

**UNIVERSIDADE DE PASSO FUNDO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM PROJETO E PROCESSOS DE
FABRICAÇÃO - MESTRADO PROFISSIONAL**

Nelson Brambatti Junior

**ANÁLISE ESTRUTURAL DOS PERFIS DE SUSTENTAÇÃO DE UM
ELEVADOR DE CANECAS**

Passo Fundo

2016

Nelson Brambatti Junior

**ANÁLISE ESTRUTURAL DOS PERFIS DE SUSTENTAÇÃO DE UM
ELEVADOR DE CANECAS**

Orientador: Prof. Dr. Marcio Walber

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Projeto e Processos de Fabricação da Universidade de Passo Fundo, como requisito para obtenção do grau de Mestre em Projeto e Processos de Fabricação.

Passo Fundo

2016

Nelson Brambatti Junior

ANÁLISE ESTRUTURAL DOS PERFIS DE SUSTENTAÇÃO DE UM ELEVADOR DE CANECAS

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Projeto e Processos de Fabricação da Universidade de Passo Fundo, como requisito para obtenção do grau de Mestre em Projeto e Processos de Fabricação.

Data de aprovação: 12 / 01 / 2016.

Os componentes da Banca examinadora abaixo aprovaram a Dissertação:

Professor Doutor Márcio Walber
Orientador

Professor Doutor Gustavo Prates Mezzomo
Universidade de Passo Fundo

Professor Doutor Agenor Dias de Meira Junior
Universidade de Passo Fundo

Professor Doutor Professor Doutor Avelino Alves Filho
Universidade Petrobras & CIAGA - Centro de Instrução Almirante Graça Aranha

*Dedico este trabalho aos meus pais:
Nelson Brambatti e Adilse Stefani Brambatti,
maiores exemplos de minha vida.*

AGRADECIMENTOS

Quero agradecer a todos que contribuíram e participaram, pelos momentos de incentivo e colaboração, referente ao desenvolvimento de minha pesquisa. Em especial, meus sinceros agradecimentos:

À Deus, que durante toda a caminhada me proporcionou forças e fé necessárias para conclusão do mestrado.

À Universidade de Passo Fundo, por disponibilizar um aprendizado e aperfeiçoamento profissional adquiridos no mestrado e pela excelente estrutura oferecida à realização desta pesquisa.

À todos os professores e colegas do PPGPPF, em especial ao meu orientador Prof. Dr. Márcio Walber, pela atenção fornecida em minha pesquisa e pelos incentivos na realização da mesma.

À empresa GSI Brasil e ao Gerente de Engenharia Fabricio Ferrari, pelos materiais e horários disponibilizados para a conclusão do trabalho. Aos meus colegas de trabalho, em especial ao Me. Eng. Fábio Jr. Triches, pelo aprendizado e atenção dada as dificuldades passadas no trabalho.

Aos meus pais, Nelson e Adilse, que continuamente me apoiam, com palavras e atitudes, sendo um exemplo para minha vida pessoal e profissional.

A minha irmã Sandra, ao meu irmão e colega de profissão Éder e minha cunhada Rejane, por me auxiliar nos momentos difíceis e sendo fontes de inspiração e dedicação em minha vida.

Ao meu sobrinho Willian e minhas sobrinhas Alana e Joana, pelos momentos de descontração, carinho e divertimento durante o trabalho.

A todos os meus amigos que, de alguma forma, me auxiliaram para conclusão do mestrado.

“A felicidade não se resume na ausência de problemas, mas sim na sua capacidade de lidar com eles.”

Albert Einstein.

RESUMO

Uma unidade de armazenagem de grãos é composta por silos armazenadores, secadores de grãos, transportadores de grãos, entre outros. O transportador do tipo elevador de canecas tem a função do transporte vertical dos grãos. O suporte estrutural do elevador de canecas é realizado através dos módulos de sustentação, que além de resistir ao seu próprio peso deve suportar cargas devido à ação do vento e à movimentação dos grãos com segurança e confiabilidade. O módulo de sustentação é formado, principalmente, por duas calhas, as quais são compostas por perfis formados a frio. O presente trabalho analisou o comportamento estrutural da calha utilizada no módulo de sustentação de um elevador de canecas. Os perfis formados a frio quando unidos compõem a calha, que tem como função isolar os grãos no momento do transporte vertical e, principalmente, suportar todas as solicitações que estão submetidas no elevador de canecas. Primeiramente, foram submetidas as forças externas atuantes no equipamento, atribuído os vínculos estruturais de fixação e as demais condições de contorno que representam as condições reais, em um modelo global numérico do elevador de canecas. E assim, obter os esforços internos dos elementos para utilizar na análise individual da calha do módulo de sustentação. Posteriormente, foi analisado o comportamento estrutural e calculado a carga de colapso da calha através de três métodos distintos: método da largura efetiva (MLE) segundo os procedimentos da norma ABNT NBR 14762:2010; ensaio experimental de compressão com carga centrada e o método de elementos finitos (MEF), utilizando uma análise não linear e levando em consideração a não linearidade física e geométrica bem como as imperfeições geométricas iniciais. Foram utilizados os resultados do ensaio experimental para validar as condições de contorno e definir a forma de atribuição das imperfeições geométricas iniciais no modelo numérico. Por meio dos três métodos foi possível definir que o colapso da calha é influenciado predominantemente pela flambagem local. Por fim, utilizando os resultados da carga de colapso do ensaio experimental como base, foi possível comparar os resultados obtidos pelo MLE e MEF verificando-se uma diferença de 6,8% e 11%, respectivamente.

Palavras-chave: Transportador de grãos, Elevador de canecas, Módulo de sustentação, Flambagem, Método dos Elementos Finitos.

ABSTRACT

A grain storage unit contain grain bins, grain dryers, grain conveyors, among others. The bucket elevator is a conveyor that has the function of vertical transport of grain. The structural support of the bucket elevator is accomplished through the support module, which in addition to resist its own weight it should support loads due to wind and the movement of grain safely and reliably. The support module is formed mainly by two casings, which one is composed of cold-formed steel structural members. This study examined the structural behavior of the support module casings used to support of a bucket elevator. When the cold-formed steel members are putting together, they form the casing that serves to isolate the grain at the vertical transport and mainly support all loads that are submitted in the bucket elevator. First, the external loads were subjected on the equipment, attributed the structural links fixing and other boundary conditions representing the actual conditions in a numerical model of the bucket elevator. So, get the internal efforts of the elements for use in the analysis in the individual support module. Subsequently, it was analyzed the structural behavior and calculated the collapse load of the casing through three different methods: method of effective width according to the procedures of the ABNT NBR 14762: 2010; compression experimental test with centered load; and finite element method (FEM) using a nonlinear analysis and taking into account the physical and geometric nonlinearity, and the initial geometric imperfections. It was used the results of the experimental test to validate the boundary conditions and define the form to attribute the initial geometric imperfections in the numerical model. Through the three methods was possible to define that the collapse of the casing is influenced predominantly by the local buckling. Finally, using the collapse load of the experimental test results as a basis it was possible to compare the results obtained by method of effective width and finite element method, which obtains a difference of 6.8% and 11%, respectively.

Keywords: Grain conveyor, Bucket elevator, Support module, Buckling, Finite element Method.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Evolução da Produção de Grãos e da Capacidade Estática de Armazenamento, Brasil, 2000-2011	16
Figura 2 - <i>Layout</i> de uma unidade de armazenagem de grãos.....	18
Figura 3 - Fluxo de grãos em uma unidade de armazenagem	19
Figura 4 - Bifurcação do equilíbrio	24
Figura 5 – Exemplos de flambagem local em uma chapa e um perfil cartola, submetidos à tensão de compressão	25
Figura 6 - Chapa submetida a tensões de compressão sob a ação da resistência de pós-flambagem	26
Figura 7 - Comportamento pós-flambagem: distribuição uniforme de tensões, resistência pós-flambagem e ruína da placa	27
Figura 8 - Largura efetiva: distribuição de tensões	27
Figura 9 - Curva de resistência relacionada com a flambagem local	30
Figura 10 - Flambagem distorcional para diferentes tipos de perfis	30
Figura 11 - Flambagem Global por Flexão	33
Figura 12 - Tipos de elementos de perfis formados a frio e largura efetiva dos elementos AA e AL.....	34
Figura 13 - Valor de χ em função do índice de esbeltez λ_0	35
Figura 14 - Gráficos tensão <i>versus</i> deformação de chapas laminadas à quente	41
Figura 15 - Coluna engastada em uma extremidade e sobre carregamento horizontal e vertical	42
Figura 16 - Imperfeição global sugerida por Young (1807).....	43
Figura 17 - Tipos de Elementos: barra, viga e casca	45
Figura 18 - Composição Completa de um Elevador de Canecas	47
Figura 19 - Pé (base) do elevador de canecas.....	48
Figura 20 - Módulo de sustentação do elevador de canecas.....	48
Figura 21 - Cabeça do elevador de canecas.....	49
Figura 22 – Plataformas do elevador de canecas.....	50
Figura 23 - Canecas fixadas na correia do elevador.....	51

Figura 24 - Válvula direcional três vias e suas canalizações.....	51
Figura 25 - Funcionamento esquemático de um elevador de canecas para grãos	52
Figura 26 - Configuração do elevador de canecas na descarga de grãos no silo.....	55
Figura 27 - Dimensões básicas de uma caneca com capacidade de 8,4 litros (no nível de água) - unidade: mm.....	58
Figura 28 - Calha do módulo de sustentação - unidade: mm	59
Figura 29 - Processo de União de Chapas por Conformação a Frio (UCCF)	60
Figura 30 – Modelo global real e numérico do elevador de canecas	61
Figura 31 - Representação do módulo de sustentação do elevador de canecas em elementos de viga	62
Figura 32 - Vista Frontal do modelo global numérico do elevador de canecas	64
Figura 33 - Forças solicitantes na cabeça do elevador de canecas	67
Figura 34 - Posição das linhas de ação das cargas solicitantes na cabeça do elevador de canecas - unidade: mm	68
Figura 35 - Aplicação das reações de apoio das cargas da cabeça do elevador de canecas	69
Figura 36 - Direções do vento utilizadas no presente trabalho.....	72
Figura 37 - Cálculo da combinação de ações	75
Figura 38 - Numeração dos elementos inferiores do modelo numérico do elevador de canecas e posição da origem de coordenadas com a indicação da direção do vento.....	79
Figura 39 – Seção transversal da calha do módulo de sustentação do elevador de canecas, real e simplificado, para utilização no cálculo via MLE	80
Figura 40 - Modelo experimental para o ensaio de compressão	83
Figura 41 - Pórtico para utilização no ensaio de compressão.....	84
Figura 42 - Cilindro hidráulico para aplicação da carga de compressão.....	85
Figura 43 - Célula de carga para medição da carga de compressão aplicada.....	85
Figura 44 - Dispositivos fixados nos flanges superior e inferior do modelo experimental para o ensaio de compressão – unidade: mm	86
Figura 45 - Configuração dos equipamentos, dispositivos e instrumentação do ensaio de compressão	87
Figura 46 - Numeração dos pontos de medição do ensaio de compressão da calha – unidade: mm.....	88

