

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ANÁLISE ESTRUTURAL DAS COLUNAS DE SUSTENTAÇÃO DE UM SILO METÁLICO

por

Fabio Junior Triches

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, abril de 2011.

ANÁLISE ESTRUTURAL DAS COLUNAS DE SUSTENTAÇÃO DE UM SILO METÁLICO

por

Fabio Junior Triches

Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PROMEC, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos

Orientador: Prof. Dr. Ignácio Iturrioz

Aprovada por:

Prof. Dr. Inácio Benvegnu Morsh

Prof. Dr. Rogério Jose Marczak

Prof. Dr. Zacarias Chamberlain Praiva

Porto Alegre, abril de 2011.

RESUMO

Silos metálicos para armazenagem de diferentes tipos de produto são muito empregados no Brasil, isso faz com que compreender melhor o funcionamento deste tipo de sistemas estrutural possa levar a soluções mais inteligentes e econômicas. Com esse intuito no presente trabalho estudam-se as colunas de sustentação de um tipo de silo metálico para armazenagem de ração animal. Neste estudo as colunas foram analisadas seguindo as determinações da norma brasileira de dimensionamento de perfis conformados a frio e com modelos numéricos de diferentes níveis de complexidade.

Primeiramente se estudou o perfil conformado a frio utilizado nas colunas dos silos através do método das faixas finitas e obtiveram-se as forças axiais de flambagem local e distorcional elástica. Estes valores foram utilizados no método da resistência direta para obtenção dos índices de esbeltez associados a estes modos de flambagem.

Foram definidas as forças axiais de colapso, seguindo as metodologias da norma ABNT NBR 14762:2010 (método das larguras efetivas, seção efetiva e resistência direta) para diversos comprimentos do perfil.

Foi desenvolvido um modelo numérico para cálculo via método dos elementos finitos, considerando não linearidades materiais e geométricas e imperfeições geométricas iniciais. Os resultados obtidos através deste modelo numérico foram comparados com os obtidos através da norma ABNT NBR 14762:2010.

Após ajuste do modelo numérico se realizou um estudo paramétrico para conhecer a influência da rigidez de fixação, entre a coluna de sustentação e o corpo silo, na força de colapso do perfil. São aplicadas diversas condições de contorno com o objetivo de aproximar o modelo numérico das condições reais de fixação da coluna.

Finalmente os resultados obtidos são utilizados para determinar a relação entre a força resistente do perfil e a força solicitante na coluna do silo segundo as condições usuais de segurança referentes aos estados-limites últimos determinados pela ABNT NBR 14762:2010.

Palavras chaves: Silo armazenagem ração, coluna de silo, elementos conformados a frio, elementos finitos.

ABSTRACT

Tubular steel silos for storage of different product types are widely used in Brazil. The knowledge of these structural systems can result to smarter and economic solutions. In this work is studied the structural columns of some bulk feed tanks with the national standard design code and numeric models with several complexity level.

First were studied the cold-formed steel member used in the silo's columns with the finite strip methods, and were obtained the elastic local/distorcional buckling axial forces. These values were used with the Direct Strength Method to find out slenderness ratios associated with these modes of buckling.

The axial collapse forces were defined following the conception of standard ABNT NBR 14762:2010(using the methods of effective width, effective section and direct resistance) for several members' lengths.

A numeric model was development to calculate with finite elements method, considering materials and geometrics nonlinearities with initial geometric imperfections. The results obtained by this numeric model were compared with those obtained by the standard ABNT NBR 14762:2010.

After the numeric model adjust, a parametric study was made to know the influences of the connection stiffness between the column and the silo's cylindrical wall, in the member's allowable axial strength. Several boundary conditions were applied with the main purpose to approximate the numeric model with the actual columns' end conditions.

Finally the obtained results were used to determine the ration between the axial allowable strength and the required load on the silo's columns by the usual safety conditions using the ultimate limit state determined by the ABNT NBR 14762:2010.

Key words: Bulk feed tanks, columns, cold worked, finite elements.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Objetivos:.....	3
1.2	Estrutura do Trabalho	4
2	FUNDAMENTOS TEÓRICOS.....	6
2.1	Modos de Flambagem.....	6
2.1.1	Flambagem Local	6
2.1.2	Flambagem Distorcional.....	10
2.1.3	Flambagem Global	11
2.2	Procedimento de cálculo da Norma ABNT NBR 14762:2010.....	13
2.3	Método da Resistência Direta (MRD)	15
2.4	Método das Faixas Finitas (MFF).....	19
2.5	Método dos Elementos Finitos (MEF)	23
2.6	Não Linearidades de Materiais e Geométricas	24
2.7	Imperfeições Geométricas Iniciais	25
2.8	Considerações das Imperfeições Geométricas Iniciais em Simulações Numéricas	26
2.9	Análise do Comportamento Estrutural de Perfis Conformados a Frio Submetidos à Compressão.....	26
2.10	Forças Solicitantes para Dimensionamento de Colunas de Silos	28
2.10.1	Forças Horizontais Agindo no Silo e sua Componente Vertical na Coluna.....	28
2.11	Estudos de Silos no Brasil	30
3	DESCRIÇÃO DO OBJETO DE ESTUDO	32
3.1	Elementos Estruturais	34
3.1.1	Chapas Onduladas do Corpo	34
3.1.2	Colunas do Silo.....	35
4	METODOLOGIA	37
4.1	Método da Resistência Direta (MRD)	37
4.2	Análise através Método da Largura	38
4.3	Análise numérica via Método dos Elementos Finitos (MEF)	38
4.3.1	Elementos e Malha Utilizados.....	38
4.3.2	Condição de Contorno e Carregamento.....	42
4.3.3	Relação Constitutiva Utilizada para o Aço.....	48
4.3.4	Imperfeições geométricas iniciais.....	50

5	ANÁLISE DAS COLUNAS	53
5.1	Análises Utilizando o Método da Resistência Direta - MRD	53
5.2	Cálculo da Força Axial de Flambagem Elástica e de Colapso segundo ABNT NBR 14762:2010	56
5.3	Análises Através do Método dos Elementos Finitos- MEF.....	57
5.3.1	Coluna com condições de contorno simples.....	58
5.3.2	Estudo da Influencia da Rigidez da Fixação Corpo/Coluna na Força de Colapso do Perfil 63	
5.3.3	Coluna com Diferentes Condições de Contorno	65
5.3.4	Coluna com Fixação nas Abas do Perfil.....	70
6	DIMENSIONAMENTO DA COLUNA	76
6.1	Coefficientes de Ponderação e Combinações das Ações	76
7	CONCLUSÕES	81
	APENDICE A - Cálculo a Compressão NBR14762/AISI 2007	89
	APENDICE B - Cálculo Silo Elevado Armazenador de Ração	90
	APENCIDE C - Combinação das ações ABNT NBR 14762:2010.....	91
	APENDICE D - Ensaio de silos	92
	APENDICE E - Elementos utilizados no trabalho	93

LISTA DE SÍMBOLOS

- A – Área bruta da seção transversal do perfil
- A – Área transversal do corpo de prova deformado do ensaio de tração
- A_b – Área bruta da seção transversal do perfil
- A_r – Área da seção transversal do reforço
- A_{ef} – Área efetiva da seção transversal da barra
- A_0 – Área transversal inicial do corpo de prova do ensaio de tração
- b – Largura do elemento
- b_{ef} – Largura efetiva do elemento
- C_w – Constante de empenamento da seção
- E – Módulo de elasticidade longitudinal do material
- f_a – Coeficiente de ajuste entre a força de colapso obtida no MEF e via ABNT NBR 14762:2010
- f_y – Resistência ao escoamento do aço
- F – Força de tração aplicada no corpo de prova no ensaio de tração;
- F_0 – Força máxima de levantamento ou compressão nas colunas
- F_c – Força do vento agindo no centro de gravidade do corpo do silo
- F_d – Força solicitante de cálculo
- F_f – Força do vento agindo no centro de gravidade do funil do silo
- $F_{G_i,k}$ – Valores característicos das ações permanentes
- F_{prod} – Força vertical agindo no silo devido ao peso do produto armazenado
- $F_{Q_{1,k}}$ – Valor característico da ação variável considerada principal para a combinação;
- $F_{Q_{j,k}}$ – Valores característicos das ações variáveis que podem atuar concomitantemente com a ação variável principal
- F_{silo} – Força vertical agindo no silo devido ao peso próprio do silo e demais componentes nele apoiados
- F_t – Força do vento agindo no centro de gravidade teto do silo
- F_v – Força vertical agindo no silo, ou na coluna
- F_{vento} – Força de reação agindo nas colunas do silo devido ao vento
- F_x – Força de reação nas bordas da chapa de silo na direção x
- F_z – Força de reação nas bordas da chapa de silo na direção z
- G – Módulo de elasticidade transversal
- H – Força horizontal agindo na coluna

H_{mc} – Altura média do corpo do silo em relação à base
 H_{mf} – Altura média do funil do silo em relação à base
 H_{mt} – Altura média do telhado do silo em relação à base
 I – Momento de inércia do perfil da coluna
 I_x – Momento de inércia em relação ao eixo x
 I_y – Momento de inércia em relação ao eixo y
 I_t – Momento de inércia à torção uniforme
 k – Coeficiente de flambagem local da placa
 K_xL – Comprimento efetivo de flambagem por flexão em relação ao eixo x
 K_yL – Comprimento efetivo de flambagem por flexão em relação ao eixo y
 K_tL – Comprimento efetivo de flambagem por torção
 l – Largura de um elemento do perfil
 L – Altura da coluna, ou da coluna
 L_f – Comprimento de meia onda
 L_r – Comprimento do reforço
 L_o – Comprimento inicial do corpo de prova do ensaio de tração
 m – Número de elementos finitos utilizados para discretizar um elemento do perfil
 M_1 – Momento gerado na base do perfil na posição indeformada
 M_{1-1} – Momento gerado pela força horizontal no eixo 1-1 do silo
 M_2 – Momento gerado na base do perfil na posição deformada
MEF – Método dos Elementos Finitos
MFF – Método das Faixas Finitas
MLE – Método da Largura Efetiva
MRD – Método da Resistência Direta
 $n_{colunas}$ – Número de colunas do silo
 N_c – Força de colapso do perfil
 $N_{c,Rd}$ – Força axial de compressão resistente de cálculo
 $N_{c,Rdist}$ – Força axial de compressão resistente distorcional
 $N_{c,Re}$ – Força axial de compressão resistente global
 $N_{c,Rk}$ – Força axial de compressão resistente característica
 $N_{c,Rl}$ – Força axial de compressão resistente local
 $N_{c,Sd}$ – Força axial de compressão solicitante de cálculo
 N_{dist} – Força norma crítica elástica distorcional
 N_e – Força axial de flambagem global elástica do perfil,

N_{ex} – Força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo x
 N_{ey} – Força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo y
 N_{et} – Força normal de flambagem elástica por torção
 N_{ext} – Força normal de flambagem elástica por flexo-torção
 N_l – Força normal crítica elástica local
 P – Força vertical centrada agindo na coluna
 PFF – Perfil Formado a Frio
 P_{crl} – Força crítica de flambagem elástica local do perfil como um todo
 P_{crd} – Força crítica de flambagem elástica distorcional do perfil como um todo
 P_{lim} – Força crítica de flambagem elástica global ou de escoamento
 P_{nl} – Força de compressão resistente nominal por flambagem local
 P_y – Força de escoamento
 r – Raio do silo
 r_o – Raio polar de giração
 ROT_x – Rotação em torno do eixo x
 ROT_y – Rotação em torno do eixo y
 ROT_z – Rotação em torno do eixo z
 t – Espessura do perfil
 U_x – Deslocamento em relação ao eixo x
 U_y – Deslocamento em relação ao eixo y
 U_z – Deslocamento em relação ao eixo z
 x_0 – Distância do centro de gravidade ao centro de torção;
 δ – Flecha no meio da barra
 ν – Coeficiente de Poisson
 λ_{dist} – Índice de esbeltez reduzido associado à flambagem distorcional
 λ_l – Índice de esbeltez reduzido associado à flambagem local
 λ_o – Índice de esbeltez reduzido associado à flambagem global
 λ_p – Índice de esbeltez reduzido da placa
 σ – Máxima tensão normal de compressão admitida no elemento do perfil para o cálculo de larguras efetivas segundo a NBR 14762:2001
 σ_{cr} – Tensão crítica de flambagem elástica
 σ_e – Tensão convencional
 σ_t – Tensão verdadeira

σ_y – Tensão de escoamento do aço

Φ – Ângulo entre as colunas do silo (360/número de colunas)

γ – Coeficiente de ponderação das ações ou das resistências

γ_f – Coeficiente ponderação das ações ABNT NBR 14762:2010

γ_{f1} γ_{f2} γ_{f3} – Parcelas do coeficiente de ponderação das ações (γ_f)

γ_g – Coeficiente de ponderação das ações permanentes

γ_q – Coeficiente de ponderação das ações variáveis

γ – Coeficiente de ponderação das resistências

ϵ_e – Deformação convencional

ϵ_t – Deformação verdadeira

χ – Fator de redução associado à resistência à compressão

Δ_1 – Deslocamento no topo da coluna devido à força vertical

Δ_2 – Deslocamento no topo da coluna devido à força vertical e a horizontal

Δ_l – Variação do comprimento no corpo de prova do ensaio de tração.

Δ_x – Distância da força de reação na borda da chapa até o ponto “O” (ponto de união chapa/coluna) na direção x

Δ_z – Distância da força de reação na borda da chapa até o ponto “O” (ponto de união chapa/coluna) na direção z

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1- Produção e consumo mundial a) carne de frango b) carne suína. Fonte(USDA)....	1
Figura 1.2-Silos armazenadores de ração (autorização para uso neste trabalho da GSI BRASIL).....	2
Figura 1.3- Perfil conformado a frio utilizado em colunas de silo, espessura de 2,65mm.....	3
Figura 2.1- Flambagem local.....	6
Figura 2.2- Placa retangular submetida a tensões em seu plano	7
Figura 2.3- (a) Placa quadrada apoiada nos quatro lados sofrendo flambagem local. (b) Redistribuição de tensões na seção transversal da chapa	8
Figura 2.4- (a) Placa real sob compressão uniforme sofrendo flambagem local. A largura é b e a distribuição de tensões é não-uniforme. (b) Placa efetiva, com largura efetiva b_{ef} e distribuição de tensões uniforme	9
Figura 2.5- Curvas de resistência associadas à flambagem local de placas	10
Figura 2.6- Flambagem distorcional para diferentes tipos de perfis	11
Figura 2.7- Flambagem a)por flexão, b) flexo-torção	13
Figura 2.8- Largura efetiva juntamente com a ilustração dos tipos de elementos componentes de perfis formados a frio segundo a norma brasileira: a) Elementos AA e b) Elementos AL (Fonte: ABNT NBR 14762:2010)	13
Figura 2.9- (a) Perfil I discretizado com faixas finitas. (b) Deslocamentos no plano da faixa (membranais). (c) Deslocamentos fora do plano da faixa (flexão de placa). (d) Distribuição de tensões longitudinais numa faixa. (Fonte: Grigoletti, 2008).....	20
Figura 2.10- Curva de flambagem elástica obtida no CUFSM (Fonte: Grigoletti, 2008).....	22
Figura 2.11- Coluna engastada a)posição indeformada, b)diagrama de momentos coluna indeformada, c)posição de formada, d)diagrama de momentos coluna deformada	24
Figura 2.12- Imperfeição global proposta por Young	25
Figura 2.13- Ações envolvidas nas colunas de silos	28
Figura 2.14- Vista superior do silo com 8 colunas	29
Figura 3.1- Silo armazenador de ração (autorização para uso neste trabalho da GSI BRASIL)	32
Figura 3.2- Silos analisados neste trabalho, diam. de 1940mm, 2890mm e 3840mm	33
Figura 3.3- Silos armazenadores de ração instalados em linha (autorização para uso neste trabalho da GSI BRASIL).....	34
Figura 3.4- a)perfil de chapas onduladas utilizadas no corpo, b)anéis do silo	34

Figura 3.5- Perfil utilizado nas colunas	35
Figura 3.6- a) detalhe fixação corpo/coluna, b) detalhe de fixação dos reforços e c) fixação da coluna na base do silo (autorização para uso neste trabalho da GSI BRASIL).....	36
Figura 4.1- Curva de flambagem apresentada pelo CUFSM perfil da coluna espessura 2,65 e 1,90mm	37
Figura 4.2- Perfil discretizado da coluna analisado.....	39
Figura 4.3- Malhas utilizadas no estudo de sensibilidade de malha.....	40
Figura 4.4- Detalhe da malha adotada no trabalho (malha 8 com 9 divisões)	41
Figura 4.5- Força axial de flambagem global elástica normalizada para os 5 primeiros modos	42
Figura 4.6- Condições de contorno aplicadas na coluna nas simulações iniciais.....	43
Figura 4.7- Condições de contorno para avaliação da rigidez da ligação corpo/coluna do silo	45
Figura 4.8- Região modelada para cálculo da rigidez da ligação parafusada corpo/coluna do silo.....	45
Figura 4.9- Análise da rigidez na ligação corpo/coluna	46
Figura 4.10- Reações para análise da rigidez da união corpo/coluna de silo	46
Figura 4.11- Relação constitutiva utilizada para o aço.....	49
Figura 4.12- Comportamento de material com endurecimento cinemático	49
Figura 4.13- Imagens da coluna com a geometria atualizada considerando imperfeições iniciais.....	51
Figura 5.1- Curva flambagem elástica perfil com espessura de 1,90mm e 2,65mm $f_y=180\text{MPa}$	54
Figura 5.2- Perfil da flambagem distorcional dos perfis, a) 1,90mm e b) 2,65mm.....	54
Figura 5.3- Valores do coeficiente de esbeltez a flambagem local e distorcional, a) espessura 2,65mm b) espessura 1,90mm	56
Figura 5.4- Deformada $L=70\text{mm}$ para a espessura de 2,65mm, a) vista isométrica MEF, b) vista superior MEF, c) vista superior MFF	58
Figura 5.5- Comparativo entre força axial de flambagem global elástica N_e via MEF e ABNT NBR 14762:2010	59
Figura 5.6- Razão entre a máxima e mínima força axial de colapso N_c considerando diferentes fatores de amplificação das imperfeições iniciais.....	60
Figura 5.7- Comparativo da N_c do perfil de espessura 2,65mm com e sem imperfeições iniciais e ABNT NBR 14762:2010	61

Figura 5.8- Comparativo entre força de colapso N_c via MEF((imperfeições iniciais 1 espessura e modo 1) e ABNT NBR 14762:2010	62
Figura 5.9- Sensibilidade da coluna do silo 1940 espessura 2,65mm sem apoios intermediários em relação à variação da rigidez da união corpo/coluna. a)força axial de flambagem global elástica e de colapso, b) razão entre os resultados dos diversos valores de rigidez e a adotada no trabalho (32kNmm/rad).....	64
Figura 5.10- Força axial de colapso referente as diversas condições de contorno analisadas para os modelos de silos diâmetro 3840, 2890 e 1940mm.	67
Figura 5.11- Modos de flambagem elástica e colapso para a coluna espessura 2,65mm do silo 1940 condição de contorno 1-a.....	68
Figura 5.12- Modos de flambagem elástica e colapso para a coluna espessura 2,65mm do silo 2890 condição de contorno 1-a.....	69
Figura 5.13- Modos de flambagem elástica e colapso para a coluna espessura 2,65mm do silo 3840 condição de contorno 1-a.....	70
Figura 5.14- Fixação da coluna no corpo do silo, a)fixação real, b)fixação sugerida.....	71
Figura 5.15- Comparativo de resultados da força N_c entre a condição tipo 1 e 3	74
Figura 6.1:Verificação coluna silo 3840(ver tipo de silo na Figura 3.2).....	79
Figura 6.2:Verificação coluna silo 2890(ver tipo de silo na Figura 3.2).....	80
Figura 6.3:Verificação coluna silo 1940(ver tipo de silo na Figura 3.2).....	80

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1- Força axial de compressão para os modos de flambagem global, local e distorcional, adaptado da ABNT NBR 14762:2010, Anexo C.....	18
Tabela 4.1- Força axial de flambagem global elástica N_e para diferentes tipos de malha	41
Tabela 4.2- Condições de contorno utilizada para representar a união corpo/coluna do silo ..	44
Tabela 4.3- Resultados para análise linear elástica de rigidez da união corpo/coluna.....	47
Tabela 4.4- Condições de contorno utilizadas para representar os reforços intermediários	48
Tabela 4.5- Características mecânicas do aço utilizado na simulação numérica	50
Tabela 5.1- Força axial de flambagem distorcional elástica do perfil conforme CUFSM para espessuras de 1,90 e 2,65mm, $f_y = 180\text{MPa}$	55
Tabela 5.2- Índices de esbelteza reduzidos associados à flambagem local e global conforme ABNT NBR 14762:2010	55
Tabela 5.3- Resultados obtidos através do cálculo pela ABNT NBR 14762:2010.....	57
Tabela 5.4- Força axial de flambagem distorcional elástica N_{dist}	57
Tabela 5.5- Comparativo dos valores para força axial de flambagem global elástica N_e via MEF e ABNT NBR 14762:2010	58
Tabela 5.6- Força axial de colapso obtida pelo MEF para diversos valores de amplitude das imperfeições iniciais, perfil 2,65mm	60
Tabela 5.7- Comparativo dos resultados para a força axial de colapso entre MEF e a ABNT NBR 14762:2010	62
Tabela 5.8- Resultados da análise de sensibilidade da união corpo/coluna devido à rigidez do elemento de mola.....	63
Tabela 5.9- Valores para força axial de flambagem global elástica e colapso para as análises da coluna com condições de contorno reais de utilização	66
Tabela 5.10- Condições de contorno considerando o perfil fixo pelas abas	72
Tabela 5.11- Resultados análise MEF para o perfil fixo pelas abas.....	73
Tabela 6.1- Dados de capacidade e peso dos silos (valores por coluna de silo)	76
Tabela 6.2- Cálculo das combinações das ações	78
Tabela 6.3- Força resistente de cálculo para as colunas de silo	78
Tabela 6.4- Verificação das colunas.....	79

1 INTRODUÇÃO

Silos metálicos elevados de pequeno porte para armazenagem de diferentes tipos de produto são muito empregados no Brasil. A principal utilização deste tipo de estrutura é a armazenagem de ração animal para a criação de aves e suínos cuja finalidade é a produção de carne e ovos. A produção e o consumo mundial deste tipo de carne (frango e suíno) aumentam a cada ano conforme dados do *United States Department of Agriculture* [USDA, 2010], dados reproduzidos na Figura 1.1.

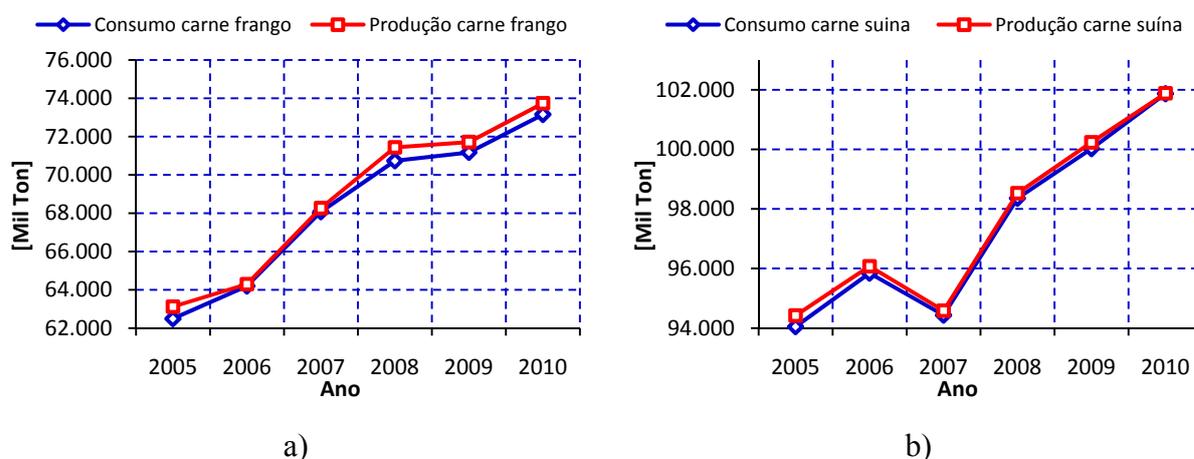


Figura 1.1- Produção e consumo mundial a) carne de frango b) carne suína. Fonte (USDA)

Segundo estimativas do USDA a produção mundial de carne de frango deve ter um crescimento em 2011 de 2,4% em relação a 2010 alcançando as 76 milhões de toneladas, já o consumo da carne de frango deve aumentar 2,5% atingindo a 75,2 milhões de toneladas em 2011. O USDA também afirma que a produção de carne suína deverá alcançar 103,3 milhões de toneladas, representando uma subida de 1,85% em relação a 2010, o consumo por sua vez deverá subir 1,96% para as 103,1 milhões de toneladas.

Segundo o site do Avisite (uma das mais importantes revistas eletrônicas sobre avicultura e suinocultura do país), o Brasil ocupa o 3º lugar mundial na produção de carne de frango com 11,4 milhões de toneladas atrás somente da China com 12,55 e Estados Unidos com 16,3. Na produção de carne suína o Brasil ocupa a 5ª posição mundial com 3,2 milhões de toneladas, a 4ª posição é ocupada pelos Estados Unidos com 10,2 e a 1ª é a China com 50,3 milhões de toneladas.

A alimentação destes animais é realizada exclusivamente com ração, a média de consumo de ração para produzir 1 kg de carne de frango é 1,6kg e para produzir 1 kg de carne suína utiliza-se em média 3,2kg de ração, o que gera a necessidade de armazenagem deste

alimento em locais isolados de intempéries, roedores e contaminação. Para isso se utiliza os silos de armazenagem de ração conforme mostra a Figura 1.2. No Brasil o consumo de ração animal em 2010 está estimado em 61 milhões de toneladas de ração, segundo o Sindicato Nacional da Indústria de Alimentação Animal (SINDIRACÕES), crescimento de 4% em relação a 2009.



Figura 1.2-Silos armazenadores de ração (autorização para uso neste trabalho da GSI BRASIL)

As capacidades destes silos variam de $4,7\text{m}^3$ a $56,6\text{m}^3$, fabricados em chapa de aço zincada com espessuras de 0,95mm a 2,70mm.

A demanda por novos silos de armazenagem de ração para aplicação em propriedades produtoras de frangos e suínos faz com que a produção deste tipo de produto em uma empresa do ramo atinga a marca de 180 unidades mensais. Isso faz com que compreender melhor a forma de colapso e o comportamento deste sistema estrutural possa levar a soluções mais inteligentes e econômicas. Com esse intuito no presente trabalho estudam-se com modelos

numéricos de diferente nível de complexidade as colunas de sustentação de um silo de armazenagem de ração animal.

O perfil avaliado neste trabalho é conformado a frio, podendo ser fabricado dobrado ou perfilado de forma contínua, possui forma semelhante a um perfil cartola, porem seus ângulos de dobra não são 90graus, o perfil em estudo pode ser visualizado na Figura 1.3.

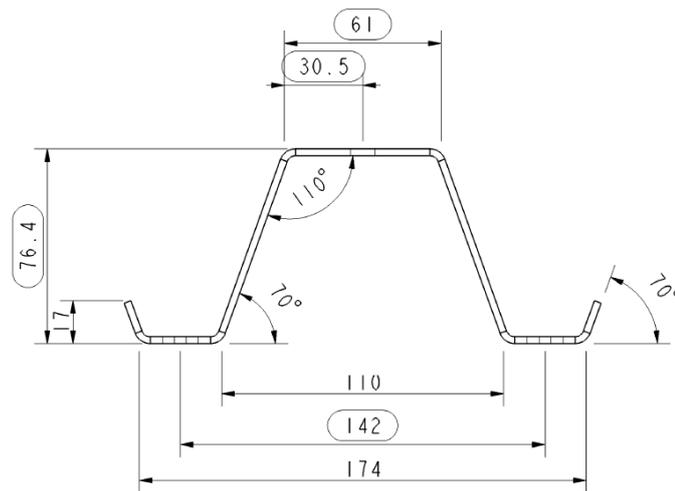


Figura 1.3- Perfil conformado a frio utilizado em colunas de silo, espessura de 2,65mm

Devido às condições de contorno nas extremidades e intermediarias (ao longo do perfil) não serem triviais motivou-se a discussão deste trabalho para entender as formas de colapso do perfil.

1.1 Objetivos:

O objetivo geral deste trabalho é estudar o comportamento estrutural e definir a forma de colapso do perfil de aço conformado a frio utilizado nas colunas de silos para armazenagem de ração animal.

Para atingir o mesmo os objetivos específicos são:

- avaliar através dos métodos da largura efetiva, da resistência direta a carga axial de colapso do perfil conformado a frio submetido à compressão;
- simular o comportamento do perfil, através do método dos elementos finitos, com diversos comprimentos sujeitos a compressão centrada e imperfeições iniciais. Determinando as forças axiais de flambagem elástica e de colapso comparando estas, com os resultados obtidos através da ABNT NBR 14762:2010;

- avaliar a rigidez da fixação do perfil no corpo do silo através do método dos elementos finitos;

- após ajustado o modelo numérico de elementos finitos, avaliar o comportamento do perfil com diversas condições de contorno representando as condições de utilização da coluna e determinando as forças críticas de flambagem elástica e colapso.

1.2 Estrutura do Trabalho

O presente estudo é estruturado da seguinte forma:

Capítulo 1: Introduce-se o assunto do trabalho, silos armazenadores de ração, descrevendo sua utilização, importância e a posição do Brasil no seguimento de produção de carnes no contexto mundial.

Após a presente introdução, no capítulo 2 apresenta-se os fundamentos teóricos dos tópicos necessários para o desenvolvimento do trabalho, onde os modos de flambagem que os perfis conformados a frio estão submetidos são descritos. Também se descreve neste capítulo os diversos métodos de análise utilizados (procedimento da norma brasileira ABNT NBR 14762:2010, o Método da Largura Efetiva, Método da Resistência Direta).

São descritos os métodos numéricos utilizados nas análises (Método das Faixas Finitas e Método dos Elementos Finitos). Além disso, um breve resumo sobre as forças solicitantes que agem em colunas de silos é apresentado. Neste mesmo capítulo se apresenta uma revisão bibliográfica sobre alguns trabalhos realizados em perfis conformados a frio conteúdo análises teóricas e experimentais tanto no âmbito mundial como em trabalhos desenvolvidos no Brasil. Citam-se também os principais trabalhos e pesquisas realizados com silos armazenadores no Brasil.

Posteriormente, no capítulo 3 se descreve a estrutura do silo em estudo. A coluna de silo, item principal de estudo do trabalho, é detalhada com suas condições de contorno reais;

Na sequência, no capítulo 4 apresenta-se a metodologia que será utilizada durante este estudo. Os procedimentos para avaliação via método da resistência direta, e largura efetiva previstos em normas são descritos. Na seção que define o método de elementos finitos detalham-se as diversas condições de contorno utilizadas nos modelos numéricos para aproximar-se às condições de contorno nas quais as colunas do silo são instaladas;

Com isso, relata-se no capítulo 5 os resultados das análises das colunas de silo, realizadas com a metodologia apresentada, descritas em formas de gráficos e tabelas. Alguns

comparativos entre os métodos aplicados são descritos. Neste capítulo apresenta-se uma nova sugestão de fixação das colunas no silo;

Já no capítulo 6 aplicam-se as características de projeto e utilização dos silos em estudo para determinação das forças solicitantes de cálculo e com os valores obtidos das análises numéricas será verificado se as colunas atendem ou não a solicitação, e com que grau de segurança, observando as recomendações de ponderação da ABNT NBR 14762:2010;

Ao final do trabalho no capítulo 7 são apresentadas conclusões e considerações finais obtidas, assim como as sugestões de continuação deste trabalho.

2 FUNDAMENTOS TEÓRICOS

2.1 Modos de Flambagem

Uma das características dos perfis de chapa dobrada é sua elevada esbelteza. Esta característica faz com que o colapso do mesmo esteja relacionado com a interação de seus modos de flambagem elástica. Estes modos de flambagem interagem entre si e com o escoamento do material a predominância de um modo de flambagem sobre outro leva a um comportamento pós-crítico diferente.

Os modos clássicos de flambagem para perfis abertos de paredes finas são abordados a seguir: flambagem local, distorcional, e global. Uma forma mais rigorosa de definir estes modos de flambagem pode ser encontrada no trabalho de Adany e Schaffer [ADANY, SCHAFFER, 2006], a qual não será aplicada neste trabalho.

2.1.1 Flambagem Local

Este modo de flambagem acontece quando cada placa que forma o perfil flamba em forma isolada, como se ilustra na Figura 2.1.

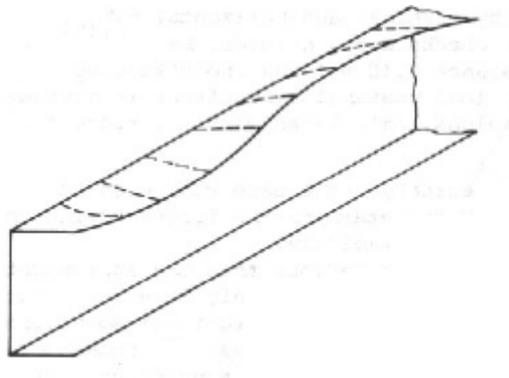


Figura 2.1- Flambagem local

As equações que permitem determinar esta força de flambagem estão intimamente relacionadas à flambagem de placas. A Eq. (2.1) corresponde à equação diferencial que governa o comportamento de uma placa submetida a tensões em seu plano.

$$\frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} = \left[\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} \right] = \bar{N}_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \bar{N}_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2\bar{N}_{xy} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \quad (2.1)$$

Onde h é a espessura da placa, E é o módulo de elasticidade longitudinal, ν é o coeficiente de Poisson, w o deslocamento na direção perpendicular ao plano da placa, e N_x , N_y , N_{xy} são as forças por unidade de comprimento que atuam, como se indica na Figura 2.2.

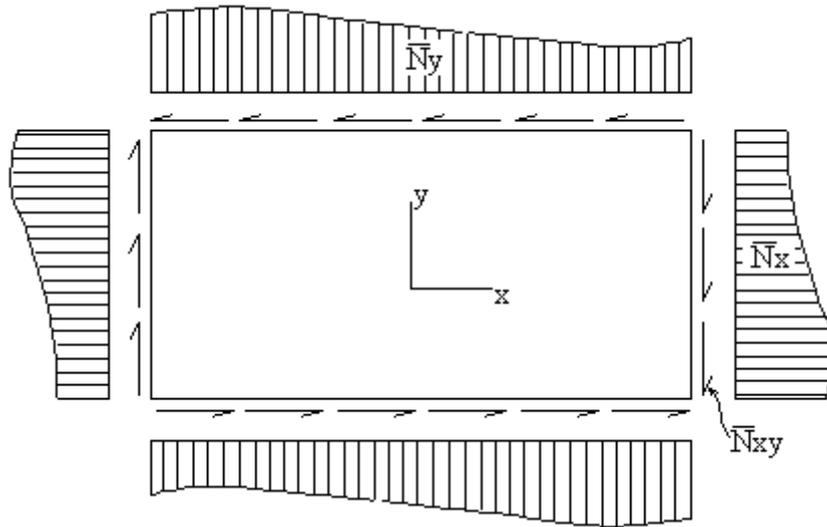


Figura 2.2- Placa retangular submetida a tensões em seu plano

No caso de uma placa retangular só com N_x atuando, a expressão da tensão crítica é dada pela Eq.(2.2).

$$N_{xcr} = \frac{k\pi^2 E}{12(1 - \nu^2) \left(\frac{w}{h}\right)^2} \quad (2.2)$$

Onde o valor de k está relacionado às condições de contorno da placa e do carregamento, no caso de uma placa simplesmente apoiada em suas quatro bordas e a tensão N_x é uniforme, $k = 4$, também se pode encontrar na bibliografia os valores de k de outros casos mais comuns [ALLEN, BULSON, 1980].

Como já mencionado, a reserva de resistência de placas que sofrem flambagem elástica é elevada e em geral aproveitada.

A resistência pós-flambagem pode ser compreendida com auxílio da Figura 2.3(a), onde se tem uma placa quadrada de largura b apoiada em seus quatro lados, submetida a um esforço de compressão uniforme. A partir da discretização da Figura 2.3, observa-se que as linhas horizontais contêm os deslocamentos fora do plano da placa. Essa contenção é máxima nas bordas e menor no meio da placa. Por isso, a flambagem local provoca uma redistribuição de tensões na seção transversal da placa, conforme mostra a Figura 2.3(b). Aumentando o nível de força, a tensão passa a se concentrar cada vez mais nas bordas, até que seja atingida a tensão de escoamento nessa região. Na figura, σ_{cr} é a tensão crítica e σ_y é a tensão de escoamento.

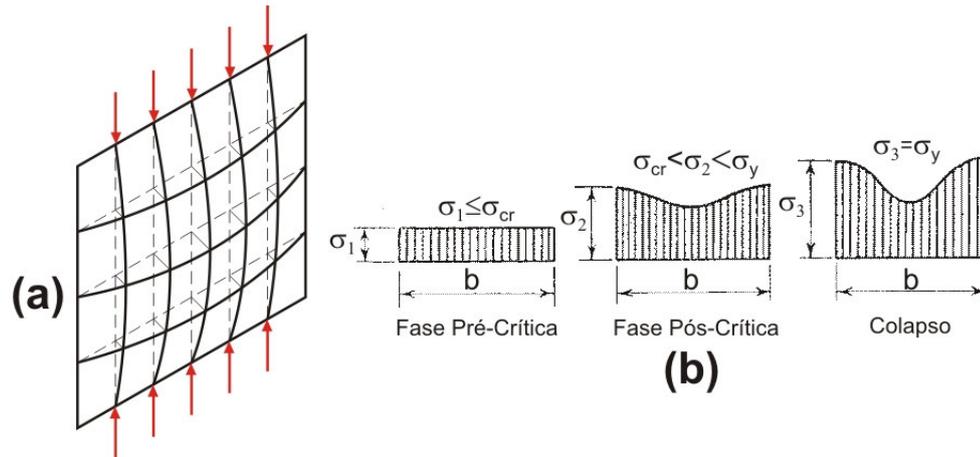


Figura 2.3- (a) Placa quadrada apoiada nos quatro lados sofrendo flambagem local. (b) Redistribuição de tensões na seção transversal da chapa

A tensão crítica de flambagem de uma placa como a apresentada na Figura 2.3 é dada pela Eq.(2.2) a qual é rescrita a seguir na Eq. (2.3) substituindo os termos de w por b e h por t .

$$\sigma_{cr} = \frac{k\pi^2 E}{12(1 - \nu^2) \left(\frac{b}{t}\right)^2} \quad (2.3)$$

Onde k , E , ν foram definidos anteriormente, e b/t é a relação largura/espessura da placa.

