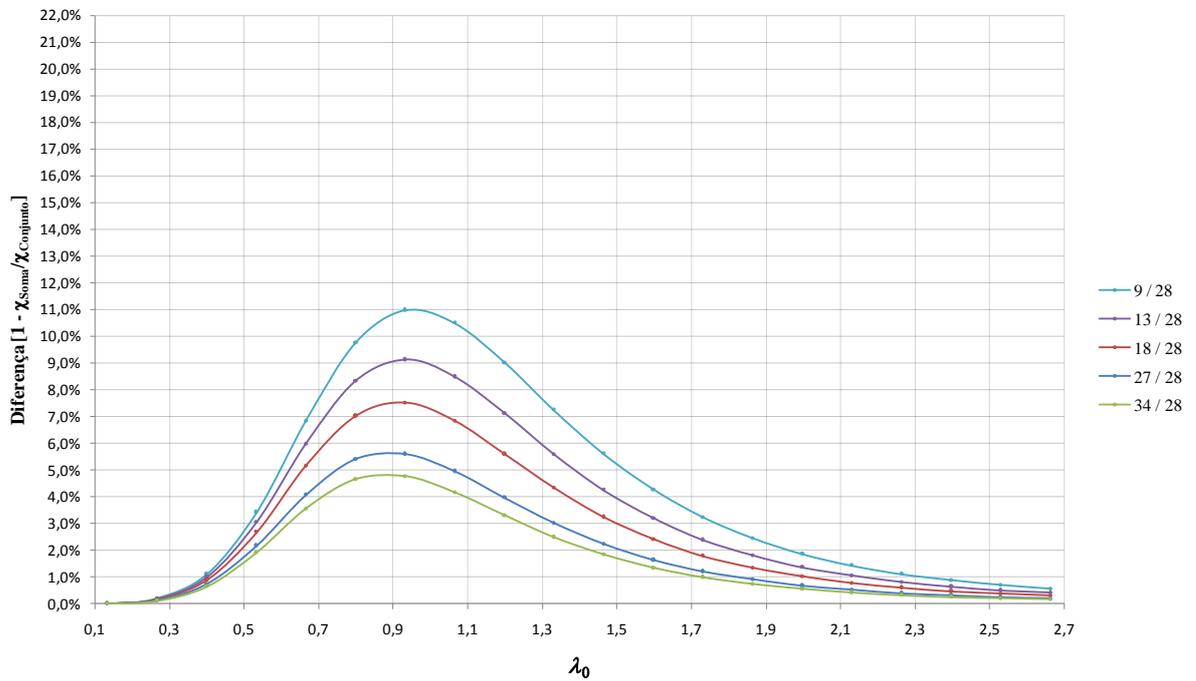


Figura A.35 – Sequência 3 – Conjunto 11 – TC 219,1 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25) + TC 355,6 x 12,5

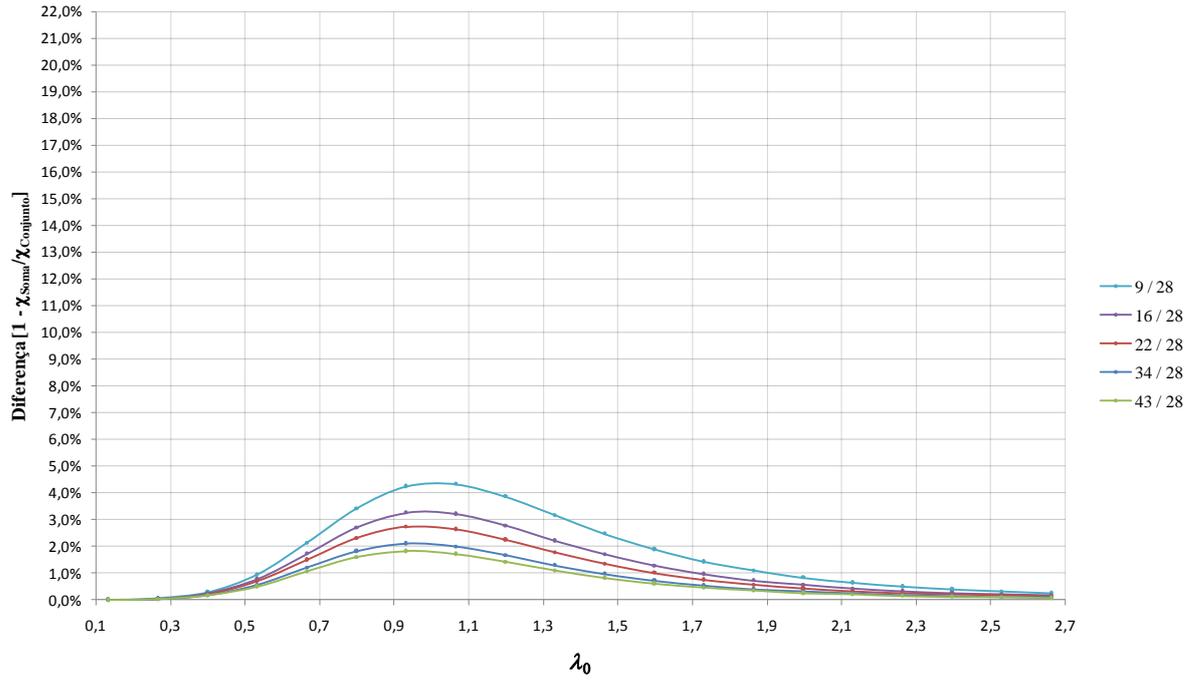


Figura A.36 – Sequência 3 – Conjunto 12 – TC 273,3 x (6,4; 8; 12,5; 17,5; 25) + TC 355,6 x 12,5

APÊNDICE B

CURVAS DE RESISTÊNCIA E DE DISTRIBUIÇÃO DAS FORÇAS NOS PERFIS

B.1 Introdução

Conforme discutido no Capítulo 8 – Resultados das Análises Numéricas – foram determinadas diversas curvas de resistência à compressão e feitos gráficos comparativos nos quais é possível identificar a distribuição da força nos perfis que compõe os PTCCs ao longo dos passos de carga. Esses gráficos, obtidos para alguns dos modelos processados, estão mostrados na sequência.