Figura 47 - Perfil das deflexões da chapa lateral dos corpos de prova da calha (Escala: 5x) – unidade: kgf.....	90
Figura 48 - Efeito local do colapso da calha	91
Figura 49 - Condições de contorno para cálculo da deflexão da viga de apoio do modelo experimental	92
Figura 50 - Dimensões do corpo de prova para caracterização do material – unidade: mm....	96
Figura 51 – Gráfico Tensão x Deformação de aproximação multilinear para análise não linear	96
Figura 52 - Condições de contorno aplicadas no modelo para obtenção das imperfeições geométricas.....	99
Figura 53 - Gráficos de relação entre a quantidade e o tamanho dos elementos e a carga de flambagem elástica e o tamanho dos elementos.....	99
Figura 54 - Configuração deformada dos três primeiros modos de flambagem da calha submetida à compressão centrada	101
Figura 55 - Condições de contorno aplicadas no modelo numérico para a análise não linear no MEF.....	102
Figura 56 - Posição dos valores das imperfeições geométrica iniciais.....	103
Figura 57 - Gráficos de relação entre carga de colapso e maior deflexão obtida versus fator de multiplicação e imperfeição geométrica inicial.....	104
Figura 58 - Campo das deflexões e tensões da calha na análise não linear em MEF.....	106
Figura 59 – Comparação dos perfis das deflexões do ensaio experimental com a análise não linear em MEF - unidade: kgf.....	107
Figura 60 - Gráfico de comparação da carga aplicada e o deslocamento da calha no sentido da carga.....	108
Figura 61 - Comparação visual entre as geometrias deformadas da análise em MEF (Escala 3x) e do ensaio experimental	108
Figura 62 - Resultados da análise não linear em MEF da calha com dimensões originais (altura: 2000 mm - espessura de chapa: 2.70 mm)	110
Figura 63 - Resultados da análise não linear em MEF do modelo da calha com dimensões originais sob carga de compressão e momento fletor.....	115

LISTA DE TABELAS

Tabela 1- Profundidade dos poços do elevador de canecas.....	55
Tabela 2 - Influência dos parâmetros de operação na capacidade de transporte do elevador de canecas.....	58
Tabela 3 - Limites máximos de projeto para o elevador de canecas	60
Tabela 4: Cargas externas nominais devido ao módulo de sustentação, plataforma de inspeção lateral e plataforma de descanso	63
Tabela 5 - Condições de contorno e graus de liberdade na fixação do modelo global numérico do elevador de canecas	65
Tabela 6 - Propriedades físicas e geométricas do cabo de aço.....	66
Tabela 7 - Características de carregamento do cabo de aço	66
Tabela 8 - Carregamento da polia e peso próprio da cabeça do elevador de canecas	67
Tabela 9 - Carregamento das canalizações e válvula direcional	68
Tabela 10 - Sobrecarga de utilização no elevador de canecas.....	70
Tabela 11 - Características utilizadas para encontrar os valores dos fatores de correção da velocidade característica do vento.....	71
Tabela 12 - Valor do coeficiente de arrasto para corpos de seção constante a partir da norma ABNT NBR 6123:1988.....	72
Tabela 13 - Valores nominais da força de arrasto na direção 90° (F_{90°) e na direção 0° (F_{0°)	73
Tabela 14 - Classificação e características das ações.....	74
Tabela 15 - Características utilizadas para encontrar os coeficientes de ponderação e o fator de combinação das ações.....	75
Tabela 16 - Combinação das ações utilizadas no presente trabalho.....	76
Tabela 17 - Valores das cargas de compressão e momentos fletores dos módulos de sustentação mais solicitados de acordo com as combinações C1, C2, C3 e C4.....	78
Tabela 18 - Resultados do cálculo via MLE.....	82
Tabela 19 - Resultados das medições dos pontos 1, 2 e 3 do ensaio de compressão da calha.....	89
Tabela 20 - Valores do cálculo da deflexão da viga de apoio inferior do modelo experimental	92
Tabela 21 - Resultados das medições dos pontos 4 e 5 do ensaio de compressão da calha.....	93

Tabela 22 - Resultados das cargas de colapso do ensaio experimental da calha.....	94
Tabela 23 - Dados experimentais do ensaio de tração para a caracterização do material.....	95
Tabela 24 - Valores para criação do gráfico multilinear de caracterização do material	97
Tabela 25 – Resultados das cargas de colapso do modelo experimental da calha sob compressão centrada.....	113
Tabela 26 - Resultado da carga de colapso do modelo com dimensões originais da calha sob compressão centrada.....	114
Tabela 27 – Esforços internos nominais e ponderados do elemento número 6 da combinação C3	115
Tabela 28 – Critérios estabelecidos para uso nas análises realizadas.....	118

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AA	Elemento com bordas vinculadas
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AL	Elemento com borda livre
CONAB	Companhia Nacional de Abastecimento
MEF	Método dos Elementos Finitos
MLE	Método da Largura Efetiva
UCCF	União de Chapas por Conformação a Frio

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Área bruta da seção transversal
A_{ef}	Área efetiva da seção transversal da barra
b	Largura da placa, mm
b_{ef}	Largura efetiva da placa, mm
c	Capacidade individual da caneca, m ³
C_m	Capacidade mássica de transporte de material
C_v	Capacidade volumetria de transporte de material
C_w	Constante de empenamento da seção
d_m	Densidade do material transportado
E	Módulo de elasticidade longitudinal (Young), GPa
E_t	Módulo de elasticidade tangencial, GPa
f_1	Tensão uniforme da placa
f_2	Tensão de resistência pós-flambagem
f_3	Tensão de ruína da placa
f_{cr}	Tensão crítica de flambagem, Mpa
f_y	Tensão de resistência ao escoamento, Mpa
G	Módulo de elasticidade transversal
g	Gravidade, m/s ²
H	Força horizontal da barra, N
h	Distância entre centros da polia inferior até a polia superior do elevador de canecas, m
h_f	Altura equivalente do elevador de canecas, m
i	Fator de enchimento (eficiência de enchimento)
I_x	Momento de inércia em relação ao eixo x
I_y	Momento de inércia em relação ao eixo y
I_z	Momento de inércia à torção uniforme
k	Coefficiente relacionado às condições de contorno e do carregamento da placa sob flambagem

$K_x L_x$	Comprimento efetivo de flambagem por flexão em relação ao eixo x
$K_y L_y$	Comprimento efetivo de flambagem por flexão em relação ao eixo y
$K_z L_z$	Comprimento efetivo de flambagem por torção
$[K_L]$	Matriz de rigidez (linear)
$[K_{NL}(P)]$	Matriz de rigidez (não linear)
L	Comprimento da placa, mm
M_1	Momento de flexão da barra na posição indeformada
M_2	Momento de flexão da barra na posição deformada
$N_{c,Rdist}$	Valor característico da força axial de compressão resistente, associado à flambagem distorcional
$N_{c,Re}$	Valor característico da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global
$N_{c,Rl}$	Valor característico da força axial de compressão resistente, associado à flambagem local
N_{dist}	Força axial de flambagem distorcional elástica
N_e	Força axial de flambagem global elástica
N_l	Força axial de flambagem local elástica
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_{ez}	Força axial de flambagem elástica por torção
N_{ext}	Força axial de flambagem elástica por flexo-torção
$[P]$	Matriz de vetor de cargas
P	Força vertical da barra
p	Passo entre canecas
P_{abs}	Potência absorvida pelo elevador de canecas
P_{mot}	Potência do motor de acionamento
P_u	Potência devido a altura equivalente
r_o	Raio polar de giração
t	Espessura, mm
$[u]$	Matriz de vetor de deslocamentos nodais
v	Velocidade linear da correia, m/s
w	Deslocamento na direção perpendicular ao plano da placa sob flambagem, mm

x_o	Distância do centro de gravidade ao centro de torção
δ	Deflexão da barra
Δ_2	Deslocamento vertical da barra
η_g	Fator de eficiência global de acionamento
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
ν	Coefficiente de Poisson
σ_{cr}	Tensão crítica de flambagem
σ_{max}	Tensão máxima da placa
σ_{xcr}	Tensão crítica de flambagem na direção x
σ_y	Tensão de resistência ao escoamento
γ	Coefficiente de ponderação, fornecido pela norma ABNT NBR 14762:2010
χ	Fator de redução associado à resistência à compressão

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	16
1.1	Contexto	16
1.1.1	Panorama brasileiro: armazenagem <i>versus</i> produção de grãos	16
1.1.2	Unidade armazenadora de grãos	17
1.2	Justificativa.....	19
1.3	Objetivos	20
1.3.1	Objetivo geral.....	20
1.3.2	Objetivos específicos.....	20
1.4	Metodologia da pesquisa.....	21
1.5	Estrutura do trabalho	22
2	FUNDAMENTOS TEÓRICOS.....	23
2.1	Modos de flambagem	23
2.1.1	Flambagem local	24
2.1.2	Flambagem distorcional	30
2.1.3	Flambagem global	31
2.2	Procedimento de cálculo: norma ABNT NBR 14762:2010.....	33
2.3	Métodos dos elementos finitos.....	37
2.3.1	Métodos de análise: linear e não linear	38
2.3.2	Não linearidade física.....	40
2.3.3	Não linearidade geométrica.....	41
2.3.4	Imperfeições geométricas iniciais e suas considerações em simulação numérica	42
2.3.5	Tipos de elementos: barra, viga e casca	45
2.4	Composição, funcionamento e características de <i>layout</i> de um elevador de canecas	46
2.4.1	Composição do elevador de canecas	46
2.4.2	Funcionamento do elevador de canecas	52
2.4.3	Características de <i>layout</i> do elevador de canecas.....	54
3	METODOLOGIA.....	57

3.1	Influência dos parâmetros de operação na capacidade e nas dimensões do elevador de canecas	57
3.2	Descrição do objeto de estudo.....	58
3.3	Forças solicitantes em um elevador de canecas	60
3.3.1	Modelo global numérico: construção, carregamentos e condições de contorno.	61
3.3.2	Representação do estaiamento do elevador de canecas em elementos finitos	65
3.3.3	Cargas externas devido à plataforma de manutenção do acionamento, canalizações e cabeça do elevador de canecas	66
3.3.4	Cargas externas devido ao vento.....	70
3.3.5	Ações dos carregamentos e suas combinações	74
3.3.6	Cargas solicitantes nas calhas do elevador de canecas	77
3.4	Análise estrutural da calha via método da largura efetiva (MLE)	79
3.5	Ensaio experimental de compressão da calha	82
3.5.1	Modelo experimental para o ensaio de compressão.....	83
3.5.2	Equipamentos, dispositivos e instrumentação do ensaio de compressão do modelo experimental.....	84
3.5.3	Resultados do ensaio de compressão do modelo experimental.....	87
3.6	Análise estrutural da calha via método de elementos finitos (MEF)	94
3.6.1	Relação constitutiva física do material.....	94
3.6.2	Considerações e atribuições das imperfeições geométricas iniciais na simulação numérica	97
3.6.3	Análise não linear em elementos finitos do modelo numérico experimental ...	101
3.6.4	Análise não linear do modelo numérico da calha com dimensões originais.....	109
4	DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	111
4.1	Resultados da análise do modelo experimental da calha	112
4.2	Resultados da análise do modelo da calha com dimensões originais	113
4.3	Resultados da análise do modelo da calha com dimensões originais submetido às forças solicitantes de um elevador de canecas	114
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	117
5.1	Atendimento dos objetivos.....	117
5.2	Contribuição	118
5.3	Trabalhos futuros.....	119

REFERÊNCIAS	120
APÊNDICE A - Cálculo do carregamento devido às canalizações e válvula direcional	125
APÊNDICE B – Valores ponderados dos carregamentos e aplicação das cargas no modelo global numérico do elevador de canecas.	128
APÊNDICE C – Alguns aspectos sobre o Método do Autovalor e Autovetor, referente à instabilidade estrutural (flambagem)	139
APÊNDICE D - Dimensionamento do perfil através do Método da Largura Efetiva (MLE) conforme Norma ABNT NBR 14762:2010.....	142

1 INTRODUÇÃO

Este capítulo introduz aspectos referentes à situação da armazenagem de grãos no Brasil e a composição de uma unidade de armazenamento de grãos. Descreve também aspectos em relação ao que se pretende desenvolver neste trabalho, apresentando a justificativa e os objetivos da pesquisa, bem como a metodologia e a estrutura propostas para o desenvolvimento do mesmo.