A redistribuição de tensões em uma placa que sofreu flambagem local, com perda de rigidez na parte central da mesma e com conseqüente concentração de tensões nas bordas, é responsável pela redução da capacidade resistente inicial, definida pela tensão de escoamento. Porém, o tratamento matemático do comportamento pós-crítico de uma placa é muito trabalhoso. Assim, uma previsão teórica simples desse comportamento pode ser encontrada a partir do Método da Largura Efetiva, proposto por Von Karman [Yu, 2000].

Para considerar a redução de rigidez da chapa, Von Karman propôs que, ao invés de se utilizar uma distribuição de tensões não-uniforme em uma placa de largura b , se considerasse que toda a força aplicada fosse suportada por uma placa de largura fictícia b_{ef} (menor do que b), sujeita a uma distribuição uniforme de tensões. A Figura 2.4 mostra esse procedimento. Assim, respeitado o equilíbrio de forças, a placa da Figura 2.4(a) com distribuição não-uniforme de tensões pode ser substituída pela placa da Figura 2.4(b), sob distribuição de tensões uniforme de valor σ_{max} .

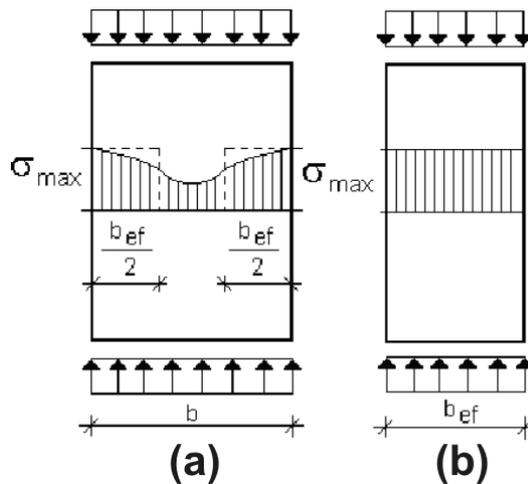


Figura 2.4- (a) Placa real sob compressão uniforme sofrendo flambagem local. A largura é b e a distribuição de tensões é não-uniforme. (b) Placa efetiva, com largura efetiva b_{ef} e distribuição de tensões uniforme

Assim, pode-se considerar que b_{ef} é a largura de uma placa que flamba quando a tensão chega ao valor de σ_{max} . Se o valor de σ_{max} chegar ao nível da tensão de escoamento σ_y , pode-se escrever que:

$$\sigma_y = \frac{k\pi^2 E}{12(1 - \nu^2) \left(\frac{b_{ef}}{t}\right)^2} \quad (2.4)$$

Comparando as Eqs. (2.4) e (2.3), tem-se a expressão proposta por Von Karman para a largura efetiva de uma placa:

$$\frac{b_{ef}}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_y}} = \frac{1}{\lambda_p} \quad (2.5)$$

Onde λ_p é o índice de esbelteza reduzido da placa. Von Karman propôs uma formulação para uma chapa perfeita, o que fez com que outros pesquisadores incorporassem os efeitos das imperfeições mecânicas e geométricas no procedimento de cálculo, através da calibração experimental [Yu, 2000]. Com base nos resultados de testes realizados por Sechler e Winter [WINTER, 1948], Winter propôs, inicialmente, a seguinte modificação para a fórmula da largura efetiva de placas simplesmente apoiadas em suas bordas longitudinais:

$$\frac{b_{ef}}{b} = \frac{1}{\lambda_p} \left(1 - \frac{0,25}{\lambda_p}\right) \quad (2.6)$$

A Eq. (2.6) foi posteriormente corrigida [WINTER, 1968], para se chegar à expressão de largura efetiva utilizada na Norma Americana AISI e na Norma Brasileira ABNT NBR 14762:2010 :

$$b_{ef} = b \left(1 - 0,22/\lambda_p \right) / \lambda_p \quad (2.7)$$

As formulações discutidas nesse capítulo podem ser expressas como curvas de resistência associadas à flambagem local de placas. Essas curvas consideram a interação da flambagem local das placas com o escoamento da seção das mesmas. Ou seja, a capacidade resistente inicial da placa, que é a tensão de escoamento do material, pode ser reduzida pela flambagem local. Essas curvas estão apresentadas na Figura 2.5, comparadas com a curva de flambagem elástica de Euler, dada pela seguinte equação:

$$\frac{b_{ef}}{b} = \frac{1}{\lambda_p^2} \quad (2.8)$$

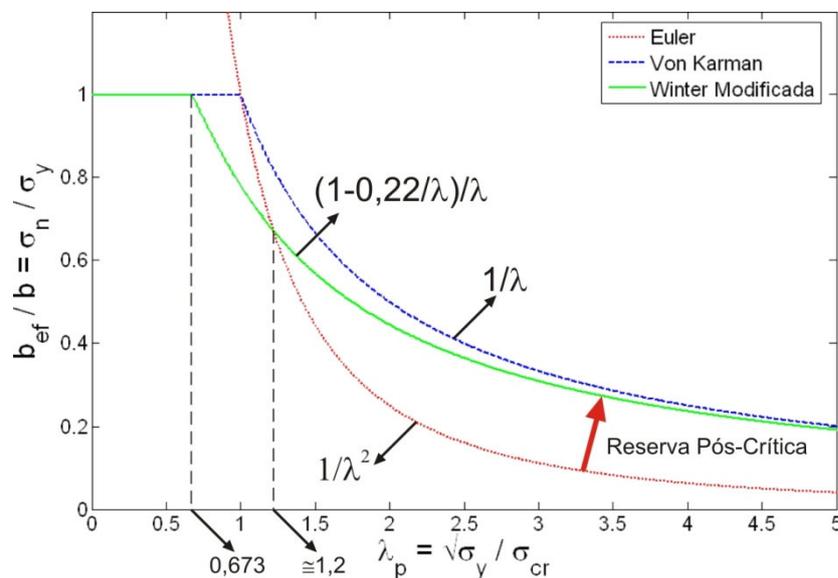


Figura 2.5- Curvas de resistência associadas à flambagem local de placas

A curva de Euler considera que, quando $\lambda_p > 1$ o colapso é determinado pela força crítica, ou seja, que não há resistência pós-crítica. Assim, comparando-se as outras formulações com a curva de flambagem elástica de Euler, pode-se visualizar a reserva pós-crítica das placas que sofrem flambagem local.

2.1.2 Flambagem Distorcional

Além da flambagem local, os elementos de um perfil estão sujeitos à flambagem distorcional. Basicamente, esse fenômeno é causado pela perda de estabilidade do conjunto composto por um elemento comprimido e um ou mais enrijecedores. Desse modo, ocorrem a rotação e a possível translação das arestas de união entre os elementos da seção. O modo

distorcional ocorre, em geral, em perfis com comprimento intermediário entre os de perfis que sofrem flambagem local e global. Assim como na flambagem local, o modo distorcional se desenvolve através de meias-ondas ao longo do comprimento da barra. Na Figura 2.6 se ilustram alguns casos de flambagem distorcional.

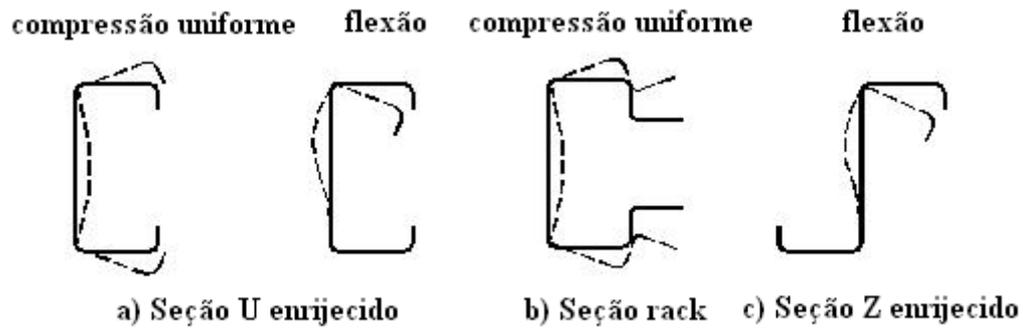


Figura 2.6- Flambagem distorcional para diferentes tipos de perfis

Este modo apresenta uma moderada reserva pós-flambagem.

É importante salientar que o fenômeno de flambagem pode ser entendido como um problema de instabilidade por bifurcação do equilíbrio, no domínio tensão x deslocamento. Não há uma diferença física clara para diferenciar diferentes modos de flambagem (local, distorcional, etc.), esta classificação é utilizada neste trabalho só com o objetivo de seguir a nomenclatura e metodologia aplicada usualmente nas normas de estruturas metálicas.

2.1.3 Flambagem Global

Ocorre a translação da seção transversal sem distorção da seção, exemplo na Figura 2.7. Os modos principais de flambagem global presentes em barras submetidas à compressão são os modos de flexão, torção e flexo-torção, a força crítica para estes três casos é dada pelas Eqs. (2.9), (2.10) e (2.11).

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{(K_y L)^2}, N_{ex} = \frac{\pi^2 EI_x}{(K_x L)^2} \quad (\text{flambagem por flexão}) \quad (2.9)$$

$$N_{et} = \frac{1}{r_0^2} \frac{[\pi^2 EC_w]}{(K_t L_t)^2} + GJ \quad (\text{flambagem por torção}) \quad (2.10)$$

$$N_{ext} = \frac{N_{ex} + N_{et}}{2 \left[1 - (x_0/r_0)^2 \right]} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{4N_{ex}N_{et} \left[1 - (x_0/r_0)^2 \right]}{(N_{ex} + N_{et})^2}} \right] \quad (2.11)$$

(flambagem por flexo-torção)

Onde:

N_{ex} = força axial de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo x;

N_{ey} = força axial de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo y;

N_{et} = força axial de flambagem elástica por torção

x_0 = distância do centro de gravidade ao centro de torção;

r_0 = raio polar de giração;

I_x = momento de inércia em relação ao eixo x;

I_y = momento de inércia em relação ao eixo y;

K_xL = comprimento efetivo de flambagem por flexão em relação ao eixo x;

K_yL = comprimento efetivo de flambagem por flexão em relação ao eixo y;

K_tL = comprimento efetivo de flambagem por torção;

I_t = momento de inércia à torção uniforme;

C_w = constante de empenamento da seção;

G = módulo de elasticidade transversal;

E = módulo de elasticidade.

Realizam-se a seguir algumas observações:

- Um perfil com dois eixos de simetria pode flambar por flexão ou por torção;
- No caso de perfis mono-simétricos eles podem flambar globalmente frente a forças de compressão por flexão ou flexo-torção;
- As Eqs. (2.9), (2.10) e (2.11) são válidas para elementos solicitados a força de compressão aplicada no centro de gravidade da seção, para outros tipos de solicitações, no caso aplicação excêntrica, os modos de flexão e/ou torção vão interagir com a força modificando as expressões respectivas a estes modos, pode-se consultar mais sobre isso em bibliografias clássicas de flambagem [Yu, 2000].

Na Figura 2.7 se apresenta os modos de flambagem de flexão e flexo-torção nos caso de um perfil típico utilizado em colunas de silos.

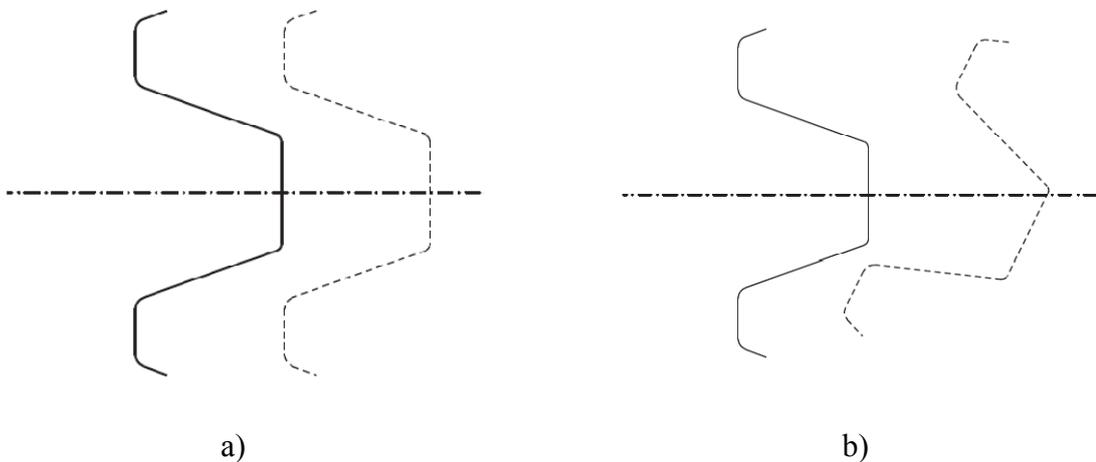


Figura 2.7- Flambagem a) por flexão, b) flexo-torção

2.2 Procedimento de cálculo da Norma ABNT NBR 14762:2010

Como mencionado na introdução da norma brasileira para dimensionamento de perfis estruturais de aço formados a frio ABNT NBR 14762:2010, seus princípios se baseiam no método dos estados-limites, considerando o estado-limite último e o estado-limite de utilização.

Esta norma considera as seções que constituem o perfil como uma associação de chapas, portanto, utilizado o Método da Largura Efetiva (MLE), para que se possa considerar o efeito da flambagem local em cada um dos elementos de forma isolada, resultando em um perfil com propriedades geométricas efetivas. A Figura 2.8 ilustra a largura efetiva de um elemento AA ou elemento com borda vinculada (com as duas bordas longitudinais vinculadas a outros elementos) e de um elemento AL ou elemento com borda livre (com apenas uma borda longitudinal vinculada a outro elemento).

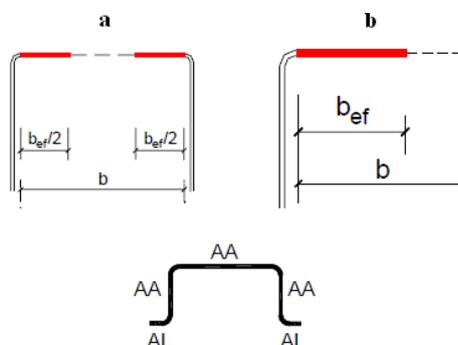


Figura 2.8- Largura efetiva juntamente com a ilustração dos tipos de elementos componentes de perfis formados a frio segundo a norma brasileira: a) Elementos AA e b) Elementos AL (Fonte: ABNT NBR 14762:2010)

Para o cálculo da largura efetiva a norma brasileira utiliza a expressão de Winter modificada apresentada no capítulo 2.1.1 pela Eq. (2.7) e o índice de esbeltez reduzido do elemento se expressa a seguir na Eq. (2.12).

$$\lambda_p = \frac{b/t}{0,95(kE/\sigma)^2} = \sqrt{\frac{\sigma}{\sigma_{cr}}} \quad (2.12)$$

Onde para valores de $\lambda_p \leq 0,673$ a largura efetiva é a própria largura do elemento.

O valor de k da Eq.(2.12) depende de uma das duas condições de contorno das bordas da placa (elemento AA ou elemento AL), e da distribuição linear de tensões na seção da placa. Podem-se encontrar os valores de k nas Tabelas 4 (para elementos AA) e na Tabela 5 (para elementos AL) da norma ABNT NBR 14762:2010.

A solicitação analisada neste trabalho é a de compressão centrada. Por isso, apresenta-se a formulação referente a esse tipo de solicitação.

Para barras submetidas à compressão centrada, a força axial de compressão resistente de cálculo $N_{c,Rd}$ é dada pela Eq. (2.13).

$$N_{c,Rd} = \frac{\chi A_{ef} f_y}{\gamma} \quad (2.13)$$

Onde:

γ = coeficiente de ponderação;

A_{ef} = a área efetiva da seção transversal da barra, calculada conforme as larguras efetivas dos elementos dadas pela Eq.(2.7), desta maneira a norma leva em consideração a interação entre a flambagem global e a flambagem local;

f_y = resistência ao escoamento do aço;

χ = fator de redução associado à resistência à compressão, calculado pela Eq.(2.14).

$$\chi = \begin{cases} (0,658^{\lambda_0^2}) \rightarrow \lambda_0 \leq 1,5 \\ \left(\frac{0,877}{\lambda_0^2} \right) \rightarrow \lambda_0 \geq 1,5 \end{cases} \quad (2.14)$$

Onde:

λ_0 = índice de esbeltez reduzido associado à flambagem global, dado pela Eq.(2.15).

$$\lambda_0 = \left(\frac{A_b f_y}{N_e} \right)^{0,5} \quad (2.15)$$

Onde:

A_b = área bruta da seção transversal da barra;

N_e = força axial de flambagem global elástica da barra, mínimo entre N_{ey} (flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo de menor inércia) e N_{ext} (flambagem global elástica por flexo-torção) descrito acima no capítulo 2.1.3 nas Eqs. (2.9), (2.10) e (2.11).

Além do MLE a norma traz outros métodos de cálculo da resistência do perfil. Um deles é o Método da Resistência Direta (MRD) citada no anexo C da norma e que será exposto no capítulo 2.3 a seguir, e o método da seção efetiva (MSE) que não será discutido neste trabalho.

2.3 Método da Resistência Direta (MRD)

O MLE, citado anteriormente, é um método amplamente utilizado atualmente, e no qual se baseiam as clássicas normas de PFF, porém este método apresenta as seguintes desvantagens:

- O cálculo da área efetiva da seção transversal é trabalhoso, principalmente no caso de perfis compostos com vários elementos, e/ou enrijecedores transversais (geometria da seção transversal complexa), bem como aqueles perfis submetidos à flexão, pois há necessidade de se realizar cálculos iterativos, embora isto possa ser contornado utilizando programas computacionais;

- A interação entre os elementos que formam a seção não é considerada, ou seja, os elementos trabalham de maneira isolada;

- Dificuldade de incluir no cálculo o modo de flambagem distorcional (muitas normas de cálculo contornam este problema limitando as dimensões e os tipos de perfis que podem ser utilizados);

- Dificuldade no aprendizado do método, pois em função do grande volume de cálculo algébrico envolvido deixa-se de compreender o comportamento estrutural do perfil, que deveria ser o foco principal.

Porém, para contornar os problemas expostos anteriormente, [SCHAFER e PEKÖZ, 1998], propuseram o Método da Resistência Direta (MRD) como uma alternativa ao MLE na determinação da resistência de perfis formados a frio.

É importante ressaltar que, o MRD foi utilizado pela primeira vez por Hancock, [HANCOCK, KWON e BERNARD, 1994], para resolver o problema de flambagem distorcional de perfis de parede fina submetidos à compressão centrada ou flexão simples. Posteriormente Schafer [SCHAFER e PEKÖZ, 1998 e 2002], estenderam a aplicação deste método para barras fletidas ou comprimidas considerando a flambagem local, distorcional e global.

Esse método consiste basicamente em utilizar curvas de resistência ajustadas experimentalmente, para a partir da força axial de flambagem elástica e considerando o perfil como uma unidade, calcular a força axial de colapso. Cabe salientar, neste caso, que os elementos que compõem o perfil trabalham de maneira conjunta, e não como elementos isolados.

Essas curvas de resistência ajustadas, que são a priori as mesmas curvas utilizadas pelo MLE, são apresentadas a seguir:

$$\frac{P_{nl}}{P_{lim}} = \left(\frac{P_{crl}}{P_{lim}}\right)^{0,5} \left[1 - 0,22 \left(\frac{P_{crl}}{P_{lim}}\right)^{0,5}\right] \quad (2.16)$$

Onde:

P_{nl} = força axial de compressão resistente nominal por flambagem local considerando que a forma de colapso é do perfil como um todo, e que leva em conta a interação entre a flambagem local e o colapso determinado pela força P_{lim} ;

P_{lim} = força crítica axial de flambagem elástica global ou de escoamento e que interage com a flambagem local;

P_{crl} = força crítica axial de flambagem elástica local do perfil como um todo.

Para obtenção da força P_{crl} pode-se utilizar métodos analíticos ou numéricos. Para a análise da flambagem elástica de PFF (determinação de P_{crl} , modos de flambagem, etc.), os professores Benjamim W. Schafer e Teoman Peköz, desenvolveram um programa computacional baseado no Método das Faixas Finitas (MFF), o CUFSM – “*Finite Strip Method - Cornell University*”. Este programa é de uso livre (“*freeware*”), e pode ser copiado do endereço eletrônico <http://www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm/>. Neste endereço encontram-se, além do programa, os manuais e tutoriais respectivos. No capítulo 2.4 será descrito com mais detalhes o MFF e o CUFSM.

Observações:

a) Para a flambagem local (P_{nl}), do perfil como um todo, se utiliza atualmente as curvas de resistência propostas por Schafer e Peköz, obtidas modificando-se a Eq.(2.16) a partir de resultados obtidos de ensaios, para dar as expressões apresentadas a seguir:

$$P_{nl} = P_{lim} \rightarrow \lambda_l \leq 0,776 \quad (2.17)$$

$$\frac{P_{nl}}{P_{lim}} = \left(\frac{P_{crl}}{P_{lim}} \right)^{0,4} \left[1 - 0,15 \left(\frac{P_{crl}}{P_{lim}} \right)^{0,4} \right] \rightarrow \lambda_l > 0,776 \quad (2.18)$$

Onde:

$$\lambda_l = \sqrt{\frac{P_{lim}}{P_{crl}}} \quad (2.19)$$

b) Para determinar a força de colapso por flambagem distorcional (P_{nd}) [HANCOCK et al., 1994], propuseram curvas de resistência modificadas dadas pelas equações abaixo:

$$P_{nd} = P_y \rightarrow \lambda_d \leq 0,561 \quad (2.20)$$

$$\frac{P_{nd}}{P_y} = \left(\frac{P_{crl}}{P_y} \right)^{0,6} \left[1 - 0,25 \left(\frac{P_{crl}}{P_y} \right)^{0,6} \right] \rightarrow \lambda_d > 0,561 \quad (2.21)$$

Onde:

$$\lambda_d = \sqrt{\frac{P_y}{P_{crl}}} \quad (2.22)$$

$$P_y = Af_y \quad (2.23)$$

f_y = resistência ao escoamento do aço;

A = área bruta da seção transversal da barra;

P_{crl} = força crítica de flambagem elástica distorcional do perfil como um todo.

Segundo [HANCOCK et al.,1994] a interação entre a flambagem distorcional e a flambagem global pode ser desconsiderada, logo $P_{lim} = P_y$.

Observa-se que no caso de uma solicitação na barra de flexão, têm-se considerações similares às apresentadas acima.

Readequando a nomenclatura apresentada para a utilizada na ABNT NBR 14762:2010, tem-se descrito nesta continuação os modos de flambagem com suas respectivas expressões para o MRD no caso de barras submetidas à compressão centrada. As expressões aqui apresentadas foram retiradas do Anexo C da norma ABNT NBR 14762:2010.

O valor da força axial de compressão resistente $N_{c,Rk}$ deve ser considerado como o menor valor calculado entre os modos de flambagem global ($N_{c,Re}$), local ($N_{c,Rl}$) e distorcional ($N_{c,Rdist}$) elástica, determinados conforme Tabela 2.1 . A força axial de compressão resistente de cálculo $N_{c,Rd}$ é dada pela Eq.(2.24).

$$N_{c,RD} = \frac{N_{c,Rk}}{\gamma} \quad (2.24)$$

Onde γ = fator de ponderação igual a 1,20.

Tabela 2.1-Força axial de compressão para os modos de flambagem global, local e distorcional, adaptado da ABNT NBR 14762:2010, Anexo C

Modo de Flambagem	Índice de Esbeltez	Limite de esbeltez	Força Axial de Compressão	Equação
Global	$\lambda_0 = \left(\frac{Af_y}{N_e}\right)^{0,5}$	$\lambda_0 \leq 1,5$	$N_{c,Re} = (0,658^{\lambda_0^2}) Af_y$	(2.25)
		$\lambda_0 > 1,5$	$N_{c,Re} = \left(\frac{0,877}{\lambda_0^2}\right) Af_y$	
Local	$\lambda_l = \left(\frac{N_{c,re}}{N_l}\right)^{0,5}$	$\lambda_l \leq 0,776$	$N_{c,Rl} = N_{c,Re}$	(2.26)
		$\lambda_l > 0,776$	$N_{c,Rl} = \left(1 - \left(\frac{0,15}{\lambda_l^{0,8}}\right)\right) \frac{N_{c,Re}}{\lambda_l^{0,8}}$	
Distorcional	$\lambda_{dist} = \left(\frac{Af_y}{N_{dist}}\right)^{0,5}$	$\lambda_{dist} \leq 0,561$	$N_{c,Rdist} = Af_y$	(2.27)
		$\lambda_{dist} > 0,561$	$N_{c,Rdist} = \left(1 - \left(\frac{0,25}{\lambda_{dist}^{1,2}}\right)\right) \frac{Af_y}{\lambda_{dist}^{1,2}}$	

Onde:

N_e = menor valor da força axial de flambagem global elástica;

A = área bruta da seção transversal do perfil;

f_y = resistência ao escoamento do aço;

$\lambda_{o,l,dist}$ = representam o índice de esbeltez reduzido para a flambagem global, local e distorcional, respectivamente;

N_l = força axial de flambagem local elástica;

N_{dist} = força axial de flambagem distorcional elástica.

A Eq.(2.26) é a mesma representada acima pela Eq. (2.18) somente com algumas simplificações matemáticas. A Eq. (2.27) é idêntica a representada pela Eq. (2.21), somente com algumas simplificações matemáticas.

O MRD considera a interação do modo local com o modo global, não ocorrendo o mesmo com o modo distorcional. As forças de flambagem elástica solicitadas N_l e N_{dist} podem ser obtidas aplicando métodos numéricos como o método dos elementos finitos ou das

faixas finitas. Para o cálculo da força axial de flambagem global elástica N_e , é conveniente o uso de expressões analíticas, como as apresentadas no item 9.7 da norma ABNT NBR 14762:2010.

2.4 Método das Faixas Finitas (MFF)

O método apresentado neste capítulo se baseia na subdivisão de um perfil formado a frio (PFF) em faixas longitudinais, cujo comprimento combina com o do próprio perfil, como pode ser visto na Figura 2.9(a) [CHEUNG, THAM, 1998]. Desta maneira a discretização é feita apenas ao longo da linha média da seção transversal do perfil.

O Método das Faixas Finitas é uma ferramenta eficiente para a busca dos modos de flambagem elásticos de perfis formados a frio.

O MFF começou a ter valor para análise de flambagem elástica em perfis de paredes finas através do trabalho de [HANCOCK, 1978], onde foi utilizado na aplicação de perfis do tipo I sob flexão.

Outro antecedente importante de se salientar é o trabalho desenvolvido por Batista [BATISTA, 1988], onde realiza um estudo paramétrico para alguns tipos de seções transversais de aço formadas a frio, a partir de um programa baseado no Método das Faixas Finitas.

A variação dos deslocamentos na direção longitudinal das faixas finitas é representada por funções harmônicas, enquanto funções polinomiais interpolam a variação dos deslocamentos nas direções transversais da seção. Apenas meia onda senoidal é utilizada para descrever os deslocamentos na direção longitudinal.

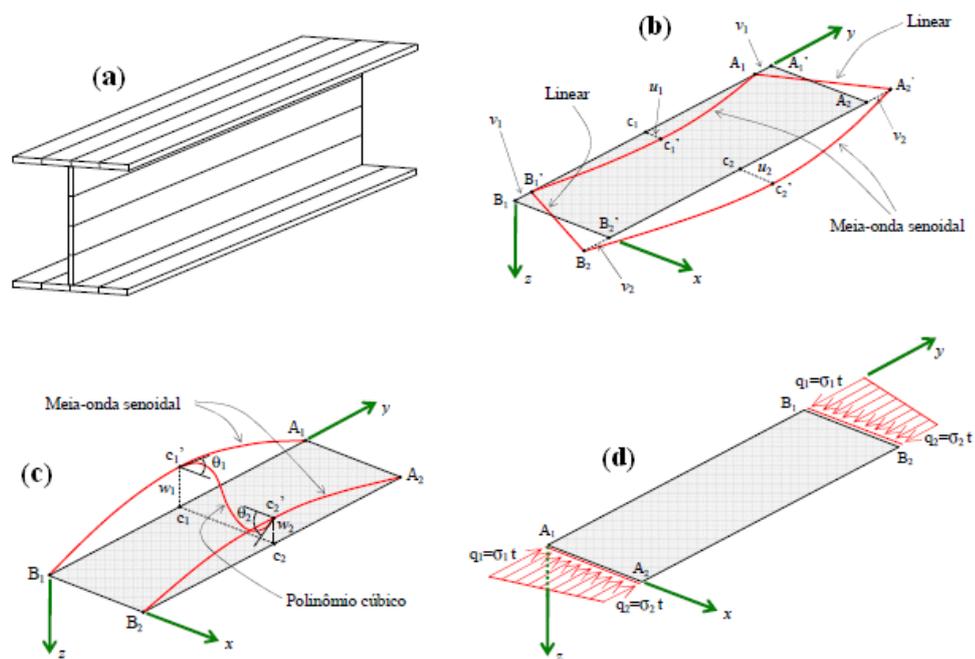


Figura 2.9- (a) Perfil I discretizado com faixas finitas. (b) Deslocamentos no plano da faixa (membranais). (c) Deslocamentos fora do plano da faixa (flexão de placa). (d) Distribuição de tensões longitudinais numa faixa. (Fonte: Grigoletti, 2008)

Os deslocamentos de cada faixa finita estão apresentados na Figura 2.9(b) e (c). Os mesmos são representados pelas linhas nodais A_1B_1 e A_2B_2 , que possuem 4 graus de liberdade cada (U_x, U_y e U_z e ROT_z). As faixas possuem rigidez de membrana e de flexão de placa. A rigidez membranal (plano xy) é representada pelos deslocamentos u e v . Os deslocamentos membranais variam segundo uma meia-onda senoidal em y e segundo uma distribuição linear em x . A flexão de placa é representada pelo deslocamento w e pela rotação θ . O w varia segundo um polinômio cúbico em x e acompanha a meia-onda senoidal em z . Os extremos das faixas finitas (linhas A_1A_2 e B_1B_2) podem deformar apenas no plano.

A escolha das funções longitudinais implica em se ter as extremidades da barra articuladas e o empenamento livre. Este conjunto clássico de proposições conduz a soluções analíticas para a matriz de rigidez.

A matriz de rigidez geométrica é formulada incluindo nas relações de deformação-deslocamento os termos de segunda ordem.

Cada uma das faixas finitas pode ser submetida a uma distribuição de tensões normais de compressão com variação linear através da seção, porém constante ao longo do comprimento, como pode ser visto na Figura 2.9(d). Além do carregamento, as propriedades

da seção e as restrições nodais (que na verdade são aplicadas sobre as linhas nodais) não podem variar na direção longitudinal das faixas.

No MFF, os deslocamentos em x , y e z e a rotação em z são compatíveis em uma linha nodal comum a duas faixas adjacentes.

O MFF apresenta-se como uma ferramenta muito vantajosa para a análise dos modos de flambagem de PFF pelos motivos que segue:

- O método é eficiente no cálculo das forças críticas de flambagem elástica de perfis de parede fina e em termos computacionais não é custoso;
- As condições de compatibilidade de deslocamentos e rotação nas linhas nodais comuns entre duas faixas finitas adjacentes garantem a interação entre as mesmas. Assim, o fenômeno da flambagem distorcional pode ser tratado de maneira simples;

Um programa computacional para análise de flambagem elástica que utiliza o MFF é o CUFSM, programa utilizado neste trabalho para determinar as forças de flambagem elásticas utilizadas no MRD. O CUFSM permite fazer a análise de estabilidade elástica de perfis constituídos de paredes finas submetidos a qualquer tipo de distribuição de tensão normal em suas extremidades, mas não é permitindo a aplicação de carregamentos ao longo de seu comprimento, variação das condições de contorno e variação da seção analisada.

Este programa examina a seção de interesse, fazendo uma análise de estabilidade elástica, fornecendo como resposta um gráfico com a tensão crítica de flambagem elástica com seus respectivos modos de flambagem para cada comprimento de meia-onda analisado.

Ao ser aplicado para perfis de geometria mais complexas, o programa CUFSM não apresenta nenhuma dificuldade de processamento, facilitando o engenheiro a considerar qualquer seção transversal sem nenhuma complicação. Se comparado com métodos de cálculos manuais, a solução apresentada é muito mais direta e de fácil aplicação.

O CUFSM apresenta as seguintes limitações:

- Os carregamentos e a seção transversal do perfil têm que permanecer constante ao longo do comprimento da barra;
- As condições de contorno dos elementos analisados sempre estão associadas ao comprimento de meia onda senoidal o qual limita o cálculo da força crítica de flambagem global;
- Restrições dos elementos analisados ao empenamento não são triviais, em versões mais modernas do CUFSM este problema foi contornado;

- Não podem ser considerados perfis que tenham sua seção, e/ou material variável ao longo do comprimento.

Apresenta-se na Figura 2.10 o gráfico fornecido pelo programa CUFSM. Observa-se que os resultados obtidos pelo Método das Faixas Finitas são apresentados em termos do fator de Força (λ ou FC) versus comprimento de meia-onda. Esse tipo de gráfico, uma vez definido o comprimento da barra, permite determinar a força crítica de flambagem da mesma.

Está agregado ao fator de força o modo de flambagem local, distorcional, global ou uma combinação desses contra o comprimento de meia onda.

Analisando o exemplo da Figura 2.10, se o comprimento da barra for de 1291,8 mm, a flambagem elástica estará associada ao modo local com fator de força igual a 0,67 e comprimento de meia-onda igual a 129,18 mm. Portanto o perfil flambara localmente com 10 meias ondas ao longo de seu comprimento.

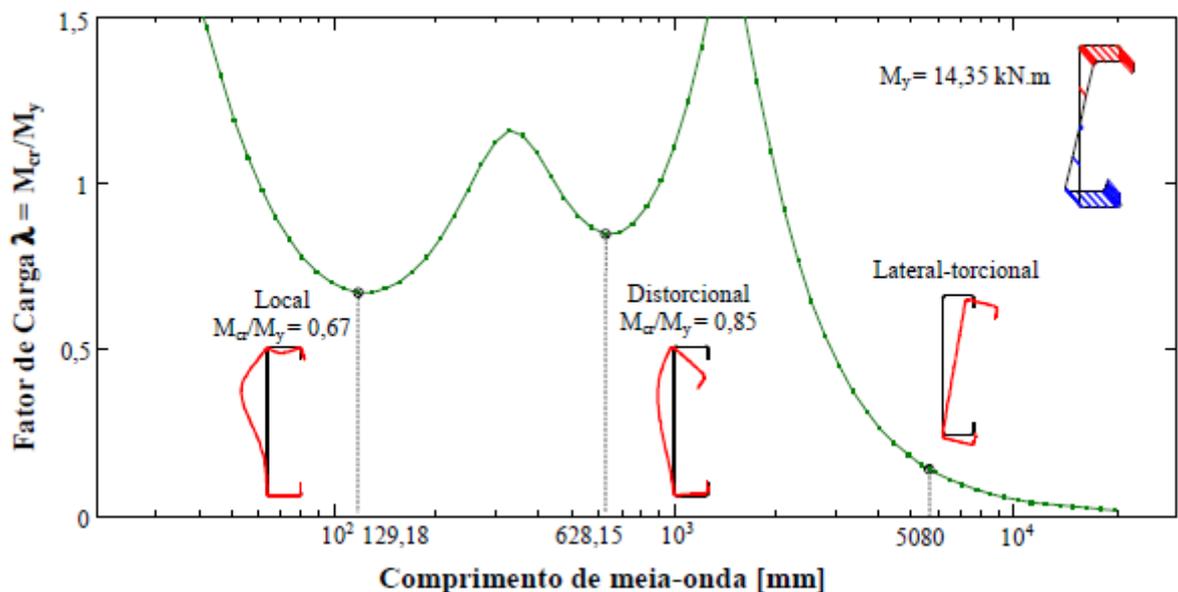


Figura 2.10- Curva de flambagem elástica obtida no CUFSM (Fonte: Grigoletti, 2008)

O MFF quando utilizado em conjunto com o MRD permite determinar as forças críticas correspondentes a cada um dos modos de flambagem, para assim analisar a interação entre os diferentes modos. Essa tarefa consiste em encontrar, no gráfico, os pontos mínimos correspondentes a cada um dos modos.

Com a realização de diversas análises de estabilidade através do MFF é possível fazer as seguintes observações a respeito dos modos de flambagem dos perfis de aço formados a frio [MEZZOMO, 2007]:

- O modo local ocorre para comprimentos de meia-onda inferiores à maior dimensão característica de um perfil. Isso se deve ao fato de que, para placas simplesmente apoiadas, a flambagem se manifesta em ondas quadradas ao longo do comprimento [YU, 2000], ou seja, o comprimento de meia-onda é igual à largura da placa. Assim, qualquer restrição adicional que um elemento adjacente do perfil ofereça à borda da chapa analisada (interação), o comprimento de flambagem será menor;

- O modo global ocorre para grandes comprimentos de meia-onda. Não existem mínimos correspondentes à flambagem global, assim, uma barra sempre flamba globalmente com uma meia-onda ao longo do comprimento. Ou seja, o comprimento de flambagem de um perfil que sofra flambagem global, analisado pelo CUFMS, é sempre igual ao próprio comprimento do perfil, o que limita a análise desse modo de flambagem;

- O modo distorcional ocorre para comprimentos de flambagem intermediários. Muitas vezes, o modo distorcional interage com o modo global para um grande faixa de comprimentos de meia-onda. Nesses casos, o gráfico de FC em função de L_f não apresenta mínimos correspondentes a esse modo, o que pode dificultar a análise do Método da Resistência Direta.

Atualmente estão sendo desenvolvidas técnicas de decomposição e identificação modal juntamente com o MFF [GREGOLLI, 2008]. Essas técnicas permitem o tratamento de cada um dos modos isoladamente, o que está sendo tratado como método das faixas finitas restringidas (MFFr) devido à separação dos modos puros de flambagem.

2.5 Método dos Elementos Finitos (MEF)

O uso do MEF pode contornar as limitações apresentadas pelo MFF [ZIENKIEWICZ, 1982]. O perfil também é discretizado na direção longitudinal, gerando uma malha de elementos finitos. São usadas funções polinomiais para interpolar os deslocamentos nodais tanto nas direções transversais da seção quanto na direção do comprimento da barra. Qualquer tipo de condições de contorno e carregamento pode ser utilizado. Além disso, o carregamento, as propriedades geométricas da seção e as restrições podem variar ao longo do comprimento da barra analisada.

O programa de elementos finitos com que se trabalha neste estudo foi o Ansys, sistema comercial que permite realizar diversos tipos de análises tanto na área estrutural como em outras áreas da engenharia [Ansys v.11.0]. Neste trabalho foram desenvolvidos cálculos

das forças elásticas de flambagem e também se realizaram uma estimativa da força de colapso do perfil considerando no modelo dos perfis a não-linearidade material e geométrica.