B.2 Modelo 1 – TC 73 x 3,6 + TC 114,3 x 4,5

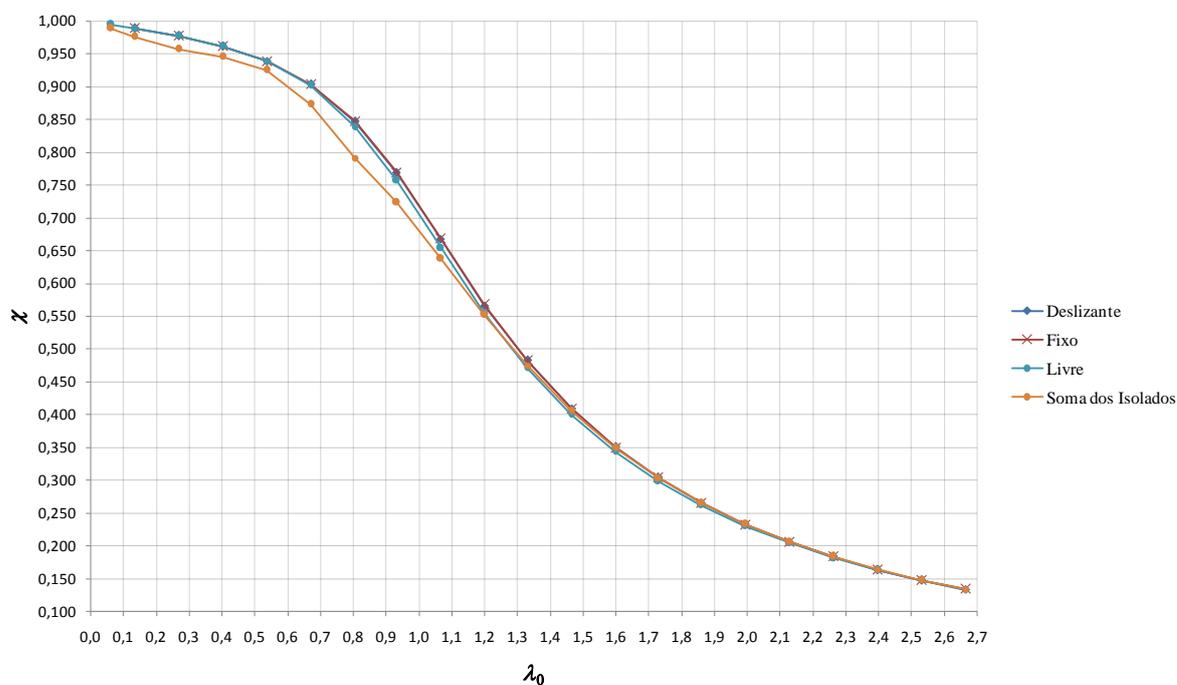


Figura B.1 – Modelo 1 – Curvas de Resistência

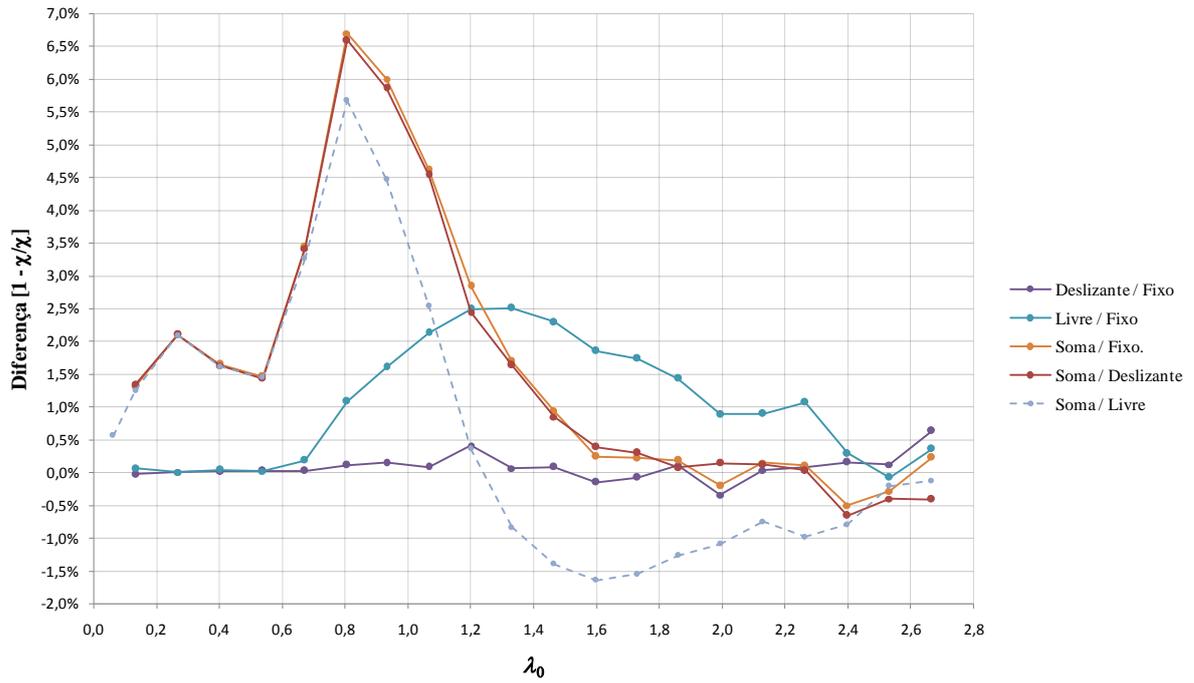


Figura B.2 – Modelo 1 – Diferença entre as curvas de resistência

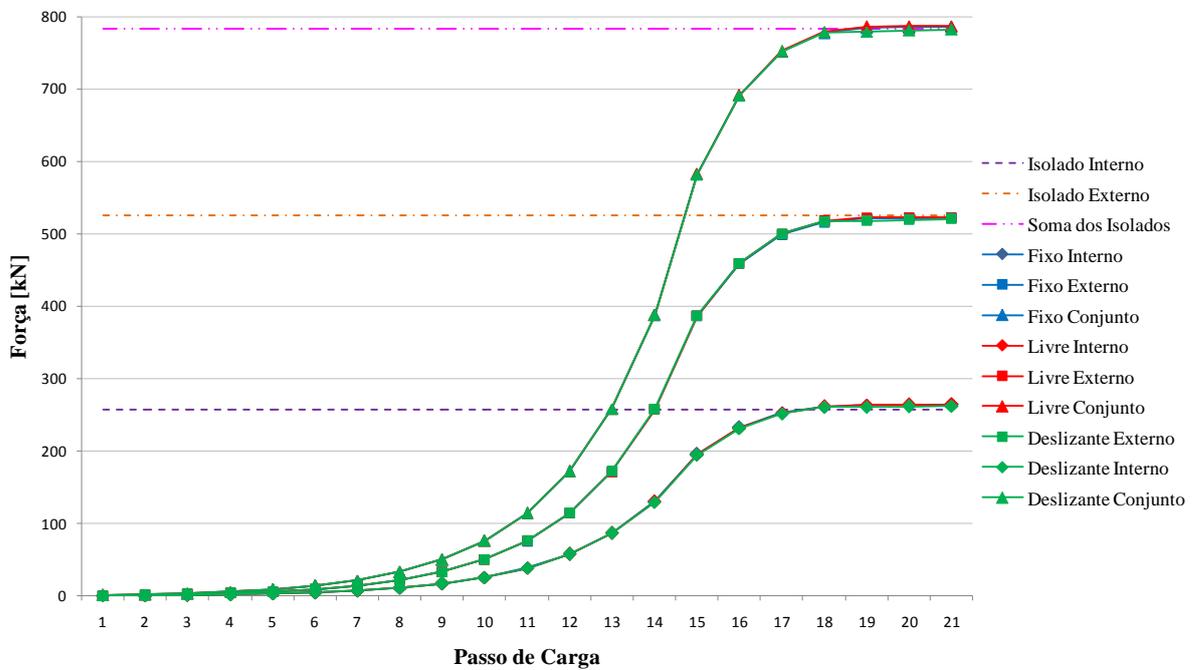


Figura B.3 – Modelo 1 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$)

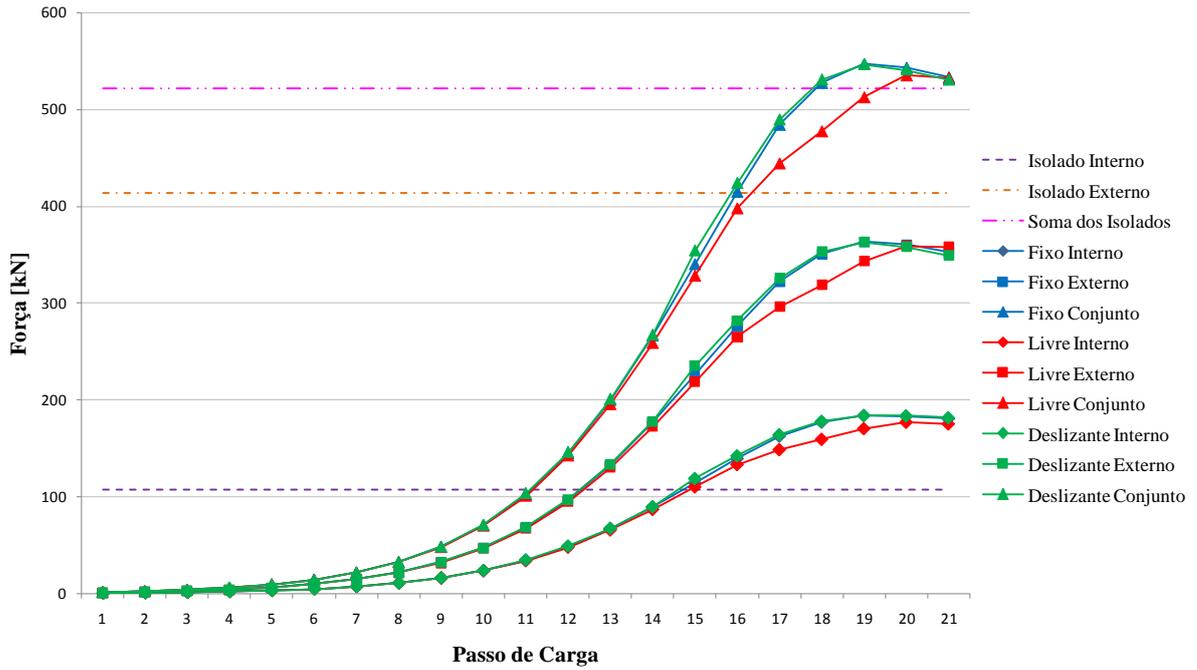


Figura B.4 – Modelo 1 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

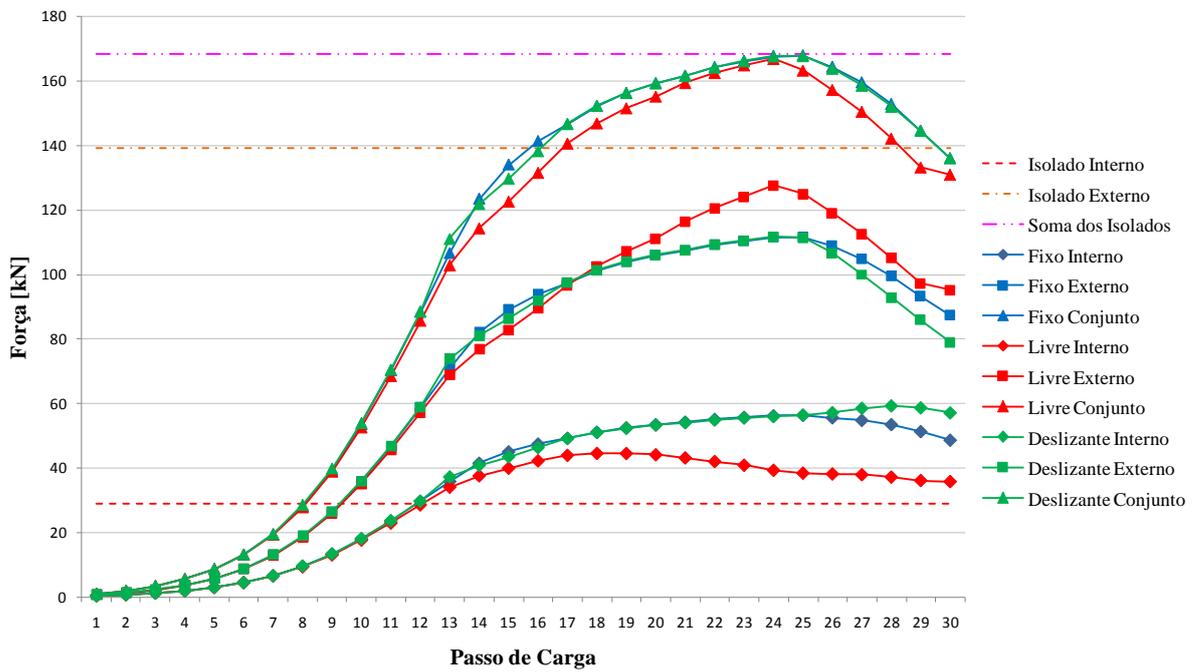


Figura B.5 – Modelo 1 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$)