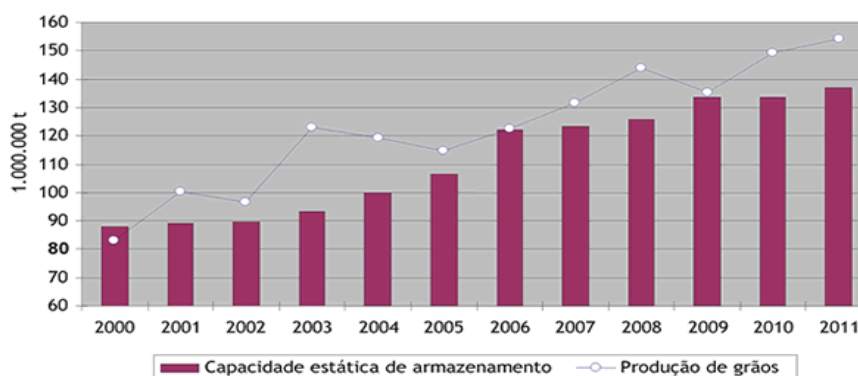
1.1 Contexto

A seguir apresenta-se o contexto do qual o elevador de canecas faz parte. Primeiramente mostra-se a situação da armazenagem no Brasil e posteriormente apresenta-se uma unidade de armazenagem de grãos.

1.1.1 Panorama brasileiro: armazenagem *versus* produção de grãos

A agricultura de grãos no Brasil apresenta uma grande perspectiva de crescimento a cada ano. Porém, a sua capacidade de armazenagem não acompanha o grande aumento que vem acontecendo na produção de grãos. Segundo dados da CONAB, Companhia Nacional de Abastecimento, a capacidade estática de armazenagem de grão fica aquém por milhões de toneladas de grãos todos os anos, acarretando desperdícios enormes no momento da estocagem. A Figura 1 mostra a evolução da produção e da capacidade estática de armazenagem de grãos no Brasil entre os anos de 2000 e 2011.

Figura 1 - Evolução da Produção de Grãos e da Capacidade Estática de Armazenamento, Brasil, 2000-2011



Fonte: CONAB

O armazenamento dos grãos é um dos processos de maior importância, pois de nada vale ter uma produção de boa qualidade e produtividade elevada se essa mesma produção estragar ou ficar comprometida devido a um processo inadequado de armazenamento.

A CONAB contabilizou que no ano de 2014 o Brasil estava com uma capacidade estática de armazenagem de grãos de 146,3 milhões de toneladas. A safra de 2013/2014 foi na faixa de 190 milhões de toneladas. Essa diferença de mais de 40 milhões de toneladas entre a produção e a armazenagem de grãos que o Brasil apresentou em 2014 aumentou a expectativa no faturamento de empresas do ramo de fabricação e montagem de unidades armazenadoras de grãos. A Fundação das Nações Unidas para a Agricultura e Alimentação sugere que o ideal seja que a capacidade de armazenagem do país fique em torno de 120% da produção.

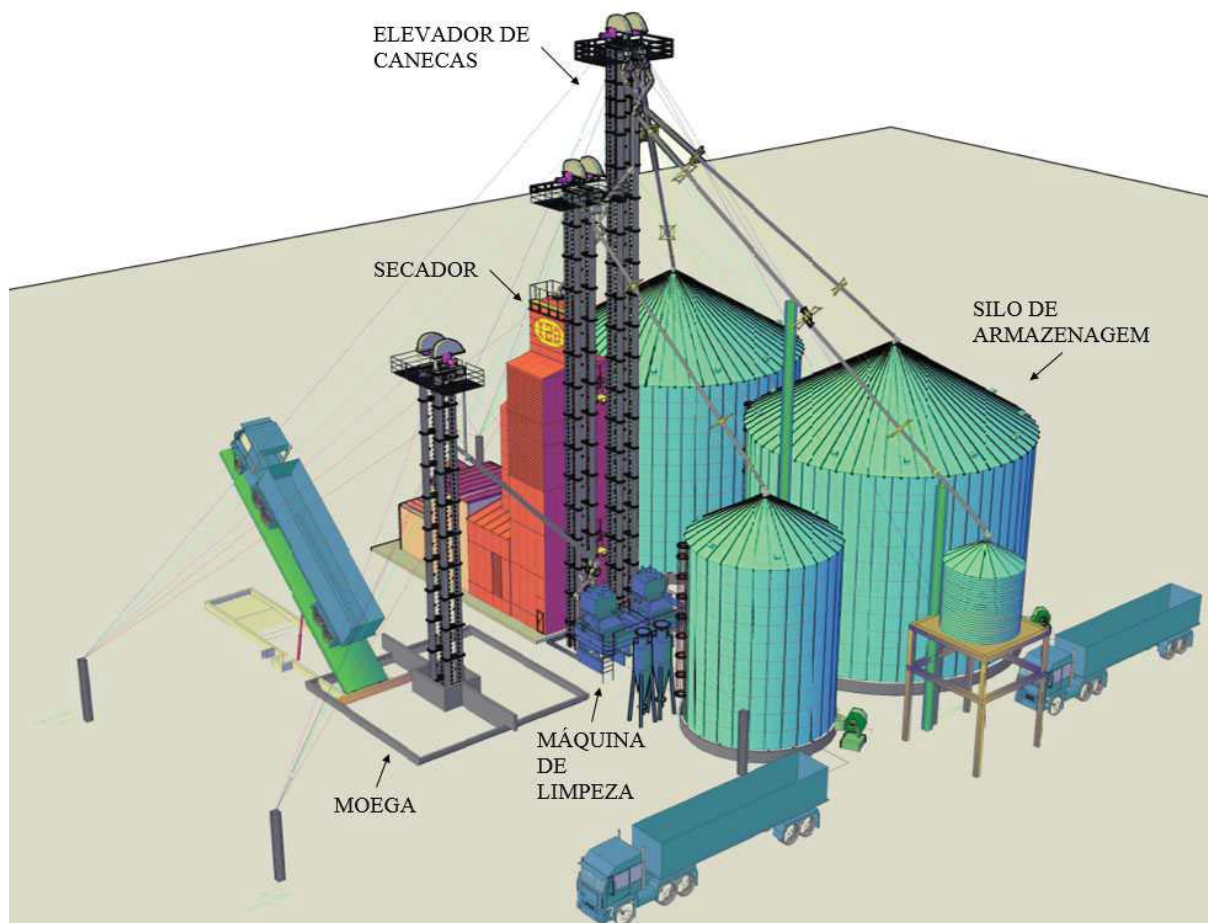
O Governo Federal, por intermédio do Ministério da Agricultura, tem vários programas de incentivo à construção de silos e armazéns para armazenamento de grãos. O problema é que essas instalações foram construídas de maneira inadequada ou, muitas vezes, apenas construiu-se um armazém, quando que para um armazenamento seguro e de qualidade são necessários silos de armazenagem com sistemas de aeração e controle de temperatura.

A qualidade de armazenagem dos grãos é uma preocupação crescente no Brasil, pois para aumentar ainda mais as exportações desses produtos, a agricultura no país deve adequar-se aos padrões internacionais de qualidade, o que já vem sendo feito por grandes e médios produtores agrícolas em todo o Brasil. Se as condições de armazenagem não forem adequadas, certamente parte da produção brasileira não poderá ser exportada ou, ainda, não poderá ser comercializada no mercado interno, pois os órgãos de inspeção sanitária estão cada vez mais rigorosos.

1.1.2 Unidade armazenadora de grãos

Uma unidade armazenadora de grãos tem por finalidade a limpeza, a secagem e a estocagem dos grãos de maneira segura e com qualidade para uma futura comercialização ou processo industrial do mesmo. Uma estocagem adequada, isto é, de forma que o grão não venha a estragar e assim acarretar em perdas, deve fazer com que o mesmo passe por processos de limpeza e secagem para posteriormente ser armazenado. A Figura 2 mostra um *layout* de uma unidade armazenadora de grãos.

Figura 2 - *Layout* de uma unidade de armazenagem de grãos



Fonte: Autor

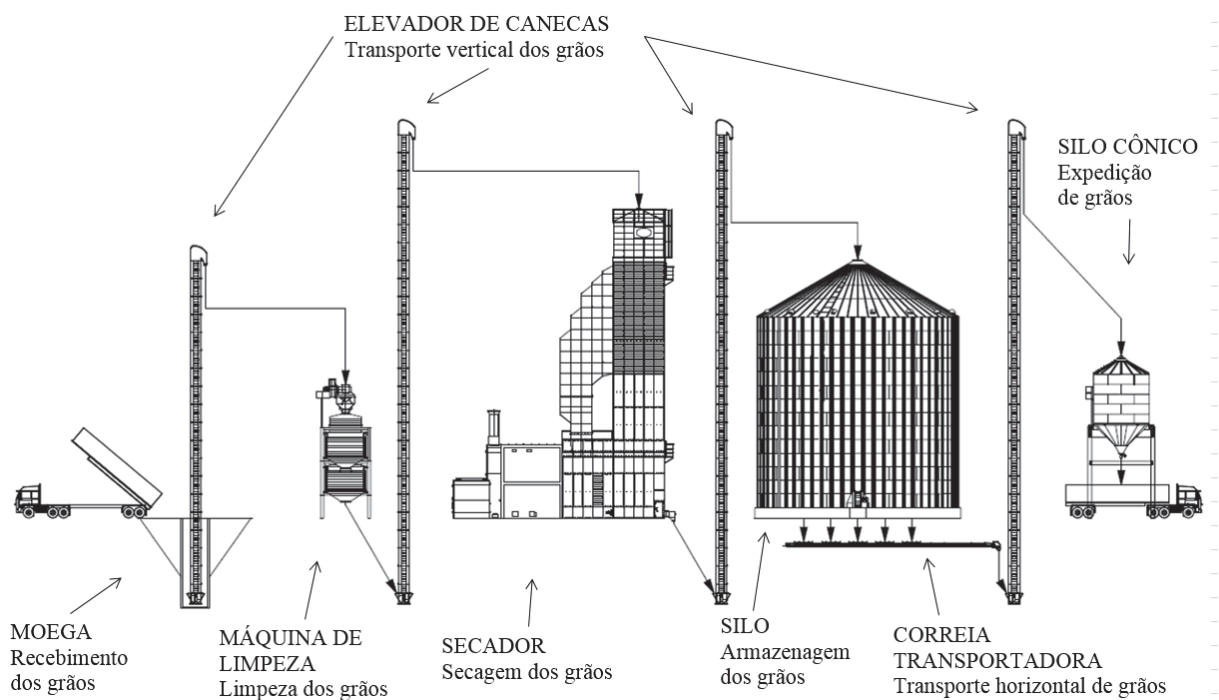
A unidade de armazenagem de grãos é composta basicamente por:

- Moega: é onde acontece o recebimento dos grãos, baseada em um poço com estrutura de concreto.
- Transportador horizontal de grãos: são equipamentos que têm a finalidade de transportar os grãos no sentido horizontal. Alguns exemplos são os transportadores de correia, transportador de corrente (redler) e transportador helicoidal.
- Transportador vertical de grãos: são equipamentos que têm a finalidade de transportar os grãos no sentido vertical. Um exemplo é o elevador de canecas.
- Máquina de limpeza: equipamento que tem a finalidade de limpar o grão, retirando as impurezas como cascas, pedras, etc.

- Secador de grãos: é o equipamento que tem a finalidade de secar o grão. É o processo que é realizado antes da armazenagem para evitar o apodrecimento do grão.
- Silos armazenadores de grãos: são estruturas metálicas que servem para armazenar e manter o grão saudável. Na maioria das vezes, possuem um sistema de aeração com o objetivo de ventilar o produto armazenado.