2.6 Não Linearidades de Materiais e Geométricas

Na não linearidade material considera-se uma relação constitutiva (relação tensão-deformação) não linear. Muitos fatores podem influenciar a não linearidade na relação constitutiva do material entre eles o histórico de carregamento, as condições de temperatura, o tempo de aplicação de carga. No capítulo 4.3.3 descreve-se melhor a relação constitutiva utilizada neste trabalho.

A não linearidade geométrica esta relacionada a uma relação não linear entre os deslocamentos e as deformações. Como exemplo, para ilustrar este tipo de não linearidade se analisa o caso de uma coluna engastada em uma extremidade, e sobre carregamento horizontal e vertical na extremidade livre Figura 2.11(a,b). Na posição indeformada o momento na base da coluna é calculado como $M_1 = HL$ e o deslocamento no topo é dado por $\Delta_2 = \frac{HL^3}{3EI}$, sendo E e I o módulo de elasticidade e o momento de inércia da coluna respectivamente.

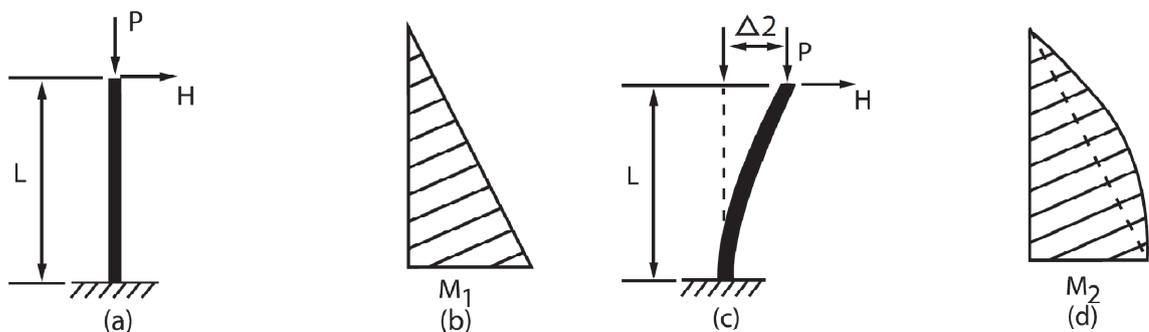


Figura 2.11- Coluna engastada a)posição indeformada, b)diagrama de momentos coluna indeformada, c)posição de formada, d)diagrama de momentos coluna deformada

Porem na posição deformada a nova condição de equilíbrio é apresentada na Figura 2.11 (c,d). O momento na base passa a ser calculado como $M_2 = HL + P\Delta_2$, onde Δ_2 representa o deslocamento no topo do perfil devido à ação da força H e a excentricidade do centro do perfil gerada pela força axial P. Em estruturas mais complexas este efeito também pode estar presente.

2.7 Imperfeições Geométricas Iniciais

As imperfeições geométricas iniciais sempre devem ser consideradas em uma análise de elementos finitos não linear geométrica. Tendo-se comprovado que as forças de colapso obtidas por simulação são em geral muito sensíveis a este fator.

As imperfeições geométricas iniciais são intrínsecas do processo produtivo dos perfis formados a frio, por isso considerar barras perfeitamente retas e chapas planas é uma idealização inadequada.

Barra submetida à compressão centrada na verdade sofre uma flexo-compressão desde o início do carregamento, devido aos esforços de flexão originados pelas imperfeições iniciais, ocorrendo deslocamentos laterais nos elementos que constituem o perfil, isso resulta em esforços adicionais que por sua vez podem vir a comprometer a resistência máxima de uma barra comprimida.

Em 1807 Young propôs uma função senoidal para poder representar a imperfeição inicial global da barra [YOUNG, 2004 e 2005]. A função senoidal aproximada de Young representa somente a imperfeição global do eixo da barra, não abordando as imperfeições localizadas das chapas que compõem o perfil, mas pode ser aceitável em vários casos em virtude da variação das imperfeições verificada na prática.

Para esse modo global a imperfeição máxima é considerada na metade da barra, assumindo uma forma de senóide (Figura 2.12).

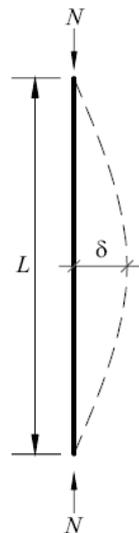


Figura 2.12- Imperfeição global proposta por Young

2.8 Considerações das Imperfeições Geométricas Iniciais em Simulações Numéricas

Quanto à maneira de tratar as imperfeições geométricas iniciais em modelos numéricos ainda não há um consenso quanto à forma, magnitude e modo de aplicação, [CHODRAUI, 2006].

Segundo resultados alcançados [MAQUOI R. et al., 2002], a configuração da imperfeição inicial adotada aponta maior relevância do que a amplitude desta deformação. Nas investigações descritas por Ransmussen e Young [ALMEIDA, 2007] a imperfeição encontrada em perfis conformados a frio foi da ordem da espessura do perfil.

[ALMEIDA, 2007] realizou diversas avaliações do comportamento de perfis U, simples e enrijecidos, conformados a frio com diversas considerações de imperfeições geométricas iniciais na forma dos modos de falha local, global e distorcional, cada imperfeição foi avaliada de forma isolada e associada.

[GREGOLLI, 2008] utiliza um processo para implantar as imperfeições iniciais nos perfis conformados a frio que consiste basicamente de utilizar a sobreposição linear de modos de flambagem elásticos puros do perfil, obtidos e selecionadas de uma análise de autovalores, amplificados por um fator relacionado com as espessuras do aço utilizado em sua fabricação, obtendo assim uma nova geometria do perfil.

2.9 Análise do Comportamento Estrutural de Perfis Conformados a Frio Submetidos à Compressão

Perfis conformados a frio são altamente empregados na indústria devido a sua facilidade de fabricação e pelo desenvolvimento de estudos e ferramentas que facilitam as metodologias de cálculo e simulação de comportamento do perfil.

Na busca por informações referentes ao estudo do comportamento estrutural de perfis utilizados em colunas de silo pouca informação disponível foi encontrada, uma vez que os trabalhos existentes são sempre voltados a perfis comercialmente utilizados como perfis C, enrijecidos ou não, e cantoneiras de aço.

No âmbito internacional há grande quantidade de pesquisas na área dos PFF desde os pioneiros trabalhos [VON KARMAN, 1932] e as posteriores correções [WINTER, 1948]. Posteriormente o livro do professor Yu [YU, 2000] continua sendo uma referência no campo dos PFF. Dentro das novas metodologias que facilitam o cálculo dos PFF podem-se mencionar os desenvolvimentos realizados por Hancock, [HANCOCK et.al., 2001], como representativo de suas pesquisas ainda que ele tenha desenvolvimentos mais recentes, e os

trabalhos de Schafer, outro pesquisador de renome que faz uma revisão do método da resistência direta [SCHAFER, 2008]. Os dois autores anteriores têm trabalhado no desenvolvimento do chamado Método da Resistência Direta. Existem outros enfoques que apontam na simplificação do cálculo dos PFF entre eles pode-se mencionar a aplicação da teoria generalizada de vigas, esta ferramenta é atualmente empregada por Sivestre e Camotin, como representantes de seus trabalhos podem-se mencionar [SILVESTE, CAMOTIN, 2002a e 2002b]. E por último menciona-se o método da seção efetiva implementada na última versão da ABNT NBR 14762:2010 proposto por Eduardo Batista documentado em seu recente trabalho [BATISTA, 2009].

Nos trabalhos desenvolvidos dentro do Brasil cabe salientar o trabalho de [CHODRAUI, 2003] o qual avaliou a flambagem distorcional de barras submetidas à compressão centrada e à flexão, comparando resultados obtidos pela Norma Brasileira NBR14762:2001, pela análise elástica via método das faixas finitas e pela análise via elementos finitos. Na análise pelo método dos elementos finitos foi considerada uma análise de estabilidade através da solução de um problema de autovalores e, também, uma análise não-linear geométrica.

Dentro do programa no qual este trabalho foi desenvolvido podem-se destacar os trabalhos de [MEZZOMO, 2007], que aplicou as metodologias mencionadas para avaliar o comportamento de telhas metálicas de forma trapezoidal propondo também sua otimização. Outro trabalho a mencionar é [GRIGOLETTI, 2008] que estudou o comportamento de perfis C, simples e enrijecidos, através do método das faixas finitas restringidas, para as análises de estabilidade elástica e o método da resistência direta para determinar a força de colapso do perfil, apresentando uma metodologia para otimização paramétrica da forma da seção transversal do perfil através de algoritmos genéticos.

[BONATTO, 2009] realizou estudos experimentais do comportamento de cantoneiras simples e enrijecidas conformadas a frio, submetidas à compressão centrada, comparando estes ensaios com valores teóricos obtidos através dos métodos da largura efetiva, resistência direta e elementos finitos. No método dos elementos finitos foram consideradas não linearidade material e geométrica e imperfeições geométricas iniciais.

2.10 Forças Solicitantes para Dimensionamento de Colunas de Silos

Conforme [TROITSKY, 1982] o dimensionamento das colunas que suportam um silo deve levar em consideração os seguintes critérios:

- Força vertical da estrutura do silo e demais componentes nele apoiados;
- Força horizontal agindo no silo gerando uma força de tração nas colunas situadas no lado da aplicação da força e compressão nas colunas do lado oposto.

Na Figura 2.13 representam-se as forças envolvidas no dimensionamento de colunas de silo. As forças devem ser classificadas, ponderadas e agrupadas conforme as combinações previstas na ABNT NBR 14762:2010. As forças horizontais, F_t , F_c e F_f simbolizam a força do vento agindo no centro de gravidade do teto, corpo e funil do silo respectivamente. Já as forças (+ e -) F_{vento} correspondem as reações nas colunas destas referidas forças horizontais. As forças verticais (F_{prod} e F_{silo}) são as forças que correspondem ao peso do produto armazenado e o peso próprio do silo e demais equipamentos nele apoiados.

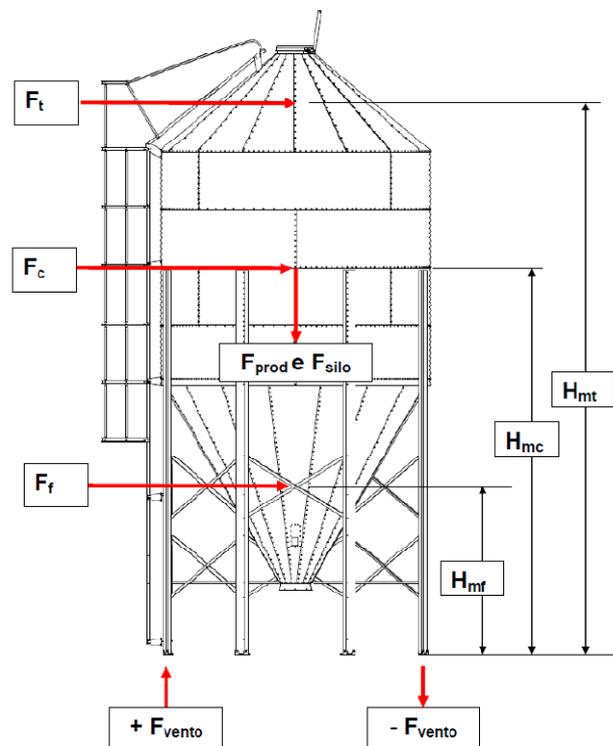


Figura 2.13- Ações envolvidas nas colunas de silos

2.10.1 Forças Horizontais Agindo no Silo e sua Componente Vertical na Coluna

Avaliando a Figura 2.14, considerando a força horizontal devida ao vento agindo na direção A-A, a maior reação de compressão será a que ocorre nas colunas que estão situadas

no lado oposto desta ação. Desta forma o momento gerado pela força horizontal no eixo 1-1 deve ser igual ao momento gerado pelas forças agindo nas colunas, segundo Eq.(2.28).

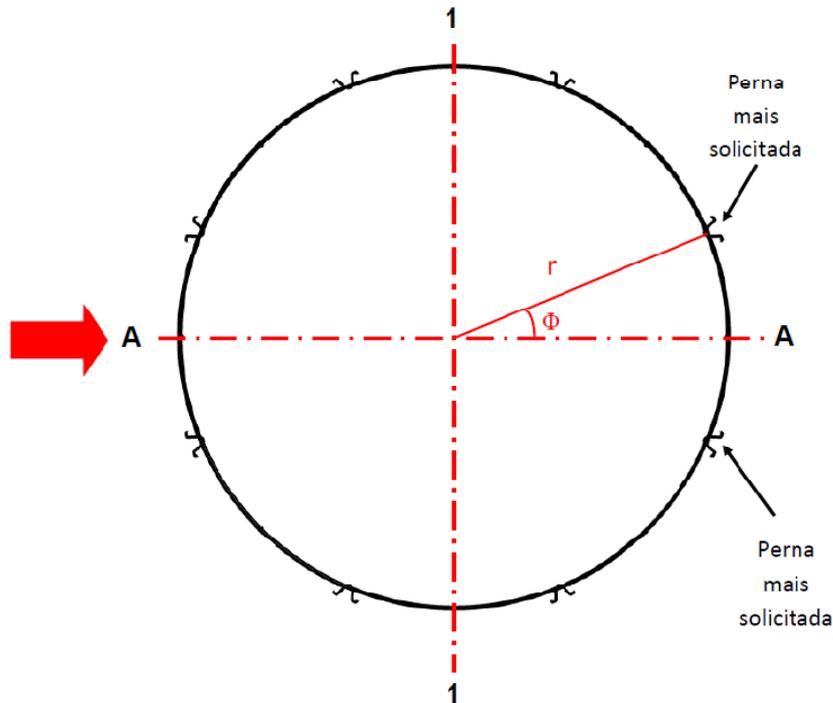


Figura 2.14- Vista superior do silo com 8 colunas

$$M_{1-1} = F_v L \quad (2.28)$$

Onde o M_{1-1} é dado pela Eq. (2.29) correspondendo a soma dos momentos que ocorrem no corpo do silo em suas diversas seções (telhado, corpo e funil).

$$M_{1-1} = F_c H_{mc} + F_t H_{mt} + F_f H_{mf} \quad (2.29)$$

F_c = Força horizontal devido ao vento na seção do corpo do silo (kN);

H_{mc} = Altura média do corpo do silo em relação à base (m);

F_t = Força horizontal devido ao vento na seção do telhado do silo (kN);

H_{mt} = Altura média do telhado do silo em relação à base (m);

F_f = Força horizontal devido ao vento na seção do funil do silo (kN);

H_{mf} = Altura média do funil do silo em relação à base (m);

Para encontrar a força vertical (F_v) deve-se encontrar a força de cada coluna e o sua referida distancia (L) do eixo 1-1; Através da Figura 2.14 pode-se concluir que:

$$F_v L = F_1 r \cos(1\Phi) + F_2 r \cos(2\Phi) + F_3 r \cos(3\Phi) + \dots + F_n r \cos(n\Phi) \quad (2.30)$$

$$F_v L = \sum_{i=1}^{n_{pernas}} F_i r \cos(i\Phi) \quad (2.31)$$

Onde: $n_{colunas}$ = representa o numero total de colunas do silo, Φ = representa o ângulo entre as colunas do silo ($360/\text{número de colunas}$) e $F_1, F_2 \dots F_n$ = força de reação na coluna 1, 2, 3 ... n conforme o número de colunas.

Desta forma conclui-se que

$$F_1 = F_0 \cos(1\Phi) \quad (2.32)$$

$$F_2 = F_0 \cos(2\Phi) \quad (2.33)$$

$$F_i = F_0 \cos(i\Phi) \quad (2.34)$$

Substituindo a Eq.(2.31) na Eq.(2.28) conclui-se que

$$M_{1-1} = \sum_{i=1}^{n_{pernas}} F_0 r \cos(i\Phi)^2 \quad (2.35)$$

Utilizando agora a Eq.(2.29) chega-se a:

$$F_0 = \frac{F_c H_{mc} + F_t H_{mt} + F_f H_{mf}}{\sum_{i=1}^{n_{pernas}} r \cos(i\Phi)^2} \quad (2.36)$$

Onde F_0 representa é a maior força de levantamento ou compressão que ocorre nas colunas no lado oposto a aplicação da força horizontal de vento.

2.11 Estudos de Silos no Brasil

No Brasil o Departamento de Engenharia de Estruturas (SET), da escola de Engenharia de São Carlos (EESC), da Universidade de São Paulo (USP) é a pioneira no estudo das pressões em silos. As pesquisas iniciaram com [CALIL, 1978 e 1984] e prosseguiram com vários estudos dentre eles destacam-se:

- [ESTEVEVES, 1989] na sua dissertação de mestrado “Silos metálicos de Chapa Corrugada”;
- [CALIL, 1990], em sua tese de Livre-Docência “Recomendações de Fluxo e de Cargas para o Projeto de Silos Verticais”;

- [MILANI, 1993], na com sua tese de doutorado "Determinação das Propriedades de Produtos Armazenados para Projeto de Pressões e Fluxo de Silos";
- [ANDRADE JR., 1998], em sua dissertação de mestrado "Análise Estrutural das Chapas Metálicas de Silos e de Reservatórios Cilíndricos";
- [GOMES, 2000] com sua tese de doutorado "Estudo Teórico e Experimental das Ações em Silos Horizontais";
- [FREITAS, 2001] em sua tese de doutorado "Estudo Teórico e Experimental das Pressões em Silos Cilíndricos de Baixa relação Altura/Diâmetro e Fundo Plano";
- [ANDRADE JR., 2002] com sua tese de doutorado "Ação do Vento em Silos Cilíndricos de baixa relação altura/diâmetro";
- [PALMA, 2005], em sua dissertação de mestrado "Pressões e Fluxo em silos Esbeltos ($h/d \geq 1.5$)".
- [CHEUNG E CALIL, 2007] com sua tese de doutorado "Modelos estocásticos de pressões de produtos armazenados para estimativa da confiabilidade estrutural de silos esbeltos;
- [NASCIMENTO, 2008], em sua dissertação de mestrado "A relação entre as pressões horizontais e verticais em silos elevados: o parâmetro K";
- [SCALABRINI, 2008]. Com sua dissertação "Dimensionamento de Silos Metálicos para Armazenagem de Grãos";
- [MADRONA, 2008] com sua dissertação de mestrado "Pressões em silos esbeltos com descarga excêntrica".

Entre outros estes autores pesquisaram as ações que ocorrem em silos devido aos produtos armazenados suas variações devido às diversas condições de fluxo de descarregamento, ou carregamento e características dos silos como dimensões, tipos de parede entre outras.

3 DESCRIÇÃO DO OBJETO DE ESTUDO

Na continuação se descrevem as principais partes que compõem um silo cilíndrico metálico o qual será objeto de estudo nesta dissertação. Nas Figura 3.1 e Figura 3.3, apresenta-se uma vista lateral do silo onde todos estes componentes são visualizados.

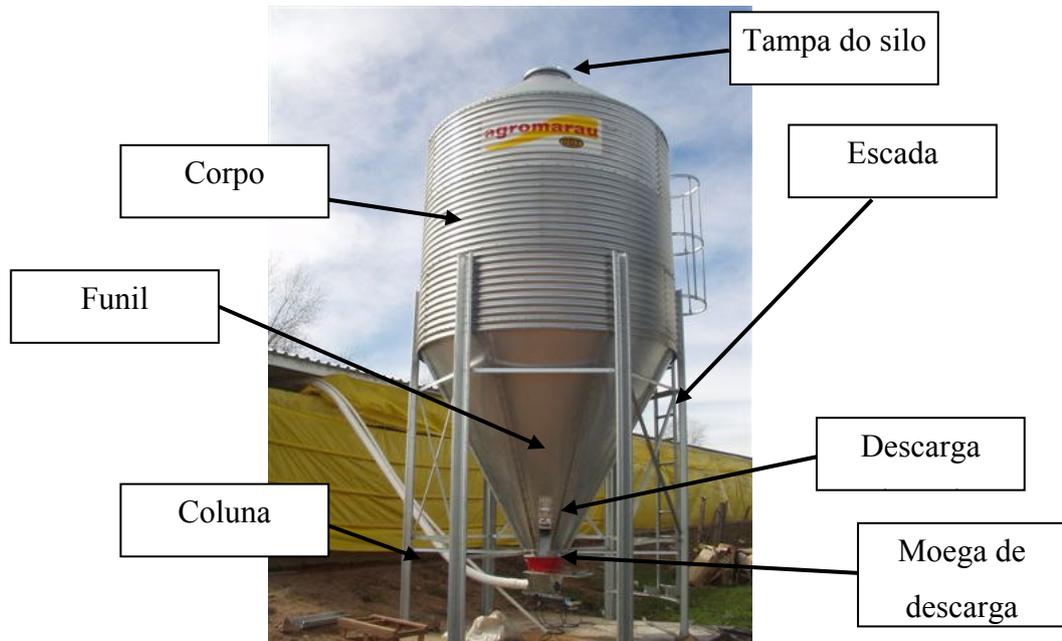


Figura 3.1- Silo armazenador de ração (autorização para uso neste trabalho da GSI BRASIL)

A seguir consta uma pequena descrição dos itens que foram identificados na Figura 3.1.

Tampa do silo, localiza-se no topo do silo sobre o telhado, é utilizada para abastecer o silo com o produto armazenado.

Escada marinheiro, permite o acesso a parte superior do silo para manutenção e realizar tarefas relacionadas com a operação do mesmo.

Telhado, cumpre função estrutural e também a de preservar o produto ao intemperismo.

Corpo do silo, trata-se do cilindro em aço onde o produto fica armazenado. O corpo do silo é formado por painéis de chapa em aço corrugada unidas através de parafusos.

Colunas, são os elementos estruturais que ficam verticalmente no silo e transferem a força do silo para o piso.

Funil do silo, transição do diâmetro do silo para a boca de saída

Descarga lateral, dispositivo instalado no funil do silo utilizado para descarga auxiliar do produto, geralmente utilizada para ensacar o mesmo.

Moega de descarga, é por onde o produto é descarregado normalmente.

Na Figura 3.2 constam os modelos de silos estudados neste trabalho.

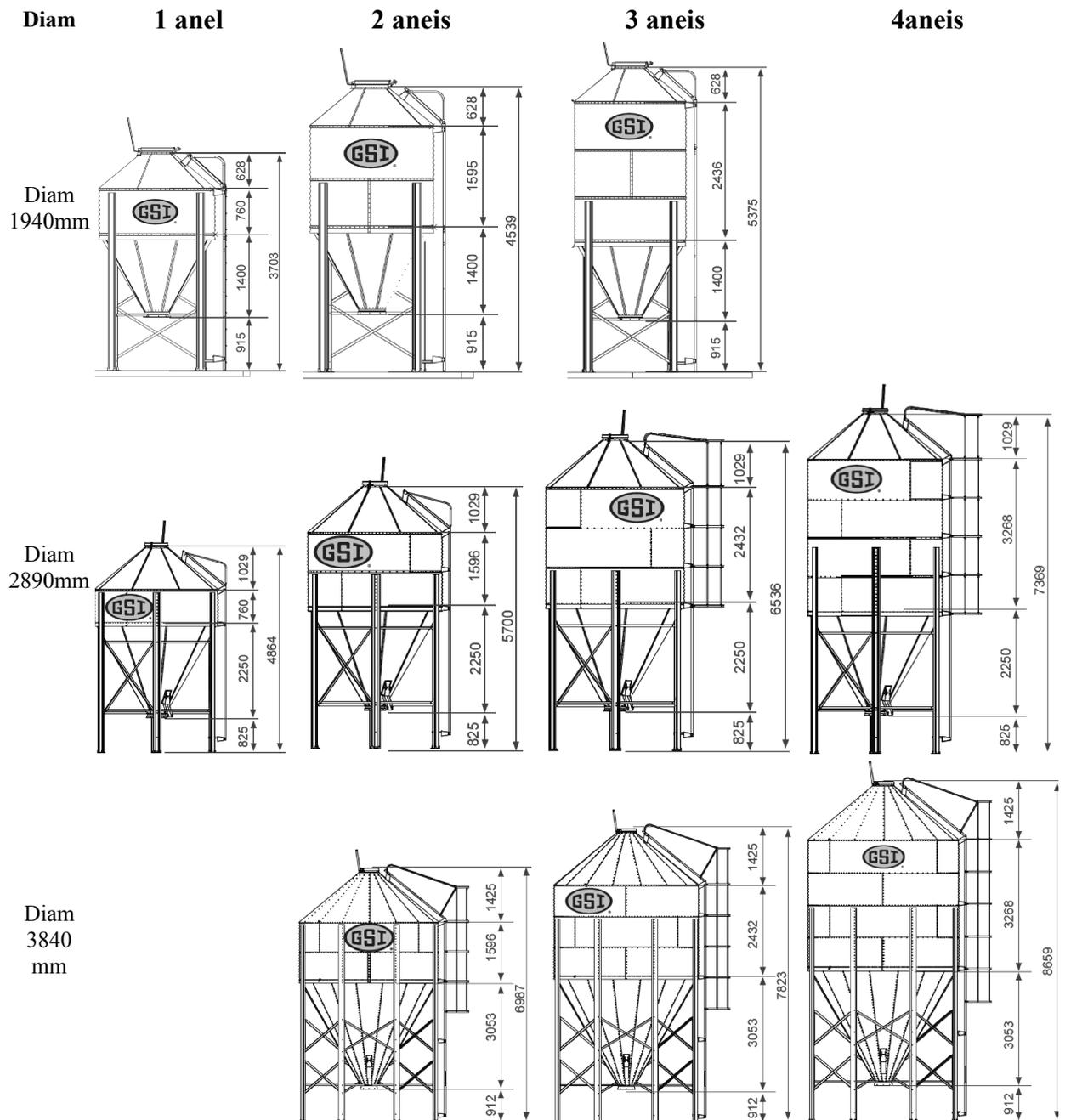


Figura 3.2- Silos analisados neste trabalho, diam. de 1940mm, 2890mm e 3840mm



Figura 3.3- Silos armazenadores de ração instalados em linha (autorização para uso neste trabalho da GSI BRASIL)

3.1 Elementos Estruturais

Em um silo armazenador de ração os principais elementos estruturais são:

3.1.1 Chapas Onduladas do Corpo

As chapas onduladas são fabricadas em aço zincado por imersão a quente, por processos de corrugação e conformação a frio, ver Figura 3.4. As chapas do corpo são unidas com parafusos formando anéis do silo.

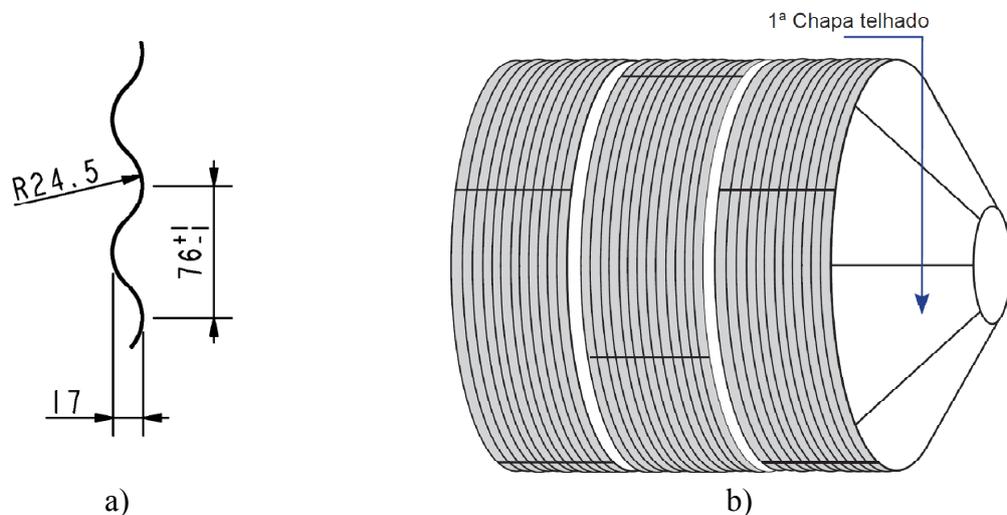


Figura 3.4- a) perfil de chapas onduladas utilizadas no corpo, b) anéis do silo

3.1.2 Colunas do Silo

As colunas dos silos (objeto principal deste trabalho) também são fabricadas por processos de conformação a frio podendo ser dobradas ou perfiladas, ver Figura 3.5.

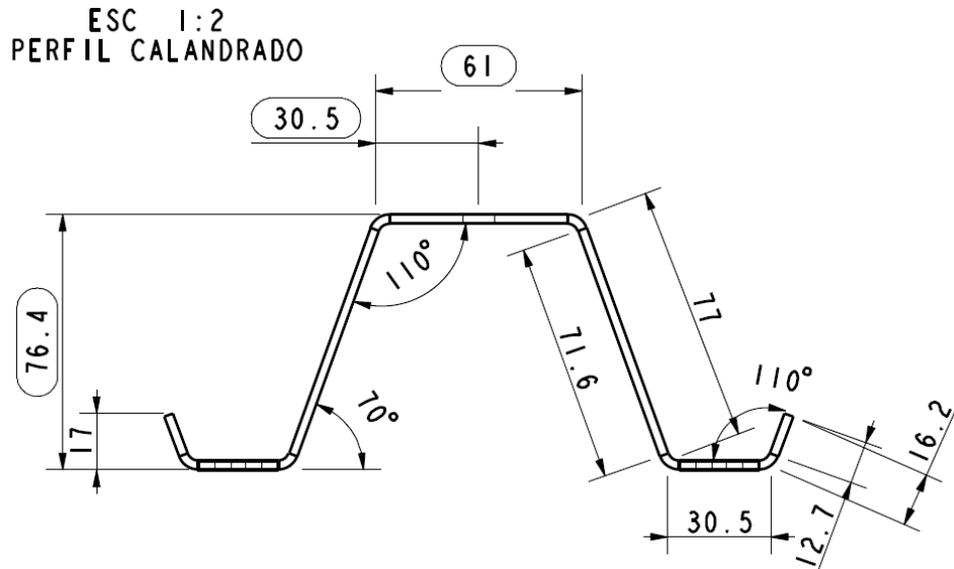


Figura 3.5- Perfil utilizado nas colunas

A união entre o corpo e as colunas é realizada através de parafusos fixados a cada onda do silo conforme exposto na Figura 3.6.

O comprimento ou altura das colunas varia segundo as características do silo como diâmetro, número de anéis do corpo, ângulo do funil, altura livre abaixo da moega de descarga.

As colunas possuem travamentos intermediários conforme Figura 3.6 os quais diminuem os comprimentos de flambagem.

Na parte inferior as colunas são fixadas ao piso de concreto através de um chumbador tipo parabolt também visualizado na Figura 3.6.

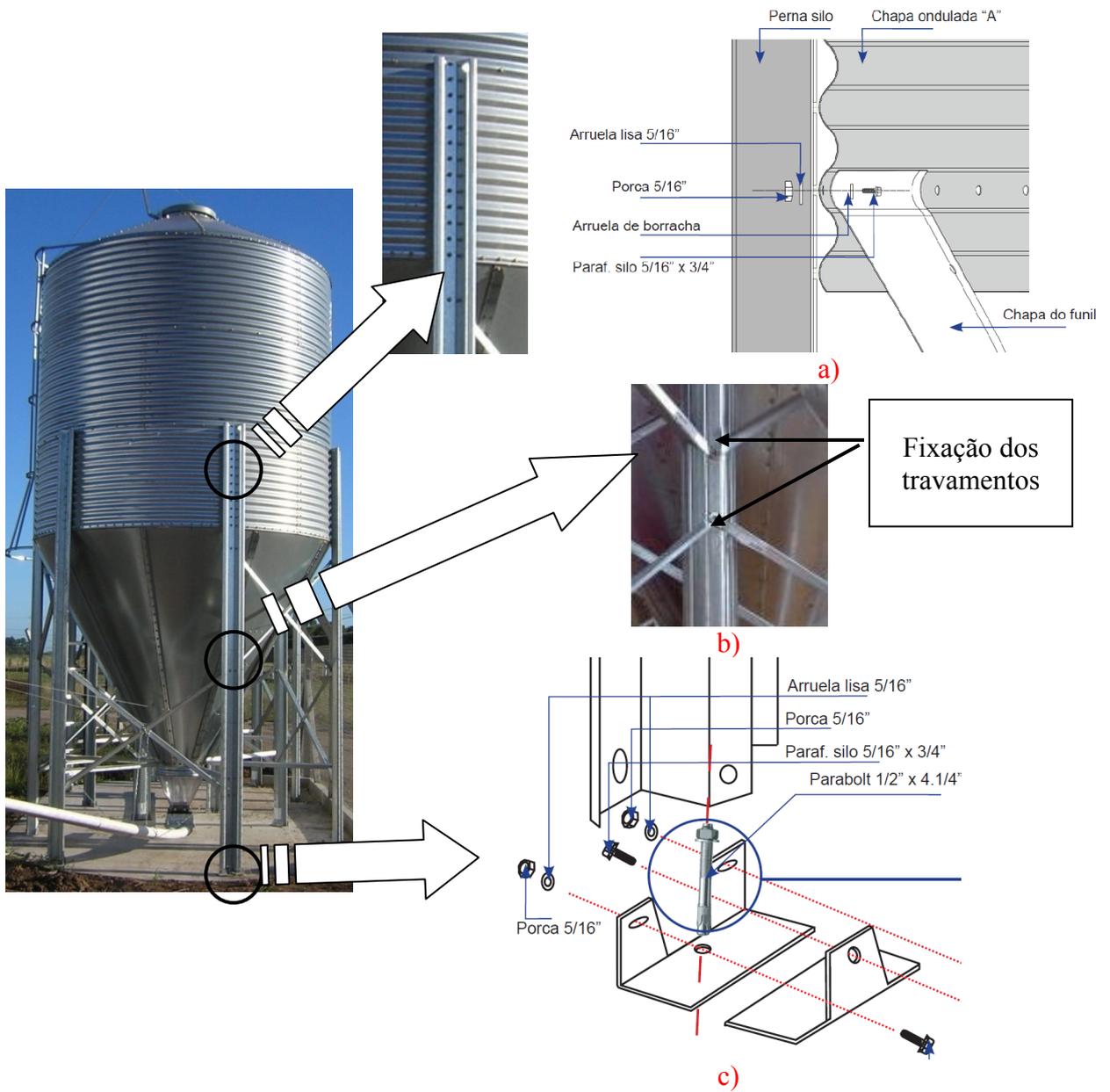


Figura 3.6- a) detalhe fixação corpo/coluna, b) detalhe de fixação dos reforços e c) fixação da coluna na base do silo (autorização para uso neste trabalho da GSI BRASIL)

4 METODOLOGIA

Descrevem-se na continuação as ferramentas utilizadas para desenvolver os estudos apresentados nesta dissertação.

4.1 Método da Resistência Direta (MRD)

No MRD as análises de estabilidade elástica foram obtidas com auxílio do software CUFSM que utiliza o método das faixas finitas (MFF). As forças axiais de flambagem local e distorcional foram obtidas através dos “*load factors*” fornecidos pelo CUFSM conforme pode ser visualizado na Figura 4.1.

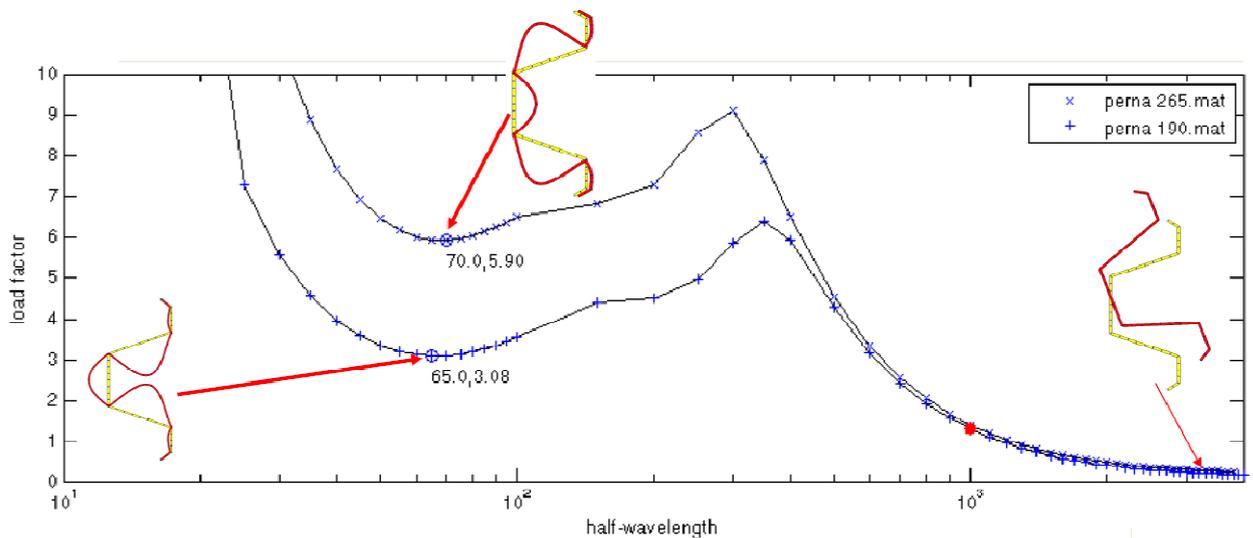


Figura 4.1- Curva de flambagem apresentada pelo CUFSM perfil da coluna espessura 2,65 e 1,90mm

O fator de carga (“*load factor*”) obtido do CUFSM multiplicando a força axial de referência utilizada (força de escoamento = $f_y A_b$) permite obter as forças axiais de flambagem global, local, ou distorcional elástica ($N_{e,l,dist}$), onde (f_y) representa a tensão de escoamento do material empregado, e (A_b) representa a área bruta da seção, conforme Eq.(4.1).

$$N_{e,l,dist} = load\ factor \times f_y A_b \quad (4.1)$$

Os valores obtidos do CUFSM foram utilizados para cálculo dos índices de esbeltez associados à flambagem local e distorcional λ_l , λ_{dist} determinados pela norma ABNT NBR 14762:2010 reproduzidos na Tabela 2.1.

4.2 Análise através Método da Largura

No APENDICE A – Cálculo à Compressão NBR14762/AISI 2007, do presente trabalho se apresenta a planilha, auto-explicativa elaborada em Mathcad, de cálculo para o dimensionamento do perfil da coluna do silo. A planilha segue as metodologias propostas pela norma ABNT NBR 14762:2010, utilizando os métodos da resistência direta, das larguras efetivas e o da seção efetiva, segue também a metodologia proposta pela AISI 2007.

4.3 Análise numérica via Método dos Elementos Finitos (MEF)

Para simular o comportamento das colunas do silo com método dos elementos finitos foi utilizado o software comercial Ansys 11.0.

Realizaram-se varias análises numéricas via MEF, na primeira delas uma análise de flambagem elástica (“*buckling*”) por autovalores, no qual foram obtidos os 5 primeiros modos de flambagem, calculados pelo método de integração por subespaços explicado em [BATHE, 1998].