B.3 Modelo 6 – TC 273 x 10 + TC 355,6 x 25

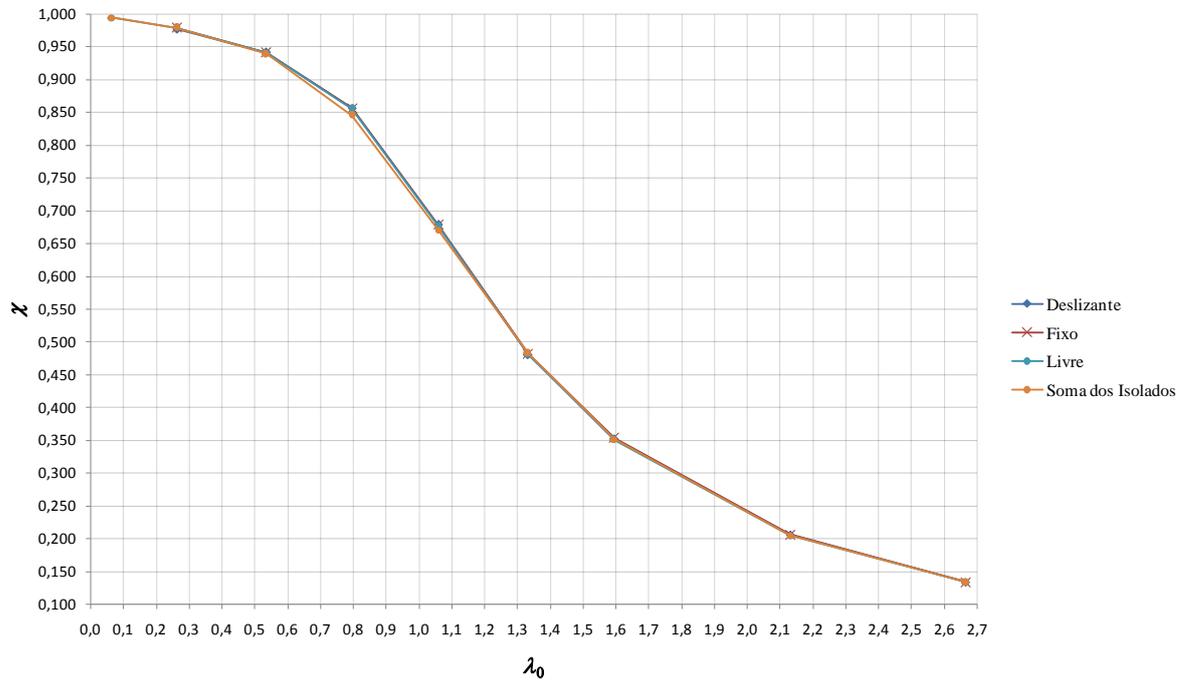


Figura B.6 – Modelo 6 – Curvas de Resistência

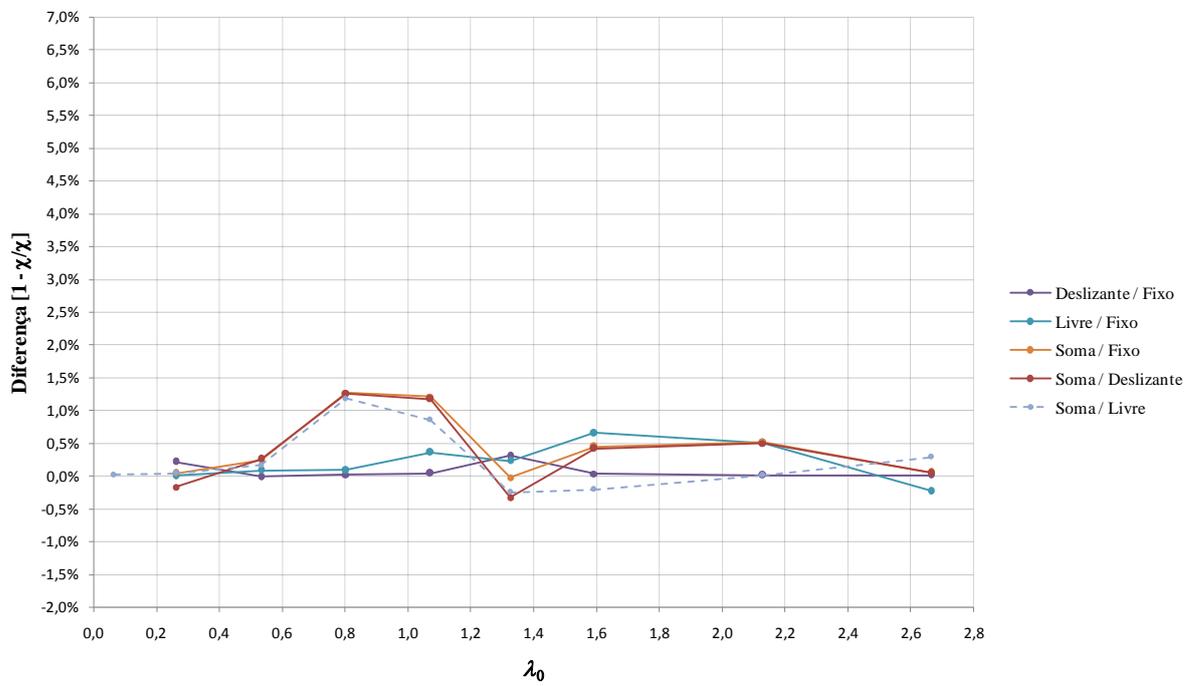


Figura B.7 – Modelo 6 – Diferença entre as curvas de resistência

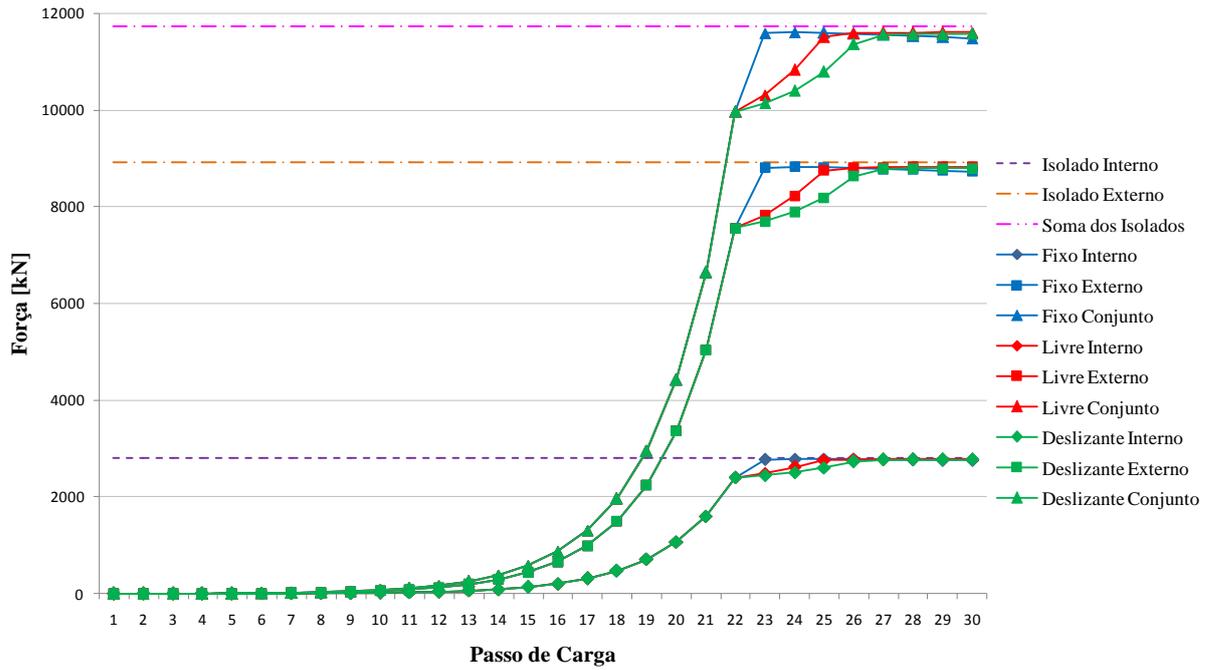


Figura B.8 – Modelo 6 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$)

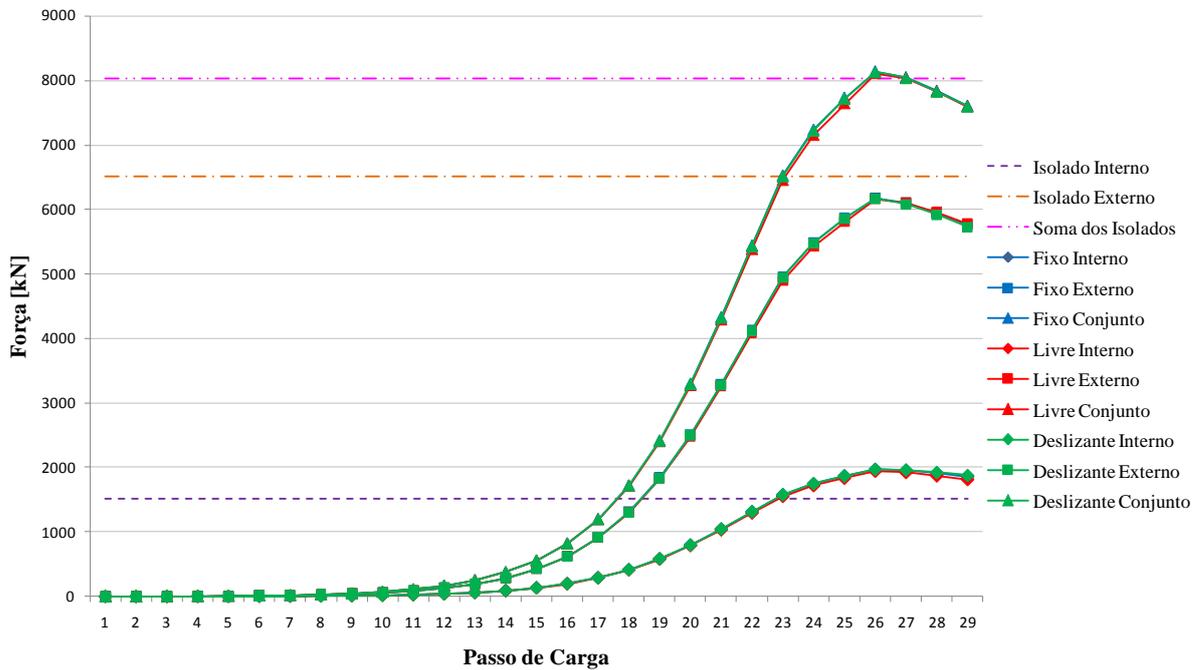


Figura B.9 – Modelo 6 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

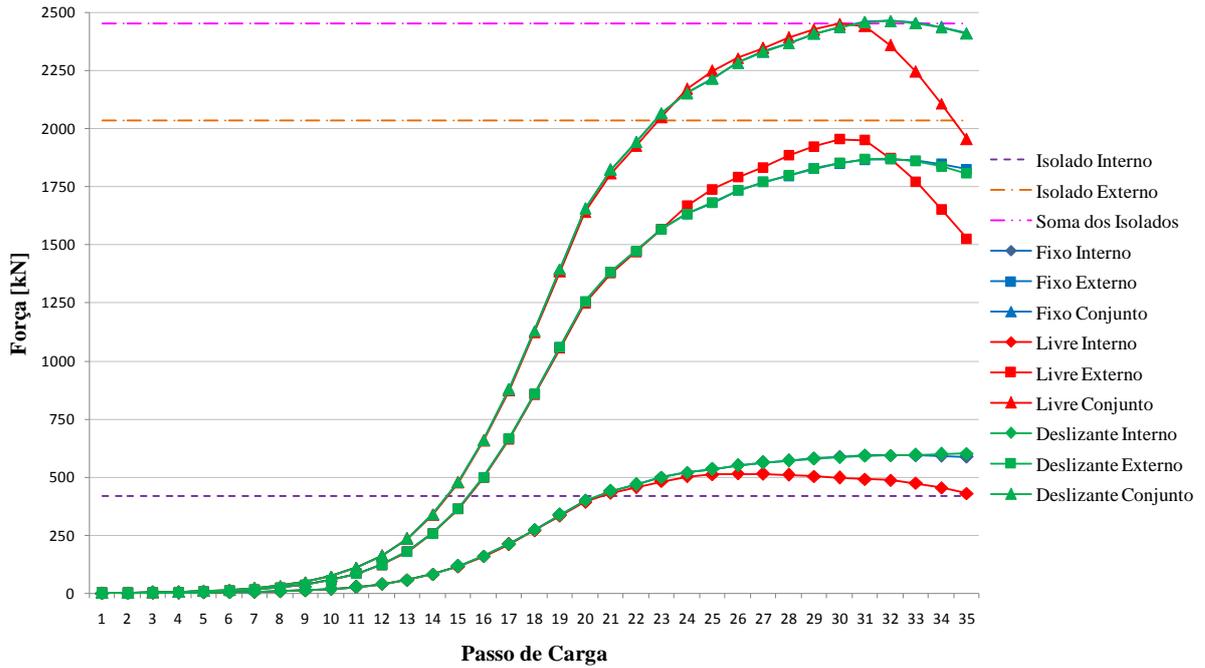


Figura B.10 – Modelo 6 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$)