Para o funcionamento correto de uma unidade de armazenagem de grãos os equipamentos que a compõem devem estar posicionados de forma que os grãos sigam um fluxo adequado e seguro para evitar perdas durante o transporte entre equipamentos e suficientemente seco para a armazenagem do mesmo. O fluxo de uma unidade de armazenagem de grãos está demonstrado na Figura 3.

Figura 3 - Fluxo de grãos em uma unidade de armazenagem



Fonte: Autor

1.2 Justificativa

Nas avaliações do comportamento estrutural de um objeto de estudo, por exemplo, na utilização do método de elementos finitos, são analisados e investigados muitos problemas

estruturais que podem acontecer em componentes e até mesmo em equipamentos completos. Ao mesmo tempo, possibilita ao engenheiro ou projetista as mudanças necessárias na fase inicial de um projeto, evitando custos em processos posteriores.

O elevador de canecas é um equipamento que está sob condição de carregamento externo como o vento, o seu próprio peso e também o peso devido ao uso e ocupação. Essas condições o submetem a vários tipos de solicitações. Por isso, os perfis da calha do módulo de sustentação representam a principal estrutura do equipamento que devem resistir a essas solicitações. É importante conhecer e definir as condições de operação, assim como o carregamento envolvido no equipamento elevador de canecas de forma coerente e satisfatória com a realidade. Portanto, pretende-se investigar os efeitos dessas condições e carregamentos com os tipos de análises escolhidas no presente trabalho, dando ênfase principalmente na grande importância de estabelecer critérios que vão ao encontro com a segurança estrutural, com a confiabilidade e com a disponibilidade operacional do equipamento.

1.3 Objetivos

A seguir serão apresentados os objetivos propostos para o trabalho. Inicialmente o objetivo geral e para poder atender a este foram descritos os objetivos específicos listados na sequência.

1.3.1 Objetivo geral

O objetivo geral do trabalho é analisar o comportamento estrutural da calha utilizada no módulo de sustentação de um elevador de canecas bem como definir a sua carga e forma de colapso.

1.3.2 Objetivos específicos

- Definir o carregamento total do elevador de canecas considerando todos os seus componentes e forças externas.

- Definir a carga axial de colapso através da norma ABNT NBR 14762:2010 sobre dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio.
- Avaliar o comportamento estrutural do modelo numérico da calha através do método de elementos finitos e definir a carga axial de colapso, considerando a não linearidade física, a não linearidade geométrica e as imperfeições geométricas iniciais.
- Ensaiar experimentalmente a calha para validar as considerações feitas na simulação do modelo numérico.

1.4 Metodologia da pesquisa

A seguir descreve-se a metodologia utilizada para a análise estrutural da calha do módulo de sustentação para que, dessa forma, seja possível atender aos objetivos anteriormente descritos. A metodologia é apresentada em etapas de análise:

Etapa 1 – nessa etapa são obtidos os esforços internos devido ao carregamento externo no equipamento para utilizar na análise individual da calha. Inicialmente, através do auxílio de um modelo numérico global, do qual são submetidas as forças externas atuantes no equipamento, atribuído os vínculos estruturais de fixação e as demais condições de contorno que representam as condições reais no elevador de canecas.

Etapa 2 – nessa etapa será calculada a carga de colapso via método da largura efetiva (MLE). Método de análise analítica que será baseado na metodologia proposta pela norma ABNT NBR 14762:2010 que se refere ao dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio.

Etapa 3 – nessa etapa serão apresentados os resultados do ensaio experimental de compressão centrada da calha do módulo de sustentação do elevador de canecas.

Etapa 4 – nesta etapa será realizada a análise não linear da calha utilizando o método dos elementos finitos, considerando a não linearidade física e geométrica, assim como as imperfeições geométricas iniciais. Será comparado e validado o modelo de análise não linear de elementos finitos com os resultados do ensaio experimental.

1.5 Estrutura do trabalho

A estrutura da pesquisa foi elaborada de forma a apresentar a análise do comportamento estrutural da calha do módulo de sustentação do elevador de canecas. A dissertação está dividida em cinco capítulos.

O primeiro capítulo apresenta a introdução da pesquisa formada pelo contexto, pela justificativa, pelos objetivos e pela metodologia de pesquisa que foi utilizada na realização do trabalho.

O segundo capítulo descreve os fundamentos teóricos com as explicações sobre a flambagem, procedimento da norma ABNT NBR 14762:2010, o método dos elementos finitos e as características de um elevador de canecas.

O terceiro capítulo aborda a metodologia desenvolvida na pesquisa utilizando os métodos experimentais, os analíticos e os numéricos.

O quarto capítulo apresenta a análise e a discussão dos resultados comparando os valores obtidos através dos métodos aplicados.

O quinto capítulo apresenta as conclusões e as considerações finais da pesquisa, bem como as sugestões para possíveis trabalhos futuros.

2 FUNDAMENTOS TEÓRICOS

Apresenta-se, na sequência, a fundamentação teórica sobre os principais conceitos referentes aos métodos utilizados para a análise do comportamento estrutural dos perfis de sustentação de um elevador de canecas.

2.1 Modos de flambagem

Em estruturas que estão sob a ação de carga de compressão, momentos fletores ou forças cortantes, das quais geram tensões de compressão, a mesma pode entrar em uma condição de instabilidade. Nessa condição, repentinamente há um grande aumento dos deslocamentos com um pequeno incremento de carga. Esse fenômeno também é chamado de flambagem.

Segundo Bonatto (2009) e Triches (2011) dentre algumas das características dos perfis de chapa dobrada está sua elevada esbelteza. Da qual, faz com que o colapso do perfil esteja relacionado com a interação de seus modos de flambagem elástica. Estes modos de flambagem interagem entre si e com o escoamento do material, sendo que a predominância de um modo de flambagem sobre outro pode levar a um comportamento pós-crítico diferente entre eles.

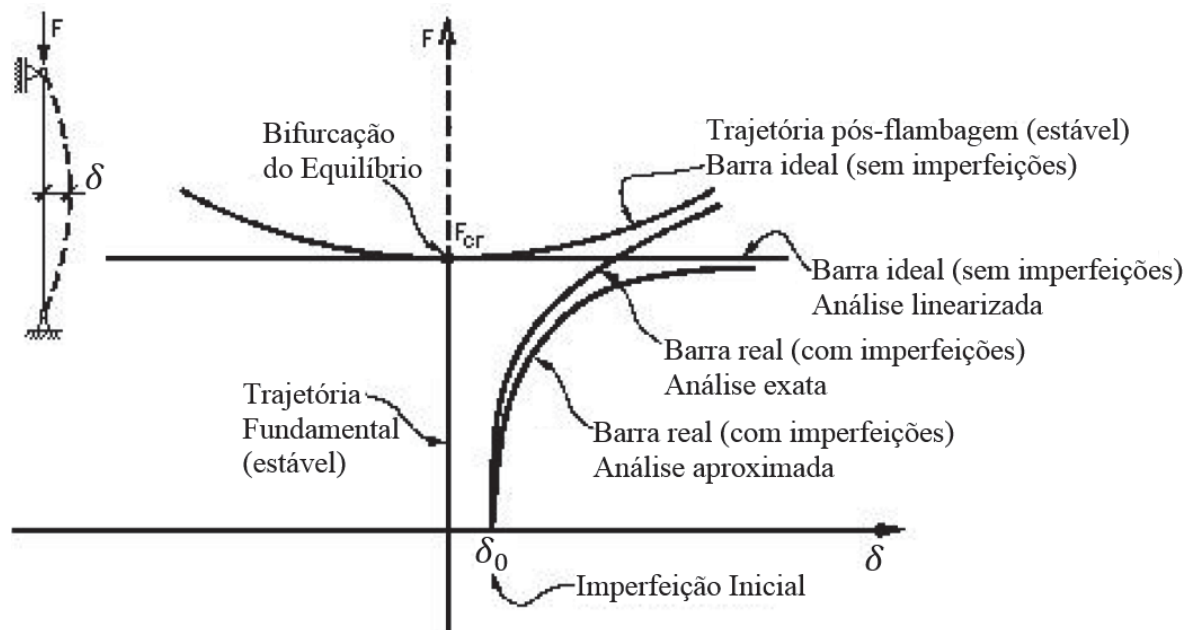
Segundo Chodraui (2006), quando uma estrutura está sob a ação de um carregamento externo, e a mesma mantém-se sem alterar significativamente sua configuração inicial, pode-se definir que a estrutura está em equilíbrio ou estável. Caso contrário, se houver uma transição entre a configuração de equilíbrio estável para instável é definido a instabilidade da estrutura.

Chodraui (2006) descreve que o fenômeno da flambagem está associado a um problema de bifurcação do equilíbrio, conforme mostra a Figura 4 através da trajetória fundamental. A flambagem ocorre em problemas de primeira espécie, também chamados de problemas de autovalor ou bifurcação do equilíbrio. São considerados sistemas idealizados, dos quais não possuem imperfeições iniciais nem tensões residuais e a força é aplicada no centro de gravidade da barra, onde qualquer perturbação se desenvolve para um carregamento crítico, ou seja, provocando a flambagem.

Chodraui (2006) também descreve que na prática normalmente ocorre o fenômeno chamado instabilidade. Em sistemas reais, onde são consideradas as imperfeições iniciais, a alteração da configuração de equilíbrio acontece de forma gradual, com o aumento dos

deslocamentos juntamente com o aumento das cargas, e repentinamente os deslocamentos aumentam muito com um pequeno acréscimo de carga. Na Figura 4 é mostrado na trajetória descrito por barra real (com imperfeições).

Figura 4 - Bifurcação do equilíbrio



Fonte: Chodraui (2006)

Os modos clássicos de flambagem local, distorcional e global para perfis de paredes finas serão abordados na sequência. Será dada atenção às informações pertinentes aos objetivos do trabalho em desenvolvimento, no entanto a teoria mais detalhada da definição dos modos de flambagem pode ser encontrada no livro de Yu (2000).

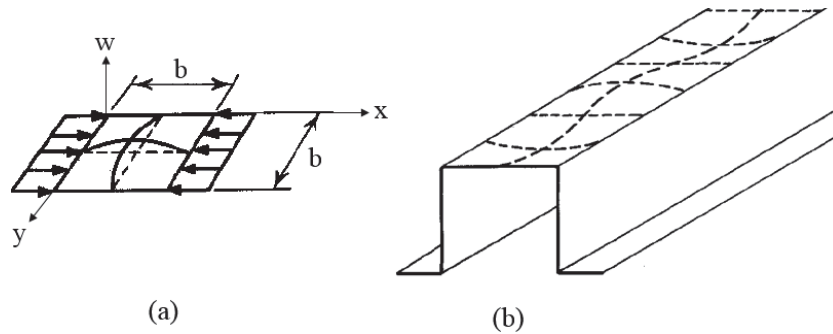
2.1.1 Flambagem local

Considerando uma chapa quadrada com apoios em suas quatro bordas e submetida a tensões de compressão devido a uma força de compressão uniforme em uma direção. A chapa irá flambar em uma forma de curva nas suas duas direções, conforme mostra a Figura 5(a). No entanto, para os elementos submetidos à tensão de compressão em um perfil, por exemplo, o perfil cartola na Figura 5(b), o comprimento é maior que a largura, portanto apresentando

um maior número de curvas de deflexão num elemento, logo caracterizando a flambagem local.

Yu (2000) descreve que a tensão crítica de flambagem em uma chapa que está submetida a tensões de compressão pode ser determinada a partir da solução da equação diferencial de Bryan, mostrada na equação (2.1). A equação de Bryan é considerada para pequenas deflexões na faixa de uma espessura da chapa ou menor.