Após esta primeira analise, incorporam-se as imperfeições geométricas como sendo a adoção de um dos modos de flambagem obtidos na primeira etapa, escalados por fatores relacionados com a espessura do perfil [CHODRAUI, 2006], [GRIGOLETTI, 2008]. Atualizando a geometria com as imperfeições iniciais assim calculadas, se realizou no uma analise não-linear material e geométrica, com o intuito de obter a força axial de colapso do perfil (N_c) (a análise não-linear realizada no Ansys11.0 para calcular a força axial de colapso permite considerar grandes deslocamentos e/ou deformações e a possibilidade de que aconteça plasticidade). Uma boa revisão dos fundamentos deste tipo de não-linearidade assim como a sua implementação no método dos elementos finitos pode ser encontrada em [BATHE, 1998].

Para resolver as equações não lineares resultantes da implementação destas não-linearidades no contexto de elementos finitos, existem algoritmos específicos, o mais clássico é o método de Newton Raphson que é claramente apresentado na citada bibliografia.

4.3.1 Elementos e Malha Utilizados

Para modelar os perfis formados a frio (PFF) utilizou-se um elemento do tipo casca, com quatro nós, cada nó com seis (06) graus de liberdade, três de rotações (ROT_x, ROT_y e ROT_z) e três de translações (U_x, U_y e U_z) em relação aos eixos x, y e z. Esse elemento pode

considerar grandes deformações e grandes rotações. Maiores detalhes do elemento estão descritos no APÊNDICE E – Elementos utilizados no trabalho.

Na Figura 4.2 pode-se visualizar o modelo discretizado do perfil da coluna com a malha gerada.

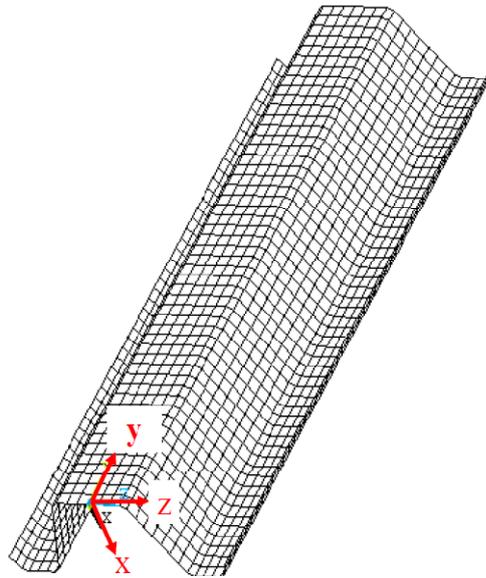


Figura 4.2- Perfil discretizado da coluna analisado

O perfil discretizado possui o eixo y no seu comprimento (altura da coluna), e a seção transversal do perfil está orientada sobre os eixos x e z, sendo x o eixo de simetria da peça. A seção transversal foi modelada com a linha média do perfil, com os cantos arredondados e na espessura do mesmo.

Para definir o tamanho da malha a ser adotada no trabalho foi realizado um estudo simplificado de sensibilidade da malha, avaliando a força axial de flambagem global elástica (N_e) para os 5 primeiros modos de flambagem do perfil com espessura 2,65mm. Foram utilizados 5 tamanhos de malhas diferentes onde os elementos de casca possuem forma quadrática, o comprimento do perfil era de 4000 mm e condições de contorno conforme mostrado na Figura 4.6. Na Figura 4.3 apresentam-se as malhas adotadas neste estudo.

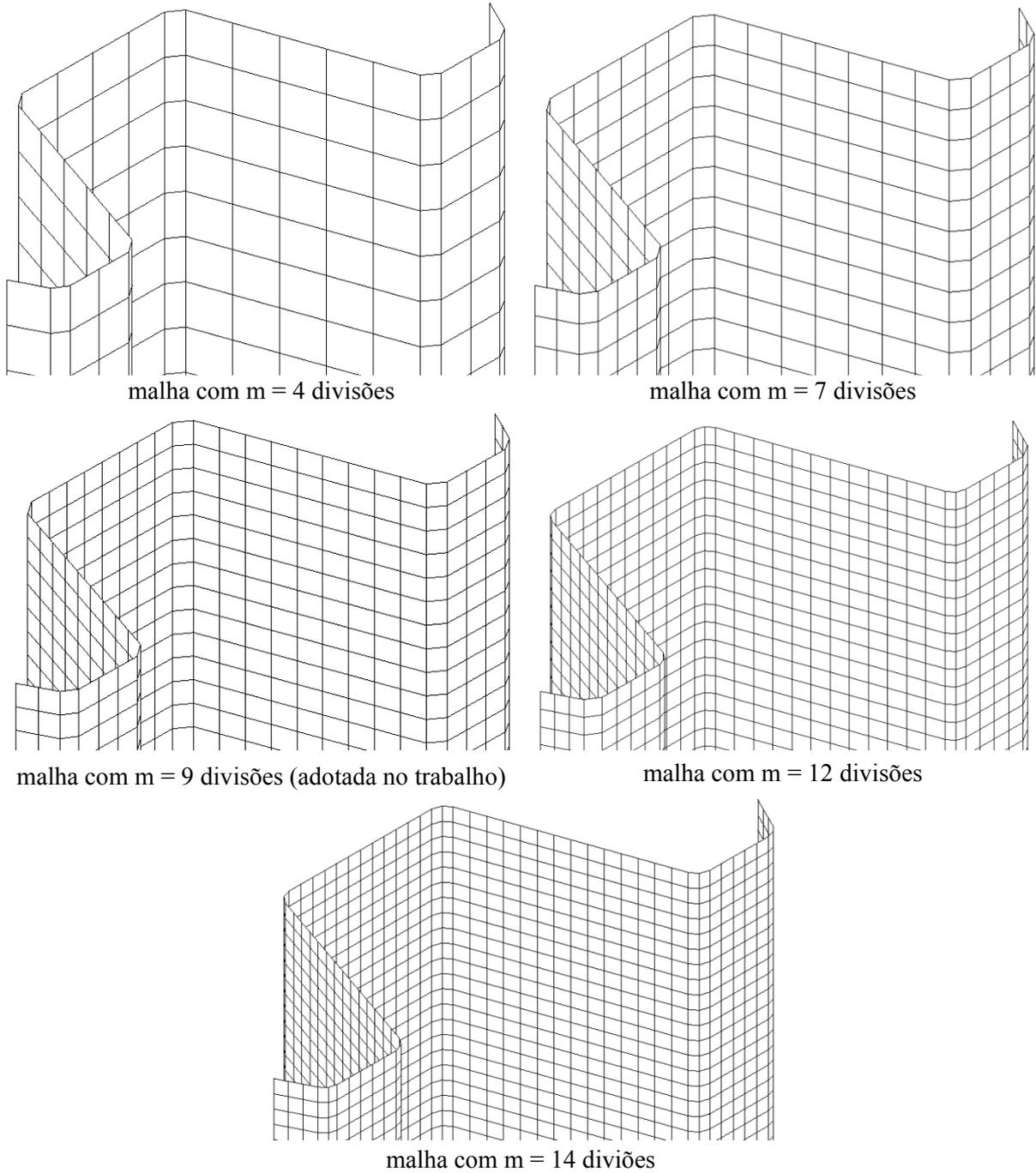


Figura 4.3- Malhas utilizadas no estudo de sensibilidade de malha

O número de divisões m é definido como $m=b/l$ onde l é a dimensão característica do elemento, e $b=76,1\text{mm}$, maior dimensão transversal do perfil como indicado na Figura 4.4.

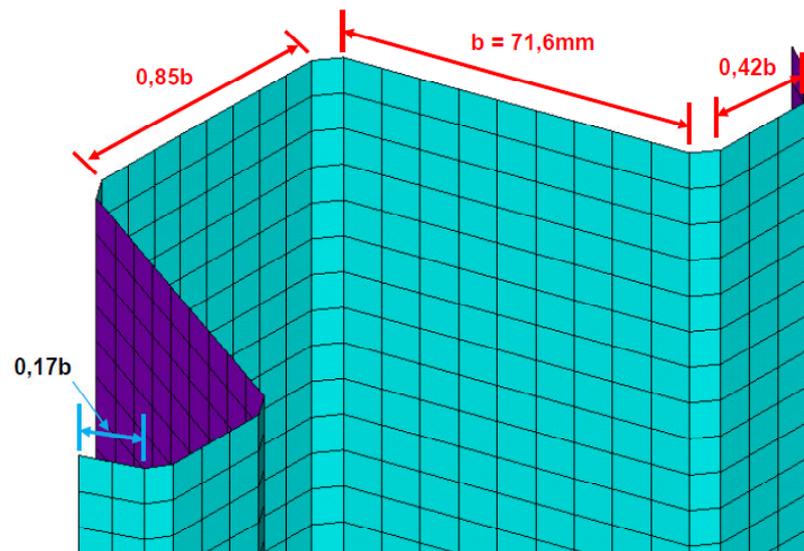


Figura 4.4- Detalhe da malha adotada no trabalho (malha 8 com 9 divisões)

Os resultados obtidos podem ser visualizados na Tabela 4.1, onde para cada tamanho de malha tem-se o número de divisões m e a força axial de flambagem global elástica N_e definida para os 5 primeiros modos de flambagem.

Tabela 4.1- Força axial de flambagem global elástica N_e para diferentes tipos de malha

Tamanho da malha	15	10	8	6	5
(m) divisões elemento $b=76,1\text{mm}$	5	7	9	12	14
N_e modo 1 (kN)	42.7	43.1	44.5	44.7	44.5
N_e modo 2 (kN)	88.6	90.1	91.9	92.9	92.8
N_e modo 3 (kN)	154.0	154.8	155.2	156.6	157.1
N_e modo 4 (kN)	154.7	157.6	160.6	163.0	162.9
N_e modo 5 (kN)	240.3	245.2	249.4	253.4	253.3

Na Figura 4.5 apresentam-se os resultados em termos de força axial de flambagem global elástica N_e para cada modo de flambagem, normalizada pelo valor da força obtida na malha de maior discretização considerada ($N_e/N_{e_max.div}$).

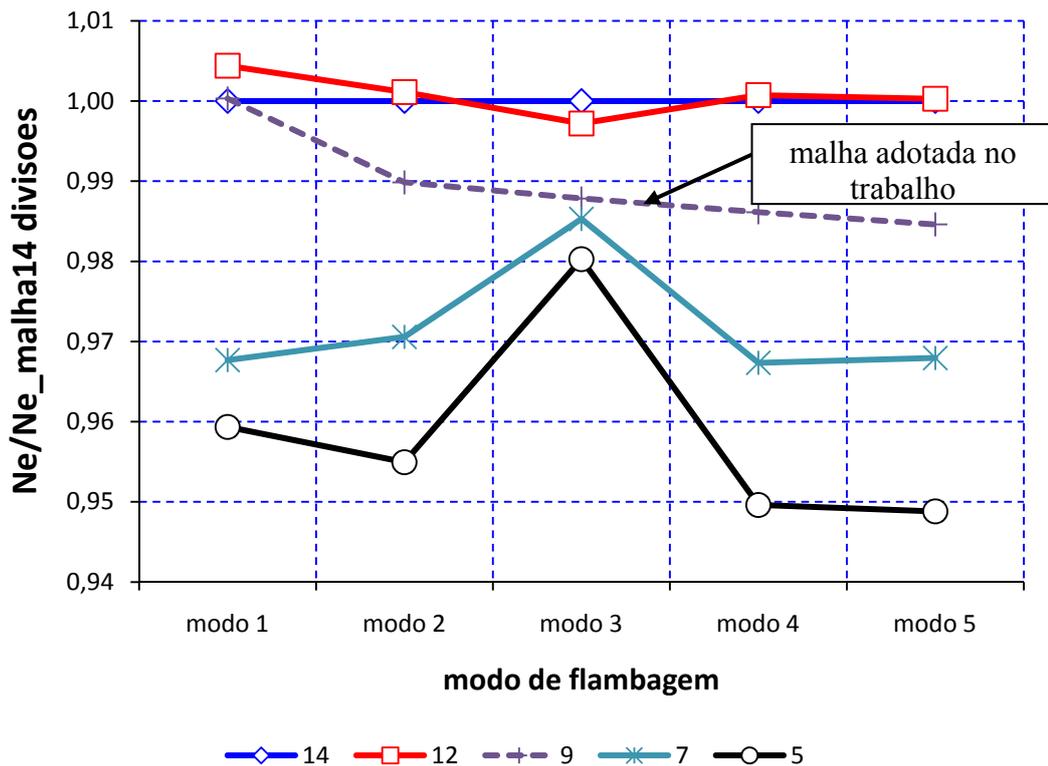


Figura 4.5- Força axial de flambagem global elástica normalizada para os 5 primeiros modos

Após estas análises optou-se por utilizar neste trabalho a malha com $m = 9$. Pode-se verificar na Figura 4.5 que esta malha apresenta uma razoável precisão dos resultados. Este nível de discretização corresponde a um l de 8 mm e a 9 divisões no elemento $b = 76,1\text{mm}$, o que também implica em discretizar o menor elemento que compõem o perfil (borda enrijecedora) com 2 elementos. A malha adotada em detalhe pode ser visualizada na Figura 4.4.

Percebe-se que mesmo o fato da malha com 9 divisões possuir somente um elemento discretizando os cantos arredondados do perfil, os resultados obtidos foram satisfatórios. Em comparação com a malha com 14 divisões a variação do resultado para o 1º modo de flambagem elástica ficou menor que 0,01% e a maior diferença ocorreu no modo 5 com 1,5%.

4.3.2 Condição de Contorno e Carregamento

a) Condições de contorno utilizadas nas análises iniciais

Inicialmente com o objetivo de ajustar o modelo de elementos finitos, comparando os resultados numéricos obtidos em termos de força de colapso com os obtidos empregando o

procedimento da norma ABNT NBR 14762:2010, foram adotadas as condições de contorno conforme pode ser visualizado na Figura 4.6.

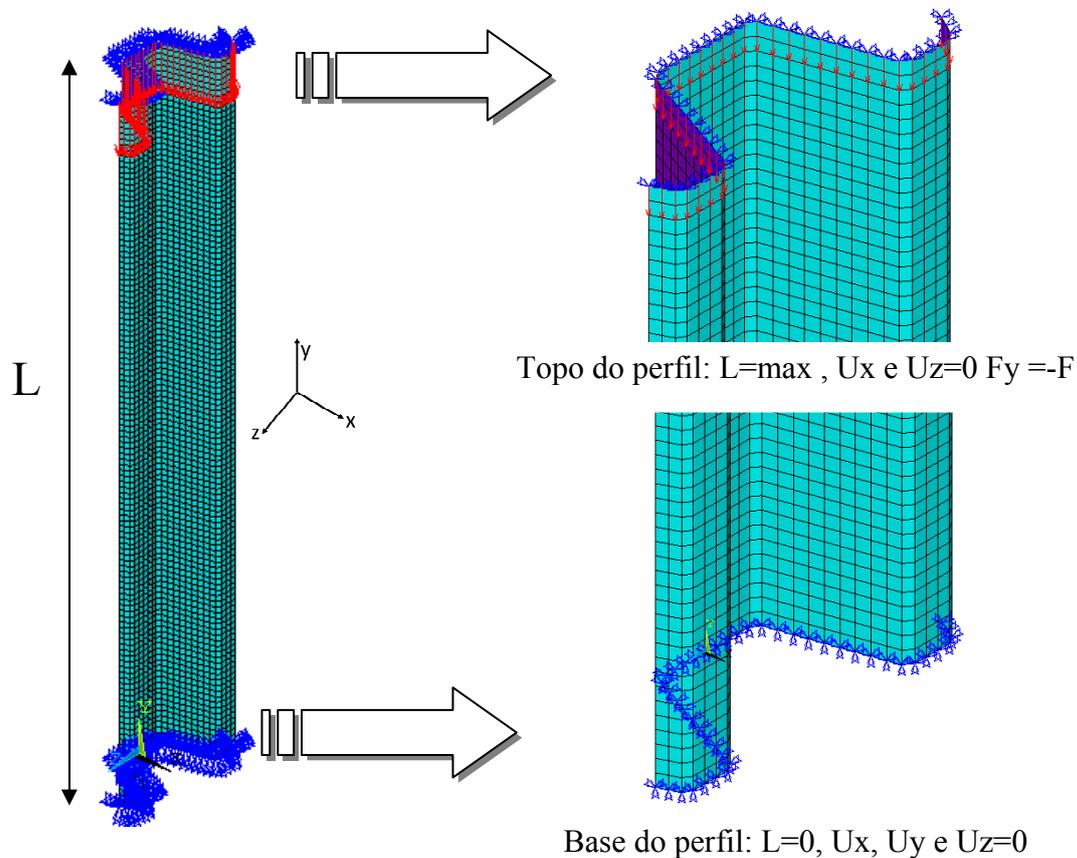


Figura 4.6- Condições de contorno aplicadas na coluna nas simulações iniciais

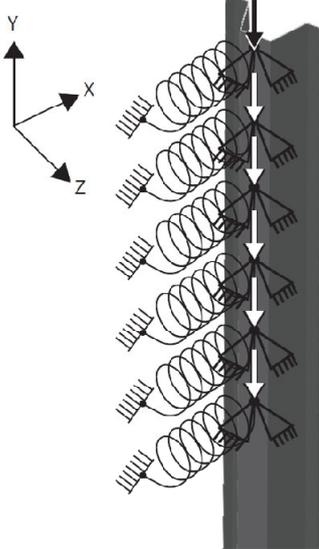
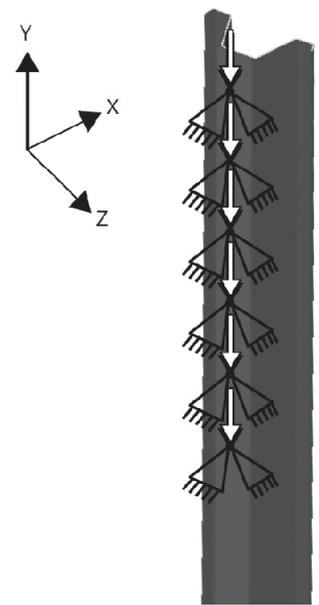
- b) Condições de contorno utilizadas para aproximar-se da condição real da união corpo/coluna do silo

Nesta segunda etapa com o objetivo de aproximar o modelo numérico da aplicação real da coluna, na Tabela 4.2 são representadas duas formas de modelar as condições de contorno na união corpo/coluna do silo (ver detalhe b da Figura 3.6)

Na condição tipo 1 foi empregado um elemento de mola a torção entre dois nós coincidentes para representar a ligação corpo/coluna do silo. O elemento foi ajustado para trabalhar sobre torção no eixo y . Maiores detalhes sobre o elemento utilizado podem ser encontrados no APÊNDICE E.

Na condição tipo 2 adotam-se nós com deslocamentos restritos nos eixos x e z para representação da união corpo/coluna do silo.

Tabela 4.2- Condições de contorno utilizada para representar a união corpo/coluna do silo

Condição real	Tipo condição de contorno	Discretização
	<p>Tipo 1</p>	 <ul style="list-style-type: none"> - Aplicação de força nos nós em contato com o silo; - Restrições de descolamento U_x e U_z; - Utilização de elemento de mola como elemento de torção entre o corpo e a coluna na direção y (ROT_y).
	<p>Tipo 2</p>	 <ul style="list-style-type: none"> - Aplicação de força nos nós em contato com o silo; - Restrições de descolamento U_x e U_z;

Para calcular a rigidez da união corpo/coluna do silo, a ser aplicada no elemento de mola a torção, utilizado na condição de contorno tipo 1, foi criado um modelo numérico para representar esta união conforme Figura 4.7 e realizada uma análise linear elástica conforme descrito a seguir

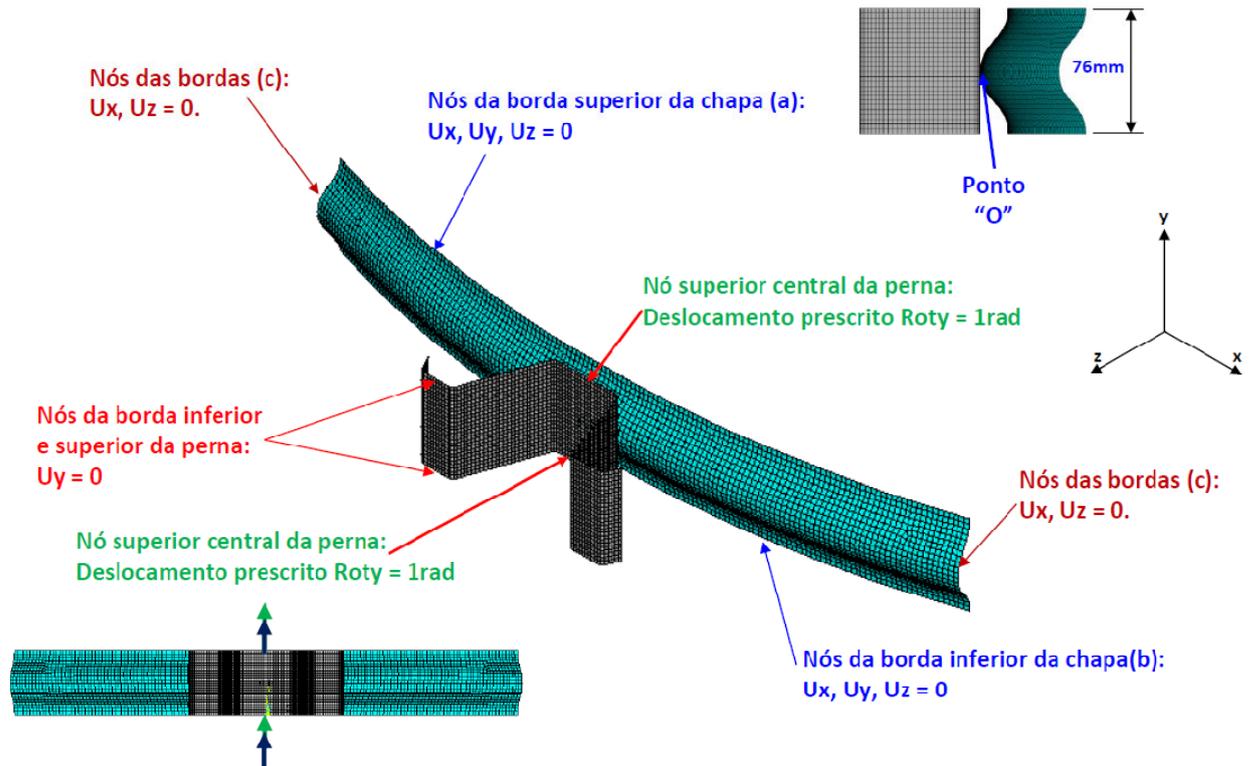


Figura 4.7- Condições de contorno para avaliação da rigidez da ligação corpo/coluna do silo

Para calcular este valor de rigidez foi modelada uma seção básica de coluna e corpo, que se repete em toda a altura de fixação da coluna no silo e n vezes ao redor do mesmo (n corresponde ao número de colunas do silo em estudo). Na Figura 4.8 apresentam-se dois esquemas para esclarecimento deste modelo.

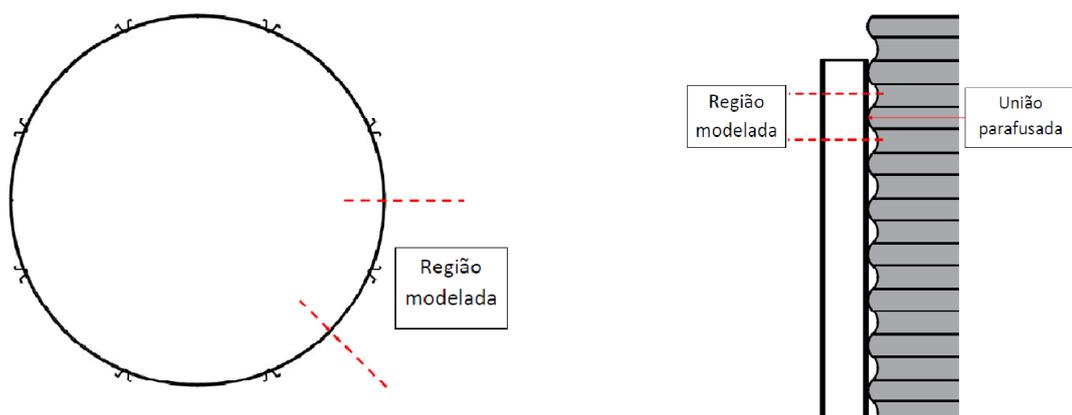


Figura 4.8- Região modelada para cálculo da rigidez da ligação parafusada corpo/coluna do silo.

Foi aplicada rotação unitária prescrita de 1 radiano nos nós centrais, superior e inferior, da coluna conforme Figura 4.7, e medidas as reações nos apoios (nós a, b e c)

indicados na Figura 4.7, Figura 4.9 e Figura 4.10. Visualiza-se a rotação aplicada na coluna na Figura 4.9.

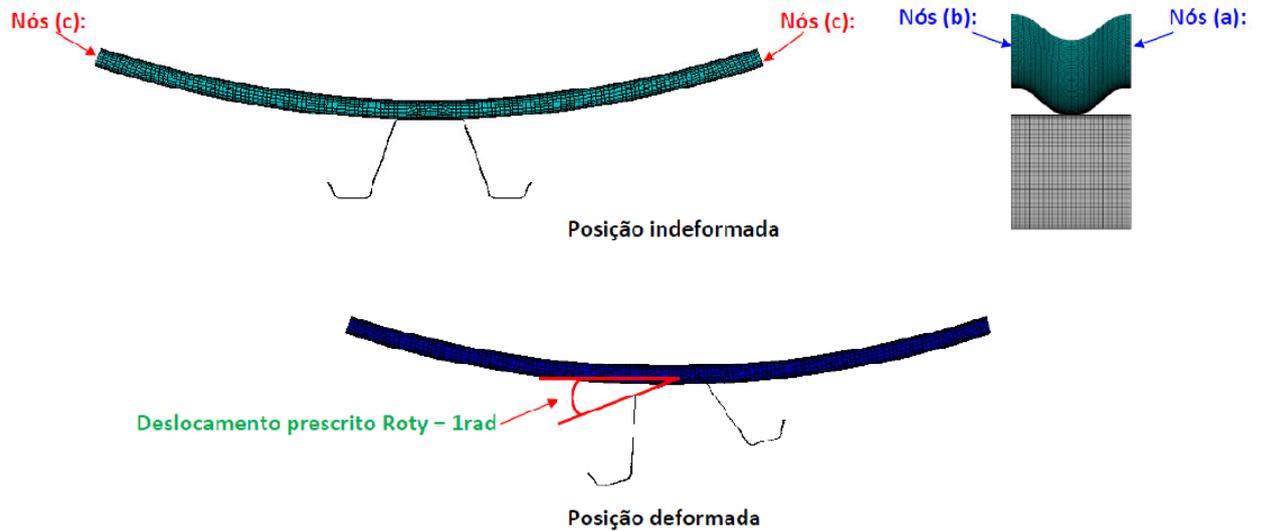


Figura 4.9- Análise da rigidez na ligação corpo/coluna

Através das reações (F_x e F_z) das bordas inferiores e superiores da chapa, foram calculados os momentos gerados por estas forças (F_x e F_z) em relação ao ponto de união coluna e corpo do silo (ponto O), conforme representado na Figura 4.10.

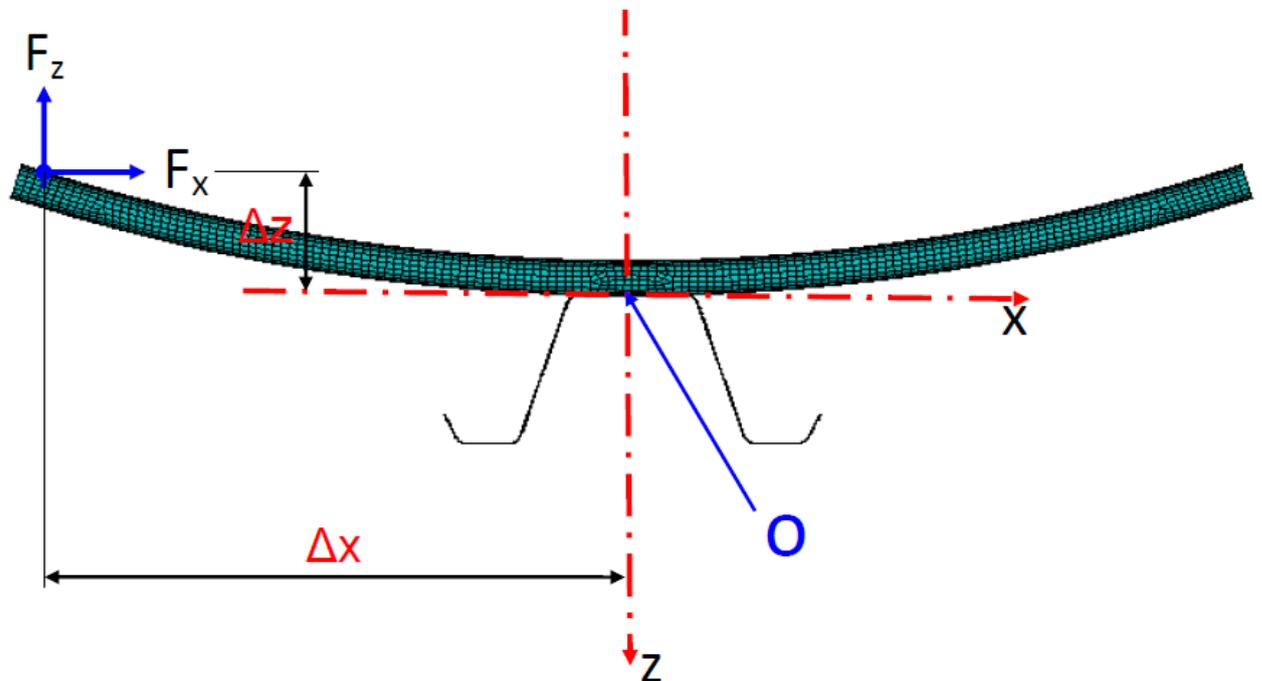


Figura 4.10- Reações para análise da rigidez da união corpo/coluna de silo

Finalmente na Tabela 4.3 apresentam-se os valores parciais e totais obtidos para calcular a rigidez a rotação da estrutura avaliada, para as duas espessuras do perfil da coluna (1,95 e 2,65mm).

Tabela 4.3- Resultados para análise linear elástica de rigidez da união corpo/coluna

Espessura da coluna (mm)	Somatório Momento F_x (F_x*Δz) (Nmm)	Somatório Momento F_z (F_z*Δx) (Nmm)	Somatório total Momentos (Nmm)	Rigidez da ligação utilizada na simulação (kNmm/rad)
1,90	9400,97	17914,46	27315,43	27
2,65	15086,33	17011,77	32098,1	32

No capítulo 5.3.2 será realizado um estudo para avaliar a sensibilidade da força de colapso N_c com a rigidez da ligação corpo/coluna do silo.

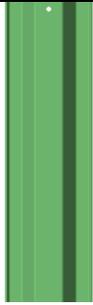
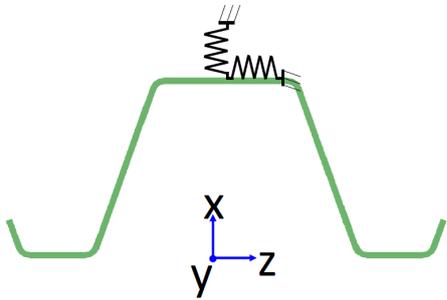
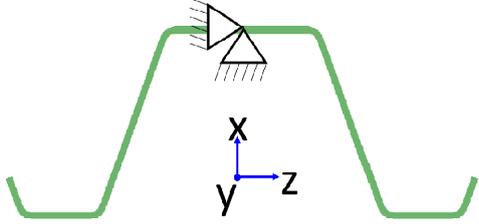
Para representar os reforços intermediários existente nas colunas do silo, detalhe b da Figura 3.6, foram utilizadas condições de contorno diferentes, as quais estão esquematizadas na Tabela 4.4.

Na condição tipo a não está sendo considerando reforços intermediários.

Na condição tipo b, os tirantes de reforço foram representados por elementos de mola atuando com rigidez longitudinal (maiores detalhes do elemento utilizado podem ser encontrados no APÊNDICE E). A rigidez adotada para estes elementos foi obtida através da expressão $\frac{EA_r}{L_r}$ sendo L_r o comprimento e A_r a área transversal do reforço, seu valor é de 18.153N/mm.

Na condição tipo c, adotou-se nós com restrições de deslocamento nos eixos x e z para a representação dos reforços intermediários.

Tabela 4.4- Condições de contorno utilizadas para representar os reforços intermediários

Condição real	Tipo da condição de contorno	Discretização/ Descrição
	a	 Sem considerar reforços intermediários.
	b	 Reforços intermediários representados por elementos de mola translacionais.
	c	 Considerado os reforços intermediários como nós travados para deslocamentos laterais, restrições em U_x e U_z .

4.3.3 Relação Constitutiva Utilizada para o Aço

As análises foram feitas com aço, sendo modelado como material homogêneo e isotrópico, cujo comportamento é descrito por duas leis constitutivas, uma linear elástica (análise de estabilidade) e outra elasto-plástica bilinear (análise de pós-flambagem).

Nas análises via MEF foram consideradas não linearidades materiais, adotou-se a relação constitutiva de um aço homogêneo e isotrópico com endurecimento cinemático bilinear conforme Figura 4.11. Neste tipo de material quando deformado plasticamente

(tração ou compressão) na reversão de carga o escoamento iniciará com valores menores conforme indicado na Figura 4.12.

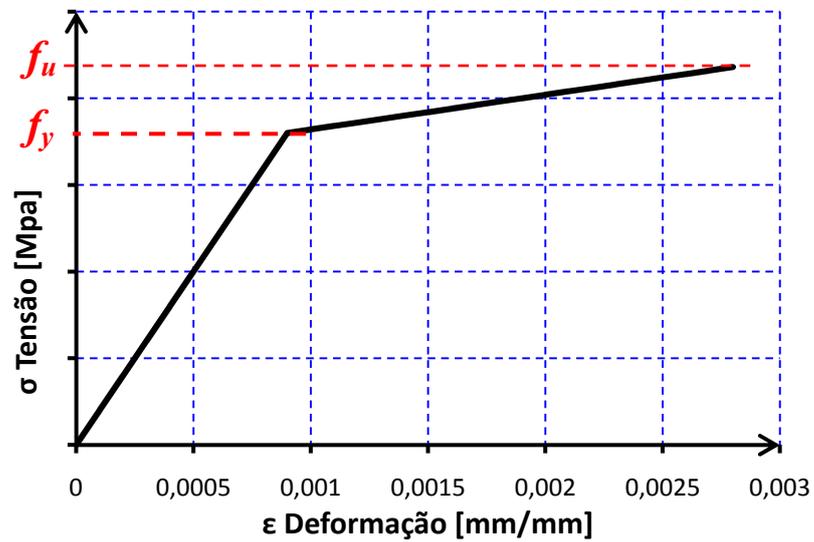


Figura 4.11- Relação constitutiva utilizada para o aço

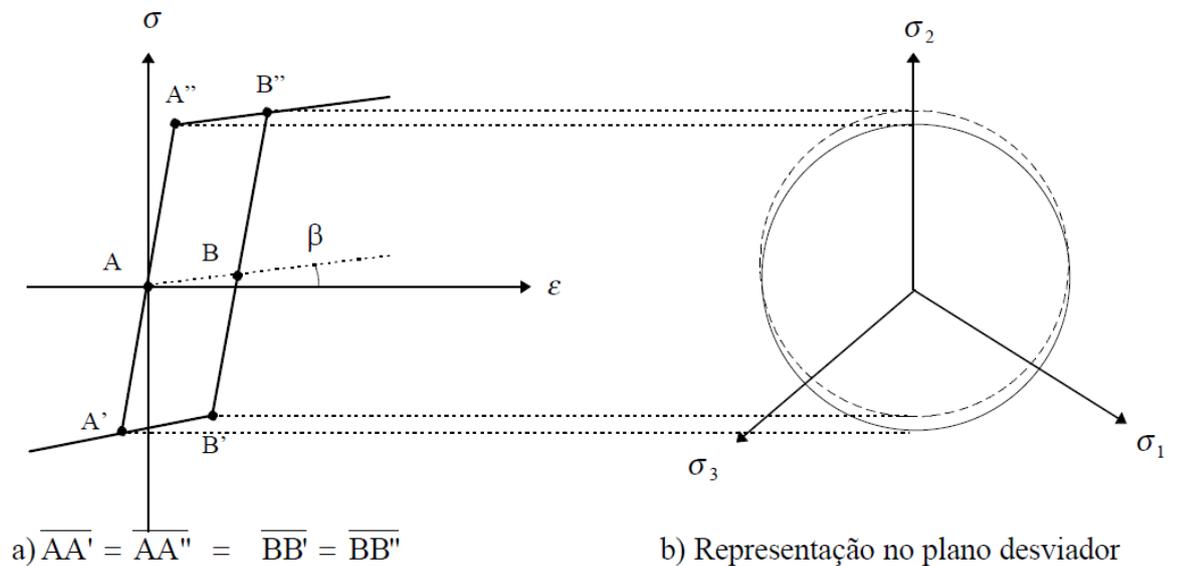


Figura 4.12- Comportamento de material com endurecimento cinemático

Os valores das características mecânicas do material foram obtidos das normas ABNT NBR 14762:2010 e NBR 7008:2003, expostos na Tabela 4.5.

Tabela 4.5- Características mecânicas do aço utilizado na simulação numérica

Item	Valor
Tensão de escoamento f_y	180MPa
Tensão de ruptura f_u	300MPa
Modulo elasticidade E	200GPa
Modulo elasticidade transversal G	77GPa
Poisson ν	0,3

Salienta-se que para a construção do gráfico tensão x deformação do aço, os valores adotados correspondem a valores convencionais, onde a força aplicada (F) no ensaio de tração é dividida pela área inicial transversal do corpo de prova (A_0), da mesma forma a deformação é obtida dividindo a variação do deslocamento (Δ_l) pelo comprimento inicial (L_0).

As tensões e deformações convencionais obtidas deste gráfico foram convertidas para as tensões e deformações verdadeiras (*true values*), onde a força aplicada (F) é dividida pela área da seção transversal do corpo de prova deformado (A).

Quando se realiza uma análise não-linear para grandes deformações, devem-se utilizar rotinas com valores verdadeiros de tensão e deformação, estes valores podem ser obtidos a partir dos valores convencionais através da Eq. (4.2) e Eq.(4.3).

$$\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_e) \quad (4.2)$$

$$\sigma_t = \sigma_e(1 + \varepsilon_e) \quad (4.3)$$

Onde:

ε_t = deformação verdadeira;

σ_t = tensão verdadeira;

ε_e = deformação convencional (Δ_l / L_0);

σ_e = tensão convencional (F/ A_0).

4.3.4 Imperfeições geométricas iniciais

Neste trabalho foi utilizado um processo automático de atualização da geometria para considerar as imperfeições iniciais. Primeiramente foi realizada uma análise de autovalores para se obter o valor das forças axiais de flambagem elástica e seus correspondentes modos de flambagem (autovetores) via MEF.