B.4 Modelo 15 – TC 273 x 30 + TC 355,6 x 12,5

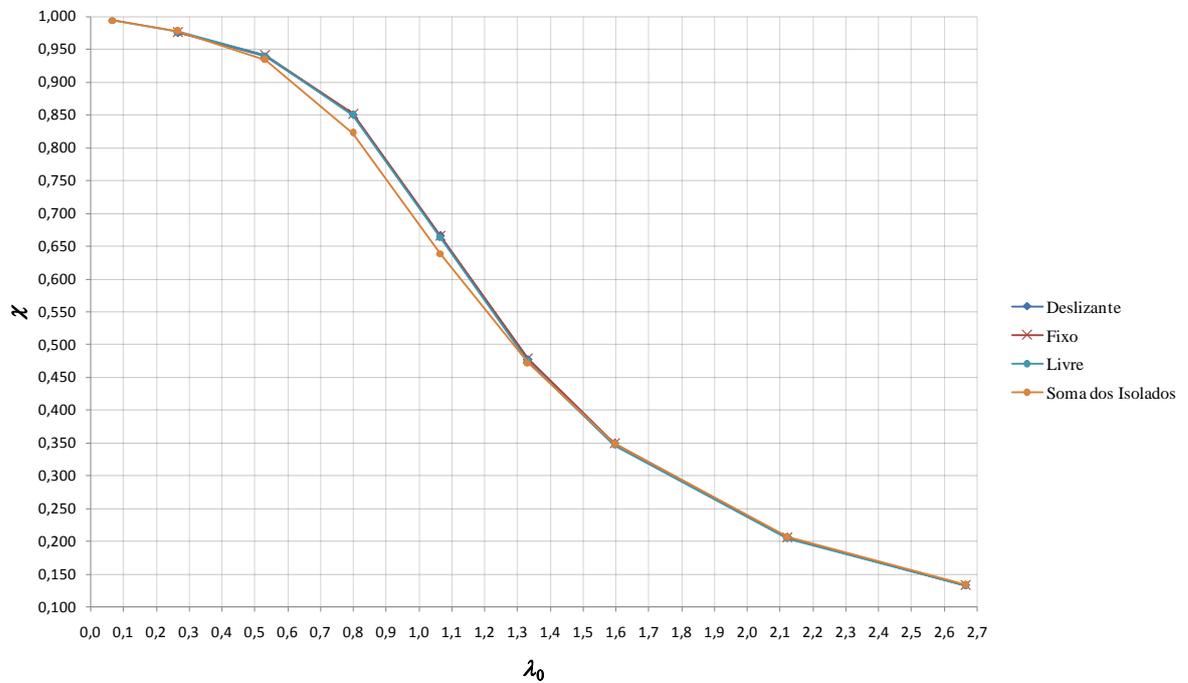


Figura B.11 – Modelo 15 – Curvas de Resistência

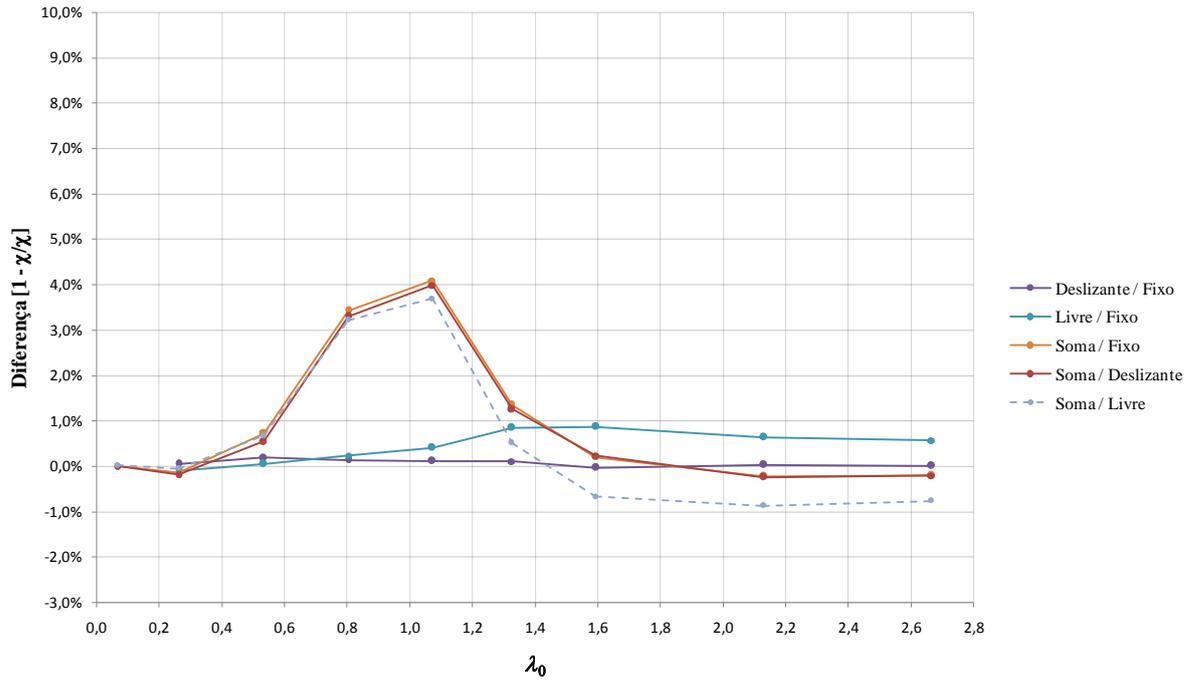


Figura B.12 – Modelo 15 – Diferença entre as curvas de resistência

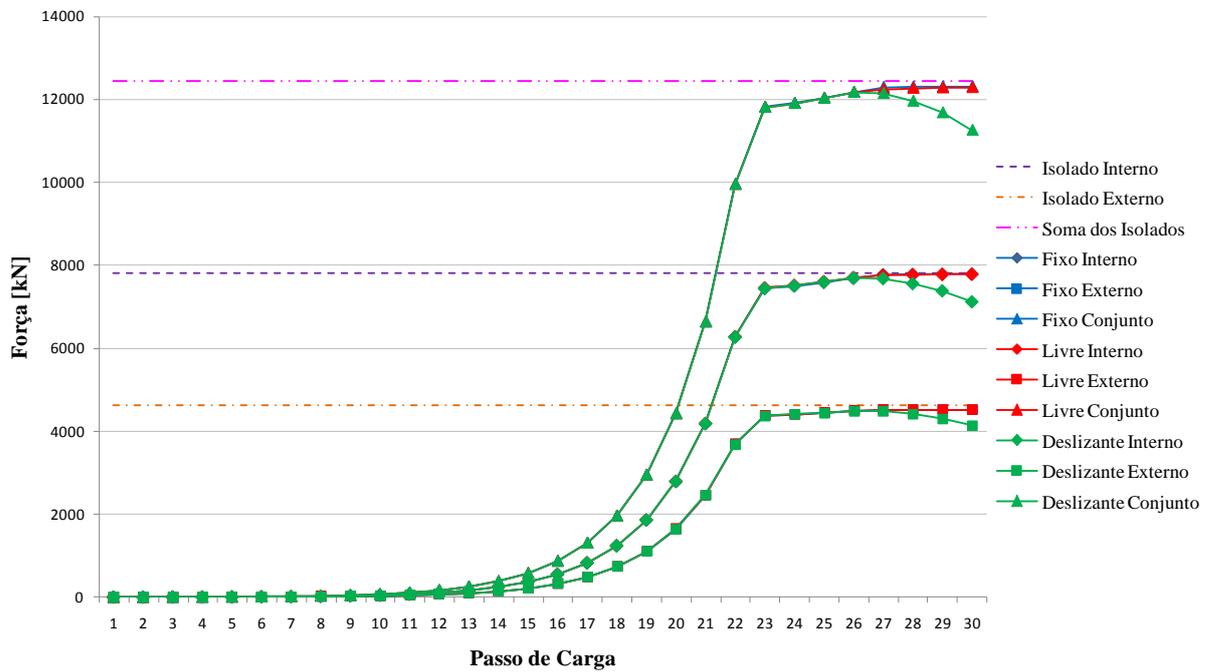


Figura B.13 – Modelo 15 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$)