Figura 5 – Exemplos de flambagem local em uma chapa e um perfil cartola, submetidos à tensão de compressão



Fonte: Yu (2000)

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} + \frac{f_x t}{D} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0 \quad (2.1)$$

$$D = \frac{Et^3}{12(1 - \nu^2)} \quad (2.2)$$

Nesta equação, E é o módulo de elasticidade longitudinal, t é a espessura da chapa, ν é o coeficiente de Poisson, w é a deflexão da chapa na direção perpendicular da superfície e f_x é a tensão de compressão na direção x . Yu (2000) mostra que aplicando as condições de contorno submetidas na chapa sob tensão de compressão na direção x , a tensão crítica de flambagem local da chapa pode ser representada pela equação geral (2.3).

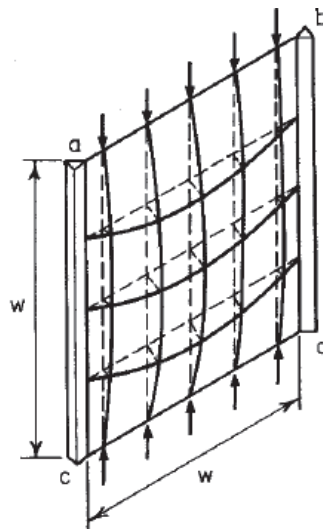
$$\sigma_{cr} = \frac{k\pi^2 E}{12(1 - \nu^2) \left(\frac{b}{t}\right)^2} \quad (2.3)$$

O valor de k para uma chapa retangular está relacionado com os diferentes tipos de tensões (compressão, cisalhamento e flexão) e às diferentes condições de contorno de suporte da borda da chapa. Yu (2000) apresenta os valores de k em uma tabela com diferentes tipos de tensões e diferentes tipos de condições de contorno. No caso de uma placa simplesmente apoiada em suas quatro bordas e tensão uniforme em uma direção, k é igual a quatro. A equação (2.3) é a equação base para a teoria da largura efetiva, na qual também é utilizada a norma ABNT NBR 14762.

Mas, diferentemente de elementos estruturais unidimensionais, elementos rígidos de um perfil sob tensão de compressão não irão entrar em colapso sob a tensão crítica de flambagem. Haverá uma redistribuição nas tensões do elemento do perfil, o que significa uma carga extra suportada pelo mesmo. Esse fenômeno é conhecido com resistência pós-flambagem.

A Figura 6 representa a ação da resistência pós-flambagem em uma chapa submetida à ação de tensões de compressão. No momento em que se inicia a flambagem do elemento as suas barras horizontais irão agir como tirantes ligados nos suportes verticais nas bordas da chapa, de forma a diminuir a deflexão no sentido perpendicular à superfície da chapa.

Figura 6 - Chapa submetida a tensões de compressão sob a ação da resistência de pós-flambagem



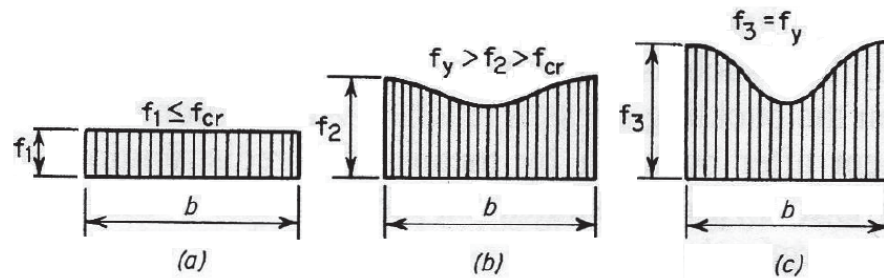
Fonte: Yu(2000)

A Figura 7 mostra a sequência do início de uma chapa sob a ação de tensões de compressão até a sua ruína. Na Figura 7(a) a tensão (f_1) permanece uniforme até atingir a tensão crítica de flambagem (f_{cr}). Em seguida, na Figura 7(b) ocorre a redistribuição não

uniforme das tensões para as bordas da chapa até a tensão (f_2). Posteriormente, na Figura 7(c) a tensão sobe até o valor de (f_3), que por sua vez é igual à tensão de resistência ao escoamento (f_y), caracterizando-se assim o fim da capacidade de resistência da placa.

Em 1910, Von Karman apresentou uma equação diferencial para analisar o comportamento do fenômeno de resistência pós flambagem considerando grandes deflexões. Verificou-se que a solução da equação diferencial seria de pouca utilidade prática devido ao seu alto grau de complexidade.

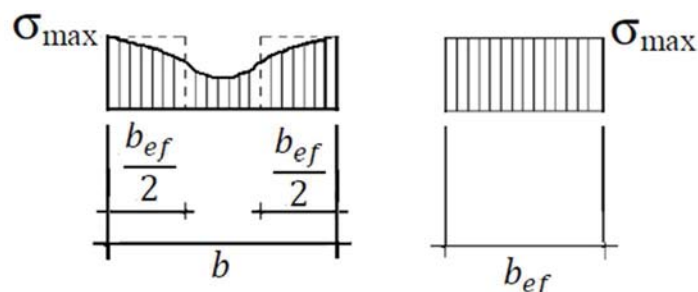
Figura 7 - Comportamento pós-flambagem: distribuição uniforme de tensões, resistência pós-flambagem e ruína da placa



Fonte: Yu (2000)

Dessa forma, Von Karman *et. al.* (1932) introduziu o conceito de largura efetiva. Nesse conceito, ao invés de considerar a distribuição não uniforme das tensões submetidas ao longo da largura b da chapa mostrada na Figura 8, é considerado que toda a carga está sendo suportada por uma largura fictícia b_{ef} , submetida a tensões de compressão uniformes ao longo da sua largura, representada pela tensão σ_{max} .

Figura 8 - Largura efetiva: distribuição de tensões



Fonte: Autor

No conceito da largura efetiva é considerado que a área sob a curva da tensão não uniforme na largura b seja igual à soma das duas áreas de tensão uniforme com largura $b_{ef}/2$. A chapa com largura efetiva b_{ef} e tensão uniforme ao longo da sua largura somente entrará em colapso se a tensão alcançar a tensão de escoamento do material. Sendo assim, a partir da equação (2.3), substituindo-se a tensão crítica de flambagem pela tensão de escoamento do material e considerando-se a largura efetiva, tem-se a equação (2.4).

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

A partir das equações (2.3) e (2.4), pode-se estabelecer a relação entre a largura b e a largura efetiva b_{ef} mostrada na equação (2.5).

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

Baseado em um extensivo trabalho de pesquisa experimental sobre perfis de aço conformados a frio, Winter (1947) e Winter (1948) relacionou fatores geométricos (espessura, largura, largura efetiva), propriedades físicas dos materiais (módulo de elasticidade longitudinal) e a tensão máxima de colapso de ensaios experimentais realizados a fim de propor uma correção da equação desenvolvida por Von Karman mostrada na equação (2.6).

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

A equação (2.6) se destaca com relação à equação (2.5), primeiramente pela utilização da tensão máxima ao invés da tensão de escoamento, a qual pode ser utilizada tanto em solicitações normais de serviço ou em solicitações que levam à ruptura. Em segundo, por introduzir correções empíricas que levam em consideração as imperfeições geométricas que existem em peças reais.

Até o ano de 1968, a AISI (American Iron and Steel Institute) utilizou a equação (2.6) para o cálculo da largura efetiva. Após vários anos de pesquisa e ensaios experimentais, Winter (1970) apresentou uma equação mais realística em substituição da equação (2.6), mostrada na equação (2.7).

$$\frac{b_{ef}}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_{max}}} \left(1 - 0,22 \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_{max}}} \right) \quad (2.7)$$

Nesse momento, a relação da largura efetiva b_{ef} pela largura b pode ser reescrita na forma da equação (2.8), onde é introduzido o fator de redução (ρ). E a relação da tensão crítica (σ_{cr}) pela tensão máxima admissível (σ_{max}) pode ser reescrita na forma da equação (2.9), onde é introduzido o índice de esbeltez (λ).

$$\rho = \frac{b_{ef}}{b} \quad (2.8)$$

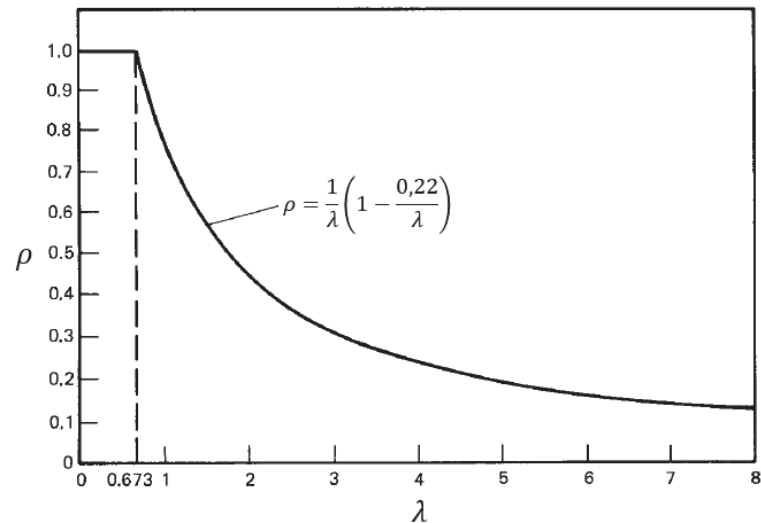
$$\lambda = \sqrt{\frac{\sigma_{max}}{\sigma_{cr}}} \quad (2.9)$$

Sendo assim, é possível reescrever a equação (2.7) na forma da equação (2.10).

$$\rho = \frac{1}{\lambda} \left(1 - \frac{0,22}{\lambda} \right) \quad (2.10)$$

A equação (2.10) pode ser representada por uma curva de resistência relacionada com a flambagem local e está representada na Figura 9. Essa expressão de formato adimensional foi adotada pela norma americana AISI-S100 na seção B2.1 para a determinação da largura efetiva de elementos rígidos comprimidos uniformemente. A norma brasileira ABNT NBR14762 também adotou o conceito de cálculo via método da largura efetiva, o qual será apresentado com maiores detalhes posteriormente.

Figura 9 - Curva de resistência relacionada com a flambagem local



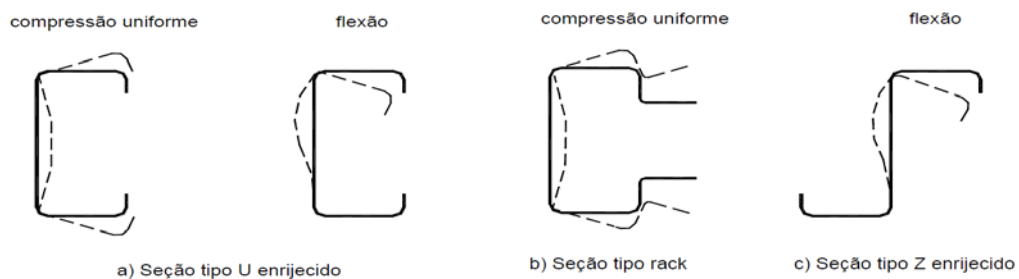
Fonte: Yu (2000)

2.1.2 Flambagem distorcional

Além da flambagem local, os elementos de um perfil estão sujeitos à flambagem distorcional. Por definição, a flambagem distorcional, também chamada de flambagem por distorção, tem como característica a rotação e possível translação do conjunto composto da mesa (elemento da seção) comprimida e um ou mais enrijecedores de borda, causado pela perda de estabilidade do conjunto, assim alterando a forma inicial da seção.

O modo distorcional ocorre, em geral, em perfis com comprimento intermediário entre os de perfis que sofrem flambagem local e global e apresenta uma moderada reserva pós-flambagem. Assim como na flambagem local, o modo distorcional se desenvolve através de meias-ondas ao longo do comprimento da barra. A Figura 10 ilustra alguns casos de flambagem distorcional.