Através desta análise se utilizou um dos modos de flambagem global (flexo-torção) para atualizar a geometria inicial. A configuração deformada (modo de flambagem) escolhida foi amplificada e aplicada na geometria atual (as coordenadas dos nós da malha de elementos finitos são atualizadas para representar a nova geometria). Na Figura 4.13 apresenta-se um exemplo do perfil perfeito e considerando as imperfeições iniciais adotadas.

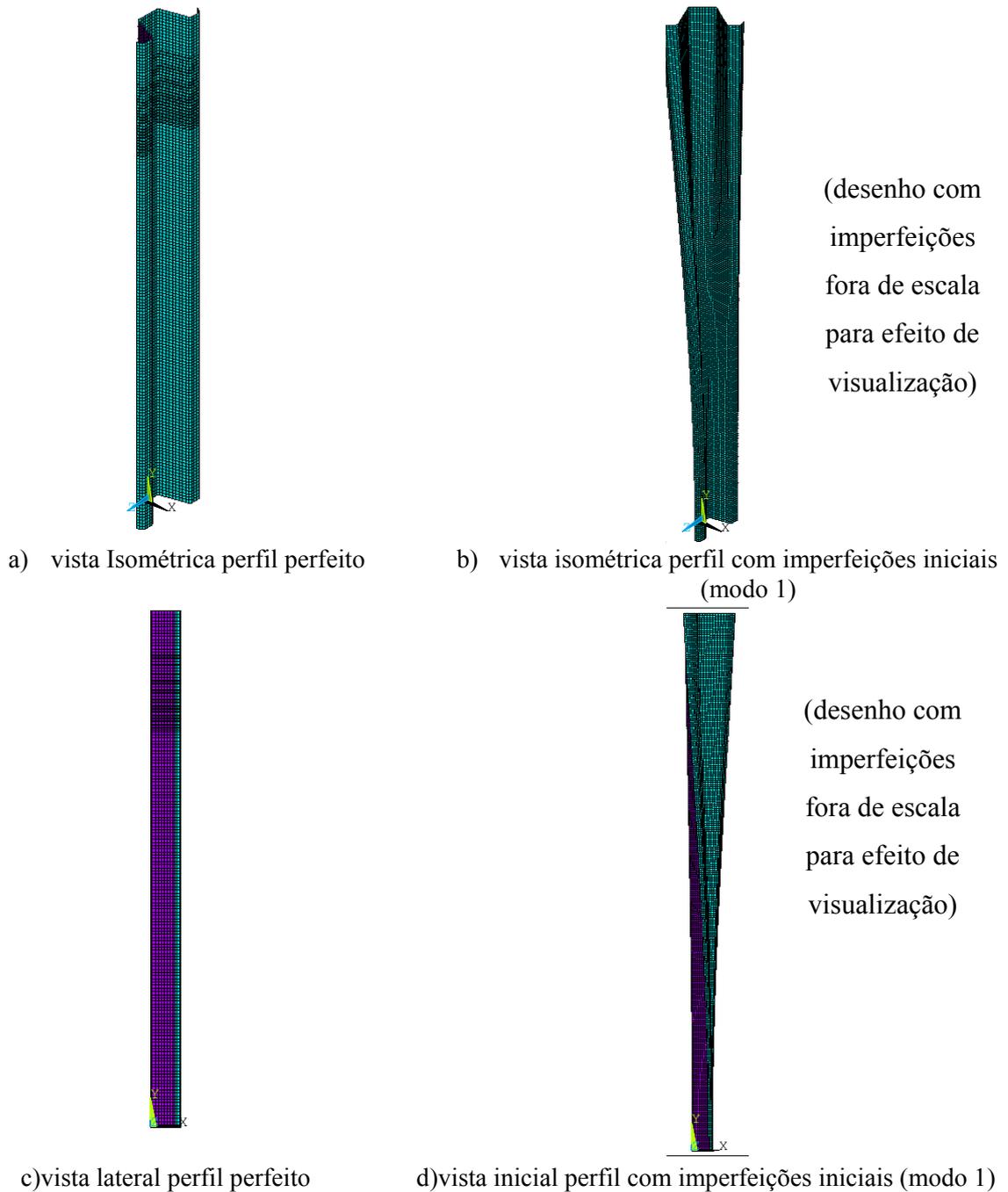


Figura 4.13- Imagens da coluna com a geometria atualizada considerando imperfeições iniciais

Neste trabalho utilizou-se a espessura dos perfis avaliados como fator de amplificação (2,65 e 1,90), posteriormente no capítulo 5.3.1 será comparado os resultados desta escolha com outros valores de amplitude. Na falta de avaliações preliminares das imperfeições reais do perfil estudado, procedeu-se para cada condição de contorno da Tabela 4.2 e Tabela 4.4 com 4 análises não lineares, cada uma delas considerando como imperfeição inicial um modo de flambagem diferente (modo 1, 2, 3 e 4, modos puros sem combinação ou sobreposição entre eles) ,embora o mais indicado seja utilizar uma combinação dos modos [GRIGOLETTI, 2008].

Para cada análise com imperfeições iniciais diferentes, se obteve a força de colapso N_c , e a configuração que resultou no menor valor para N_c foi considerada como resultado final.

5 ANÁLISE DAS COLUNAS

Conforme exposto no capítulo 4 que definiu a metodologia utilizada neste trabalho será exposto na seqüência os resultados obtidos em cada análise.

Primeiramente com o auxílio do método das faixas finitas foram obtidos os valores para as forças axiais de flambagem local e distorcional elástica, e com o método da resistência direta obteve-se os coeficientes de esbeltez associado em cada modo de flambagem. A força axial de colapso do perfil foi calculada conforme ABNT NBR 14762:2010.

Através do método dos elementos finitos foi realizado a análise do perfil à compressão e resolvendo um problema de autovalores também se obteve as forças axiais de flambagem local e distorcional elástica, comparando estes resultados com os obtidos através do método das faixas finitas.

Ainda com o MEF se avaliou o perfil da coluna do silo com condições de contorno simples e se obteve o valor da força axial de colapso. Nesta avaliação realizou-se uma análise não linear geométrica e de material, considerando as excentricidades iniciais no perfil como descrito no capítulo 4.3.4. Os resultados obtidos são comparados com os valores encontrados segundo a ABNT NBR 14762:2010.

Na seqüência, ainda utilizando o MEF, se determinou a força axial de colapso do perfil para diversas condições de contorno, as quais pretendem levar em consideração as reais condições de vinculação das colunas neste tipo de silo. Apresenta-se um estudo de sensibilidade da força axial de colapso em relação à variação da rigidez da fixação superior da coluna no silo.

Por último foram realizadas novas análises via MEF, utilizando uma nova sugestão de fixação da coluna no corpo do silo e reforços, com o objetivo de aumentar a força de colapso e aumentar a resistência da coluna.

5.1 Análises Utilizando o Método da Resistência Direta - MRD

A descrição deste método é apresentada no capítulo 4.1 da presente dissertação. Na Figura 5.1 se apresentam os resultados obtidos no CUFMS onde são avaliadas as possíveis forças axiais de flambagem local e distorcional elástica das colunas do silo para as duas espessuras estudadas (1.90 e 2.65 mm). O que se pode observar é que para os comprimentos de colunas de 100 mm a 500 mm o modo de flambagem dominante é o distorcional. Para os

comprimentos de interesse do perfil de 3000 mm a 4000 mm o modo de flambagem predominante é o modo global de flexo-torção, destaca-se neste modo a torção do perfil.

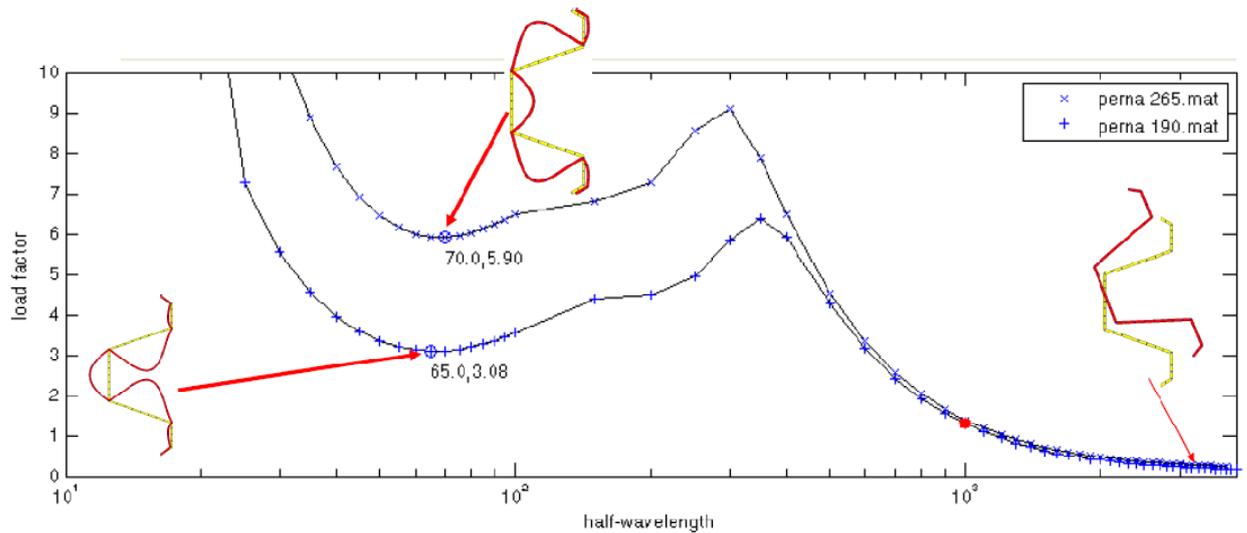


Figura 5.1- Curva flambagem elástica perfil com espessura de 1,90mm e 2,65mm $f_y=180\text{MPa}$

Na Figura 5.2 apresenta-se o perfil de flambagem das colunas do silo segundo o CUFSM, onde o modo distorcional predomina na composição do modo de flambar do perfil.

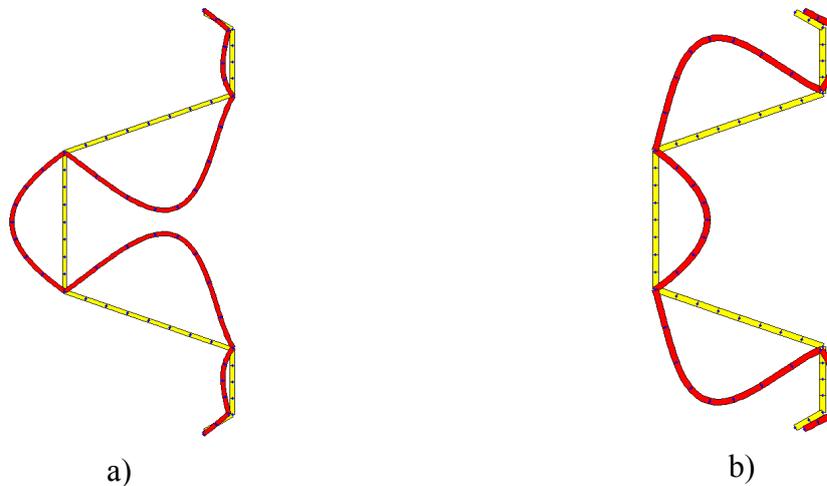


Figura 5.2- Perfil da flambagem distorcional dos perfis, a)1,90mm e b)2,65mm

Na análise realizada no CUFSM foi utilizada como força axial de referência a força de escoamento ($f_y A_b$), então multiplicando o fator de carga (ordenada do gráfico da Figura 5.1) pela força de referência se obtém a força axial de flambagem elástica conforme apresentado na Tabela 5.1.

Tabela 5.1- Força axial de flambagem distorcional elástica do perfil conforme CUFSM para espessuras de 1,90 e 2,65mm, $f_y = 180\text{MPa}$

Espessura (mm)	Área Bruta (mm ²)	f_y (kN)	Fator	N_{dist} (kN)
1,90	570	143,1	3,08	316
2,65	795	102,6	5,90	844

Verificando os perfis através das equações da Tabela 2.1 chega-se aos valores dos coeficientes de esbeltez reduzidos associados à flambagem local elástica (λ_l) e distorcional elástica (λ_{dist}) conforme exposto na Tabela 5.2. Pode-se verificar que os valores de λ_l e λ_{dist} são inferiores aos limites de especificados pela norma ABNT NBR 14762:2010 de 0,776 e 0,561 respectivamente (no perfil de espessura 1,90 o λ_{dist} é ligeiramente superior ao limite da norma). Estes valores estão representados em gráficos na Figura 5.3.

Tabela 5.2- Índices de esbeltez reduzidos associados à flambagem local e global conforme ABNT NBR 14762:2010

Espessura	2,65 mm			1,90mm		
	L (mm)	N_e (kN)	λ_l	λ_d	N_e (kN)	λ_l
1000	378,8	0,382	0,412	257,7	0,528	0,570
1250	256,6	0,368	0,412	174,3	0,506	0,570
1500	186,9	0,352	0,412	125,7	0,482	0,570
1750	143,8	0,335	0,412	95,4	0,456	0,570
2000	115,4	0,319	0,412	75,3	0,430	0,570
2250	95,8	0,303	0,412	61,4	0,403	0,570
2500	81,7	0,287	0,412	51,3	0,376	0,570
3000	63,2	0,259	0,412	38,1	0,327	0,570
3500	51,9	0,236	0,412	30,1	0,291	0,570
4000	44,6	0,220	0,412	24,9	0,265	0,570

N_e = Força axial de flambagem global elástica, Eqs. (2.9), (2.10), e (2.11)

λ_l = índice de esbeltez reduzido associado à flambagem local Eq. (2.26)

λ_{dist} = índice de esbeltez reduzido associado à flambagem distorcional Eq. (2.27)

Da Tabela 5.2 pode-se verificar que em todos os tamanhos de coluna $N_{\text{dist}} > N_y > N_e$ o que realmente comprova os dados da Figura 5.3 e as constatações de que os perfis são totalmente efetivos.

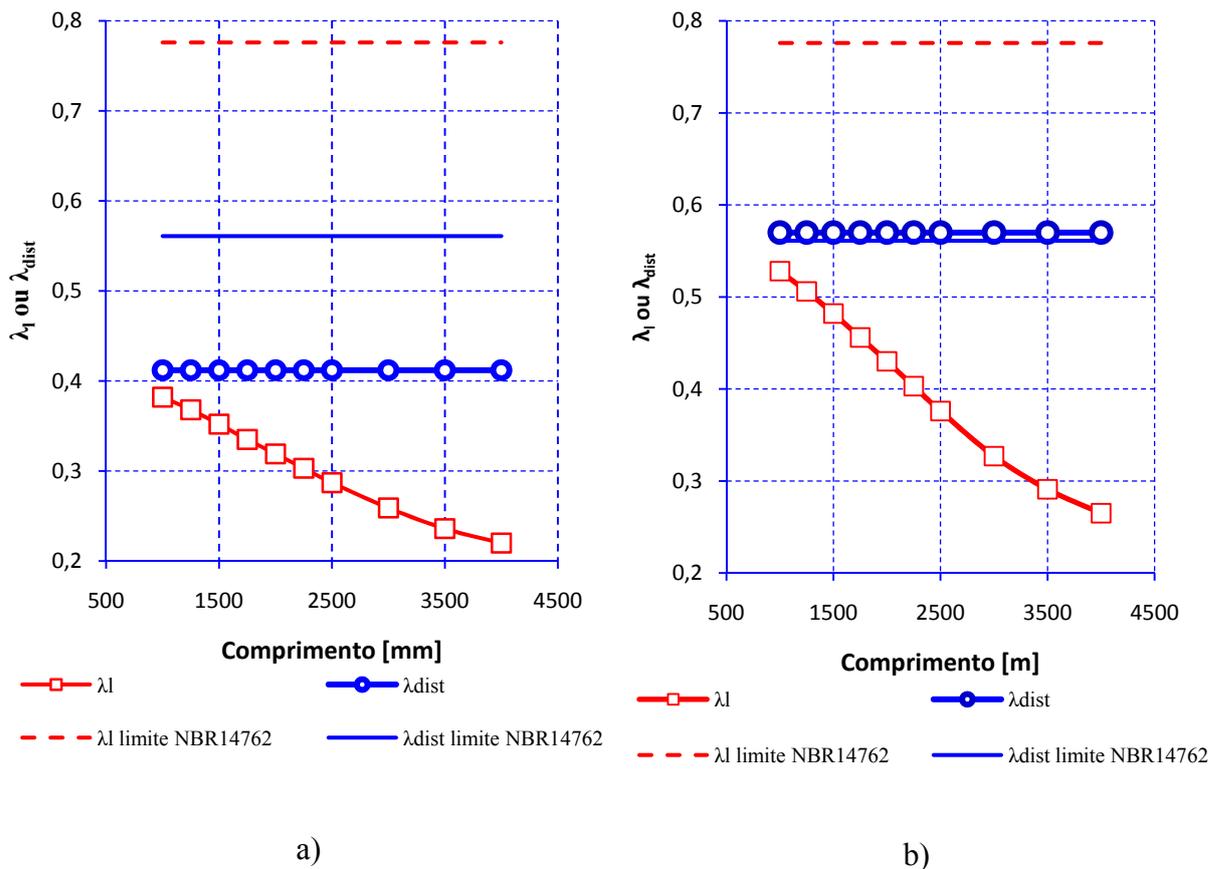


Figura 5.3- Valores do coeficiente de esbeltez a flambagem local e distorcional, a) espessura 2,65mm b) espessura 1,90mm

Desta forma não será utilizado o MRD para o dimensionamento do perfil. Os perfis nos comprimentos avaliados não apresentam associação de flambagem local ou distorcional, com a flambagem global ou plastificação do perfil. O valor da força N_{dist} encontrado através do MFF somente será utilizada para fins de comparação com o valor encontrado no método dos elementos finitos (MEF).

5.2 Cálculo da Força Axial de Flambagem Elástica e de Colapso segundo ABNT NBR 14762:2010

Na Tabela 5.3 apresentam-se os valores encontrados através da ABNT NBR 14762:2010 obtidos para os perfis analisados conforme condições de contorno da Figura 4.6.

Tabela 5.3- Resultados obtidos através do cálculo pela ABNT NBR 14762:2010

Condição de contorno	2,65 mm			1,90mm			
	L (mm)	N _e (kN)	N _y (kN)	N _c (kN)	N _e (kN)	N _y (kN)	N _c (kN)
	1000	400,0	143,1	123,0	278,8	102,6	88,0
	1250	264,3	143,1	114,0	181,5	102,6	80,9
	1500	190,5	143,1	104,5	128,6	102,6	73,5
	1750	146,0	143,1	95,0	96,7	102,6	65,8
	2000	117,2	143,1	85,8	76,1	102,6	58,3
	2250	97,4	143,1	77,4	61,9	102,6	51,2
	2500	83,2	143,1	69,7	51,7	102,6	44,7
	3000	64,8	143,1	56,8	38,5	102,6	33,8
	3500	53,7	143,1	47,1	30,5	102,6	26,8
	4000	46,5	143,1	40,8	25,3	102,6	22,2

N_e = Força axial de flambagem global elástica, Eqs.:(2.9), (2.10) e (2.11)

N_y = Força de escoamento do perfil (A_b x f_y)

N_c = Força axial de colapso do perfil, Eq.(2.13) com $\gamma = 1$

Em todos os comprimentos analisados, o perfil é efetivo em sua totalidade. As forças axiais de colapso ficam muito abaixo das forças axiais de flambagem distorcional elástica que são 316kN e 844kN para as espessuras de 1,90mm 2,65mm respectivamente.

5.3 Análises Através do Método dos Elementos Finitos- MEF

Da análise de flambagem elástica através do MEF obteve-se o modo de flambagem distorcional elástico para o perfil 2,65mm conforme apresentado na Figura 5.4. Na Tabela 5.4 consta um comparativo entre o valor da N_{dist} encontrada no MEF e o valor apresentado pelo MFF.

Tabela 5.4- Força axial de flambagem distorcional elástica N_{dist}

Comprimento/modo flambagem	N _{dist} via MFF	N _{dist} via MEF	Diferença
1,90mm Local L= 65mm	316 kN	314 kN	0.63%
2,65mm Local L= 70mm	844 kN	827 kN	2,0%

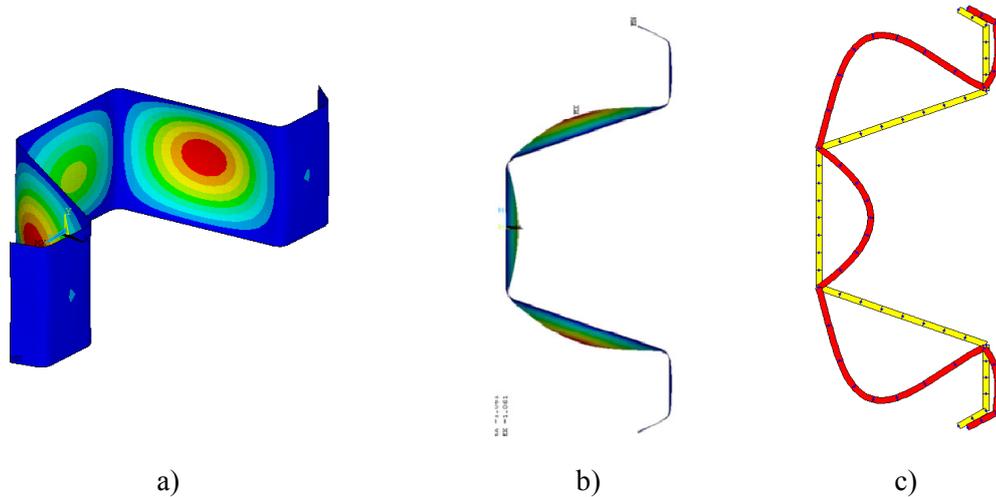


Figura 5.4- Deformada L=70mm para a espessura de 2,65mm, a)vista isométrica MEF, b)vista superior MEF, c)vista superior MFF

5.3.1 Coluna com condições de contorno simples

Procedeu-se com a análise de flambagem elástica dos perfis de espessura 1,90mm e 2,65mm para comprimentos de 1000 a 4000mm e as condições de contorno simples da Figura 4.6. Os valores encontrados, juntamente com os respectivos valores obtidos com a ABNT NBR 14762:2010 estão disponíveis na Tabela 5.5

Tabela 5.5- Comparativo dos valores para força axial de flambagem global elástica N_e via MEF e ABNT NBR 14762:2010

Condições de contorno	Espessura 2,65 mm					Espessura 1,90mm			
	L (mm)	N_y (kN)	N_e MEF (kN)	N_e NBR (kN)	Dif (MEF/NBR) %	N_y (kN)	N_e MEF (kN)	N_e NBR (kN)	Dif (MEF/NBR) %
	1000	143,1	378,8	400,0	-5.3%	102,6	257,7	278,8	-7.6%
	1250	143,1	256,6	264,3	-2.9%	102,6	174,3	181,5	-4.0%
	1500	143,1	186,9	190,5	-1.9%	102,6	125,7	128,6	-2.2%
	1750	143,1	143,8	146,0	-1.5%	102,6	95,4	96,7	-1.4%
	2000	143,1	115,4	117,2	-1.5%	102,6	75,3	76,1	-1.0%
	2250	143,1	95,8	97,4	-1.6%	102,6	61,4	61,9	-0.8%
	2500	143,1	81,7	83,2	-1.9%	102,6	51,3	51,7	-0.7%
	3000	143,1	63,2	64,8	-2.5%	102,6	38,1	38,5	-0.9%
	3500	143,1	51,9	53,7	-3.3%	102,6	30,1	30,5	-1.2%
	4000	143,1	44,6	46,5	-4.2%	102,6	24,9	25,3	-1.7%

N_e = Força axial de flambagem global elástica, análise de autovalores

N_y = Força de escoamento do perfil ($A_b \times f_y$)

Pode-se verificar que os resultados via MEF são mais conservadores que os obtidos pela ABNT NBR 14762:2010. Na Figura 5.5 pode-se visualizar a razão dos resultados ($\frac{N_{c_MEF}}{N_{c_NBR}}$), a maior diferença entre eles é atribuída ao perfil com 1000mm de comprimento e no maior perfil (4000mm) a diferença é de 1,7% e 4,2% para as espessuras de 1,90 e 2,65mm respectivamente.

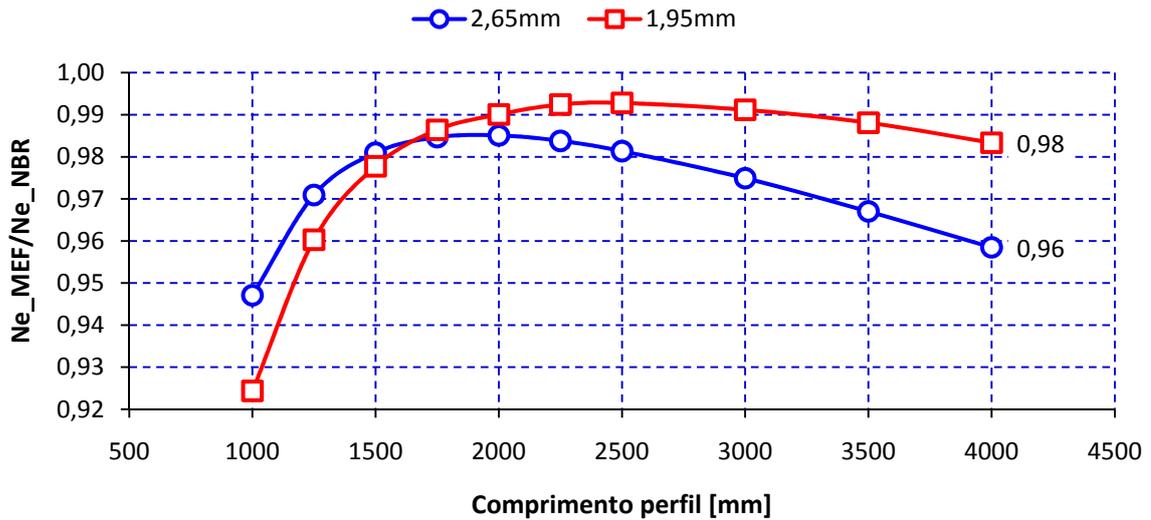


Figura 5.5- Comparativo entre força axial de flambagem global elástica N_e via MEF e ABNT NBR 14762:2010

Para avaliar a sensibilidade do perfil e do modelo numérico às imperfeições iniciais, foram realizadas várias análises com valores diferentes para o fator de amplificação dos modos de flambagem utilizados, e também sem sua consideração. Os valores obtidos destas análises estão apresentados na Tabela 5.6. Na coluna " $\frac{N_{c_max}}{N_{c_min}}$ " consta a razão entre o máximo e o mínimo valor para a N_c encontrado, devido as 5 amplitudes de imperfeições iniciais avaliadas (0,5esp, 1esp, L/1500, L/1250 e L/1000). As condições de contorno adotadas nestas análises constam na Figura 4.6.

Tabela 5.6- Força axial de colapso obtida pelo MEF para diversos valores de amplitude das imperfeições iniciais, perfil 2,65mm

L (mm)	N _c (kN)	N _c (kN)							$\frac{N_{c,max}}{N_{c,min}}$
		NBR 14762:2010	s/imp	0.5esp.	L/1500	L/1250	L/1000	1esp	
1000	378,8	123,0	153,29	127,5	131,6	131,0	129,5	120,0	1,10
1500	186,9	104,5	149,73	109,5	113,0	110,7	107,9	101,3	1,12
2000	115,4	85,8	139,29	91,2	89,7	88,3	86,1	83,6	1,09
2500	81,7	69,7	137,66	72,9	72,3	71,4	70,4	70,1	1,04
3000	63,2	56,8	136,35	61,7	61,5	61,0	60,3	60,3	1,02
3500	51,9	47,1	134,51	54,9	54,2	53,8	53,6	53,7	1,03
4000	44,6	40,8	129,92	43,8	45,8	46,3	45	45,3	1,02

N_e = Força axial de flambagem global elástica, análise de autovalores

N_c = Força axial de colapso do perfil, análise não linear (material e geométrica) com imperfeições iniciais

Avaliando a Figura 5.6, que apresenta a razão entre a força axial de colapso máxima e a mínima, $\frac{N_{c,max}}{N_{c,min}}$, pelo comprimento do perfil, percebe-se que para comprimentos maiores de 3000mm os valores da força axial de colapso N_c pouco variam em relação ao fator de amplitude das imperfeições iniciais. Como neste trabalho o comprimento das colunas varia entre 3000 e 4000mm optou-se por utilizar como fator de amplificação das imperfeições iniciais o valor de uma (01) espessura.

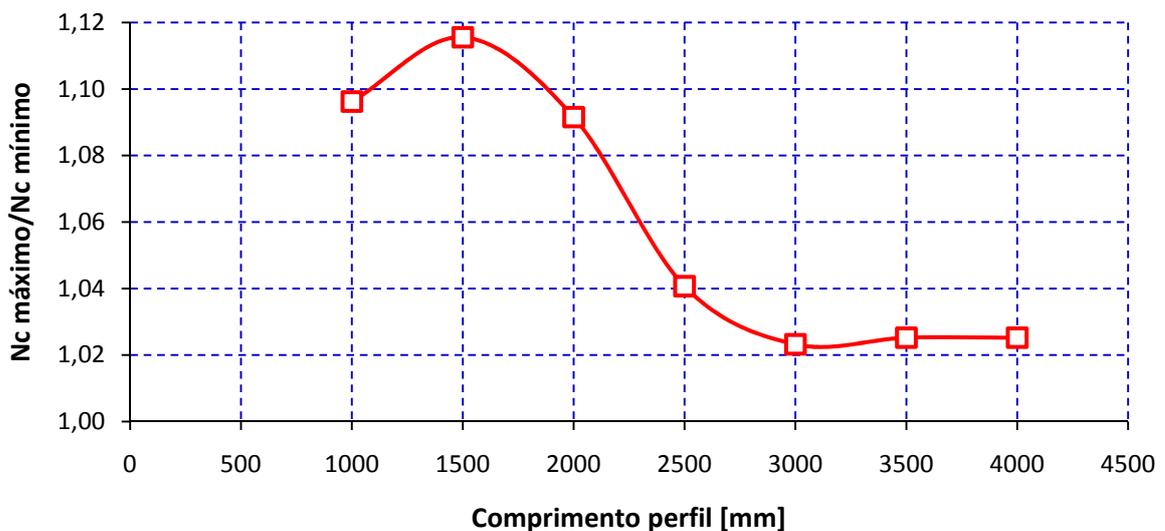


Figura 5.6- Razão entre a máxima e mínima força axial de colapso N_c considerando diferentes fatores de amplificação das imperfeições iniciais.

Na Figura 5.7 apresenta-se um comparativo entre a força axial de colapso N_c do perfil com espessura 2,65mm, obtida via MEF utilizando o fator de amplificação para as imperfeições iniciais adotada no trabalho (01 x espessura), sem imperfeição inicial, a força axial de colapso calculada com a ABNT NBR 14762:2010 e a força de escoamento N_y .

Percebe-se que se não considerarmos as imperfeições iniciais a N_c se aproxima para todos os comprimentos de perfis da força de escoamento N_y e fica bem acima dos valores calculados com a norma ABNT NBR 14762:2010, sendo 218% para o perfil de comprimento de 4000mm.

Já para o valor da amplitude de uma (1) espessura do perfil a N_c com o perfil de 4000mm fica 11,02% acima da força calculada com a ABNT NBR 14762:2010.

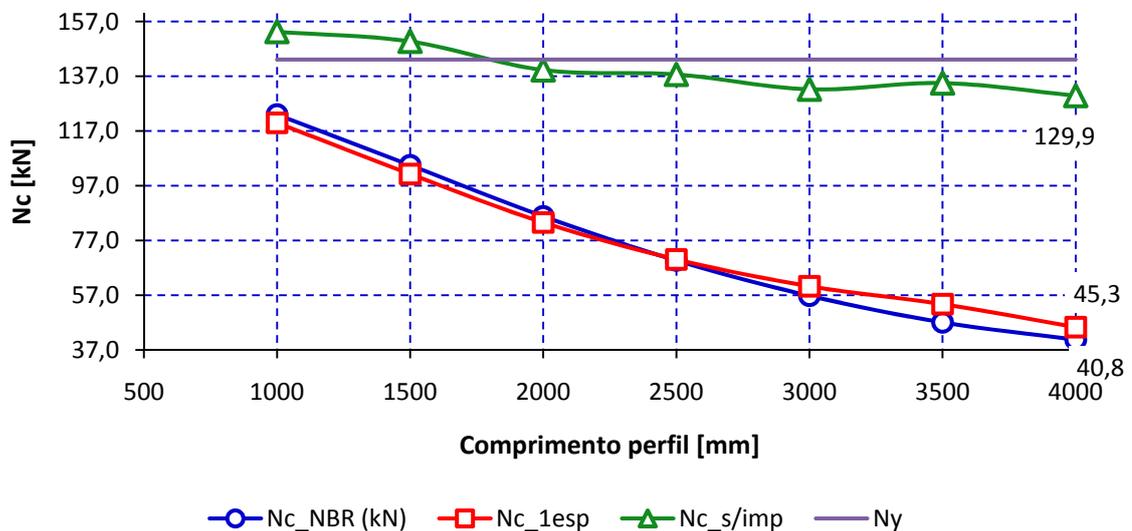


Figura 5.7- Comparativo da N_c do perfil de espessura 2,65mm com e sem imperfeições iniciais e ABNT NBR 14762:2010

Apresenta-se na Tabela 5.7 uma comparação entre os resultados obtidos através do MEF e a ABNT NBR 14762:2010, para a força axial de colapso (N_c) referente às análises com as condições de contorno simples previstas na Figura 4.6, e imperfeição iniciais consideradas escalando o primeiro modo de flambagem, obtido de uma análise de autovalores. O valor máximo de imperfeição considerado foi de uma vez a espessura do perfil.

Tabela 5.7- Comparativo dos resultados para a força axial de colapso entre MEF e a ABNT NBR 14762:2010

Condições de contorno	Espessura 2,65 mm				1,90mm		
	L (mm)	N _c MEF (kN)	N _c NBR (kN)	Dif (MEF/NBR) %	N _c MEF (kN)	N _c NBR (kN)	Dif (MEF/NBR) %
	1000	120,1	123,0	-2.3%	86,3	88,0	-1.8%
	1250	110,7	114,0	-2.9%	78,4	80,9	-3.0%
	1500	100,9	104,5	-3.4%	71,3	73,5	-3.0%
	1750	92,8	95,0	-2.2%	64,4	65,8	-2.1%
	2000	83,9	85,8	-2.2%	56,9	58,3	-2.5%
	2250	76,3	77,4	-1.4%	50,8	51,2	-0.9%
	2500	70,0	69,7	0.5%	45,2	44,7	1.0%
	3000	60,7	56,8	6.9%	37,8	33,8	11.9%
	3500	53,7	47,1	14.1%	29,7	26,8	10.9%
	4000	45,3	40,8	11.2%	24,7	22,2	11.0%

N_c = Força axial de colapso, análise não linear (material e geométrica) com imperfeições iniciais para o MEF e Eq.(2.13) para a ABNT NBR 14762:2010, considerando $\gamma = 1$

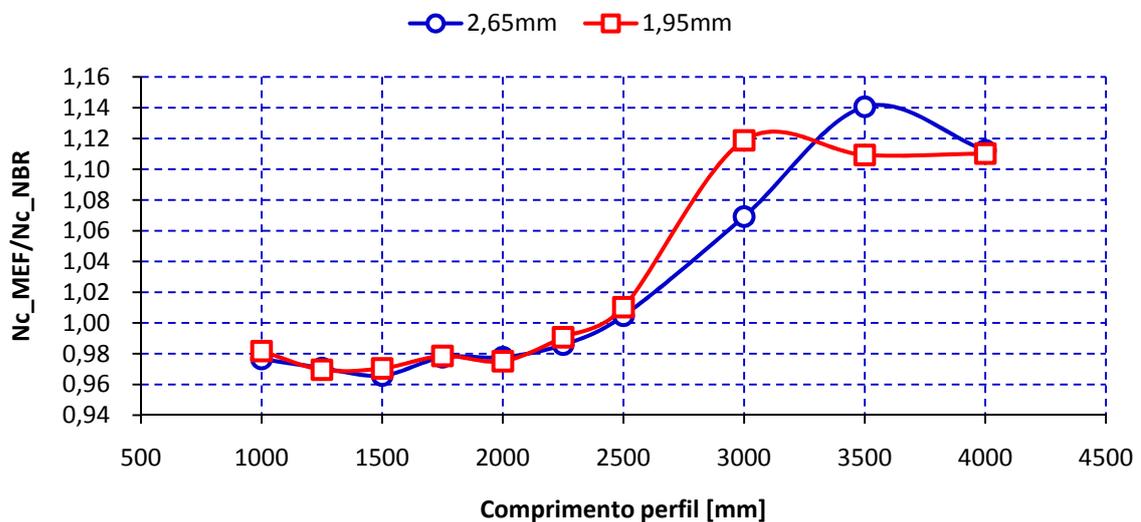


Figura 5.8- Comparativo entre força de colapso N_c via MEF (imperfeições iniciais 1 espessura e modo 1) e ABNT NBR 14762:2010

Conforme exposto na Tabela 5.7 e Figura 5.8 pode-se perceber que os valores da força de colapso N_c calculadas pelo MEF e a norma ABNT NBR 14762:2010 estão bem próximos, a maior diferença entre eles foi de 14% para espessura de 2,65mm e 11% para 1,90mm, estas

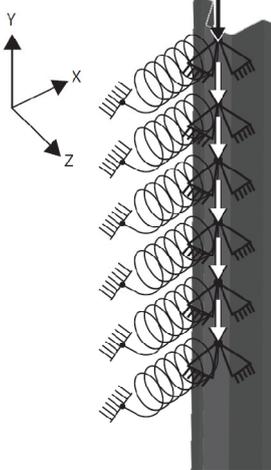
diferenças serão utilizadas como coeficiente de ajuste f_a no capítulo 6 de dimensionamento do perfil.

5.3.2 Estudo da Influência da Rigidez da Fixação Corpo/Coluna na Força de Colapso do Perfil

Com o intuito de estudar a sensibilidade dos resultados da força axial de flambagem global elástica N_e e da força axial de colapso N_c em relação à rigidez da ligação corpo/coluna do silo, se realizaram algumas análises do perfil da coluna com vinculação do tipo 1-a segundo indicado na Tabela 4.2 e Tabela 4.4.