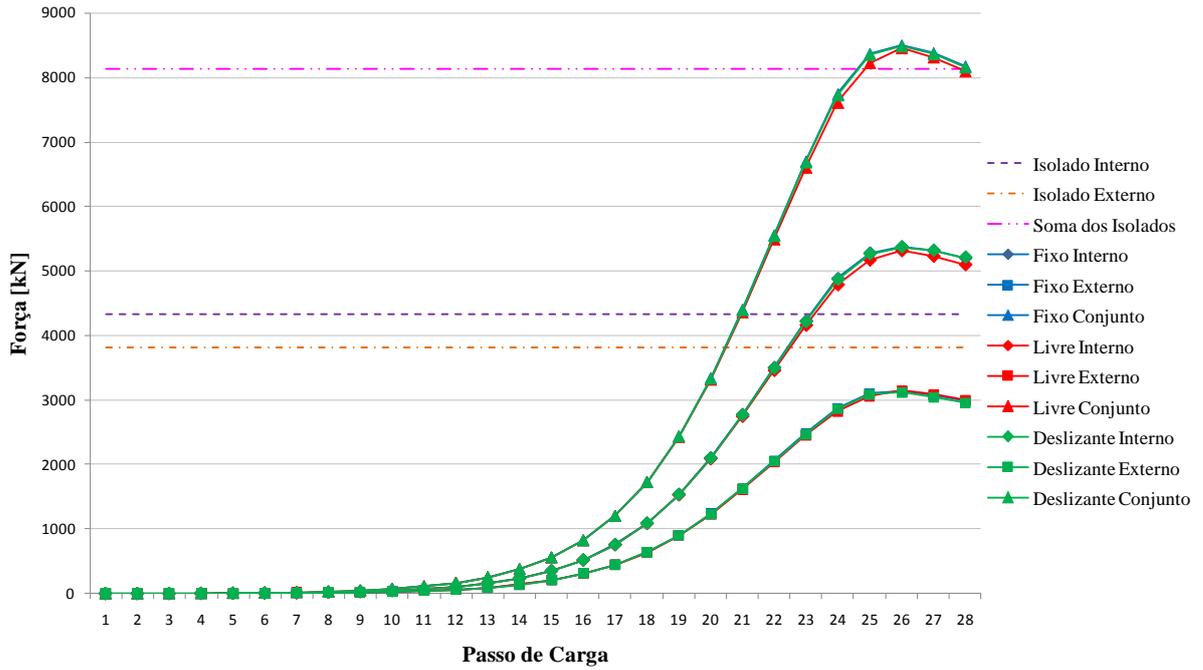


Figura B.14 – Modelo 15 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

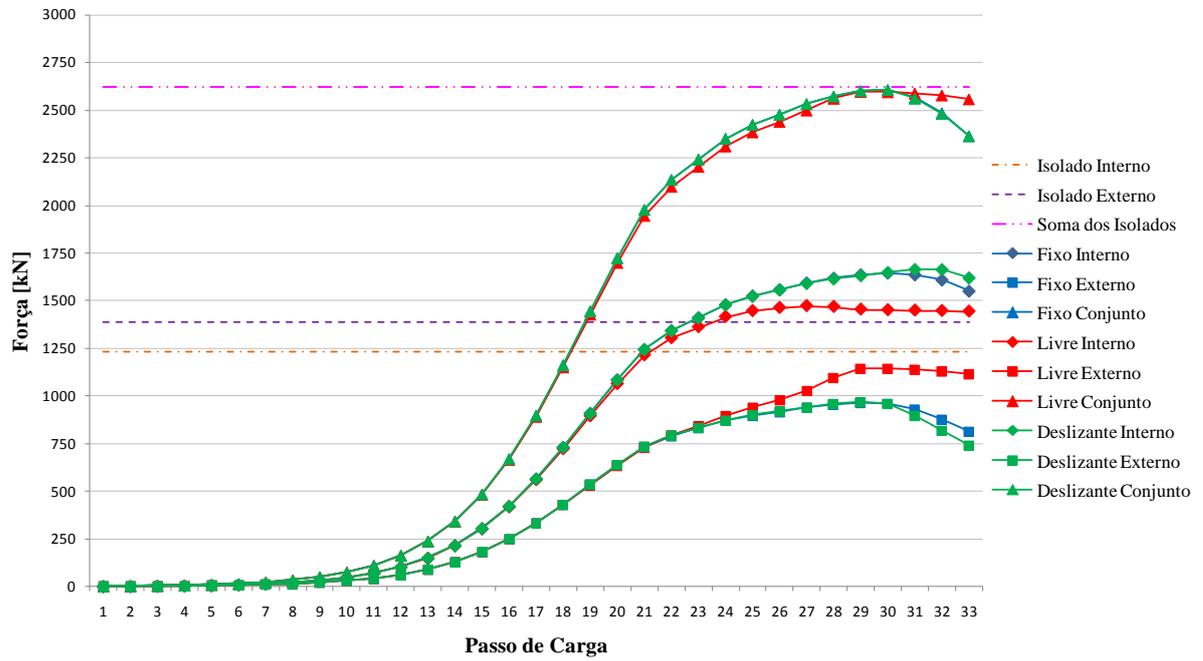


Figura B.15 – Modelo 15 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$)

B.5 Modelo 17 – TC 114,3 x 14,2 + TC 355,6 x 12,5

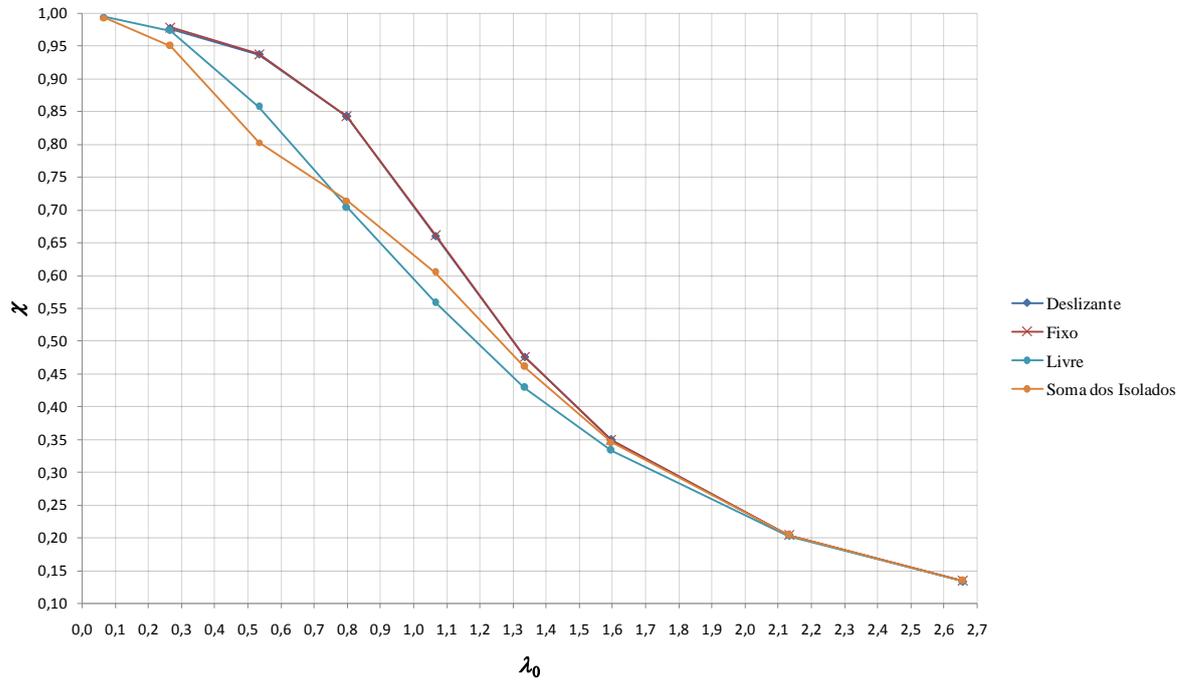


Figura B.16 – Modelo 17 – Curvas de Resistência

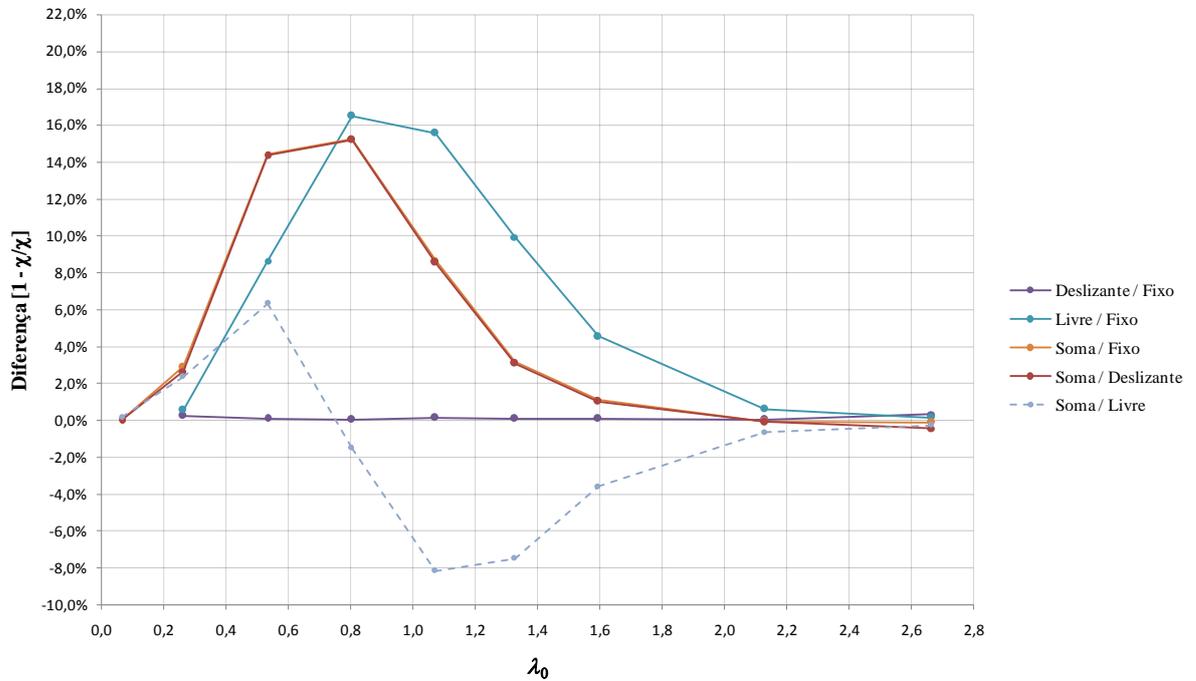


Figura B.17 – Modelo 17 – Diferença entre as curvas de resistência

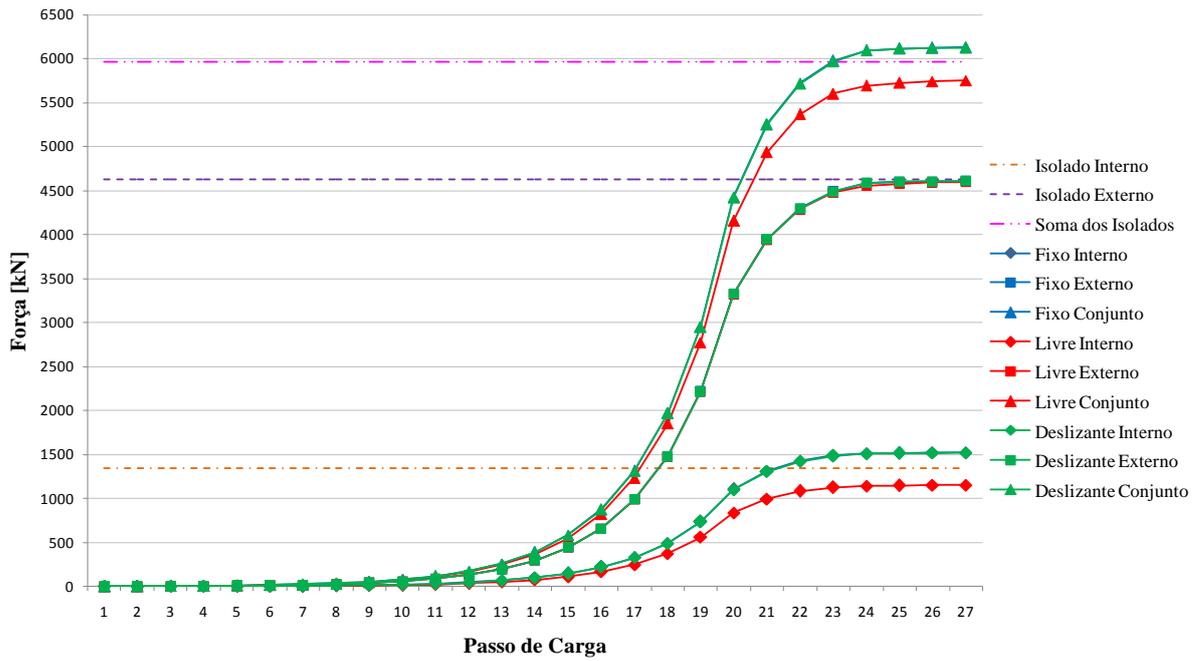


Figura B.18 – Modelo 17 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$)