Figura 10 - Flambagem distorcional para diferentes tipos de perfis



Fonte: NBR 14762:2010

Esse assunto pode ser mais bem explorado no trabalho de Chodraui (2003), dentro do qual é realizada uma avaliação da flambagem por distorção em barras submetidas à compressão centrada e à flexão, comparando os resultados obtidos com vários tipos de procedimentos de cálculos e simulações.

É importante salientar que o fenômeno de flambagem pode ser entendido como um problema de instabilidade por bifurcação do equilíbrio, como dito inicialmente, no domínio tensão *versus* deslocamento. Não há uma diferença física clara para distinguir os diferentes modos de flambagem (local, distorcional e global). Essa classificação é utilizada neste trabalho com o objetivo de seguir a nomenclatura e a metodologia aplicadas usualmente nas normas de estruturas metálicas.

2.1.3 Flambagem global

A flambagem global apresenta pouca resistência pós-crítica e os principais modos de flambagem que estão presentes em barras sob compressão são os modos de flexão, torção e flexo-torção.

A flambagem por flexão caracteriza-se pela flexão em torno de um dos eixos principais de inércia da seção transversal, geralmente o eixo que tiver o menor momento de inércia, mostrada na equação (2.11), referente à força normal de flambagem elástica da equação de Euler.

Destaca-se que ambas, tanto a instabilidade por flexão como a instabilidade por torção, são casos particulares do caso geral de instabilidade por flexo-torção. Ocorrendo somente as translações da seção o fenômeno será de flambagem por flexão e se ocorrer somente a rotação da seção o fenômeno será de flambagem por torção. A falha por instabilidade de flexo-torção caracteriza-se quando ocorrem a translação e a rotação juntas na flambagem da barra. A seguir também serão apresentadas as equações para a força normal crítica em flambagem por torção, equação (2.12), e a força normal crítica em flambagem por flexo-torção, equação (2.13).

$$N_{ex} = \frac{\pi^2 EI_x}{(k_x L)^2}, \quad N_{ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{(k_y L)^2} \quad (2.11)$$

$$N_{ez} = \frac{1}{r_o^2} \left(\frac{\pi^2 E C_w}{(k_z L_z)^2} + G I_z \right) \quad (2.12)$$

$$N_{ext} = \frac{N_{ex} + N_{ez}}{2 \left[1 - (x_o/r_o)^2 \right]} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{4N_{ex}N_{ez} \left[1 - (x_o/r_o)^2 \right]}{(N_{ex} + N_{ez})^2}} \right] \quad (2.13)$$

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_{ez} = força axial de flambagem elástica por torção;

N_{ext} = força axial de flambagem elástica por flexo-torção;

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

r_o = raio polar de giração;

I_x = momento de inércia em relação ao eixo x;

I_y = momento de inércia em relação ao eixo y;

I_z = momento de inércia à torção uniforme;

$k_x L_x$ = comprimento efetivo de flambagem por flexão em relação ao eixo x;

$k_y L_y$ = comprimento efetivo de flambagem por flexão em relação ao eixo y;

$k_z L_z$ = comprimento efetivo de flambagem por torção;

C_w = constante de empenamento da seção;

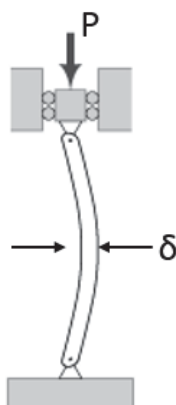
G = módulo de elasticidade transversal;

E = módulo de elasticidade.

As equações (2.11), (2.12) e (2.13) são válidas para elementos solicitados a força de compressão aplicada no centro de gravidade da seção, ou seja, são para o caso de compressão centrada. Outros tipos de solicitações, no caso de compressão excêntrica, os modos de flexão e torção vão interagir com a força, modificando as equações com relação a estes modos. Pode-se consultar mais sobre o assunto em bibliografias clássicas de flambagem como Yu (2000).

A Figura 11 mostra um exemplo de flambagem global por flexão, onde um perfil rotulado em suas extremidades acaba sendo submetido à flambagem global através de uma carga de compressão P e, conseqüentemente, ocorre o deslocamento lateral δ .

Figura 11 - Flambagem Global por Flexão



Fonte: Autor

2.2 Procedimento de cálculo: norma ABNT NBR 14762:2010

De forma geral, os materiais utilizados em estruturas são divididos em três grupos: perfis laminados, são aqueles laminados a quente em usinas siderúrgicas; perfis soldados, são obtidos por meio de tiras de chapas unidas por soldagem e perfis formados a frio, obtidos pelo dobramento de chapas a frio, ou seja, na temperatura ambiente. Em normas nacionais, a ABNT NBR 8800:2008 descreve os procedimentos de dimensionamentos dos perfis laminados e perfis soldados. Para os perfis formados a frio, que é o caso do objeto de estudo do presente trabalho, a norma ANBT NBR 14762:2010 descreve os procedimentos de dimensionamento.

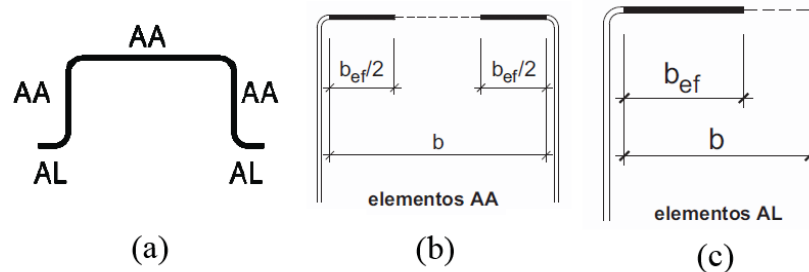
Os critérios de segurança adotados na norma ABNT NBR 14762:2010 baseiam-se na norma ABNT NBR 8681 (Ações e segurança nas estruturas – Procedimento). Esses critérios estão baseados nos estados-limites últimos e nos estados-limites de serviço. Os estados-limites últimos são referentes aos critérios de segurança estrutural devido às ações mais críticas submetidas ao longo da sua utilização. Os estados-limites de serviço são referentes ao comportamento estrutural desejado sob as ações normais de utilização. O procedimento de dimensionamento utilizado no trabalho está relacionado às condições de estados-limites últimos.

As ações variáveis e permanentes dos carregamentos que estão submetidos na estrutura são classificadas pela norma. No capítulo sobre a metodologia aplicada no trabalho serão apresentadas com maiores detalhes as ações das cargas e suas classificações.

A norma subdivide o perfil em elementos planos, muitas vezes chamados apenas de elementos, e os elementos curvos, que são as dobras realizadas através do punção e da matriz. Os elementos são classificados em AL e AA. Um elemento AL possui uma borda vinculada em um elemento curvo (dobra) e uma borda livre. Um elemento AA possui as suas duas bordas vinculadas a elementos curvos (dobras) e também são chamados de elementos enrijecidos. A Figura 12(a) mostra um exemplo de um perfil com elementos AA e elementos AL.

Um dos procedimentos utilizados na norma para dimensionamento dos perfis formados a frio utilizados em estruturas é o MLE, que é o Método da Largura Efetiva. O método foi descrito no trabalho na seção (2.1.1) e, como foi descrito anteriormente, possui as mesmas considerações que são utilizadas na norma americana AISI-S100. A largura efetiva é uma largura fictícia de um elemento encontrada através dos procedimentos de cálculos descritos na norma. Para um elemento AA, a largura efetiva é obtida retirando-se a porção central da largura real do elemento, conforme mostra a Figura 12(b). Para um elemento AL, a largura efetiva é obtida retirando-se uma porção da borda livre do elemento, conforme mostra a Figura 12(c).

Figura 12 - Tipos de elementos de perfis formados a frio e largura efetiva dos elementos AA e AL



Fonte: Autor

Seguindo com os objetivos do trabalho, será apresentado o procedimento utilizado para o cálculo da força axial resistente à compressão dos perfis formados a frio do módulo de sustentação do elevador de canecas.

Por meio das equações de (2.11), (2.12) e (2.13) da seção (2.1.3) são obtidas as forças axiais de flambagem global elásticas por flexão nos dois eixos principais e por torção. Nesse momento é possível obter o valor do índice de esbeltez reduzido associado à flambagem global (λ_o), dado pela equação (2.14).

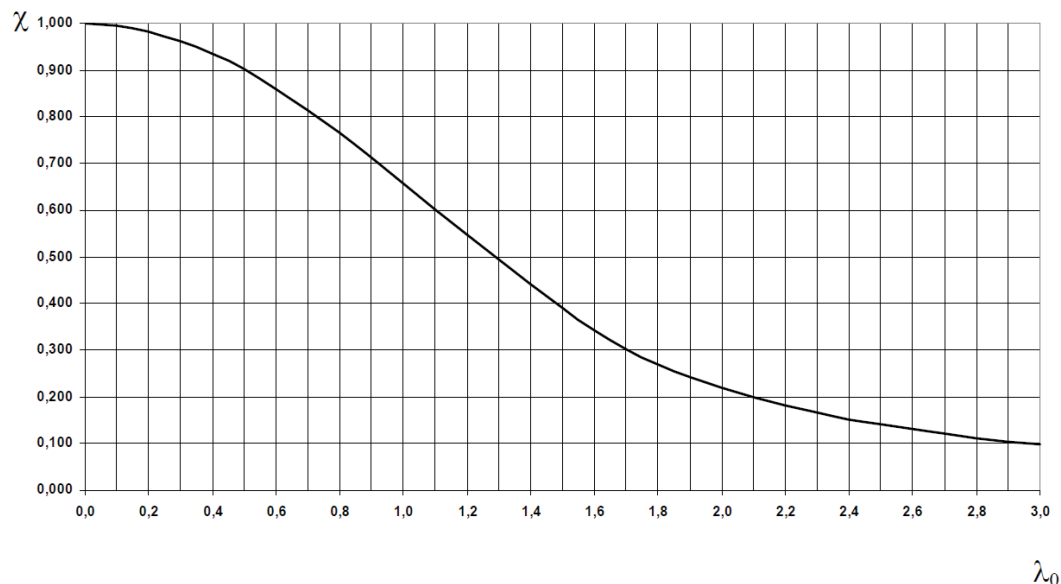
$$\lambda_o = \left(\frac{A f_y}{N_e} \right)^{0,5} \quad (2.14)$$

Nessa equação N_e é a força axial de flambagem global elástica do perfil, menor valor entre N_{ex} ou N_{ey} (flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo de menor inércia) e N_{ext} (flambagem global elástica por flexo-torção) descritos pelas equações (2.11), (2.12) e (2.13), onde A é a área bruta da seção transversal do perfil e f_y é a resistência ao escoamento do aço.

A seguir será obtido o fator de redução associado à resistência à compressão (χ), calculado pela equação (2.15) e graficamente mostrado na Figura 13. Ele representa a iteração entre a flambagem local e global de um perfil submetido a tensões de compressão.

$$\begin{aligned} \text{para } \lambda_o \leq 1,5 : \chi &= 0,658^{\lambda_o^2} \\ \text{para } \lambda_o \geq 1,5 : \chi &= \frac{0,877}{\lambda_o^2} \end{aligned} \quad (2.15)$$

Figura 13 - Valor de χ em função do índice de esbeltez λ_o



Fonte: Norma ABNT NBR 8800:2008

Quando o valor de χ se aproxima de um e o valor de λ_o se aproxima de zero, o efeito da flambagem global é praticamente nulo, predominando o efeito da flambagem local. O valor da máxima tensão de compressão é próximo ao valor da tensão de escoamento do material, conduzindo ao início da falha da seção por escoamento. No entanto, quando o valor de χ se aproxima de zero e o valor de λ_o aumenta, o efeito da flambagem global é predominante e o valor da máxima tensão de compressão pode ficar muito menor do que o valor da tensão de escoamento, conduzindo ao início da falha por influência da flambagem global.