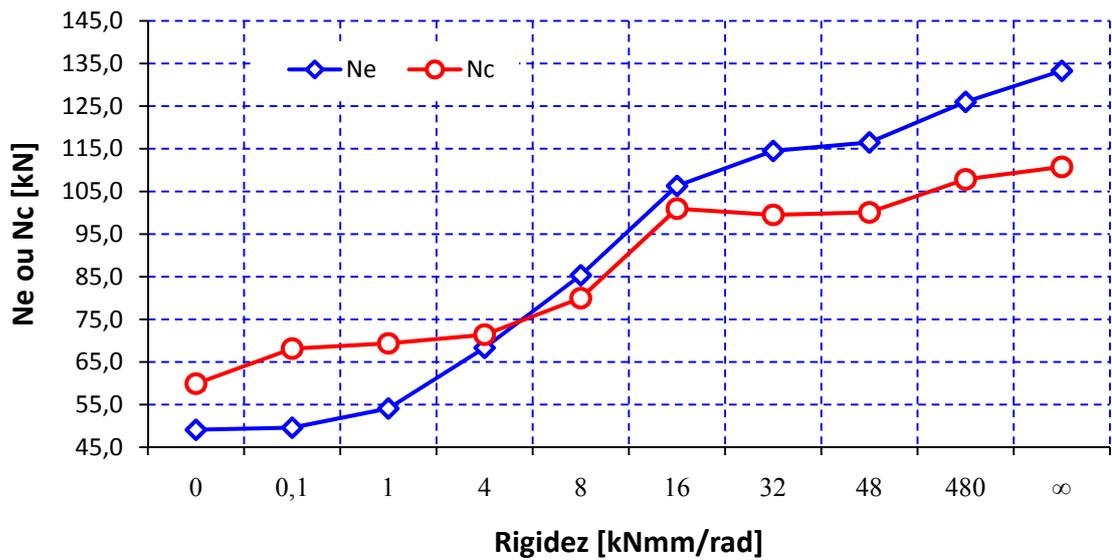
Foi avaliada a coluna com espessura de 2,65mm do silo 1940, e introduzindo como valores de rigidez da mola de rotação na direção y valores maiores e menores daqueles apresentados na Tabela 4.3. Desta forma apresenta-se na Tabela 5.8 e na Figura 5.9 a sensibilidade da força axial de flambagem global elástica e força axial de colapso.

Tabela 5.8- Resultados da análise de sensibilidade da união corpo/coluna devido à rigidez do elemento de mola

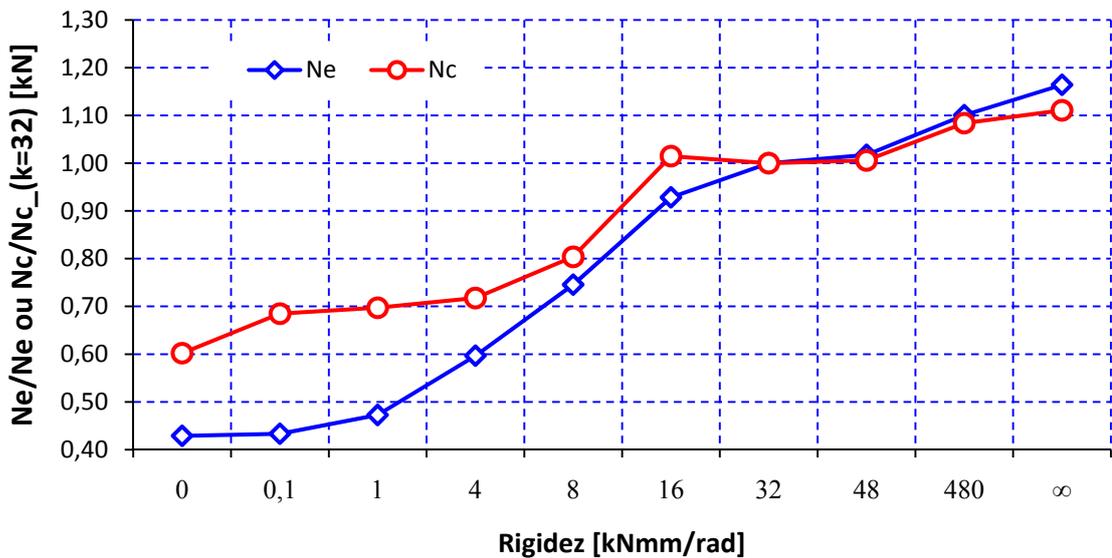
Condição de contorno	Rigidez (kNmm/rad)	N_e (kN)	N_c (kN)	N_c/N_{e_32}	N_c/N_{e_32}
 <p>Tipo 1 e sem considerar reforços intermediários (tipo a).</p>	0	49.1	59.9	0,43	0,60
	0.1	49.6	68.1	0,43	0,68
	1	54.1	69.4	0,47	0,70
	4	68,3	71,4	0,60	0,72
	8	85,4	80,0	0,75	0,80
	16	106.3	101.0	0,93	1,01
	32	114.5	99.8	1,00	1,00
	48	116.5	100.1	1,02	1,01
	480	126.0	107.8	1,10	1,08
	∞	133.3	110.8	1,16	1,11

N_e = Força axial de flambagem global elástica, análise de autovalores

N_c = Força axial de colapso, análise não linear (material e geométrica) com imperfeições iniciais



a)



b)

Figura 5.9- Sensibilidade da coluna do silo 1940 espessura 2,65mm sem apoios intermediários em relação à variação da rigidez da união corpo/coluna. a) força axial de flambagem global elástica e de colapso, b) razão entre os resultados dos diversos valores de rigidez e a adotada no trabalho (32kNmm/rad)

Conforme avaliação da Figura 5.9a, os valores da força axial de flambagem global elástica (N_e) e força axial de colapso (N_c) possuem alta sensibilidade ao valor da rigidez da união corpo/coluna do silo.

A influencia do valor da rigidez perde intensidade a partir do valor de 480kNmm/rad o qual mesmo crescendo ao infinito não eleva a força axial de colapso, que passa a ser governado pela flexão e não mais torção. Avaliando o gráfico da Figura 5.9b, pode-se

concluir que ao redor do valor de 32kNmm/rad (16 e 48) não se obtêm variação significativa da força axial de colapso, sendo assim os valores obtidos na Tabela 4.3 foram arredondados para 27 kNmm/rad e 32 kNmm/rad para as espessuras de 1,90mm e 2,65mm respectivamente sem perda de sensibilidade no resultado final.

Estes resultados mostram que não seria necessário garantir uma rigidez a torção maior que a de 16 kNmm/rad para mudar significativamente a resistência ao colapso do perfil, esta conclusão pode ser aproveitada na melhoria de projeto da estrutura do silo estudado.

5.3.3 Coluna com Diferentes Condições de Contorno

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos das análises via MEF para os 3 modelos de silos estudados, ver Figura 3.2. Os modelos de silos estudados possuem diâmetros de 3840mm, 2890mm e 1940mm. As condições de contorno adotadas estão descritas no capítulo 4.3.2 apresentadas na Tabela 4.2, Tabela 5.8 Tabela 4.5 e resumidas abaixo:

Condições de contorno na união corpo/coluna:

Tipo 1, a condições de contorno no topo do perfil onde a união corpo/coluna é representada por elementos de mola a torção, ver Tabela 4.2;

Tipo 2, condições de contorno no topo do perfil onde união corpo/coluna é representada por nós com deslocamentos restritos nos eixos x e z, ver Tabela 4.2.

Condições de contorno nos reforços intermediários:

Tipo a, condição de contorno que representa a inexistência de reforços intermediários;

Tipo b, condição de contorno que representa os reforços intermediários através de elementos de mola longitudinal Tabela 4.4.

Tipo c, condição de contorno que representa os reforços intermediários das colunas através de nós com deslocamentos restritos nos eixos x e z Tabela 4.4.

Condições de contorno na base da coluna:

Adotado as condições definidas na base da Figura 4.6.

Os valores da força axial de flambagem global elástica N_e e força axial de colapso N_c estão expostos na Tabela 5.9. Na coluna “Modo de colapso” consta o modo utilizado como imperfeição inicial e a amplitude destas imperfeições foi de 1 espessura do perfil. Nos gráficos da Figura 5.10 pode-se visualizar a influência de cada condição de contorno na força axial de colapso.

Tabela 5.9- Valores para força axial de flambagem global elástica e colapso para as análises da coluna com condições de contorno reais de utilização

Silo diam (mm)	Espessura do perfil (mm)	Condição corpo/coluna	Condição reforços	N_e (kN)	N_c (kN)	Modo de colapso
3840	2,65	1	a	59.7	62.7	modo 1
		1	b	82.6	82.2	modo 4
		1	c	81.0	84.2	modo 3
		2	a	36.6	32.4	modo 1
		2	b	38.4	31.7	modo 1
		2	c	36.7	33.4	modo 1
	1,90	1	a	34.6	29.8	modo 1
		1	b	48.8	41.9	modo 2
		1	c	48.0	41.7	modo 1
		2	a	15.7	13.4	modo 1
		2	b	16.3	14.5	modo 1
		2	c	15.8	13.7	modo 1
2890	2,65	1	a	79.0	79.7	modo 3
		1	b	107.0	99.3	modo 3
		1	c	95.8	98.0	modo 3
		2	a	41.1	40.3	modo 1
		2	b	47.0	45.9	modo 2
		2	c	40.9	46.2	modo 2
	1,90	1	a	47.3	47.7	modo 3
		1	b	62.7	62.9	modo 3
		1	c	58.0	65.8	modo 3
		2	a	18.8	15.2	modo 1
		2	b	21.7	16.3	modo 1
		2	c	18.7	15.3	modo 1
1940	2,65	1	a	114.6	99.5	modo 2
		1	b	140.7	119.3	modo 4
		1	c	142.9	107.2	modo 1
		2	a	49.2	52.5	modo 3
		2	b	50.4	49.3	modo 2
		2	c	48.9	47.7	modo 4
	1,90	1	a	71.9	67.4	modo 1
		1	b	90.0	72.1	modo 1
		1	c	91.3	72.6	modo 1
		2	a	24.1	19.8	modo 1
		2	b	24.5	19.2	modo 1
		2	c	23.9	19.6	modo 3

N_e = Força axial de flambagem global elástica, análise de autovalores.

N_c = Força axial de colapso, análise não linear (material e geométrica) com imperfeições iniciais.

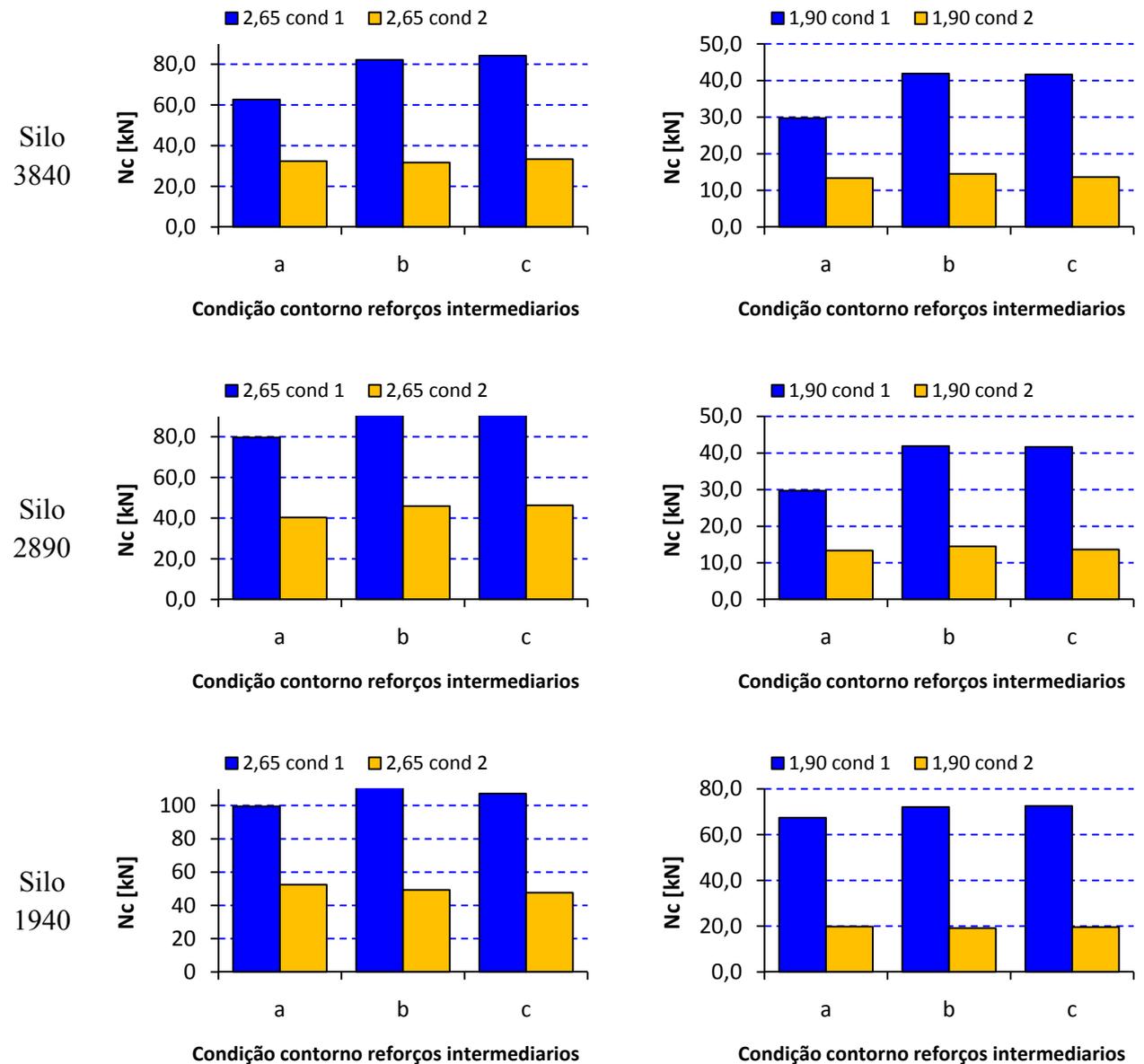


Figura 5.10- Força axial de colapso referente às diversas condições de contorno analisadas para os modelos de silos diâmetro 3840, 2890 e 1940mm.

Avaliando os gráficos da Figura 5.10 percebe-se que a condição 1, onde a união corpo/coluna está representada por elementos de mola a torção, fornece resultados com valores superiores para a força axial de colapso em comparação a condição 2, independente da condição de contorno considerada para os reforços intermediários.

As forças axiais de colapso obtidas com a condição 2 possuem pouca variação em relação à consideração ou não de reforços intermediários, isto mostra que a fixação da coluna no corpo do silo é um fator predominante na força axial de colapso da coluna.

Comparando os resultados obtidos para as condições de contorno que representam os reforços intermediários (condições a, b e c) constata-se um acréscimo na força axial de colapso quando se consideram os reforços (condição b e c) em relação à condição sem reforços (condição a). Já entre as condições b e c não houve grande variação nos resultados.

Na Figura 5.11 apresentam-se os modos de flambagem global elástica do perfil de 2,65mm para o silo 1940mm na condição de contorno 1-a, onde se pode perceber que o modo de colapso do perfil é o modo 2.

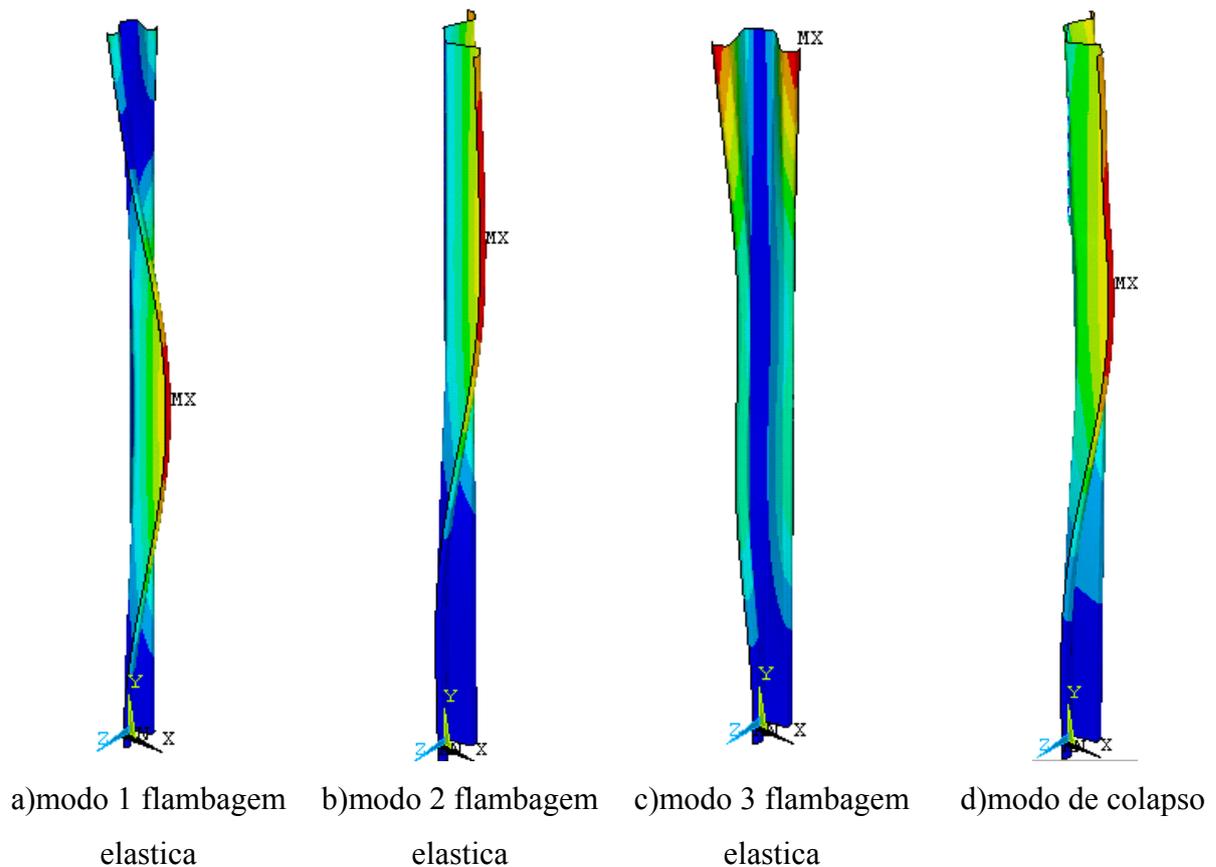
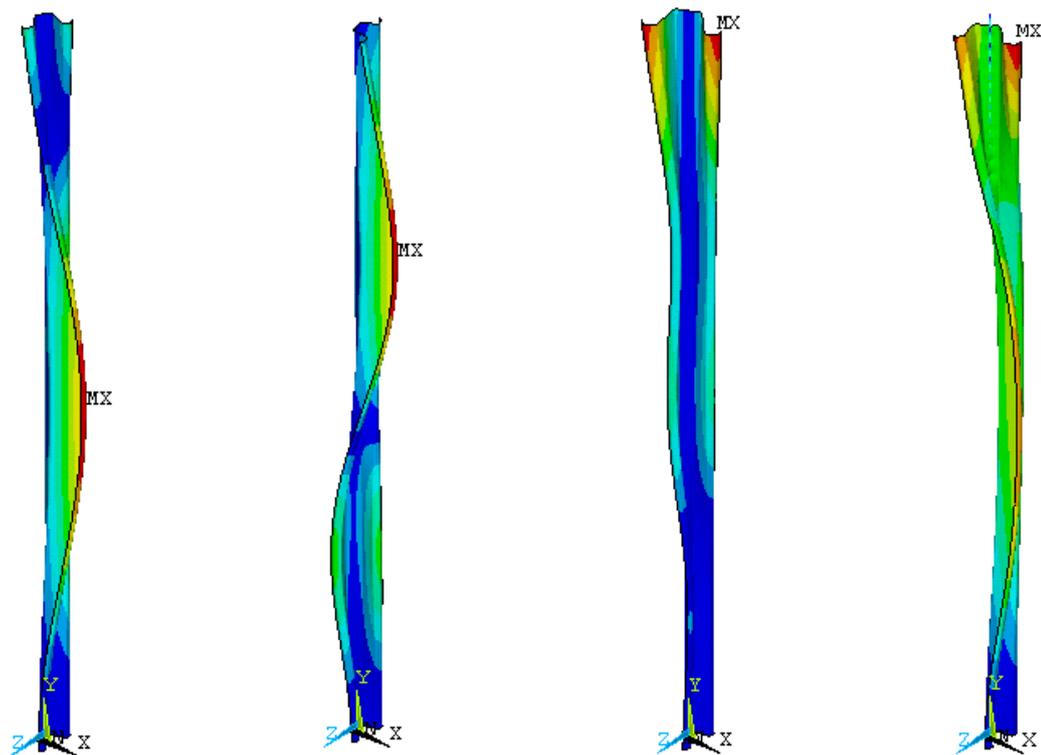


Figura 5.11- Modos de flambagem elástica e colapso para a coluna espessura 2,65mm do silo 1940 condição de contorno 1-a

Na Figura 5.14 podem-se visualizar os modos de flambagem global elástica e de colapso do perfil 2,65mm da coluna do silo 2890 na condição de contorno tipo 1-a. Percebe-se que o modo de colapso do perfil é uma mistura do modo 1 e modo 3 de flambagem elástica.



a)modo 1 flambagem elástica b)modo 2 flambagem elástica c)modo 3 flambagem elástica d)modo de colapso

Figura 5.12- Modos de flambagem elástica e colapso para a coluna espessura 2,65mm do silo 2890 condição de contorno 1-a

Na Figura 5.13 apresentam-se os modos de flambagem global elástica e de colapso para o perfil 2,65mm da coluna do silo 3840 na condição de contorno 1-a. Na forma de colapso percebe-se que foi predominante o modo 2.

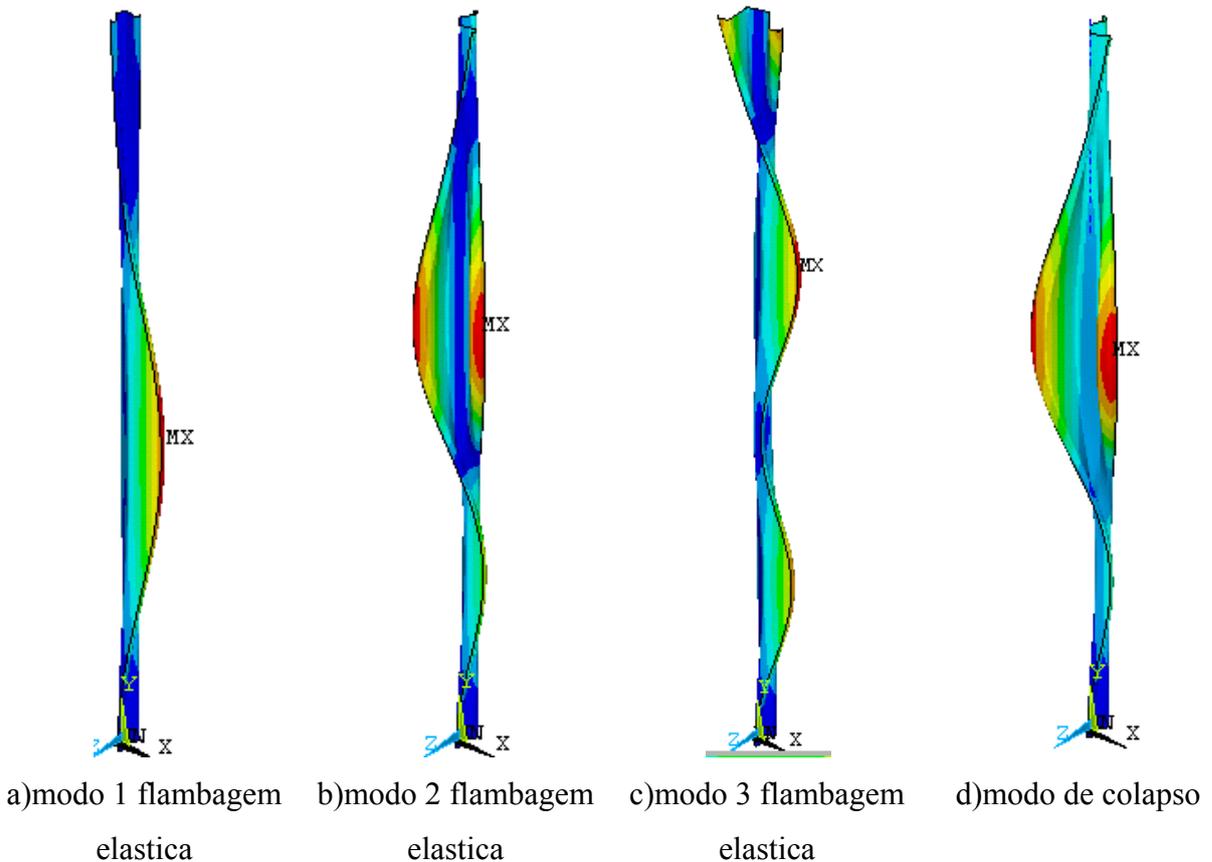


Figura 5.13- Modos de flambagem elástica e colapso para a coluna espessura 2,65mm do silo 3840 condição de contorno 1-a

Em todas as análises percebe-se que a torção no perfil é predominante na forma de colapso. Desta forma fica evidente a necessidade de melhorar esta fixação (corpo/coluna) a fim de evitar esta torção e aumentar a força axial de colapso da coluna. No capítulo seguinte será sugerido uma nova forma de fixação para minimizar os efeitos da torção.

5.3.4 Coluna com Fixação nas Abas do Perfil

No capítulo 5.3.3 realizou-se as análises via MEF representando as condições reais de contorno da coluna, no presente capítulo busca-se uma nova avaliação das colunas na tentativa de melhorar o aproveitamento do perfil. Sugere-se alterar a fixação da coluna no corpo do silo para as abas do perfil e não mais pelo centro do mesmo, desta forma melhora-se o travamento do perfil no corpo do silo restringindo sua rotação, na Figura 5.14 ilustra-se esta sugestão de fixação.

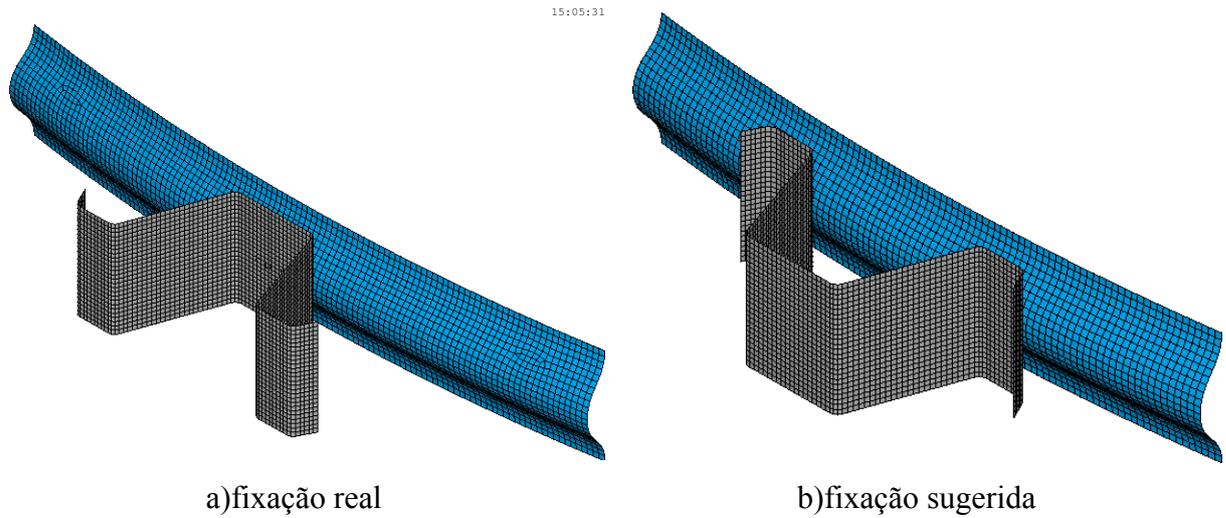
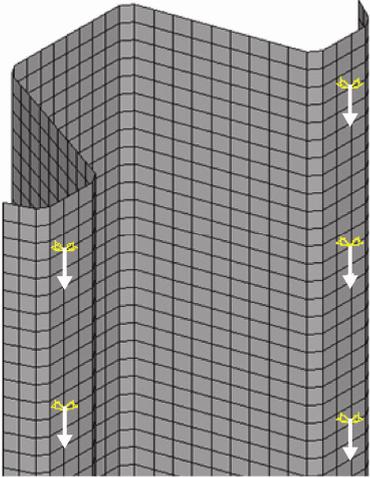
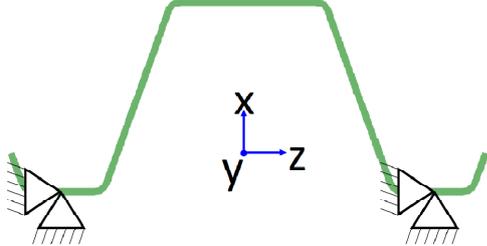
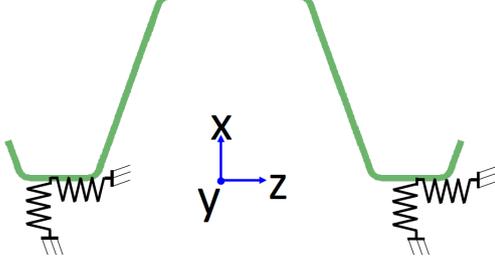
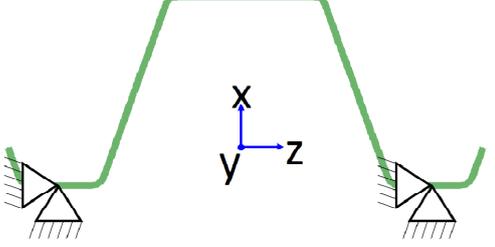


Figura 5.14- Fixação da coluna no corpo do silo, a)fixação real, b)fixação sugerida

Desta forma cria-se uma condição de contorno no topo do perfil do tipo 3, onde os nós são travados para o deslocamento em x e z a cada onda do silo (76,2mm), nestes mesmos nós será aplicada a força. Da mesma forma a fixação dos reforços intermediários também será realizada pelas abas do perfil, surgindo as condições d e e. Para a base da coluna foram adotadas as condições definidas na base da Figura 4.6.

Estas condições de contorno estão ilustradas na Tabela 5.10.

Tabela 5.10- Condições de contorno considerando o perfil fixo pelas abas

Denominação da condição de contorno	Ilustração	Descrição/ discretização
Condição contorno na união corpo/coluna: Tipo 3		 <ul style="list-style-type: none"> - Aplicação de força nos nós em contato com o silo; - Restrições de descolamento U_x e U_z;
Condição de contorno nos reforços intermediários Cond: d		<ul style="list-style-type: none"> - Reforços intermediários representados por elementos de mola com deslocamento longitudinal.
Condição de contorno nos reforços intermediários Cond: e		<ul style="list-style-type: none"> - Considerado os reforços intermediários como nós travados para deslocamentos laterais, restrições em U_x e U_z.

Os resultados para a força axial de flambagem global elástica (N_e) e força axial de colapso (N_c) para o perfil com as condições de contorno da Tabela 5.10 estão agrupados na Tabela 5.11.

Tabela 5.11- Resultados análise MEF para o perfil fixo pelas abas

Silo diam (mm)	Espessura do perfil (mm)	Condição corpo/coluna (*)	Condição reforços (**)	N_e (kN)	N_c (kN)	Modo colapso
3840	2,65	3	a	70.0	67.4	modo 2
		3	d	359.2	125.8	modo 1
		3	e	363.0	126.6	modo 1
	1,90	3	a	42.9	42.4	modo 2
		3	d	306.7	94.7	modo 1
		3	e	309.1	93.7	modo 1
2890	2,65	3	a	102.0	91.8	modo 1
		3	d	209.1	115.6	modo 1
		3	e	203.9	115.3	modo 1
	1,90	3	a	65.4	61.7	modo 1
		3	d	139.2	80.1	modo 1
		3	e	137.3	80.9	modo 1
1940	2,65	3	a	165.1	108.3	modo 1
		3	d	353.9	127.3	modo 1
		3	e	355.2	126.7	modo 1
	1,90	3	a	109.7	73.5	modo 1
		3	d	238.7	90.1	modo 1
		3	e	326.2	93.3	modo 1

N_e = Força axial de flambagem global elástica, análise de autovalores.

N_c = Força axial de colapso, análise não linear (material e geométrica) com imperfeições iniciais.

(*) 3 = condições de contorno no topo do perfil onde união corpo/coluna é representada por nós com deslocamentos restritos em x e z -Tabela 5.10 .

(**) a = condição de contorno que representa a inexistência de reforços intermediários.

(**) d = condição de contorno que representa os reforços intermediários através de elementos de mola longitudinais – Tabela 5.10.

(**) e = condição de contorno que representa os reforços intermediários das colunas através de nós com deslocamentos restritos em x e z - Tabela 5.10.

Nos gráficos da Figura 5.15 apresenta-se um comparativo da força axial de colapso N_c entre as análises das condições de contorno tipo 1 e tipo 3.

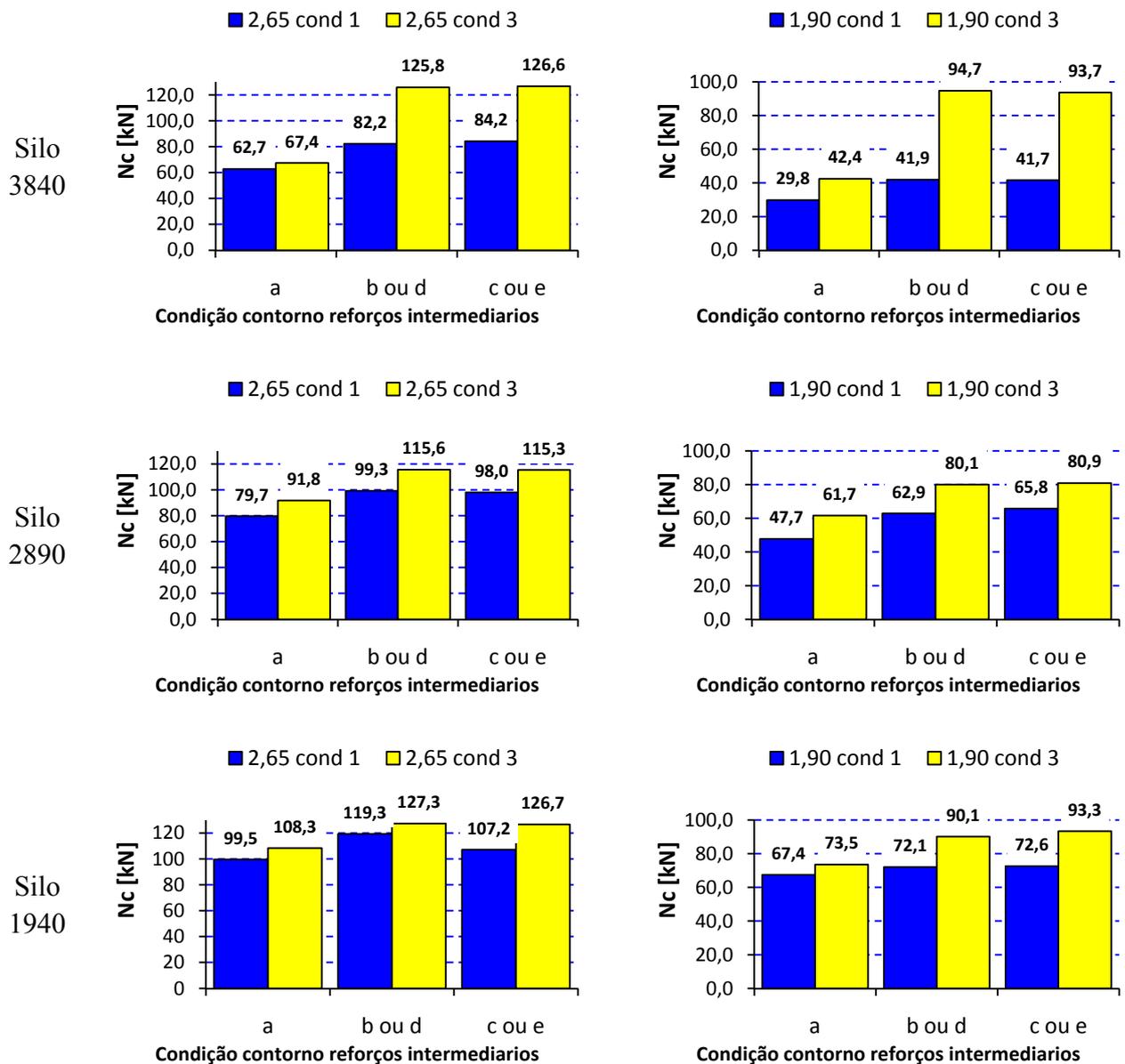


Figura 5.15- Comparativo de resultados da força N_c entre a condição tipo 1 e 3

Avaliando os resultados da Figura 5.15 pode-se verificar que a alteração na fixação da coluna no silo, dos atuais nós centrais do perfil (condição tipo 1 da Tabela 4.2) para a os nós centrais nas abas do perfil (condição tipo 3 da Tabela 5.10), proporcionam um aumento significativo na força axial de colapso N_c .

Considerando a menor das forças axiais de colapso N_c obtidas nas análises que consideram os apoios intermediários (condição b e c para os apoios do tipo 1 e condições d e e para os apoios do tipo 3), obteve-se um acréscimo de 53,0% para o silo 3840, 17,7% para o silo 2890 e 18,2% no silo 1940, considerando a espessura do perfil em 2,65mm. Com o perfil

de espessura 1,90mm tem-se um acréscimo de 124% para o silo 3840, 27,3% para o silo de 2890 e 24,9% para o silo de 1940.

No silo 3840 a força axial de colapso para o perfil de espessura 1,90mm (condição tipo 3) supera a força axial de colapso do perfil com 2,65mm nas condições reais de fixação (condição do tipo 1).

Os resultados obtidos nestas análises surpreendem pelo fato de estar sendo aplicado carregamento no perfil fora do centro de torção. Estes resultados podem estar sendo influenciados pelo fato do apoio do perfil ser realizado em dois (02) pontos, ao invés de um (01) como na condição real, o que diminui o comprimento a flambagem da coluna e restringe a torção.

As avaliações realizadas neste capítulo não serão consideradas no capítulo de dimensionamento do perfil, visto que as condições de fixação sugeridas aqui não são as realmente utilizadas. Cita-se aqui a necessidade de maiores estudos na viabilidade construtiva desta união a qual proporcionaria uma grande economia financeira em peso de aço, visto o aumento da força de colapso do perfil com a aplicação destas novas condições de contorno.

6 DIMENSIONAMENTO DA COLUNA

No capítulo 2.10 foi descrito sobre as forças envolvidas no dimensionamento de uma coluna de silo, serão aplicadas as características de projeto e aplicação dos silos em estudo para determinação das forças solicitantes de cálculo e com os valores obtidos das análises numéricas será verificado se as colunas atendem ou não a solicitação, observando as condições usuais de segurança referente aos estados-limites últimos recomendados pela ABNT NBR 14762:2010.

Chamando de F_{prod} a força peso do produto armazenado no silo, e F_{silo} a força gerada pelo peso próprio do silo e demais componentes nele apoiado, F_0 a força reação vertical produzida devido ao vento no silo cita-se na Tabela 6.1 os referidos valores para os modelos de silos em estudo. No APENDICE B – Cálculo Silo Elevado Armazenador de Ração apresenta-se um exemplo de cálculo destas forças para o silo de diâmetro 3840mm 4aneis de altura.