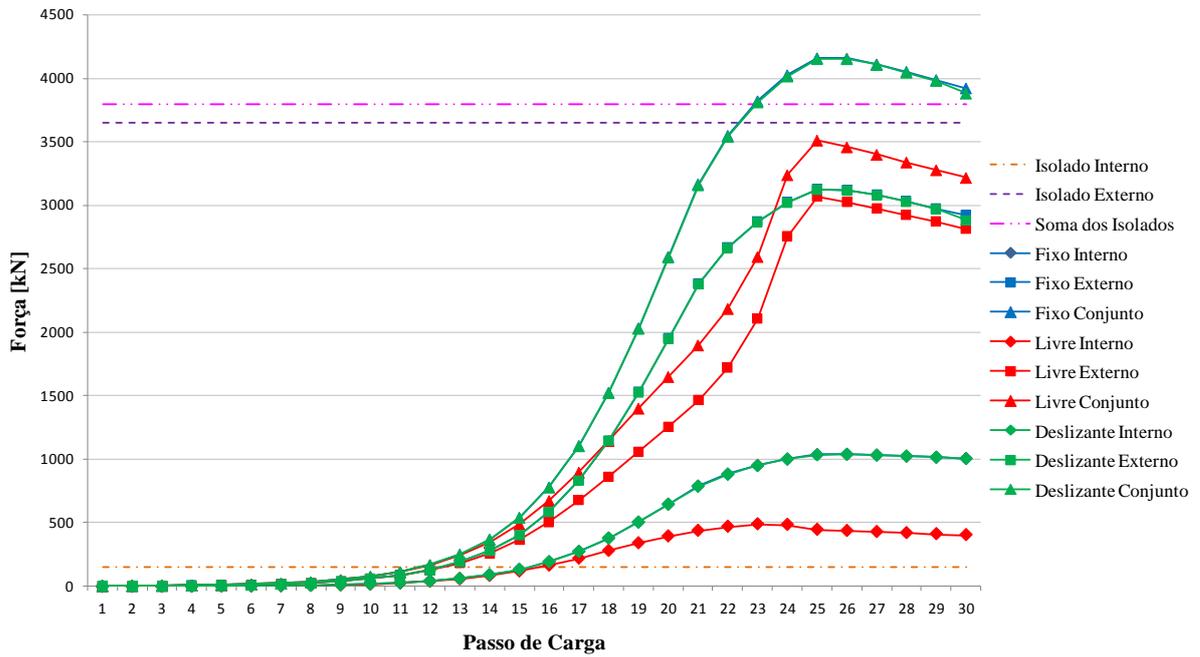


Figura B.19 – Modelo 17 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

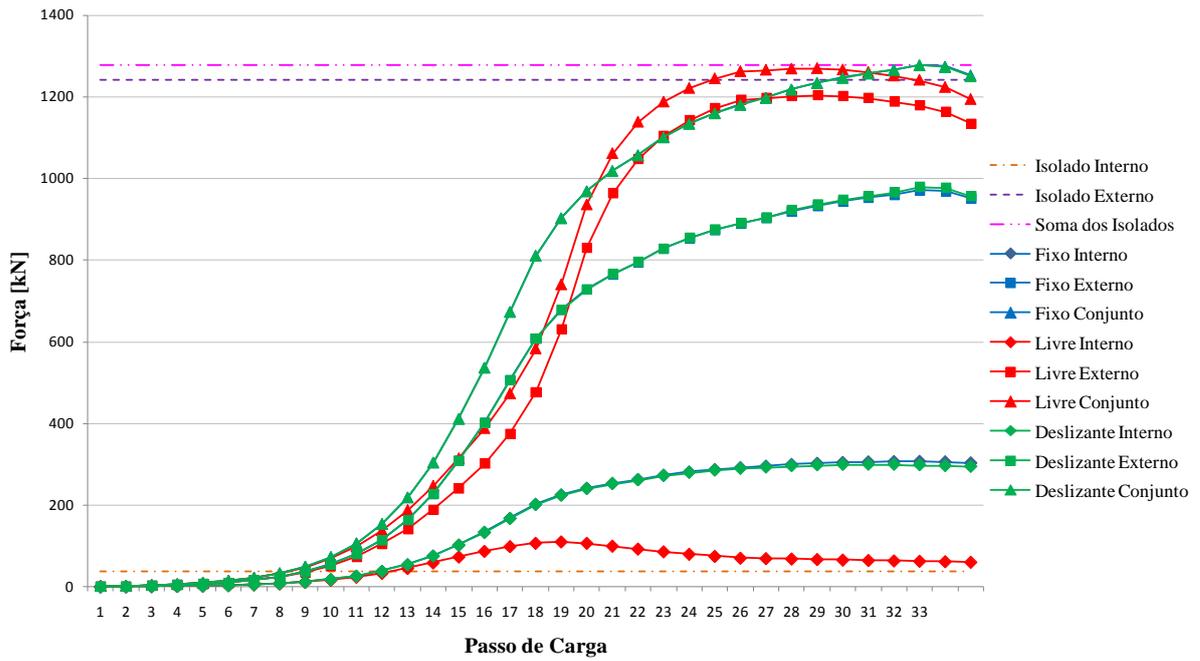


Figura B.20 – Modelo 17 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$)