Com o fator de redução definido, a partir da equação (2.16) é possível obter a tensão normal de compressão referente ao estado-limite último de instabilidade do perfil.

$$\sigma = \chi \cdot f_y \quad (2.16)$$

Prosseguindo, a equação (2.17) define o índice de esbeltez reduzido do elemento (λ_p).

$$\lambda_p = \frac{b/t}{0,95(kE/\sigma)^2} \quad (2.17)$$

Nessa equação, b é a largura do elemento do perfil em análise, t é a espessura da chapa do perfil, k é o coeficiente de flambagem local do elemento, E é o módulo de elasticidade longitudinal e σ refere-se à tensão normal de compressão.

Para se obter a largura efetiva do elemento é utilizada a equação (2.18), cuja origem foi apresentada na seção (2.1.1).

$$\begin{aligned} \text{para } \lambda_p \leq 0,673: b_{ef} &= b \\ \text{para } \lambda_p > 0,673: b_{ef} &= \frac{b}{\lambda_p} \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \end{aligned} \quad (2.18)$$

Portanto, para definir a força axial de compressão resistente de cálculo ($N_{c,Rd}$) do perfil formado a frio usa-se a equação (2.19). A constante γ é um fator de ponderação sugerido pela norma com um valor de 1,2.

$$N_{c,Rd} = \frac{\chi A_{ef} f_y}{\gamma} \quad (2.19)$$

Além do método da largura efetiva (MLE), a norma fornece outros métodos de cálculo da resistência de perfis formados a frio como o Método da Resistência Direta (MRD) apresentado no anexo C da norma ABNT NBR 14762:2010 e o Método da Seção Efetiva (MSE), os quais não serão discutidos neste trabalho.

2.3 Métodos dos elementos finitos

Os estudos realizados para soluções dos problemas em análises estruturais na engenharia, na maioria das vezes, estão disponibilizados para os engenheiros na forma de tabelas e soluções analíticas encontradas em bibliografias como livros, normas, dissertações, etc. A origem dessas soluções, de certa forma pronta, é o resultado do tratamento matemático clássico referente ao estudo das equações diferenciais. Um exemplo desse tipo de solução é a teoria de vigas, sendo que uma grande quantidade de problemas pode ser resolvida com a sua utilização. Porém, essas soluções são aplicadas em análises onde a geometria, o carregamento e as condições de apoios são simples.

Entretanto, existem estruturas de fundamental importância e com um alto grau de complexidade onde as teorias clássicas se tornam de difícil aplicação. Estruturas cuja análise analítica se torna quase impossível, sendo necessárias grandes simplificações nas quais o modelo matemático fica muito distante do problema real analisado. Sob o mesmo ponto de vista, a dificuldade é encontrada quando a solução do problema requer uma grande quantidade de ferramentas matemáticas com o uso de equações diferenciadas, sendo necessário um grande volume de cálculos.

Para a solução de análises de estruturas complexas foi desenvolvido o método de elementos finitos. Esse método é um procedimento de cálculo aproximado e tem uma aplicação de caráter geral, podendo ser utilizado para soluções onde independe da geometria da estrutura analisada podendo haver várias condições de carregamento.

Basicamente o método de elementos finitos está em subdividir a estrutura, ou o objeto de estudo, em um número finito de partes chamado de elementos. Esses elementos estão conectados uns aos outros por meio de pontos de conexão chamados de nós. Essa subdivisão é chamada de discretização do sistema ou também de sistemas discretos. A partir do

entendimento do comportamento de interação de cada elemento será possível entender o comportamento do conjunto inteiro.

Com o auxílio de computadores os programas de elementos finitos têm como principal objetivo resolver as inúmeras equações algébricas geradas a partir das condições de equilíbrio estruturais de cada elemento que está discretizado no sistema. Na análise de problemas estruturais a solução do sistema está em encontrar o deslocamento dos nós, também chamados de deslocamentos nodais que são as incógnitas do problema.

Inicialmente cria-se a representação geométrica do objeto ou corpo de estudo referente ao problema físico que se pretende analisar. A partir da geometria criada por meio de uma divisão da mesma em elementos ligados por nós, conforme descrito anteriormente, é criado então o modelo de elementos finitos, ou seja, o modelo numérico discretizado. Também se faz necessário determinar as propriedades físicas do material e as condições de contorno do objeto em estudo que engloba os tipos de fixação, carregamentos e propriedades geométricas.

Depois que o modelo de elementos finitos for completamente definido o programa inicia a análise tratando os deslocamentos nodais como variáveis de uma função de interpolação, usualmente polinomial, que apresenta uma expressão analítica para o deslocamento em um ponto do elemento. Uma função polinomial deve ser formulada para todos os elementos do corpo. As equações polinomiais são, então, substituídas na formulação da equação diferencial parcial, resultando em um conjunto de equações algébricas simultâneas, as quais são resolvidas para se obterem os valores nodais desconhecidos. Esses valores normalmente são deslocamentos que podem ser utilizados para calcular deformações e tensões em cada um dos elementos do modelo.

Mais informações sobre o método de elementos finitos assim como a sua aplicação, implementação e conceitos podem ser encontrados em estudos de autores como Bathe (1996), Baran (1988), Zienkiewicz (2000a e 2000b) e Alves Filho (2007 e 2012).

2.3.1 Métodos de análise: linear e não linear

Conforme descrito por Bathe (1996), em uma análise linear as respostas de um sistema são linearmente proporcionais com as cargas aplicadas no mesmo. Na análise linear com a discretização, o sistema de equação (2.20) é obtido por meio de elementos finitos.

$$[K_L][U] = [P] \quad (2.20)$$

A matriz $[P]$ contém as forças nodais aplicadas no sistema. A matriz $[U]$ é aquela que fornece as respostas do sistema através dos deslocamentos nodais que, por sua vez, torna possível obter as tensões e deformações do sistema. A matriz de rigidez do sistema $[K_L]$ contém os fatores de proporcionalidade das forças com os deslocamentos e leva em consideração as propriedades físicas dos materiais e as propriedades geométricas. Na análise linear a matriz de rigidez é uma constante, ou seja, ela não varia ao longo da simulação.

Na análise não linear, Bathe (1996) descreve que as forças nodais e os deslocamentos do sistema têm um comportamento não linear e, diferente da análise linear, a matriz de rigidez não é constante. Na análise não linear o sistema de equação (2.21) é obtido com a discretização por meio de elementos finitos.

$$[K_{NL}(U)][U] = [P] \quad (2.21)$$

A matriz de rigidez $[K_{NL}(U)]$ para a análise não linear não é constante e pode ser escrita em função dos deslocamentos. Nesse caso, não é possível obter de uma forma direta o vetor de deslocamentos $[U]$. Para a sua obtenção utilizam-se métodos iterativos, sendo que entre eles pode-se citar o método de Newton-Raphson que, segundo Chen *et. al.* (1988) é geralmente empregado quando a relação carga *versus* deslocamento é monotonicamente crescente, ou seja, quando aumenta os valores dos deslocamentos (domínio da função) não há uma diminuição nos valores das cargas (imagens correspondentes do contradomínio), das quais mantem-se iguais ou maiores.

Alves Filho (2012) descreve que na análise não linear a matriz de rigidez da estrutura é composta pela matriz de rigidez básica $[K]$ e a matriz de rigidez geométrica $[K_G]$, sendo então $[K_{NL}(U)] = [K] + [K_G]$. A matriz de rigidez geométrica considera a interação entre as forças axiais e os deslocamentos no elemento, sendo considerada uma correção da matriz de rigidez básica. Portanto, com a rigidez de início de cada intervalo, conhecida com rigidez de partida, e com a correção proposta pela matriz de rigidez geométrica, é possível calcular a matriz de rigidez daquele iteração para o cálculo correto dos deslocamentos devido ao incremento de carga da mesma iteração. Outra aplicação importante da matriz de rigidez geométrica, que acopla os efeitos da força axial na flexão, é permitir avaliar os efeitos da instabilidade elástica, onde é possível calcular o valor da carga crítica que provoca a

instabilidade na estrutura. No Apêndice C são apresentados alguns aspectos sobre o Método do Autovalor e Autovetor, referente à instabilidade estrutural (flambagem), onde é possível obter o campo de deslocamentos na condição de instabilizada da estrutura.

A não linearidade de um sistema pode ter várias origens, porém o presente trabalho utiliza dois tipos de não linearidade: a não linearidade física, que corresponde às propriedades dos materiais, e a não linearidade geométrica, que relaciona os deslocamentos e as deformações de forma não linear. As mesmas serão apresentadas com maiores detalhes nas seções seguintes.

2.3.2 Não linearidade física

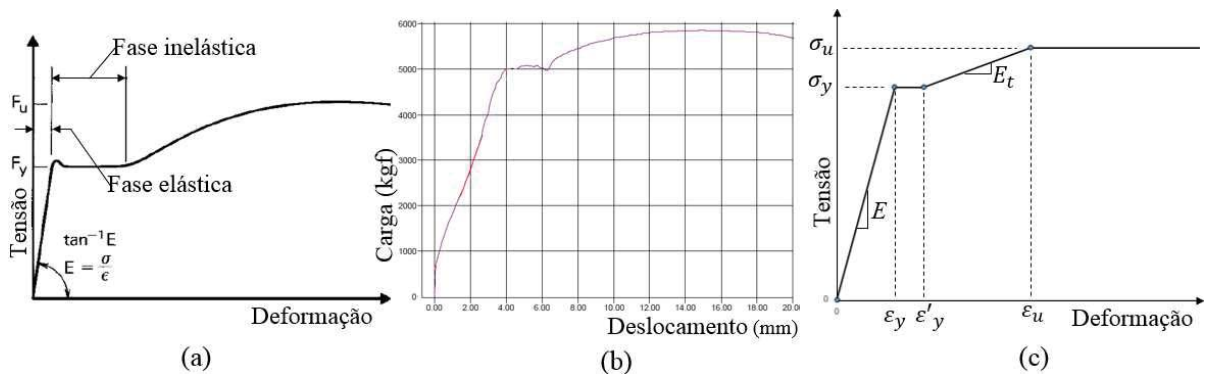
Na não linearidade física considera-se que a relação constitutiva física do material (tensão *versus* deformação) utilizada no modelo numérico tem uma relação não linear. Para o presente trabalho, o material é chapa de aço de baixo carbono laminada a quente.

Maggi (2000) utiliza em seu trabalho o diagrama bilinear, o qual consiste em dois segmentos de retas que dividem a fase elástica e a de plastificação do material. A inclinação na fase elástica do material é representada através do módulo de elasticidade longitudinal (E) e a inclinação na fase de plastificação do material é representada por meio do módulo de elasticidade tangente (Et). Maggi (2000) também utiliza em seu trabalho o módulo de elasticidade tangente (Et), sendo 10% do módulo de elasticidade longitudinal (E). Chodraui (2006) utiliza em seu trabalho uma aproximação em uma curva trilinear a partir dos ensaios de caracterização do material utilizado em sua pesquisa.

Yu (2000) descreve que para chapas de aço produzidas por laminação à quente existe um gráfico tensão *versus* deformação do tipo “com patamar”, como mostra a Figura 14(a). Essa informação pode ser confirmada quando comparada com o gráfico tensão *versus* deformação de um ensaio de tração de um corpo de prova feito a partir de uma chapa de aço laminada à quente, conforme mostra a Figura 14(b). No presente trabalho, da mesma forma que Chodraui (2006), o gráfico tensão *versus* deformação será uma aproximação dos ensaios de caracterização do material utilizado, conforme mostra a Figura 14(c). Os valores dos módulos de elasticidade longitudinal e tangente serão considerados da mesma forma que Maggi (2000), sendo Et 10% de E .