Tabela 6.1- Dados de capacidade e peso dos silos (valores por coluna de silo)

Diâmetro do silo (m)	Anéis	Nº de colunas	Capacidade total (m ³)	Peso do produto F_{prod} (kN)	Peso próprio F_{silo} (kN)	Força vento F_0 (kN)
3840	2	8	34,27	27,31	1,5	2,9
	3	8	43,96	35,0	1,7	3,86
	4	8	53,64	42,7	1,8	4,96
2890	1	6	11,84	12,6	0,8	1,68
	2	6	17,32	18,4	0,9	2,52
	3	6	22,81	24,2	1,2	3,55
	4	6	28,29	30,1	1,3	4,73
1940	1	4	4,39	7,0	0,7	1,3
	2	4	6,87	10,9	0,8	2,22
	3	4	9,34	14,9	0,9	3,35
	4	4	11,81	18,8	1,0	4,79

6.1 Coeficientes de Ponderação e Combinações das Ações

Segundo a ABNT NBR 14762:2010, os valores de cálculo das ações devem ser multiplicados por coeficientes de ponderação $\gamma_f = \gamma_{f1} \gamma_{f2} \gamma_{f3}$. Onde os valores de γ_{f1} , γ_{f2} e γ_{f3} são as parcelas do coeficiente de ponderação das ações (γ_f), que consideram a variabilidade

das ações, a simultaneidades de atuação das ações, e os possíveis erros de avaliação dos efeitos das ações.

A norma especifica para valores da multiplicação γ_{f1} γ_{f3} valores γ_g ou γ_q para ações permanentes e ações variáveis respectivamente. Já o coeficiente γ_{f3} é tratado como coeficiente de combinação das ações principais dado por ψ_0 .

A ABNT NBR 14762:2010 esclarece que um carregamento é definido pela combinação das ações que têm probabilidades não desprezáveis de atuarem simultaneamente sobre a estrutura, durante um período de tempo pré-estabelecido. A combinação das ações deve ser feita de forma que possam ser determinados os efeitos mais desfavoráveis para a estrutura; a verificação dos estados-limites últimos e dos estados-limites de serviço deve ser realizada em função de combinações últimas e combinações de serviço, respectivamente.

As combinações últimas normais decorrem do uso previsto para a edificação.

Devem ser consideradas tantas combinações de ações quantas forem necessárias para verificação das condições de segurança em relação a todos os estados-limites últimos aplicáveis. Em cada combinação devem estar incluídas as ações permanentes e a ação variável principal, com seus valores característicos e as demais ações variáveis, consideradas secundárias, com seus valores reduzidos de combinação. Para cada combinação, aplica-se a seguinte equação:

$$F_d = \sum_{i=1}^m \left((\gamma_{gi} F_{Gi,k}) + \gamma_{q1} F_{Q1,k} + \sum_{j=2}^n (\gamma_{qj} \psi_{0j} F_{Qj,k}) \right) \quad (6.1)$$

Onde:

$F_{Gi,k}$ = valores característicos das ações permanentes;

$F_{Q1,k}$ = valor característico da ação variável considerada principal para a combinação;

$F_{Qj,k}$ = valores característicos das ações variáveis que podem atuar concomitantemente com a ação variável principal.

[TROISKY, 1982] recomenda a verificação de três combinações de carregamentos:

- Silo vazio (sem produto armazenado) \pm Força horizontal (Força do vento);
- Silo cheio (com produto armazenado) \pm Força horizontal (Força do vento);
- Somente o silo cheio.

Na Tabela 6.2 apresenta-se uma tabela do cálculo para se encontrar o valor das ações de cada combinação e seus referidos coeficientes de ponderação. Os valores das combinações para cada silo analisado estão no APENCIDE C - Combinação das ações NBR14762 minuta6.

Tabela 6.2- Cálculo das combinações das ações

Combinação	Ações permanentes		Ações variáveis		$N_{c,Sd}$ (kN)
	Coef pond γ_g	Ação	Coef pond γ_q	Ação	
1	1,25	(-) F_{silo}	1,4	(-) F_{vento}	$-1,25F_{silo} - 1,4F_{vento}$
2	1,25	(-) F_{silo}	1,4	(+) F_{vento}	$-1,25F_{silo} + 1,4F_{vento}$
3	1,25	(-) F_{silo}	1,4	(-) F_{prod}	$-1,25F_{silo} - 1,4F_{vento} - 1,4F_{prod}$
			1,4	(-) F_{vento}	
4	1,25	(-) F_{silo}	1,4	(-) F_{prod}	$-1,25F_{silo} + 1,4F_{vento} - 1,4F_{prod}$
			1,4	(+) F_{vento}	
5	1,25	(-) F_{silo}	1,4	(-) F_{prod}	$-1,25F_{silo} - 1,4F_{prod}$

Os valores para a força resistente de cálculo ($N_{c,Rd}$) de cada coluna foi obtido através das análises numéricas do capítulo 5.3.3, será considerado o mínimo dos valores obtidos nas condições de contorno tipo 1-b e 1-c, ponderados pelo fator de ponderação de resistência ($\gamma_r = 1,10$) obtidos da ABNT NBR 14762:2010 e pelo fator de ajuste (f_a) conforme capítulo 5.3.1, o qual ajusta os valores obtidos no MEF com os valores da ABNT NBR 14762:2010.

Tabela 6.3- Força resistente de cálculo para as colunas de silo

Silo	Espessura (mm)	N_c (kN)	γ_r	f_a	$N_{c,Rd}$ (kN)
3840	2,65	82,2	1,1	1,14	65,6
	1,90	41,7	1,1	1,11	34,1
2890	2,65	98,0	1,1	1,14	78,2
	1,90	62,9	1,1	1,11	51,5
1940	2,65	107,2	1,1	1,14	85,5
	1,90	72,1	1,1	1,11	59,0

Na Tabela 6.4 apresenta-se a verificação das colunas de cada silo considerando somente a combinação que gera a maior ação de compressão.

Tabela 6.4- Verificação das colunas

Diâmetro do silo (m)	Anéis	N _{Sd} (kN)	N _{c,Rd} (kN)		Verificação (N _{c,Sd} / N _{c,Rd})	
			Coluna 2,65mm	Coluna 1,90mm	Coluna 2,65mm	Coluna 1,90mm
3840 8colunas	2	-47,5	65,6	34,1	0,72	<u>1,39</u>
	3	-59,8	65,6	34,1	0,91	<u>1,75</u>
	4	-73,2	65,6	34,1	<u>1,12</u>	<u>2,15</u>
2890 6colunas	1	-22,9	78,2	51,5	0,29	0,44
	2	-32,3	78,2	51,5	0,41	0,63
	3	-42,2	78,2	51,5	0,54	0,82
	4	-52,3	78,2	51,5	0,67	<u>1,01</u>
1940 4colunas	1	-13,3	85,5	59,0	0,16	0,23
	2	-20,3	85,5	59,0	0,24	0,34
	3	-27,5	85,5	59,0	0,32	0,47
	4	-35,2	85,5	59,0	0,41	0,60

Percebe-se dos valores da Tabela 6.4 que no silo 3840 o perfil de espessura 1,90mm não passa na verificação em nenhum modelo de silo disponível (número de anéis), já a espessura de 2,65mm quando verificada para o silo de 4aneis apresenta utilização acima de sua capacidade. Melhor visualização destes valores é encontrada na Figura 6.1.

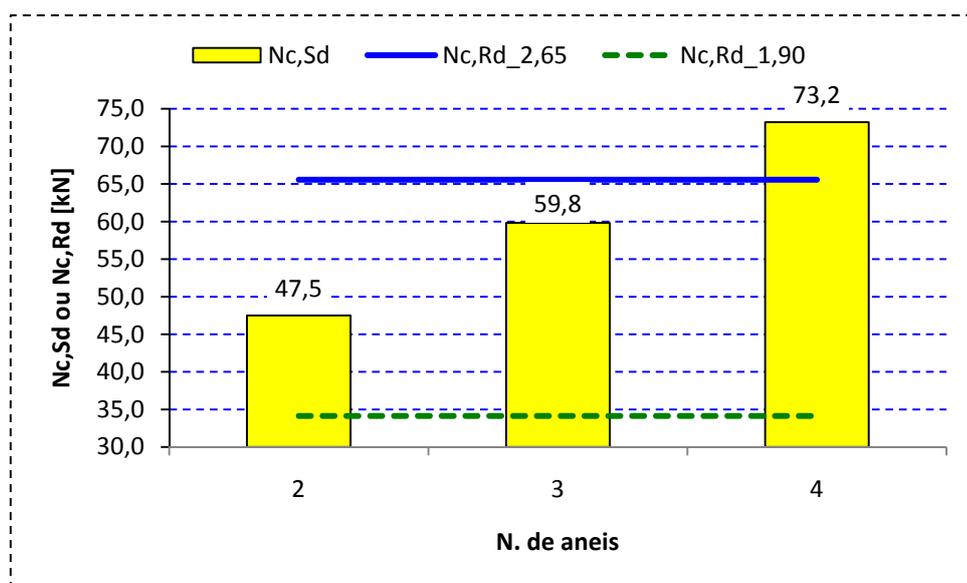


Figura 6.1: Verificação coluna silo 3840 (ver tipo de silo na Figura 3.2)

No silo 2890 a coluna de espessura 2,65 passa em todos os modelos disponíveis, sua maior utilização fica em 64% no silo com 4aneis. O perfil de espessura 1,90mm também passa na verificação, exceto na opção de silo com 4aneis a sua utilização fica acima de 100%. A Figura 6.2 ilustra estas situações

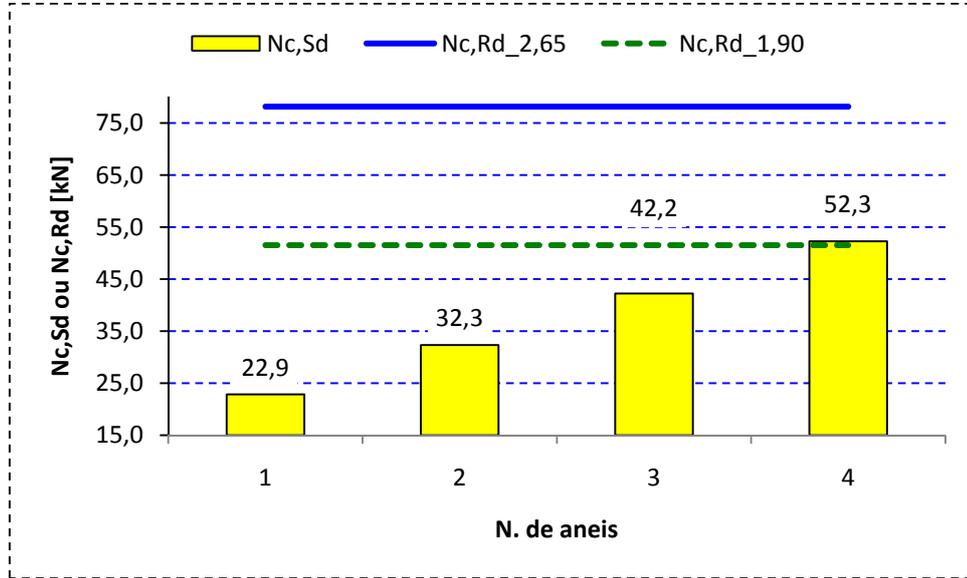


Figura 6.2:Verificação coluna silo 2890(ver tipo de silo na Figura 3.2)

Já no silo 1940 de 1 a 4 anéis ambos os perfis de 1,90 e 2,65mm de espessura atendem a solicitação com utilização de 58% e 40% respectivamente. Percebe-se na Figura 6.3 que a solicitação está bem abaixo do valor resistente das colunas.

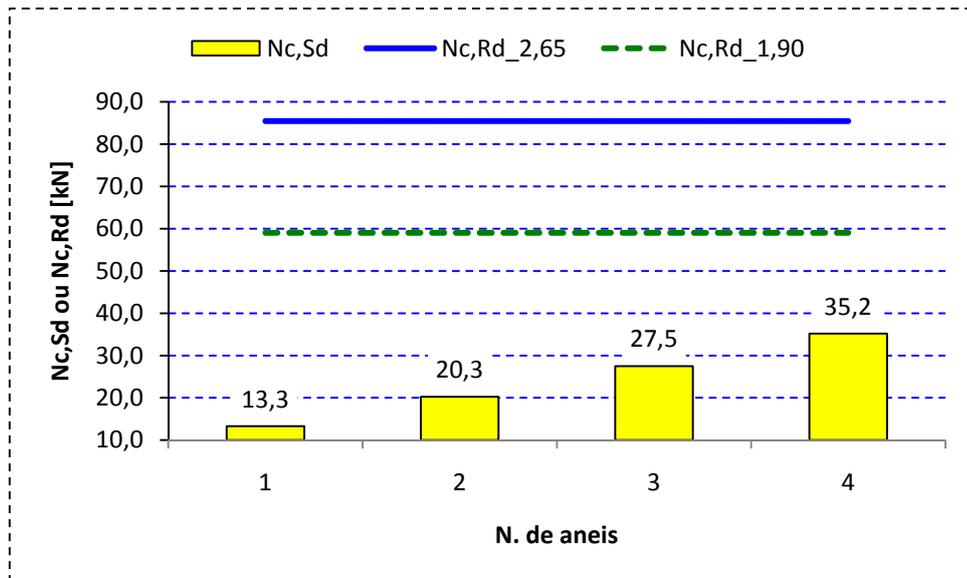


Figura 6.3:Verificação coluna silo 1940(ver tipo de silo na Figura 3.2)

7 CONCLUSÕES

Neste trabalho analisou-se um perfil de aço conformado a frio utilizado em colunas de sustentação de 3 modelos de silos armazenadores de ração. Para avaliar as forças axiais de flambagem elástica e de colapso foram utilizados o método da resistência direta, com o método das faixas finitas para obtenção da força axial de flambagem local e distorcional elástica, o método da largura efetiva, via ABNT NBR 14762:2010 e o método dos elementos finitos, neste último foi possível a avaliação de diferentes condições de contorno para obter condições aproximadas da aplicação real do perfil. Destas avaliações obtiveram-se algumas conclusões:

- Através dos métodos da resistência direta e largura efetiva verificou-se que o perfil é efetivo em sua totalidade, não apresentando em condições normais de utilização flambagem local ou distorcional. Estes métodos mostraram que o perfil somente apresenta estes modos de flambagem com valores na ordem de 14 a 20 vezes acima da força axial de colapso. Não foi possível obter diferenças nos resultados da força axial de colapso entre o MRD e o MLE, pois não ocorrendo associação entre a flambagem global e local os valores obtidos pelas duas metodologias são definidas através da mesma equação.

- Das análises elásticas utilizando os métodos numéricos ambos os resultados obtidos através dos elementos finitos e fixas finitas foram muito semelhantes. A utilização do programa CUFSM (no MFF) é rápida e de fácil aprendizado, o programa é uma poderosa ferramenta para avaliação da flambagem elástica, podendo num mesmo cálculo oferecer o resultado para diversos comprimentos de perfil.

Os valores para a força axial de flambagem global elástica e de colapso obtidos com as condições de contorno simples, foram muito próximos aos valores da ABNT NBR 14762; 2010.

Ficou evidenciada a necessidade de consideração das imperfeições iniciais do perfil nas análises não lineares. A força axial de colapso é diretamente afetada pela consideração destas imperfeições. O modo de flambagem global utilizado para considerar as imperfeições possui maior influência nos resultados do que a amplitude da deformação.

- Avaliando as diversas condições de contorno, utilizadas no MEF com objetivo de aproximar o modelo numérico da aplicação real da coluna, verificou-se que devido aos pontos de aplicação de força serem concentrados ao longo do comprimento do perfil o mesmo flamba sobre torção. Os valores da força de colapso no silo 3840 ficaram em 57% da força de

escoamento no perfil com espessura de 2,65mm e 41% em 1,90mm. No silo 2890 68% para a espessura de 2,65mm e 61% para 1,90mm, já no silo 1940 a força de colapso equivaleu a 75% e 70% da força de escoamento nas espessuras de 2,65 e 1,90mm respectivamente.

Os valores obtidos da análise de rigidez da ligação corpo/coluna do silo mostraram que a rigidez aplicada nesta ligação diminui sua influencia na força de colapso do perfil acima de 16kNmm/rad., estes resultados podem ser facilmente calibrados experimentalmente com o ensaio do conjunto corpo/coluna do silo.

Os resultados das análises via MEF com a aplicação da carga nos abas do perfil, condição tipo 3 da Tabela 5.10, surpreenderam por apresentarem valores de força axial de flambagem elástica e de colapso maiores que a aplicação da carga pelo centro. Devido aos pontos de aplicação da carga estarem mais distantes do centro de torção, esta condição implica que além de compressão deveria ter torção no perfil. O resultado obtido está ligado diretamente ao fato da fixação da perna no silo ocorrer no mesmo ponto da aplicação de carga, e ao fato de ter dois pontos de fixação nesta condição, o que de certa forma restringe a torção e principalmente diminui o comprimento a flambagem da coluna.

Salienta-se que a norma ABNT NBR 14762:2010 não menciona um procedimento específico para os cálculos a serem adotados no caso de um perfil que trabalha a compressão possuir carregamentos ao longo do seu comprimento, como é o caso da coluna avaliada no trabalho. Nestes casos a norma recomenda que o dimensionamento deva ser realizado através de ensaios.

- No capítulo de dimensionamento pode-se verificar que em alguns modelos de silo há a possibilidade de redução da espessura do perfil, pois o perfil de espessura 1,90mm atende com boa margem de segurança a aplicação. Em alguns modelos é necessária a revisão de sua aplicação, pois a margem de segurança está muito próxima ou superior da unidade.

Ficam aqui descritas algumas sugestões de trabalhos futuros:

- Ensaio de um modelo de silo, conforme descrito no APENDICE D – Ensaio de silos, para obter as forças solicitantes e a calibração dos modelos numéricos criados neste trabalho;

- Estudo de viabilização da fixação sugerida no capítulo 5.3.4 com ensaios experimentais, conforme foi verificado nos resultados numéricos esta fixação aumentou consideravelmente a resistência do perfil, devido à restrição de torção, o que pode trazer benefícios econômicos ao projeto;

- Estudo das imperfeições geométricas de fabricação e transporte do perfil, afim de comparação com os aplicados neste trabalho, estas imperfeições poderiam ser obtidas através do escaneamento tridimensional de um dos perfis utilizados para a construção das colunas, realizando um trabalho similar ao feito por [PUGLIA, 2009].

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2010. “**Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio – Procedimento**”, NBR 14762, Rio de Janeiro.

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2003. “**Chapas e Bobinas de Aço Revestidas com Zinco ou com Liga Zinco-Ferro pelo Processo Contínuo de Imersão a quente - Especificação**”, NBR 14762, Rio de Janeiro.

AISI – American Iron and Steel Institute, 2007. “**NAS – North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members – Appendix 1, Design of Cold-Formed Steel Structural Members Using Direct Strength Method**”. Washington, DC.

AISI – American Iron and Steel Institute, 2007. **NAS – North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members – Commentary on Appendix 1, Design of Cold-Formed Steel Structural Members Using Direct Strength Method**”. Washington, DC.

ÁDÁNY, S.,e SCHAFER, B. W., 2006 “**Buckling Mode Decomposition of Single-Branched Open Cross-Section Members via Finite Strip Method: Application and Examples**”, Thin-Walled Structures, v.44.

ALLEN, H. G.,e BULSON, P. S., 1980. “**Background to Buckling**”, McGraw Hill, London.

ALMEIDA, S.J.C., 2007. “**Análise numérica de perfis de aço formados a frio comprimidos considerando imperfeições geométricas iniciais**. Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos. USP. São Carlos. SP

ANDRADE Jr, L., 1998. “**Análise Estrutural de Chapas Metálicas de Silos e de Reservatórios Cilíndricos**”. Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos. USP. São Carlos. SP.

ANDRADE Jr, L., 2002 “**Ações do vento em silos cilíndricos de baixa relação altura x diâmetro**”. Tese de doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos. USP. São Carlos. SP.

ANSYS, INC., 2007. “**Ansys Release 10.0 Documentation**”.

BATHE, K.J., 1998. **“Finite Element Procedures in Engineering”**, Prentice-Hall, Englewood-Cliffs.

BATISTA, E.M., 1988, **“Etude de la Stabilité des Profils à Parois Mincees et Section Ouverte de Types U et C”**, Collection des publications de La Faculté des Sciences Appliquées no. 119, Université de Liège, 1989.

BATISTA, E.M., 2009 **“Local-Global Buckling Interaction Procedures for the Design of Cold-Formed Columns: Effective Width and Direct Method Integrated Approach”**. Thin-Walled Structures.

BONATTO, R., 2009 **“Estudo do comportamento estrutural e otimização de cantoneiras de aço formadas a frio”** Dissertação de mestrado em Engenharia Mecânica. – Promec – Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

CALIL Jr., C., 1990 **“Recomendações de Fluxo e Cargas para o Projeto de Silos”** Tese de Livre Docência em Engenharia de Estruturas. Escola de Engenharia de São Carlos, USP. São Carlos. SP

CALIL Jr., C. e CHEUNG, A.B., 2007 **“SILOS, pressões, fluxo, recomendações para o projeto e exemplos de cálculo”** Escola de Engenharia de São Carlos. USP. São Carlos. SP.

CHEUNG, Y. K. e TAHM, L.G., 1998. **“Finite Strip Method”**, CRC Press.

CHEUNG, A. B., 2007. **”Modelo estocástico de pressão de produtos armazenados para estimativa da confiabilidade estrutural em silos”**. Tese de doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos. USP. São Carlos. SP.

CHODRAUI, G. M. DE B., 2003. **“Flambagem por Distorção da Seção Transversal em Perfis de Aço Formados a Frio Submetidos à Compressão Centrada e à Flexão”**, Dissertação de Mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos.USP. São Carlos.SP.

CHODRAUI, G. M. de B., 2006. **“Análise Teórica e Experimental de Perfis de Aço Formados a Frio submetidos à Compressão”**. Tese de Doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos. USP. São Carlos. SP.

GOMES, F.C., 2000 **“Estudo Teórico e Experimental das Ações em Silos Horizontais”** Tese de doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos. USP. São Carlos. SP

ESTEVES, P., 1989., **“Silos metálicos de chapas corrugadas.”** Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos. USP. São Carlos. SP

FREITAS, E. G. A., 2001. **“Estudo teórico e experimental das pressões em silos cilíndricos de baixa relação altura/diâmetro e fundo plano”** Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos. USP. São Carlos. SP.

GRIGOLETTI, G. C., 2008. **“Otimização via Algoritmos Genéticos de Perfis U Formados a Frio Submetidos à Compressão Utilizando o Método Da Resistência Direta”**. Tese de doutorado em Engenharia Mecânica. Promec. Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

HANCOCK, G. J., 1978. **“Local, Distortional, and Lateral Buckling of I-beams”**, Journal of the Structural Division, ASCE, v.104, n.11, p.1787-1798.

HANCOCK, G. J., KWON, Y. B. AND BERNARD, E. S., 1994. **“Strength Design Curves for Thin-Walled Sections Undergoing Distortional Buckling”**, Journal of Constructional Steel Research, v.31, n.2-3, p.169-186.

HANCOCK, G. J., MURRAY, T. M., ELLIFRITT, D. S., 2001. **“Cold-Formed Steel Structures to the AISI Specification”**. New York: Marcel Dekker, 398p.

MADRONA, F.S., 2008 **“Pressões em Silos Esbeltos com Descarga Excêntrica”** Dissertação de Mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos. USP. São Carlos. SP.

MAQUOI R. et al, 2002. **Local-Overall and Ditorcional-Overall interactive buckling of thin-walled members**. In: EUROPEAN CONFERENCE ON STEEL STRUCTURES, 3rd, Coimbra, Portugal. Proceedings, Vol.1 pag503-512. September.

MEZZOMO, G. P., 2007. **“Análise Estrutural de Telhas de Aço Trapezoidais Formadas a Frio”**. Dissertação de mestrado em Engenharia Mecânica – Promec – Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

MILANI, A.P., 1993 **“Determinação das Propriedades de Produtos Armazenados para o Projeto de Pressões e Fluxo em silos”** Tese de doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos. USP. São Carlos. SP

NASCIMENTO, F.C., 2008 **”A Relação entre as Pressões Horizontais e Verticais em Silos Elevados: O Parâmetro K”** Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Paulo. USP. São Carlos. SP

PALMA, G., 2005. **“Pressões e Fluxo em silos esbeltos ($h/d \geq 1,5$)”** Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos. USP. São Carlos. SP.

PUGLIA, V. B., 2009 **”Análise de alguns aspectos no estudo de torres estaiadas”** Dissertação (Mestrado) – Promec – Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

SCALABRINI, L. A., 2008. **“Dimensionamento de Silos Metálicos para Armazenagem de Grãos.”** Dissertação de mestrado, PPGEC. UFRGS. Porto Alegre. RS.

SCHAFFER, B.W., 1997. **“Cold-formed Steel Behavior and Design: Analytical and Numerical Modeling of Elements and Members with Longitudinal Stiffeners”**. PhD. dissertation, Cornell University, Ithaca.

SCHAFFER, B. W.; PEKÖZ, T. 1998. **“Computational Modeling of Cold-Formed Steel: Characterizing Geometric Imperfections and Residual Stresses”**. Journal of Constructional Steel Research, v. 47, p. 193-210, January.

SCHAFFER, B. W., 2002. **“Design Manual for Direct Strength Method of Cold-Formed Steel Design”**. Draft for American and Iron Steel Institute – Committee on Specifications, January 7, 2002.

SCHAFFER, B. W., 2008. **“Review: The direct strength method of cold-formed steel member design”**. Journal of Constructional Steel Research, v. 64, p.766-78.

SINDIRAÇÕES - SINDICATO NACIONAL DA INDUSTRIA DE ALIMENTAÇÃO ANIMAL, disponível em <http://www.sindiracoes.org.br/>, acessado em dezembro 2010.

SILVESTRE, N.; CAMOTIM, D., 2002a. **“First-order generalized beam theory for arbitrary orthotropic materials”**. Thin-Walled Structures, v. 40 (9), p.755-89.

SILVESTRE N, e CAMOTIM D., 2002b. **“Second-order generalized beam theory for arbitrary orthotropic materials”**. Thin-Walled Structures, v. 40 (9), p.791-820.

SOUZA DJANIRO ÁLVARO D. **“Análise Numérica de Coluna com Seção Enrijecidas e Não-Enrijecidas em Perfis Formados a Frio”** 2005.

USDA - UNITED STATES DEPARTMENT OF AGRICULTURE, disponível em <http://www.usda.gov/>, acessado em dezembro 2010

VON KÁRMÁN, T.; SECHLER, E. E.; DONNELL, L. H., 1932. **“The Strength of Thin Plates in Compression, Transactions”**, ASME, v. 54, p. 54-5.

ZIENKIEWICZ, O.C., 1982. **“El Método de Los Elementos Finitos”**, Editorial Reverté, S.A., Barcelona-Bogotá-Buenos Aires-Caracas-México-Rio de Janeiro.

TROITSKY, D.S., 1982 **”Tubular steel structures, theory and design”**, 1ed, The James Lincoln Arc Welding Foundation, Cleveland, Ohio , US.

WINTER, G., 1948. **“Strength of Thin Steel Compression Flanges.”**, ASCE, v.112, n. 2305, p. 527-76.

WINTER, G., 1968. "**Theoretical Solutions and Tests Results**", Preliminary Publication, 80 Congress: The International Association for Bridge and Structural Engineering. p. 101-12.

YU, W. W., 2000. "**Cold-Formed Steel Design**". 3 ed. New York: John Wiley & Sons. 756p.

YOUNG, B., 2004. "**Tests and Design of Fixed-Ended Cold-Formed Steel Plain Angle Columns**". Journal of Structural Engineering, v. 130, n. 12, p. 1931-1940.

YOUNG, B., 2005. "**Experimental Investigation of Cold-Formed Steel Lipped Angle Centrically Loaded Compression Members**". Journal of Structural Engineering, v. 131, n. 9, p. 1390-1396.

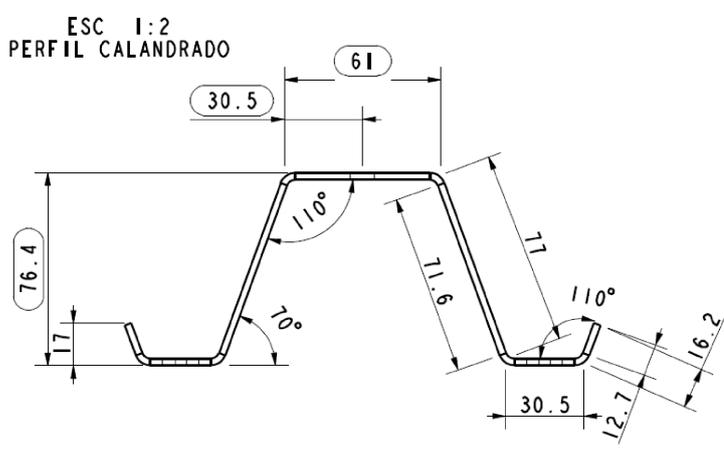
APENDICE A - CÁLCULO A COMPRESSÃO NBR14762/AISI 2007

Memorial de Cálculo perfil PERNA espesura 2.65

Propriedades mecânicas do material utilizado:

$f_y := 180\text{MPa}$	Limite de escoamento do aço
$f_u := 300\text{MPa}$	Limite de ruptura do aço
$E := 200000\text{MPa}$	Modulo de elasticidade do aço
$G := 77000\text{MPa}$	Modulo elasticidade transversal do aço
$\mu := 0.3$	Coeficiente de poisson
$\gamma_{a1} := 1.1$	Coeficiente de ponderação da resistencia do perfil

Dados do perfil:



$t := 2.65\text{mm}$	Espessura do perfil
$A_b := 795\text{mm}^2$	Area bruta do perfil
$I_x := 2156327\text{mm}^4$	Momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo x-x (eixo de simetria do perfil)
$I_y := 657822\text{mm}^4$	Momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo y-y (eixo perpendicular ao eixo de simetria)
$I_t := 1860.99\text{mm}^4$	Constante de torção do perfil
$C_w := 585897463\text{mm}^6$	Constante de empenamento da seção transversal
$x_0 := 0\text{mm}$	Distancia do centro de gravidade ao centro de torção na direção x
$y_0 := 52.14\text{mm}$	Distancia do centro de gravidade ao centro de torção na direção y

$$r_x := \sqrt{\frac{I_x}{A_b}} \quad r_x = 52.08 \cdot \text{mm} \quad \text{Raio de giração da seção bruta em relação ao eixo x-x}$$

$$r_y := \sqrt{\frac{I_y}{A_b}} \quad r_y = 28.765 \cdot \text{mm} \quad \text{Raio de giração da seção bruta em relação ao eixo y-y}$$

$$r_0 := \sqrt{r_x^2 + r_y^2 + x_0^2 + y_0^2} \quad r_0 = 79.11 \cdot \text{mm} \quad \text{Raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção}$$

Larguras dos elementos (b) que formam a seção transversal:

$$b_1 := 16.2 \text{mm} \quad b_2 := 30.5 \text{mm} \quad b_3 := 71.6 \text{mm} \quad b_4 := 61 \text{mm} \quad b_5 := b_3 \quad b_6 := b_2 \quad b_7 := b_1$$

Coefficiente de flambagem local (k) de cada elemento:

$$k_1 := 0.43 \quad k_3 := 4 \quad k_4 := 4 \quad k_5 := k_3$$

$$\phi := 110 \text{deg} \quad \text{Angulo entre o enrijecedor e o elemento 2}$$

$$d := 12.7 \text{mm} \quad \text{Largura do enrijecedor (d)}$$

Cálculo da flambagem global elastica

Comprimentos de flambagem global (L) e coeficiente de flambagem global (K) em relação aos eixos x, y e a torção (t) :

$$K_x := 1 \quad L_x := 4000 \text{mm} \quad K_y := 1 \quad L_y := 4000 \text{mm} \quad K_t := 0.7 \quad L_t := 4000 \text{mm}$$

$$N_{ex} := \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_x}{(K_x \cdot L_x)^2} \quad N_{ex} = 266 \cdot \text{kN} \quad \text{Força axial de flambagem global elastica em relação ao eixo x}$$

$$N_{ey} := \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_y}{(K_y \cdot L_y)^2} \quad N_{ey} = 81.2 \cdot \text{kN} \quad \text{Força axial de flambagem global elastica em relação ao eixo y}$$

$$N_{et} := \frac{1}{r_0^2} \cdot \left[\frac{\pi^2 \cdot E \cdot C_w}{(K_t \cdot L_t)^2} + G \cdot I_t \right] \quad N_{et} = 46.5 \cdot \text{kN} \quad \text{Força axial de flambagem global elastica por torção}$$

$$N_{ext} := \frac{N_{ex} + N_{et}}{2 \cdot \left[1 - \left(\frac{x_0}{r_0} \right)^2 \right]} \cdot \left[1 - \sqrt{1 - \frac{4 \cdot N_{ex} \cdot N_{et} \cdot \left[1 - \left(\frac{x_0}{r_0} \right)^2 \right]}{(N_{ex} + N_{et})^2}} \right]$$

$N_{ext} = 46.467 \cdot \text{kN}$

Força axial de flambagem global elástica por flexo-torção.