B.6 Modelo 2 – TC 73 x 3,6 + TC 114,3 x 4,5 + TC 141,3 x 5

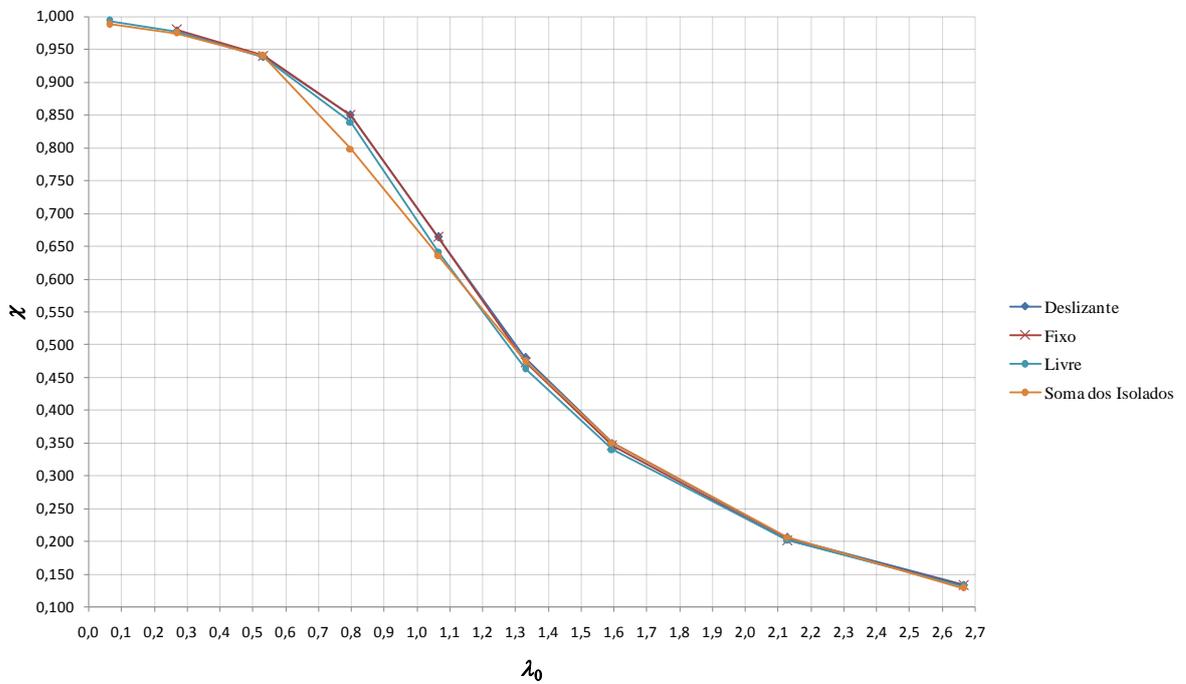


Figura B.21 – Modelo 2 – Curvas de Resistência

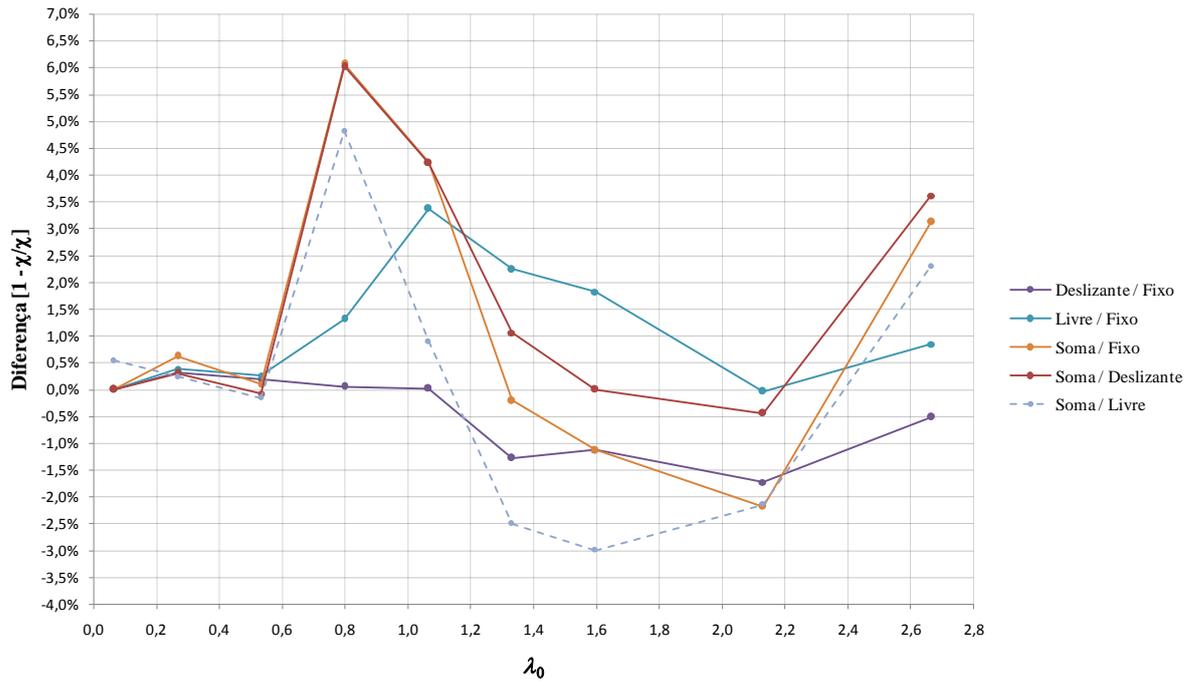


Figura B.22 – Modelo 2 – Diferença entre as curvas de resistência

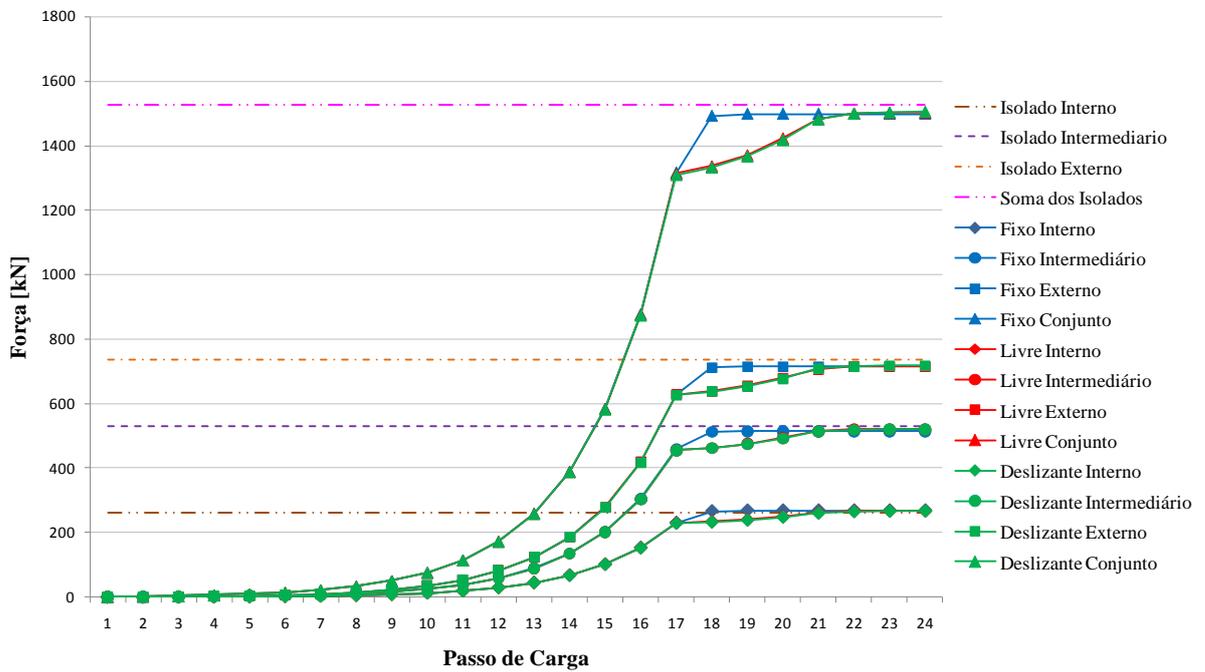


Figura B.23 – Modelo 2 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$)

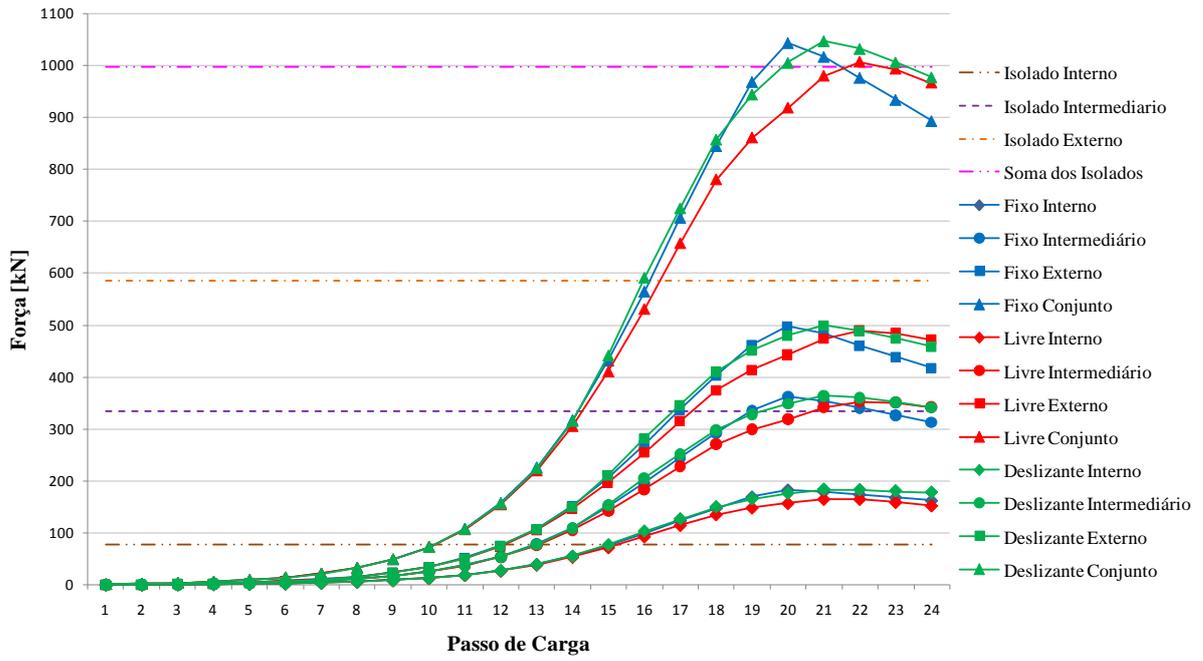


Figura B.24 – Modelo 2 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

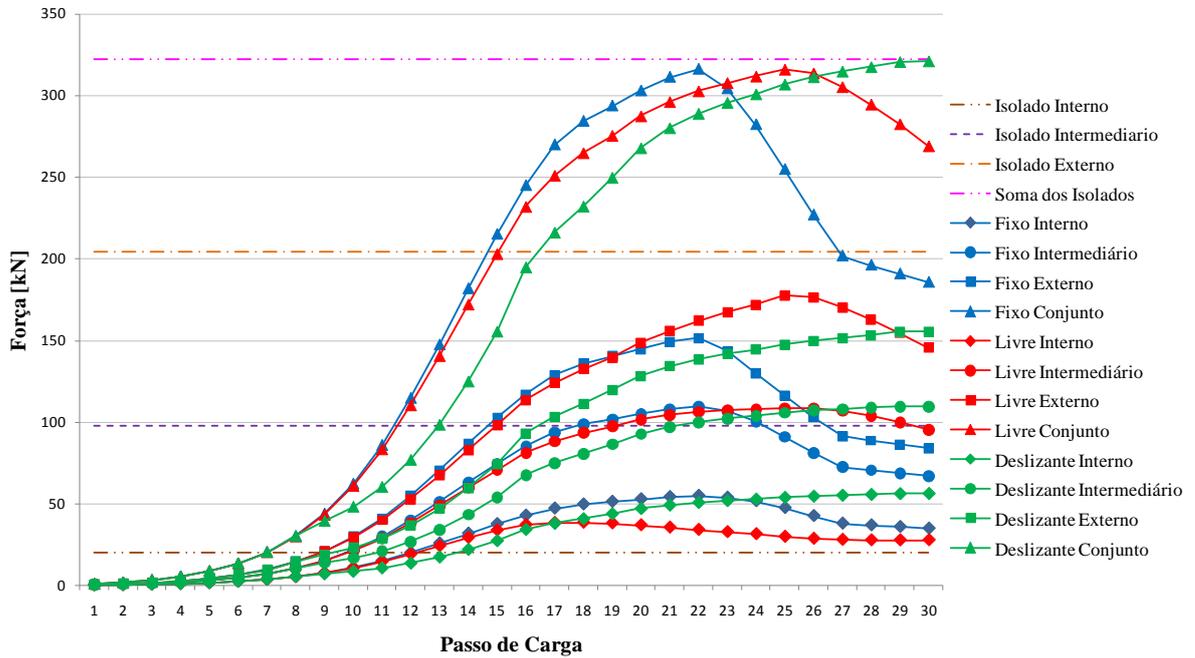


Figura B.25 – Modelo 2 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$)

B.7 Modelo 18 – TC 73 x 3,6 + TC 114,3 x 4,5 + TC 141,3 x 5

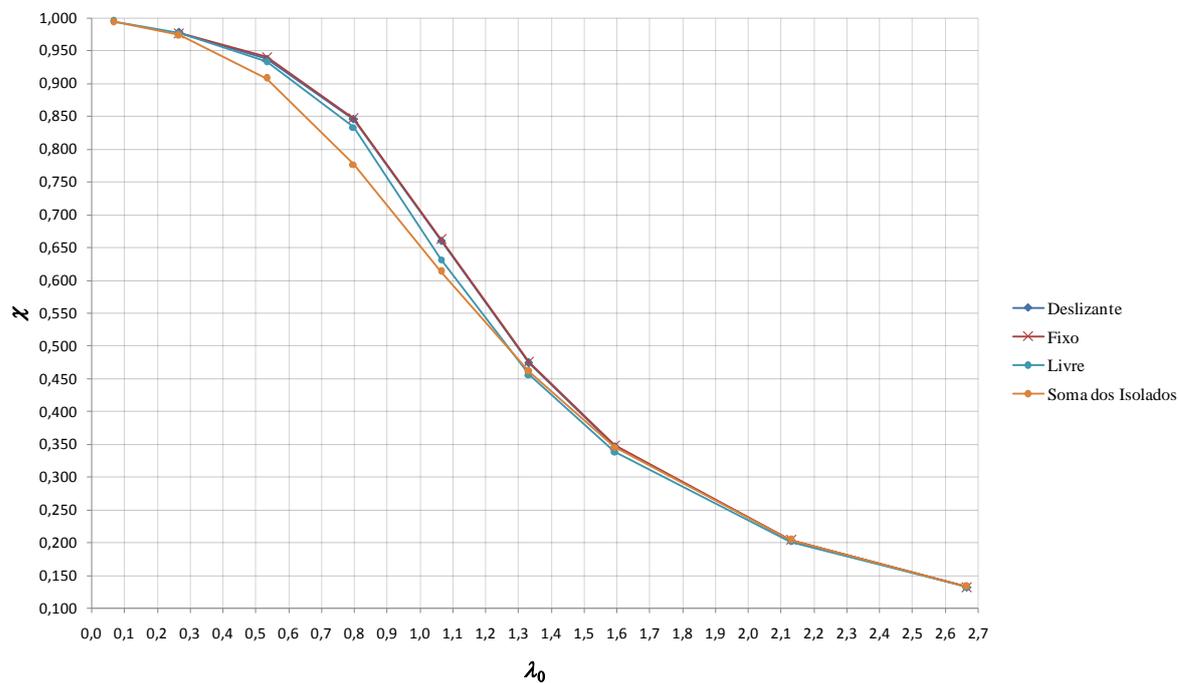


Figura B.26 – Modelo 18 – Curvas de Resistência

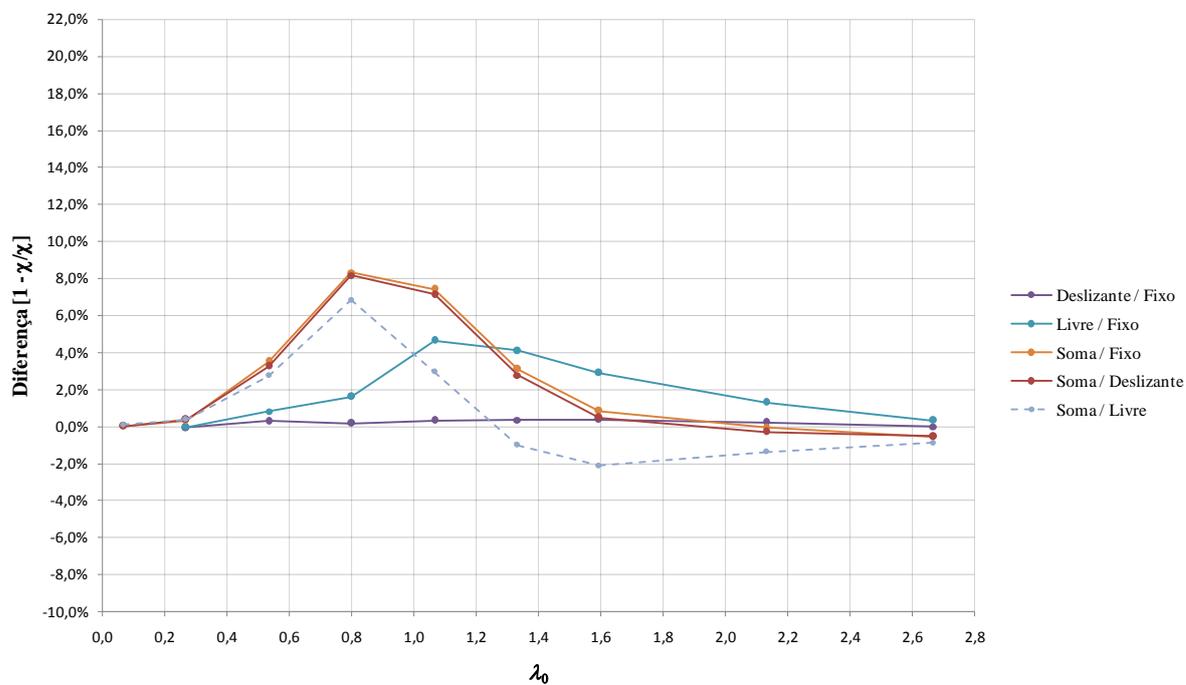


Figura B.27 – Modelo 18 – Diferença entre as curvas de resistência

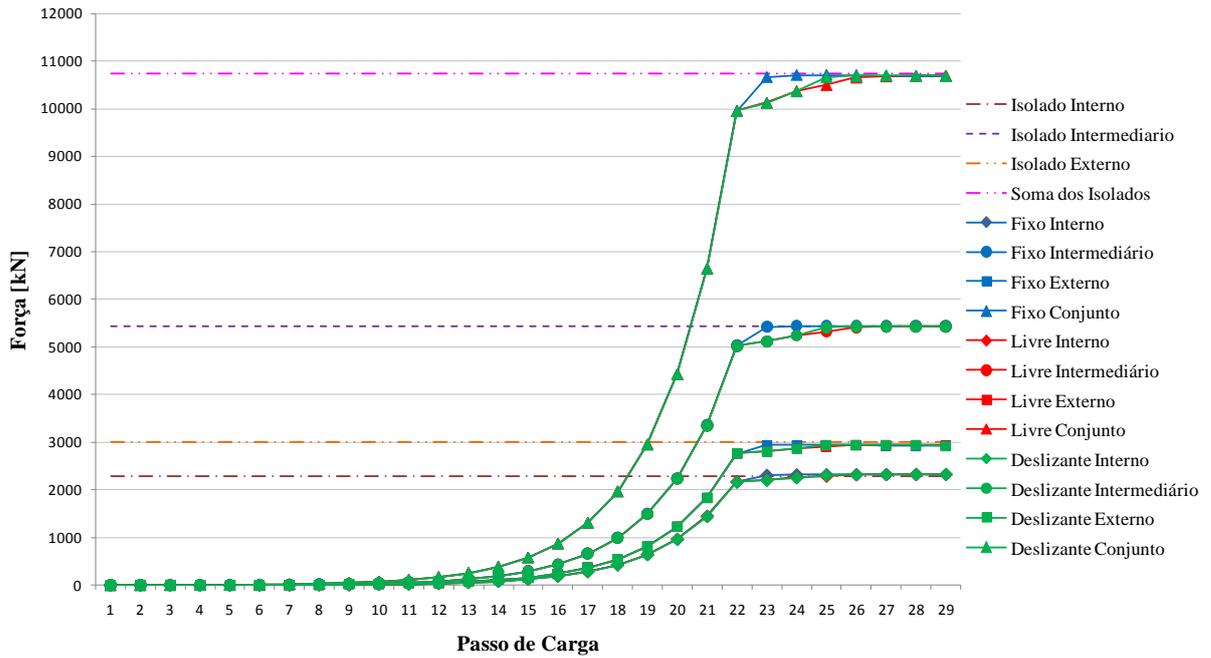


Figura B.28 – Modelo 18 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 0,27 / \lambda = 20$)

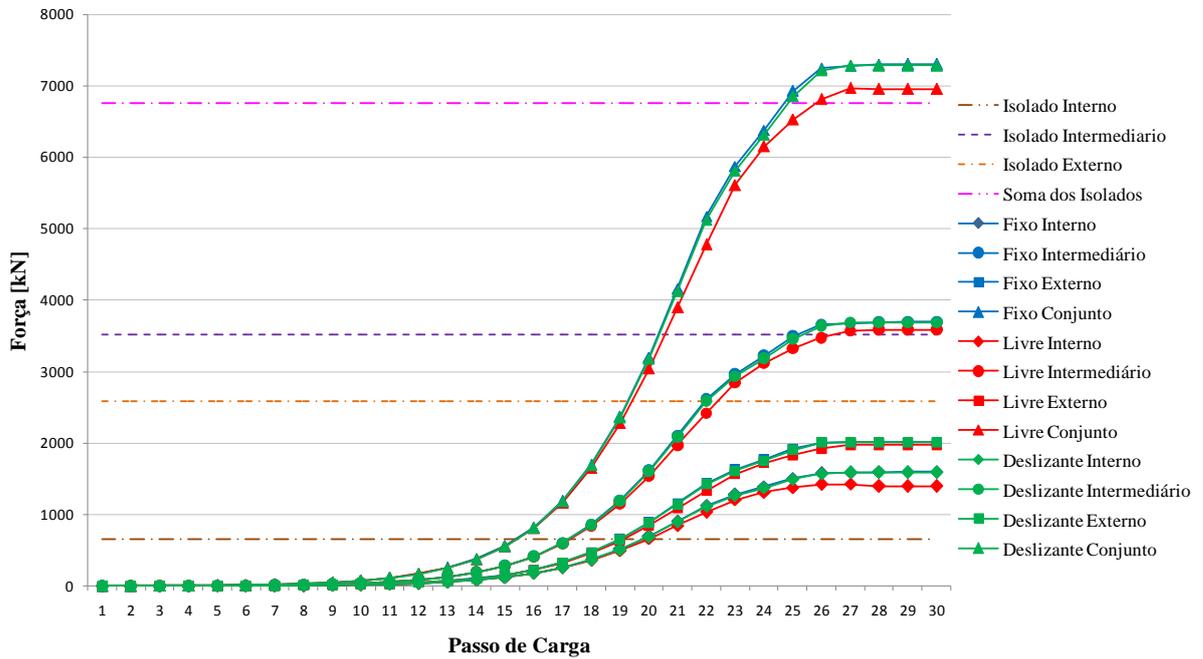


Figura B.29 – Modelo 18 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 1,07 / \lambda = 80$)

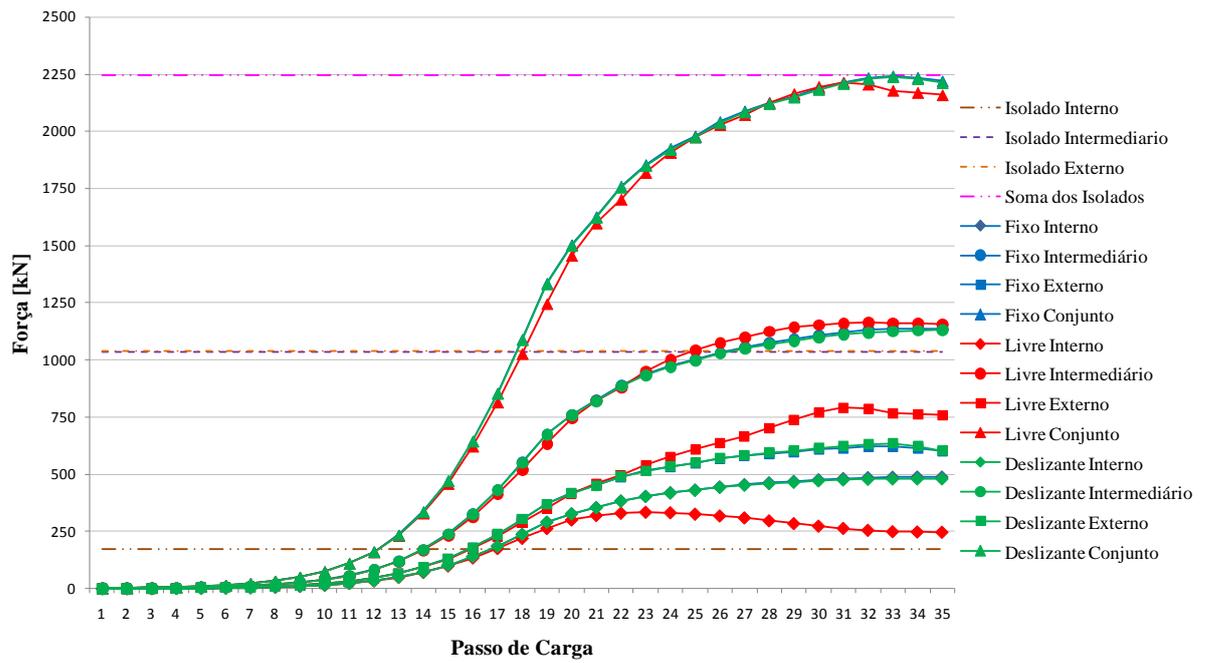


Figura B.30 – Modelo 18 – Força de compressão em cada perfil ($\lambda_0 = 2,13 / \lambda = 160$)