$N_e := \min(N_{ext}, N_{ey})$

$N_e = 46.467 \cdot \text{kN}$

Força axial de flambagem global elástica

▼ Método da resistência direta (MRD)

$\epsilon_l := 5.9$

Fator de carga (critica/escoamento) para flambagem local

$\epsilon_{dist} := 5.9$

Fator de carga (critica/escoamento) para flambagem distorcional

$N_l := A_b \cdot f_y \cdot \epsilon_l$

$N_l = 844.3 \cdot \text{kN}$

Força axial de flambagem local elástica

$N_{dist} := A_b \cdot f_y \cdot \epsilon_{dist}$

$N_{dist} = 844.3 \cdot \text{kN}$

Força axial de flambagem distorcional elástica

$A_b \cdot f_y = 143.1 \cdot \text{kN}$ Força axial de escoamento

Flambagem global da barra por flexão, torção ou flexo-torção

$\lambda_0 := \left(\frac{A_b \cdot f_y}{N_e} \right)^{0.5}$

$\lambda_0 = 1.755$

Índice de esbeltez reduzido associado à flambagem global

$N_{cRe} := \begin{cases} 0.658^{\lambda_0^2} \cdot A_b \cdot f_y & \text{if } \lambda_0 \leq 1.5 \\ \frac{0.877}{\lambda_0^2} \cdot A_b \cdot f_y & \text{otherwise} \end{cases}$

$N_{cRe} = 40.752 \cdot \text{kN}$

Força axial de compressão resistente, associado a flambagem global

Flambagem local

$\lambda_1 := \left(\frac{N_{cRe}}{N_l} \right)^{0.5}$

$\lambda_1 = 0.220$

Índice de esbeltez reduzido associado à flambagem local

$N_{cRI} := \begin{cases} N_{cRe} & \text{if } \lambda_1 \leq 0.776 \\ \left(1 - \frac{0.15}{\lambda_1} \right) \cdot \frac{N_{cRe}}{0.8} & \text{otherwise} \end{cases}$

$N_{cRI} = 40.752 \cdot \text{kN}$

Força axial de compressão resistente, associado a flambagem local

Flambagem distorcional

$$\lambda_d := \left(\frac{A_b \cdot f_y}{N_{dist}} \right)^{0.5} \quad \lambda_d = 0.412 \quad \text{Índice de esbeltez reduzido associado à flambagem distorcional}$$

$$N_{cDist} := \begin{cases} A_b \cdot f_y & \text{if } \lambda_d \leq 0.561 \\ \left(1 - \frac{0.25}{\lambda_d^{1.2}} \right) \cdot \frac{A_b \cdot f_y}{\lambda_d^{1.2}} & \text{otherwise} \end{cases} \quad N_{cDist} = 143.1 \cdot \text{kN} \quad \text{Força axial de compressão resistente, associado a flambagem distorcional}$$

$$N_{cRk} := \min(N_{cRI}, N_{cDist}, N_{cRe}) \quad N_{cRk} = 40.752 \cdot \text{kN} \quad \text{Valor característico da força axial decompressão resistente}$$

$$\gamma := 1.2 \quad \text{Fator de ponderação}$$

$$N_{cRd} := \frac{N_{cRk}}{\gamma} \quad N_{cRd} = 33.96 \cdot \text{kN} \quad \text{Força axial de cálculo resistente a compressão}$$

▣ Método da resistência direta (MRD)

▣ Método da Largura efetiva (MLE)

$$\lambda_{0a} := \left(\frac{A_b \cdot f_y}{N_e} \right)^{0.5} \quad \lambda_0 = 1.755 \quad \text{Índice esbeltez reduzido da seção associado a flambagem global}$$

$$\chi := \text{if} \left(\lambda_0 \leq 1.5, 0.658^{\lambda_0^2}, \frac{0.877}{\lambda_0^2} \right) \quad \chi = 0.285 \quad \text{Fator de redução associado a flambagem global.}$$

$$\sigma := \chi \cdot f_y \quad \sigma = 51.26 \cdot \text{MPa} \quad \text{Tensão normal de compressão considerando instabilidade}$$

$$D := b_1 \quad \text{Comprimento nominal do enrijecedor de borda}$$

Cálculo largura efetiva provisoria do elemento 1 e 2 (enrijecedor de borda e borda) e demais propriedades do enrijecedor:

$$\lambda_p := \frac{b_1}{t} \cdot \frac{1}{0.95 \cdot \left(k_1 \cdot \frac{E}{\sigma} \right)^{0.5}} \quad \lambda_p = 0.157 \quad b_{ef1_p} := \begin{cases} b_1 & \text{if } \lambda_p \leq 0.673 \\ b_1 \cdot \frac{1 - \frac{0.22}{\lambda_p}}{\lambda_p} & \text{otherwise} \end{cases} \quad b_1 = 16.2 \cdot \text{mm} \quad b_{ef1_p} = 16.2 \cdot \text{mm}$$

$$\lambda_{p0} := \frac{\frac{b_2}{t}}{0.623 \cdot \left(\frac{E}{\sigma}\right)^{0.5}} \quad \lambda_{p0} = 0.296 \quad \text{Valor de referencia para o indice de esbeltez reduzido do elemento}$$

$$I_s := \frac{(t \cdot d^3 \cdot \sin(\phi)^2)}{12} \quad I_s = 399.436 \cdot \text{mm}^4 \quad \text{Is momento de inércia da seção bruta do enrijecedor}$$

$$I_a := \min\left[399 \cdot t^4 \cdot (0.487 \cdot \lambda_{p0} - 0.328)^3, t^4 \cdot (56 \cdot \lambda_{p0} + 5)\right] \quad I_a = -122.506 \cdot \text{mm}^4 \quad \text{Momento de inércia de referencia do enrijecedor de borda:}$$

$$n := \text{if}\left(0.582 - 0.122 \lambda_{p0} \geq \frac{1}{3}, 0.582 - 0.122 \lambda_{p0}, \frac{1}{3}\right) \quad n = 0.546$$

$$\frac{D}{b_2} = 0.531$$

Valor do coeficiente de flambagem local do elemento 2 (elemento enrijecido)

$$k_2 := \begin{cases} \left[3.57 \cdot \left(\frac{I_s}{I_a}\right)^n + 0.43\right] & \text{if } \frac{D}{b_2} \leq 0.25 \\ \left[\left(4.82 - 5 \cdot \frac{D}{b_2}\right) \cdot \left(\frac{I_s}{I_a}\right)^n + 0.43\right] & \text{if } 0.25 < \frac{D}{b_2} \leq 0.8 \\ 4 & \text{otherwise} \end{cases}$$

k2 deve ser sempre menor 4

$k_2 = -0.163 + 4.083i$ $k_{2, \text{med}} := 4$

$$\lambda_{p2} := \frac{\frac{b_2}{t}}{0.95 \cdot \left(k_2 \cdot \frac{E}{\sigma}\right)^{0.5}} \quad \lambda_{p2} = 0.097 \quad b_{ef2_p} := \begin{cases} b_2 & \text{if } \lambda_{p2} \leq 0.673 \\ b_2 \cdot \frac{1 - \frac{0.22}{\lambda_{p2}}}{\lambda_{p2}} & \text{otherwise} \end{cases} \quad b_{ef2_p} = 30.5 \cdot \text{mm}$$

Cálculo largura efetiva do elemento 1 e 2 (enrijecedor de borda e borda), considerando se o enrijecedor é efetivo ou não.

$$\begin{pmatrix} b_{ef2} \\ b_{ef1} \end{pmatrix} := \begin{cases} \text{if } \lambda_{p0} \leq 0.673 & \lambda_{p0} = 0.296 \\ \left| \begin{array}{l} b_{ef1} \leftarrow b_{ef1_p} \\ b_{ef2} \leftarrow b_2 \end{array} \right. \\ \text{otherwise} \\ \left| \begin{array}{l} b_{ef2_1} \leftarrow \left(\frac{l_s}{l_a} \right) \cdot \left(\frac{b_{ef2_p}}{2} \right) \\ b_{ef2_2} \leftarrow b_{ef2_p} - b_{ef2_1} \\ b_{ef1} \leftarrow \text{if} \left[\left(\frac{l_s}{l_a} \right) \cdot b_{ef1_p} \leq b_{ef1_p} \cdot \left(\frac{l_s}{l_a} \right) \cdot b_{ef1_p} \cdot b_{ef1_p} \right] \\ b_{ef2} \leftarrow b_{ef2_p} \end{array} \right. \\ \left(b_{ef2} \ b_{ef1} \right)^T \end{cases}$$

$b_2 = 30.5 \cdot \text{mm}$ $b_1 = 16.2 \cdot \text{mm}$
 $b_{ef2} = 30.5 \cdot \text{mm}$ $b_{ef1} = 16.2 \cdot \text{mm}$

Cálculo largura efetiva do elemento 3:

$$\lambda_{p3} := \frac{\frac{b_3}{t}}{0.95 \cdot \left(k_3 \cdot \frac{E}{\sigma} \right)^{0.5}} \quad \lambda_{p3} = 0.228 \quad b_{ef3} := \begin{cases} b_3 & \text{if } \lambda_{p3} \leq 0.673 \\ 1 - \frac{0.22}{\lambda_{p3}} & \\ b_3 \cdot \frac{1}{\lambda_{p3}} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$b_3 = 71.6 \cdot \text{mm}$
 $b_{ef3} = 71.6 \cdot \text{mm}$

Cálculo largura efetiva do elemento 4:

$$\lambda_{p4} := \frac{\frac{b_4}{t}}{0.95 \cdot \left(k_4 \cdot \frac{E}{\sigma} \right)^{0.5}} \quad \lambda_{p4} = 0.194 \quad b_{ef4} := \begin{cases} b_4 & \text{if } \lambda_{p4} \leq 0.673 \\ 1 - \frac{0.22}{\lambda_{p4}} & \\ b_4 \cdot \frac{1}{\lambda_{p4}} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$b_4 = 61 \cdot \text{mm}$
 $b_{ef4} = 61 \cdot \text{mm}$

$b_{ef5} := b_{ef3} \quad b_{ef6} := b_{ef2} \quad b_{ef7} := b_{ef1}$

Atribuição das largura efetivas aos demais elementos

$$b := \begin{pmatrix} b_1 & b_2 & b_3 & b_4 & b_5 & b_6 & b_7 \\ b_{ef1} & b_{ef2} & b_{ef3} & b_{ef4} & b_{ef5} & b_{ef6} & b_{ef7} \end{pmatrix} \quad b = \begin{pmatrix} 16.20 & 30.50 & 71.60 & 61.00 & 71.60 & 30.50 & 16.20 \\ 16.20 & 30.50 & 71.60 & 61.00 & 71.60 & 30.50 & 16.20 \end{pmatrix} \cdot \text{mm}$$

$b_{ef} := (b^T)^{\langle 1 \rangle}$

$$A_{ret} := \sum \left[\left[(b^T)^{\langle 2 \rangle} - (b^T)^{\langle 1 \rangle} \right] \cdot t \right] \quad A_{ret} = 0 \cdot \text{mm}^2 \quad \text{Área a ser retirada do perfil}$$

$$A_{ef} := A_b + A_{ret} \quad A_{ef} = 795 \cdot \text{mm}^2 \quad \text{Área efetiva da seção transversal}$$

$$\frac{A_{ef}}{A_b} = 100\% \quad \text{Perfil 100\% efetivo}$$

$\gamma_w := 1.2$ Fator de ponderação

$\chi \cdot A_{ef} \cdot f_y = 40.752 \cdot \text{kN}$ Valor característico da força axial decompressão resistente

$$N_{c_Rd} := \frac{\chi \cdot A_{ef} \cdot f_y}{\gamma} \quad N_{c_Rd} = 33.96 \cdot \text{kN} \quad \text{Força axial de cálculo resistente a compressão}$$

Método da Largura efetiva (MLE)

Método da Area Efetiva (MAE)

$N_l = 844.29 \cdot \text{kN}$ Força axial de flambagem local elastica

$$\lambda_{p1} := \left(\frac{\chi \cdot A_b \cdot f_y}{N_l} \right)^{0.5} \quad \lambda_p = 0.22 \quad \text{Índice reduzido da seção completa}$$

$$A_{ef_p} := A_b \cdot \left(1 - \frac{0.15}{\lambda_p} \right) \cdot \frac{1}{0.8} \quad A_{ef} := \text{if}(A_{ef_p} \leq A_b, A_{ef_p}, A_b) \quad A_{ef} = 795 \cdot \text{mm}^2 \quad \text{Área efetiva}$$

$\gamma_w := 1.2$ Fator de ponderação

$\chi \cdot A_{ef} \cdot f_y = 40.752 \cdot \text{kN}$ Valor característico da força axial decompressão resistente

$$N_{c_Rd} := \frac{\chi \cdot A_{ef} \cdot f_y}{\gamma} \quad N_{c_Rd} = 33.96 \cdot \text{kN} \quad \text{Força axial de cálculo resistente a compressão}$$

Método da Area Efetiva (MAE)

▣ AISI 2007

$$A_e := A_{ef}$$

Área efetiva

$$\beta := 1 - \left(\frac{x_0}{r_0} \right)^2$$

$$\beta = 1$$

$$\sigma_{ex} := \frac{\pi^2 \cdot E}{\left(\frac{K_x \cdot L_x}{r_x} \right)^2}$$

$$\sigma_{ex} = 334.624 \cdot \text{MPa}$$

Tensão flambagem elástica a flexão

$$\sigma_t := \frac{1}{A_b \cdot r_0^2} \cdot \left[G \cdot I_t + \frac{\pi^2 \cdot E \cdot C_w}{(K_t \cdot L_t)^2} \right]$$

$$\sigma_t = 58.45 \cdot \text{MPa}$$

Tensão flambagem elástica a torção

$$F_e := \frac{1}{2 \cdot \beta} \cdot \left[(\sigma_{ex} + \sigma_t) - \sqrt{(\sigma_{ex} + \sigma_t)^2 - 4 \cdot \beta \cdot \sigma_{ex} \cdot \sigma_t} \right]$$

$$F_e = 58.45 \cdot \text{MPa}$$

Tensão flambagem elástica (flexo-compressão)

$$\lambda_c := \left(\frac{f_y}{F_e} \right)^{0.5}$$

$$\lambda_c = 1.755$$

Coefficiente de esbeltez

$$F_n := \begin{cases} 0.658 \cdot \lambda_c^2 \cdot f_y & \text{if } \lambda_0 \leq 1.5 \\ \frac{0.877}{\lambda_c^2} \cdot f_y & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$F_n = 51.26 \cdot \text{MPa}$$

Tensão de compressão resistente nominal

$$P_n := A_e \cdot F_n$$

$$P_n = 40.752 \cdot \text{kN}$$

$$P_n = 40.752 \cdot \text{kN}$$

Força compressão nominal resistente

$$\phi_c := 0.85$$

Coefficiente de ponderação segundo LRFD

$$R_n := P_n \cdot \phi_c$$

$$R_n = 34.639 \cdot \text{kN}$$

Força resistente de calculo a compressão

▣ AISI 2007

APENDICE B - CÁLCULO SILO ELEVADO ARMAZENADOR DE RAÇÃO

DIMENSIONAMENTO SILOS RAÇÃO

▼ Dados SILO

Diametro do silo:

BFT 12
 BFT 9
 BFT 7
 BFT 6
 2890
 1940
 3840

$D := 1 \cdot d \cdot m$

$D = 3.84 \text{ m}$

$n_c = 4.00$

Nº aneis:

0
 1
 2
 3
 4
 5
 6
 7
 8

Modelo :

BFT - 2,66
 AGRO -3

$alt_{chapa} := model \cdot mm$

$l_{chapa} := comp \cdot mm$

$\alpha := 60 \text{ deg}$

Angulo funil c/ a horizontal:

$\theta := 40 \text{ deg}$

Angulo do telhado:

$peso_{silo} := 1449 \text{ kg}$

Peso total silo:

$n_p := 8$

Nº Pernas DO SILO:

$\gamma := 650 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

Densidade da ração

▲ Dados SILO

▼ Cálculo Propriedades Geométricas

$alt_{chapa} = 836.00 \text{ mm}$

:Altura util da chapa

$U := \pi \cdot D$

$U = 12.06 \text{ m}$

:Perimetro do silo

$L_{chapa} := \frac{U}{n_c}$

$L_{chapa} = 3015.93 \text{ mm}$

:Largura da chapa

$r := \frac{D}{2}$

$r = 1.92 \text{ m}$

:Raio do silo

$A_{\text{w}} := \frac{\pi \cdot D^2}{4}$

$A = 11.58 \text{ m}^2$

:Area da seção do silo

$Ra := \frac{A}{U}$

$Ra = 0.96 \text{ m}$

:Raio hidraulico do silo

$H_c := n_{aneis} \cdot alt_{chapa}$

$H_c = 3.34 \text{ m}$

:Altura do corpo

$h_t := 0.81(\tan(\theta) \cdot r)$

$h_t = 1.30 \text{ m}$

:Altura do cone de produto no telhado

$h_f := 0.81 \tan(\alpha) \cdot r$

$h_f = 2.69 \text{ m}$

:Altura do funil até o vertice

$H_{\text{w}} := h_t + H_c + h_f$

$H = 7.34 \text{ m}$

:Altura do produto no silo

$\beta := 90\text{deg} - \alpha$	$\beta = 30.0\text{-deg}$:Angulo do funil com o plano vertical do silo
$h_f := r \cdot \tan(\alpha)$	$h_f = 3.33\text{ m}$:Altura do funil a partir do vertice
$l_h := \frac{r}{\cos(\alpha)}$	$l_h = 3.84\text{ m}$:Comprimento da chapa do funil
$Vol_{total} := \left(\frac{\pi}{3} \cdot r^2 \cdot h_f\right) + (A \cdot H_c) + \left(\frac{1}{3} \cdot A \cdot h_t\right)$	$Vol_{total} = 56.60 \cdot m^{3.00}$:Volume total do silo
$cap := Vol_{total} \cdot \gamma$	$cap = 36.79 \cdot \text{tonne}$:Capacidade total do silo
$z_t := (n_{aneis} \cdot alt_{chapa} + h_t)$	$z_t = 4.65\text{ m}$:Altura da transição corpo/tremonha

▢ Cálculo Propriedades Geométricas

▣ Vento NBR6123

Velocidade do vento na região analisada:

$V_0 := 120 \frac{\text{km}}{\text{hr}}$

$V_0 = 33.33 \frac{\text{m}}{\text{s}}$

$\gamma_q := 1.4$

Fator topográfico S1:

$S_1 := 1$

assumido terreno plano se =1

Rugosidade do terreno S2:

Categoria :=

- CATEGORIA I
- CATEGORIA II**
- CATEGORIA III

$\begin{pmatrix} b_1 \\ p \\ F_r \end{pmatrix} :=$

- CLASSE A
- CLASSE B**
- CLASSE C

$b_1 = 1.00$

$F_r = 0.98$

$p = 0.09$

$S_2 := b_1 \cdot F_r \cdot \left(\frac{h_t}{10\text{m}}\right)^p$

$S_2 = 0.82$

Categoria

Fator estatístico S3:

$S_3 := 0.95$

$V_k := V_0 \cdot S_1 \cdot S_2 \cdot S_3$

$V_k = 93.01 \cdot \frac{\text{km}}{\text{hr}}$

Velocidade basica vento

$q := 0.613 \cdot \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot V_k^2$

$q = 0.41 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$

Pressão dinâmica do vento

Determinação coeficiente arrasto Ca (NBR6123 Tabela 10):

$$hd := \frac{H}{D} \quad hd = 1.91 \quad v_{hd} := \begin{pmatrix} 0.5 \\ 1 \\ 2 \\ 5 \\ 10 \\ 20 \\ 30 \end{pmatrix} \quad v_{Ca} := \begin{pmatrix} 0.8 \\ 0.81 \\ 0.9 \\ 1 \\ 1.1 \\ 1.2 \\ 1.4 \end{pmatrix} \quad C_a := \text{interp}(v_{hd}, v_{Ca}, hd) \quad C_a = 0.89$$

Tem que pesquisar sobre coeficiente de arrastor e fator de rajada.

$$A_{\text{vento}} := H \cdot D \quad A_{\text{vento}} = 28.20 \text{ m}^{2.00} \quad \text{Area global do vento(Seção transversal do silo)}$$

$$F_{g_vento} := q \cdot C_a \cdot A_{\text{vento}} = 10.29 \cdot \text{kN} \quad \text{Força global do vento agindo na seção transv.}$$

$$A_{\text{teto}} := (h_t) \cdot D \quad \text{Area exposta ao vento no teto.}$$

$$A_{\text{corpo}} := H_c \cdot D \quad \text{Area exposta ao vento no corpo.}$$

$$A_{\text{funil}} := h_f \cdot D \quad \text{Area exposta ao vento no funil.}$$

$$F_{V_teto} := q \cdot C_a \cdot A_{\text{teto}} \quad F_{V_teto} = 1.83 \cdot \text{kN} \quad \text{Força do vento no teto.}$$

$$F_{V_corpo} := q \cdot C_a \cdot A_{\text{corpo}} \quad F_{V_corpo} = 4.69 \cdot \text{kN} \quad \text{Força do vento no corpo.}$$

$$F_{V_funil} := q \cdot C_a \cdot A_{\text{funil}} \quad F_{V_funil} = 4.66 \cdot \text{kN} \quad \text{Força do vento no funil.}$$

$$F_{\text{corte_vento}} := F_{V_corpo} + F_{V_teto} + F_{V_funil} \quad F_{\text{corte_vento}} = 11.18 \cdot \text{kN} \quad \text{Força corte total na base devido ao vento.}$$

$$M_{V_teto} := F_{V_teto} \cdot (h_t + H_c + h_f) \quad M_{V_teto} = 14.59 \cdot \text{kN} \cdot \text{m} \quad \text{Momento vento no teto.}$$

$$M_{V_corpo} := F_{V_corpo} \cdot \left(\frac{H_c}{2} + h_f \right) \quad M_{V_corpo} = 23.43 \cdot \text{kN} \cdot \text{m} \quad \text{Momento do vento no corpo.}$$

$$M_{V_funil} := F_{V_funil} \cdot \frac{h_f}{3} \quad M_{V_funil} = 5.17 \cdot \text{kN} \cdot \text{m} \quad \text{Momento do vento no funil.}$$

$$M_{\text{total}} := (M_{V_corpo} + M_{V_teto} + M_{V_funil}) \quad M_{\text{total}} = 43.18 \cdot \text{kN} \cdot \text{m} \quad \text{Momento total do vento no silo}$$

$$\Phi := \frac{360 \cdot \text{deg}}{n_p}, 2 \frac{360 \text{deg}}{n_p} .. 360 \text{deg} \quad \text{Angulos entre as pernas}$$

$$F_{\text{uplift_max}} := \frac{M_{\text{total}}}{\sum_{\Phi} (\cos(\Phi) \cdot r)} \quad F_{\text{uplift_max}} = 5.62 \cdot \text{kN} \quad \text{Força de levantamento devido ao vento.}$$

$$F_{t_Sd} := F_{\text{uplift_max}} \cdot \gamma_q$$

$$F_{t_Sd} = 7.87 \cdot \text{kN}$$

Força do vento sobre uma perna

$$V_{Sd} := \frac{F_{\text{corte_vento}}}{n_p} \cdot \gamma_q$$

$$V_{Sd} = 1.96 \cdot \text{kN}$$

Força de corte do vento p/perna

$$P_{\text{wind}} := 2 \cdot \sum_{\Phi} \left[\frac{(M_{V_corpo} + M_{V_teto} + M_{V_funil})}{n_p \cdot r} \cdot \cos(\Phi) \right]^2$$

$$P_{\text{wind}} = 22.49 \cdot \text{kN} \quad \text{Força total de tombamento devido ao vento no silo}$$

▢ Vento NBR6123

▢ Pernas

Coef ponderação ações permanentes: $\gamma_g := 1.25$

Nos cálculos abaixo (-) significa TRAÇÃO

Coef ponderação ações variáveis: $\gamma_{q_1} := 1.4$

Silo Vazio + Vento:

$$N_{cSD_1} := F_{t_Sd} + \frac{\text{peso}_{\text{silo}} \cdot \gamma_g \cdot g}{n_p}$$

$$N_{cSD_1} = 10.09 \cdot \text{kN}$$

Silo Vazio - Vento:

$$N_{cSD_2} := -F_{t_Sd} + \frac{\text{peso}_{\text{silo}} \cdot \gamma_g \cdot g}{n_p}$$

$$N_{cSD_2} = -5.65 \cdot \text{kN}$$

Silo Cheio + Vento

$$N_{cSD_3} := \frac{(\text{cap} \cdot \gamma_q + \text{peso}_{\text{silo}} \cdot \gamma_g) \cdot g}{n_p} + F_{t_Sd}$$

$$N_{cSD_3} = 73.23 \cdot \text{kN}$$

Silo Cheio - Vento:

$$N_{cSD_4} := \frac{(\text{cap} \cdot \gamma_q + \text{peso}_{\text{silo}} \cdot \gamma_g) \cdot g}{n_p} - F_{t_Sd}$$

$$N_{cSD_4} = 57.49 \cdot \text{kN}$$

Silo cheio:

$$N_{cSD_5} := \frac{(\text{cap} \cdot \gamma_q + \text{peso}_{\text{silo}} \cdot \gamma_g) \cdot g}{n_p}$$

$$N_{cSD_5} = 65.36 \cdot \text{kN}$$

Esforços de compressão p/perna

$$N_{cSD_perna} := \max(N_{cSD_1}, N_{cSD_2}, N_{cSD_3}, N_{cSD_4}, N_{cSD_5})$$

$$N_{cSD_perna} = 73.23 \cdot \text{kN}$$

▢ Pernas

APENCIDE C - COMBINAÇÃO DAS AÇÕES ABNT NBR 14762:2010

Coefficiente ponderação ações permanentes	1,25
Coefficiente ponderação ações variáveis	1,4

								Combinações				
Diâmetro do silo (m)	Anéis	Nº de pernas	Capacidade e total (m³)	Peso do produto F _{prod} (kN)	Peso próprio F _{silo} (kN)	Força vento F ₀ (kN)	Comb 1	Comb 2	Comb 3	Comb 4	Comb 5	Mínimo
3840	2	8	37,2	29,7	1,5	2,9	-6,0	2,1	-47,5	-39,4	-43,5	-47,5
	3	8	46,9	37,4	1,7	3,9	-7,5	3,3	-59,8	-49,0	-54,4	-59,8
	4	8	56,6	45,1	1,8	5,6	-10,1	5,6	-73,2	-57,5	-65,4	-73,2
2890	1	6	13,1	13,9	0,8	1,7	-3,4	1,3	-22,9	-18,1	-20,5	-22,9
	2	6	18,6	19,8	0,9	2,5	-4,7	2,4	-32,3	-25,3	-28,8	-32,3
	3	6	24,1	25,6	1,2	3,6	-6,4	3,5	-42,2	-32,3	-37,3	-42,2
	4	6	29,6	31,4	1,3	4,7	-8,3	4,9	-52,3	-39,0	-45,6	-52,3
1940	1	4	4,8	7,6	0,7	1,3	-2,6	1,0	-13,3	-9,7	-11,5	-13,3
	2	4	7,3	11,6	0,8	2,2	-4,1	2,1	-20,3	-14,0	-17,1	-20,3
	3	4	9,7	15,5	0,9	3,4	-5,8	3,6	-27,5	-18,1	-22,8	-27,5
	4	4	12,2	19,4	1,0	4,8	-8,0	5,4	-35,2	-21,8	-28,5	-35,2

APENDICE D - ENSAIO DE SILOS

D. APENDICE D - ENSAIO DE SILOS

Os cálculos até aqui apresentados correspondem aos recursos que temos disponíveis na literatura. Porém além de todos os cuidados para representar no modelo de elementos finitos as condições de contorno reais da aplicação da perna, resta a necessidade de confrontar os resultados teóricos obtidos, com resultados experimentais que comprovem os parâmetros utilizados nas simulações.

A melhor opção para realizar este ensaio, e obter parâmetros suficientes para validação do modelo numérico, é medir os esforços nas pernas durante o carregamento e descarregamento do produto (ração animal) no silo. Necessita-se então de uma estrutura que permita estes ciclos de carregamento e descarregamento do silo quantas vezes foram necessárias. Este tipo de estrutura (com possibilidade de recirculação do produto) não é encontrado normalmente nas típicas instalações do silo, a maneira encontrada para tal é então a montagem de uma estrutura dedicada para este ensaio.

O objetivo deste capítulo é descrever os componentes básicos necessários para a montagem de um laboratório de ensaio para medição dos esforços e deformações nas pernas de silo, a qual está sugerida na Figura D.1.

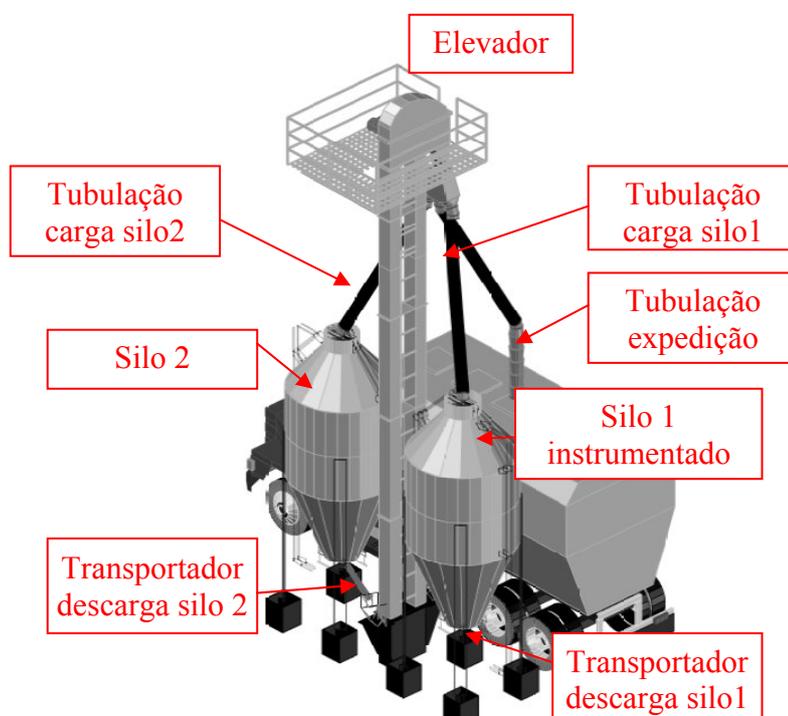


Figura D.1: layout sugerido para o ensaio

Já na tabela citamos os equipamentos necessários para montagem da estrutura de ensaios que podem ser visualizados na Figura D.1.

Tabela D.1: Lista de equipamentos necessários para montar a estrutura de ensaios

Item	Função
Silo 1	Armazenar o produto
Silo 2	Silo instrumentado onde será monitorado o carregamento e descarregamento do produto
Tubulação carregamento silo 1	Tubulação por onde o produto após sair do elevador é conduzido por gravidade para dentro do silo 1
Tubulação de carregamento silo 2	Tubulação por onde o produto após sair do elevador é conduzido por gravidade para dentro do silo 2
Transportador descarga silo 1	Transportador helicoidal por onde o produto que sai do silo 1 é transportado para dentro do elevador.
Transportador descarga silo 2	Transportador helicoidal por onde o produto que sai do silo 2 é transportado para dentro do elevador.
Elevador	Equipamento que recebe produto dos silos 1 ou 2 e eleva até a altura necessária para carregamento dos silos

Na Figura D.2 apresentam-se os detalhes do silo 2 com os referidos pontos de monitoramento. Vale lembrar que esta sugestão deve ser considerada para escolha dos referidos transdutores de forças escolhidos para realização do ensaio. A posição, orientação e quantidade de strain-gages devem ser definidas detalhadamente para poder coletar as respostas corretas da estrutura sob avaliação.



Figura D.2: Silo 2 com as identificações dos pontos de medição

D.1. Procedimentos de ensaio:

D.1.1. Ensaio durante o carregamento

Após calibrada as células de carga e os strain-gages é dado início ao carregamento do silo 2. Através do elevador de canecas o produto é transferido a uma vazão de aproximadamente 40toneladas/hora do silo 1 para o silo 2. Figura D.4a está representado o fluxo de produto durante um ensaio de carregamento.

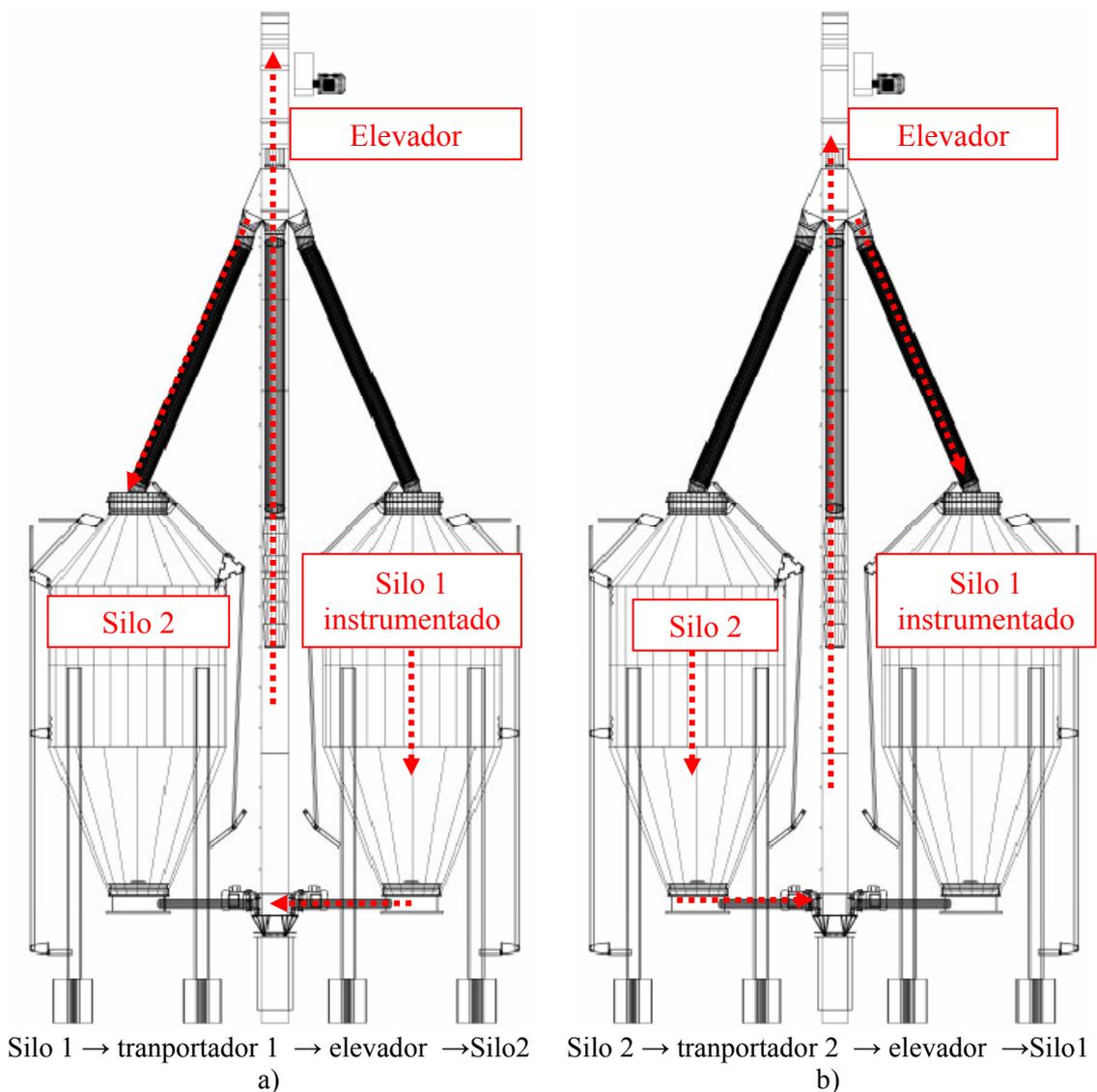


Figura D.3: Diagrama de fluxo a) carregamento, b) descarregamento do silo

Durante o mesmo são coletadas as informações das células de carga e os strain-gages.

D.1.2. Ensaio durante o descarregamento

No ensaio de descarregamento o produto é descarregado a uma vazão constante do silo 2 e através do elevador de canecas é transferido para o silo 1. Na Figura D.3b está representado o fluxo de produto durante um ensaio de descarregamento do silo.

Apresenta-se na Figura D.4 em resumo em forma de fluxograma das principais atividades que devem ser realizadas durante o ensaio.

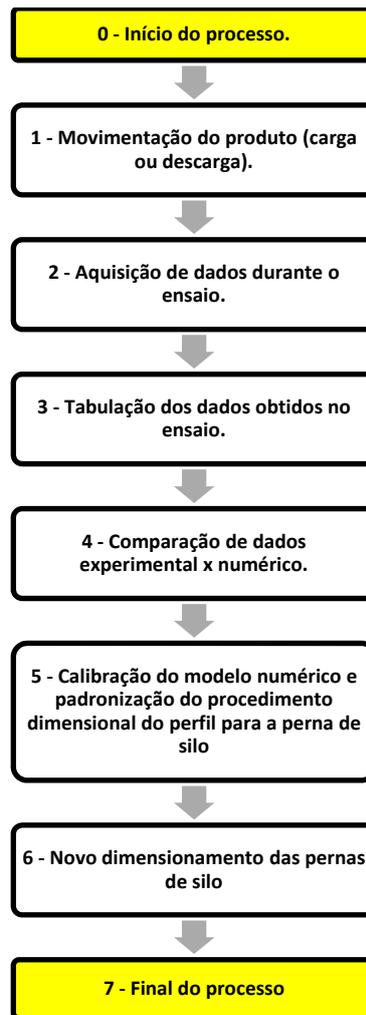


Figura D.4: Fluxograma das atividades a serem realizadas no ensaio.

D.2. Itens a serem coletados durante cada ensaio:

Na Tabela D.2 apresenta-se que serão coletados em cada ensaio.

Tabela D.2: Relação de itens a serem monitorados durante o ensaio

Item	Medição	De que forma	Localização
1	Ação axial em cada perna	Células de carga instaladas sob cada perna do silo	Detalhe 4 Figura D.2
2	Esforços axiais nos reforços das pernas	Strain-gages no meio do perfil	Detalhe 1 Figura D.2
3	Deformação axial nas pernas	Strain-gages aplicados a cada 30cm na perna	Detalhe 2 Figura D.2
4	Deformação radial do silo	6 strain-gages aplicados na região da perna e 6 strain-gages aplicados fora da região da perna	Detalhe 3 Figura D.2

APENDICE E - ELEMENTOS UTILIZADOS NO TRABALHO

E. APENDICE E - ELEMENTOS UTILIZADOS NO TRABALHO

E.1. Elemento de casca

O elemento de casca utilizado neste trabalho (SHELL181 no *software* Ansys 11.0) é adequado para análise de estruturas tridimensionais de cascas de pequena a moderada espessura. É formado por um elemento de quatro (04) nós com seis (06) graus de liberdade, sendo translação na direção x, y e z (UX, UY e UZ) e rotação em relação aos eixos x, y e z (ROTX, ROTY e ROTZ). O elemento pode ser utilizado também com a opção de membrana que faz com que o mesmo possua apenas os graus de liberdade de translações. A Figura E.1 ilustra o elemento descrito.

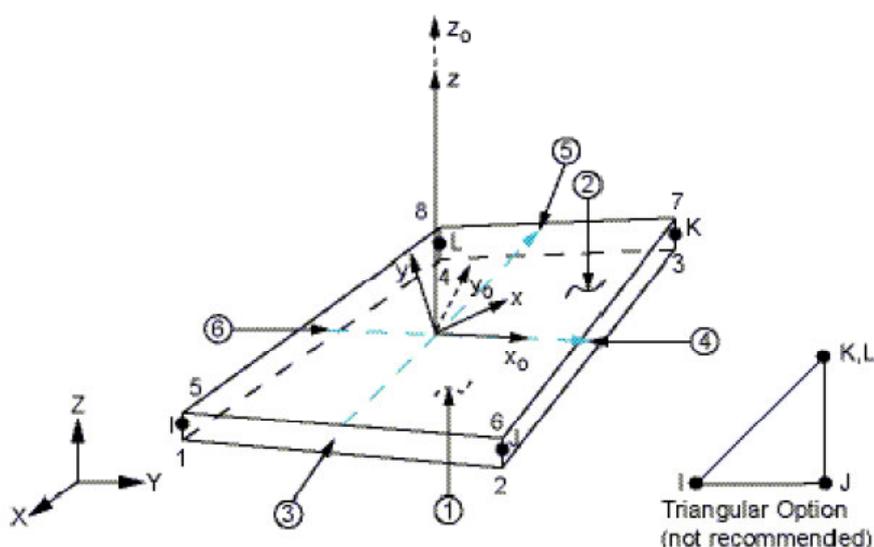


Figura E.1- Elemento de casca utilizado SHELL181(fonte: Ansys 11.0)

O elemento é bem adequado para análises lineares, grandes rotações e deformações, e análises não lineares. Alterações na espessura são consideradas nas análises não lineares. Possui opção de integração reduzida ou completa, sendo a última a opção padrão e que garante melhor desempenho computacional. A integração reduzida é recomendada quando o elemento sofrerá flexão no seu plano, enquanto que a integração completa é recomendada para quando o elemento poderá sofrer flexão fora do seu plano. Quando a análise incluir os dois modos de flexão é recomendado à utilização da integração completa.

Quanto aos carregamentos, pressões podem ser inseridas em todas as faces do elemento e forças são inseridas diretamente nos nós do elemento. Temperaturas podem

ser inseridas em cada um dos nós e para da uma das interfaces entre camadas (se for trabalhar com camadas como, por exemplo, em estruturas compostas).

O elemento pode ser associado a materiais elástico lineares, elastoplásticos, visco plástico ou hiperelástico. Para a elasticidade apenas propriedades isotrópicas, anisotrópicas e ortotrópicas lineares podem ser inseridas. O coeficiente de Poisson é usado para especificar a compressibilidade do material. O coeficiente de expansão térmica pode ser inserido tanto de forma isotrópica quanto ortotrópica.

O elemento de casca adotado apresenta algumas restrições:

- Não são permitidos elementos de área igual a zero;
- Não são permitidos elementos com espessura nula em qualquer extremidade;
- A opção triangular é recomendada para ser usada apenas como elementos de composição na geração da malha.

E.2. Elemento de mola

O elemento de mola utilizado neste trabalho (COMBIN14 no Ansys 11.0) tem capacidade de trabalho longitudinal ou torcional, em uma (01), duas (02), ou três (03) dimensões, além de poder trabalhar como mola-amortecedor. A Figura E.2 ilustra o elemento.

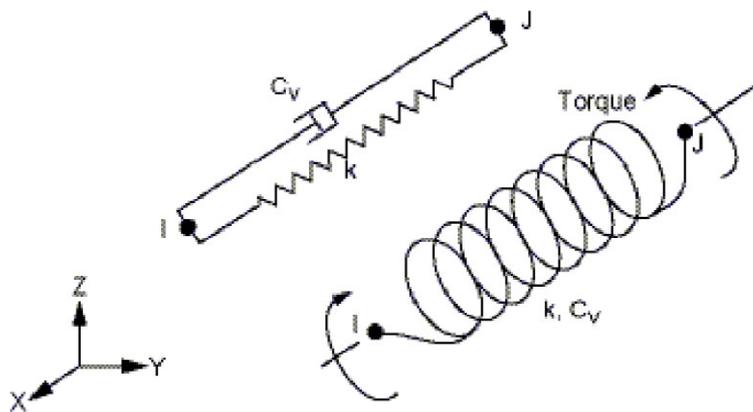


Figura E.2- Elemento de mola utilizado (COMBIN14 no Ansys 11.0)

Na opção de mola-amortecedor longitudinal torna-se um elemento uniaxial de dois (02) trabalhando a tração-compressão com três graus de liberdade em cada nó, translação nas direções nodais x, y e z (UX, UY e UZ), nesta opção carregamentos de flexão ou torção não são considerados

Na opção mola/amortecedor torcional, representa um elemento puramente rotacional com três graus de liberdade em cada nó, rotação em torno dos eixos x, y e z (ROTX, ROTY e ROTZ), nesta opção flexão ou carregamentos axiais não são considerados.

O elemento é definido por dois (02) nós, uma constante de rigidez e coeficientes de amortecimento (caso seja utilizado como amortecedor). A capacidade de amortecimento não é utilizada para análises estáticas ou não amortecidas.