Na Figura 14, F_y e σ_y representam a tensão de escoamento do material, F_u e σ_u representam o limite de resistência máxima do material, ε_y é a deformação do material quando alcança a tensão de escoamento, ε'_y é a deformação no final da fase inelástica e ε_u é a deformação quando o material atinge o seu limite de resistência máxima. E é o módulo de elasticidade de Young e E_t é o módulo de elasticidade tangente na plastificação do material. Posteriormente será explicada com maiores detalhes a forma de utilização do gráfico.

Figura 14 - Gráficos tensão *versus* deformação de chapas laminadas à quente



Fonte: Autor

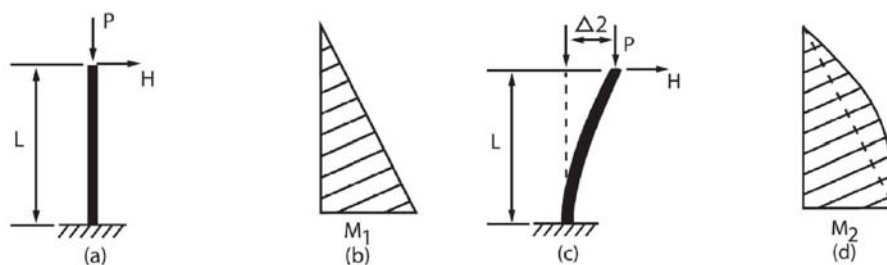
2.3.3 Não linearidade geométrica

Segundo Alves Filho (2012) a não linearidade geométrica é uma condição onde a geometria deformada da estrutura altera as equações de equilíbrio. Como exemplo, para ilustrar esse tipo de não linearidade, analisa-se o caso de uma coluna engastada em uma extremidade e sobre carregamento horizontal (H) e vertical (P) na extremidade livre, conforme mostra a Figura 15(a). Na posição indeformada, o momento M_1 na base da coluna é calculado pela equação (2.22) e seu diagrama é como mostra a Figura 15(b). O deslocamento Δ_2 no topo da coluna devido à carga (H) é dado pela equação (2.23), sendo E o módulo de elasticidade, I o momento de inércia da coluna e L a altura da coluna.

$$M_1 = HL \quad (2.22)$$

$$\Delta_2 = \frac{HL^3}{3EI} \quad (2.23)$$

Figura 15 - Coluna engastada em uma extremidade e sobre carregamento horizontal e vertical



Fonte: autor

Porém, na posição deformada a nova condição de equilíbrio é apresentada na Figura 15(c). O momento M_2 na base passa a ser calculado pela equação (2.24) e seu diagrama é como mostra a Figura 15(d), onde Δ_2 representa o deslocamento no topo da coluna devido à ação da força H e a excentricidade do centro da coluna gerada pela força axial P . Em estruturas mais complexas esse efeito também pode estar presente.

$$M_2 = HL + P\Delta_2 \quad (2.24)$$

2.3.4 Imperfeições geométricas iniciais e suas considerações em simulação numérica

Diferenças de paralelismo, perpendicularidade e inclinação são algumas características que separam uma superfície geométrica descrita em projetos de engenharia isentos de erros de uma superfície efetiva, real e aferida com instrumentos de medição. Essas diferenças entre a superfície geométrica e efetiva são chamadas de imperfeições geométricas. Normalmente com as suas origens durante o processo de fabricação a não consideração dessas imperfeições estará tecnicamente inadequada.

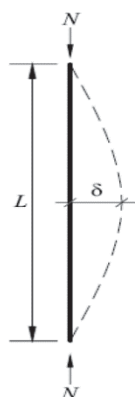
Em um perfil ou placa esbelta que sofre ação de forças em seus eixos centrais de modo a comprimi-los diz-se que estão sob compressão centrada. Porém, devido as suas imperfeições geométricas e possíveis excentricidades, na verdade estão sob uma flexo-compressão. Ocorrem então deslocamentos laterais nos elementos que os constituem, resultando em esforços adicionais que, por sua vez, podem vir a comprometer a resistência máxima à compressão.

A utilização das imperfeições geométricas no modelo numérico do objeto de estudo é uma etapa importante da análise, pois são elas que irão induzir a falha devido ao efeito da

flambagem. Segundo Chodraui (2006) ainda não há um consenso no modo de tratar as imperfeições geométricas em modelos numéricos. Mas sabe-se que a forma, a magnitude e o modo de aplicação das imperfeições geométricas constituem um fator sensível na simulação para obtenção das forças de colapso.

Young (1807) sugeriu uma função senoidal para representar de forma aproximada a imperfeição inicial global (δ) devido a uma carga de compressão (N) em um perfil de comprimento (L), representada na Figura 16. Aceitável em muitos casos em virtude da variação das imperfeições verificada na prática, a aproximação de Young foi utilizada como base para as curvas de resistência em normas americanas e europeias. Mas a proposta de Young não representa as imperfeições localizadas em um perfil e geralmente são essas imperfeições que irão causar o colapso devido ao efeito da flambagem local ou distorcional.

Figura 16 - Imperfeição global sugerida por Young (1807)



Fonte: Autor

Atualmente as formas mais utilizadas para introduzir as imperfeições geométricas no modelo numérico são duas: manualmente ou automaticamente. A forma manual seria fazer um levantamento das dimensões reais das imperfeições encontradas nos perfis em análise e utilizá-las para a criação do modelo numérico que será analisado. Lecce e Rasmussem (2006) utilizaram esse método em seu trabalho, fazendo as medições em laboratório por meio de laser para utilizar as superfícies efetivas nos modelos em análise.

A forma automática, que será a usada nesse trabalho, baseia-se na utilização da geometria deformada do modo de flambagem encontrado através da análise de estabilidade linear. A análise de estabilidade via programa de elementos finitos fornece os valores das forças críticas e os correspondentes modos de flambagem. Dessa forma, faz-se a escolha dos

modos puros, ou seja, os modos isolados e não combinados, referentes aos modos de flambagem local, distorcional e global quando aplicável. As coordenadas dos nós da malha dessa nova geometria do modelo de elementos finitos são atualizadas para simular a análise de estabilidade de forma não linear.

Chodraui (2006), em sua tese de doutorado, realiza uma análise teórica e experimental de perfis de seção aberta (perfis U, U enrijecidos e cantoneiras simples e duplas) e formados a frio. Para a atribuição das imperfeições geométricas iniciais ele realizou uma análise linear numérica de estabilidade dos perfis que fornece como resultado o valor da força crítica e a geometria deformada do perfil.

A partir do resultado da configuração deformada referente a cada um dos modos de flambagem isolados (local, global e distorcional quando aplicável) foi realizada a superposição dessas novas geometrias para todos os nós dos perfis. Como meio de analisar a sensibilidade frente à amplitude dessas imperfeições foi adotada como critério a utilização das magnitudes das imperfeições geométricas iniciais através de uma análise probabilística do trabalho de Schafer e Pekoz (1998).

Sousa (2013), em sua tese de doutorado, realiza uma análise teórica e experimental da estabilidade de colunas perfuradas do perfil de seção aberta e formado a frio do tipo *rack*. Da mesma forma que Chodraui (2006) realiza as atribuições das imperfeições geométricas por meio da análise de estabilidade linear do perfil com a sobreposição dos modos de flambagem isolados. Porém, a escolha do modo de flambagem e da magnitude da imperfeição é realizada através das medições experimentais dos corpos de prova submetidos aos ensaios de compressão.

Bonatto (2009), em sua dissertação de mestrado, utiliza o mesmo procedimento de Chodraui (2006) para a atribuição das imperfeições geométricas em seus modelos numéricos, referente ao estudo do comportamento estrutural de cantoneiras formadas a frio.

Triches (2011), em sua dissertação de mestrado sobre a análise estrutural das colunas utilizadas em silos armazenadores, também utiliza a sobreposição dos modos de flambagem isolados para a atribuição das imperfeições geométricas, mas como fator de amplificação dos deslocamentos dos nós da geometria deformada utiliza a espessura dos perfis.

2.3.5 Tipos de elementos: barra, viga e casca

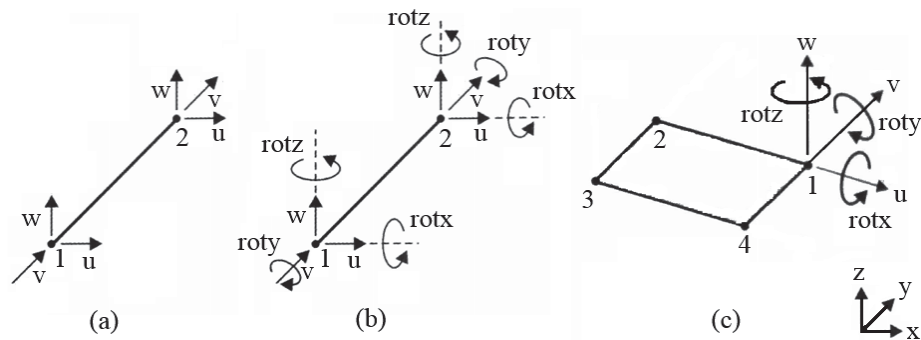
A seguir são descritas as características dos elementos de barra, dos elementos de viga e dos elementos de casca.

O elemento de barra é um elemento uniaxial e tridimensional que transmite apenas forças axiais de compressão ou tração. Possui dois nós com três graus de liberdade em cada nó, sendo eles a translação nos sentidos de x , y e z (u , v e w). Pode ser utilizado para representar modelos onde o comprimento é muito maior do que as dimensões da seção transversal, por exemplo, treliças, cabos de aços e molas. A Figura 17(a) mostra um elemento de barra.

O elemento de viga é um elemento uniaxial e tridimensional que transmite forças axiais, momentos fletores, forças cortantes e momentos torçores. Possui dois nós com seis graus de liberdade em cada nó, sendo eles a translação nos sentidos de x , y e z (u , v e w) e a rotação nos eixos de x , y e z ($rotx$, $roty$ e $rotz$). Pode ser utilizado para representar modelos onde o comprimento é muito maior do que as dimensões da seção transversal e suas extremidades (articulações) são rígidas, ou seja, não são articuladas. Vigas contínuas e pórticos podem ser considerados exemplos de membros que podem ser representados pelo elemento de viga. A Figura 17(b) mostra um elemento de viga.

O elemento de casca é um elemento formado por quatro nós com seis graus de liberdade em cada nó, sendo eles a translação nos sentidos de x , y e z (u , v e w) e a rotação nos eixos de x , y e z ($rotx$, $roty$ e $rotz$). É adequado para representar o plano médio de chapas na análise de estruturas com espessuras pequenas entre finas e moderadamente grossas. A Figura 17(c) mostra um elemento de casca, onde os graus de liberdade estão representados no primeiro nó, porém os nós 2, 3 e 4 possuem os mesmos graus de liberdade.

Figura 17 - Tipos de Elementos: barra, viga e casca



Fonte: Autor

2.4 Composição, funcionamento e características de *layout* de um elevador de canecas

Em muitas situações onde se faz necessária a elevação vertical de material granular, o elevador de canecas é um dos equipamentos mais simples, eficiente e confiável que pode ser usada. Entender a composição, o funcionamento e as características de *layout* de um elevador de canecas são pontos fundamentais para poder compreender e definir o carregamento que nele é solicitado. Inicialmente serão descritos os componentes que formam um elevador de canecas e suas principais características. Posteriormente será mostrado o seu funcionamento e os principais parâmetros do equipamento. Finalmente, serão mostradas as características e as opções que o elevador de canecas apresenta no *layout* de uma unidade de armazenagem.

O objetivo do trabalho não é fornecer características específicas do fenômeno de transporte de grãos, por isso referências bibliográficas disponíveis como Woodcock e Mason (1987), Spivakovsy e Dyachkov(1985) e Amaravat (2012) foram as utilizadas para a extração dos parâmetros de operação e das características de funcionamento do elevador de canecas.

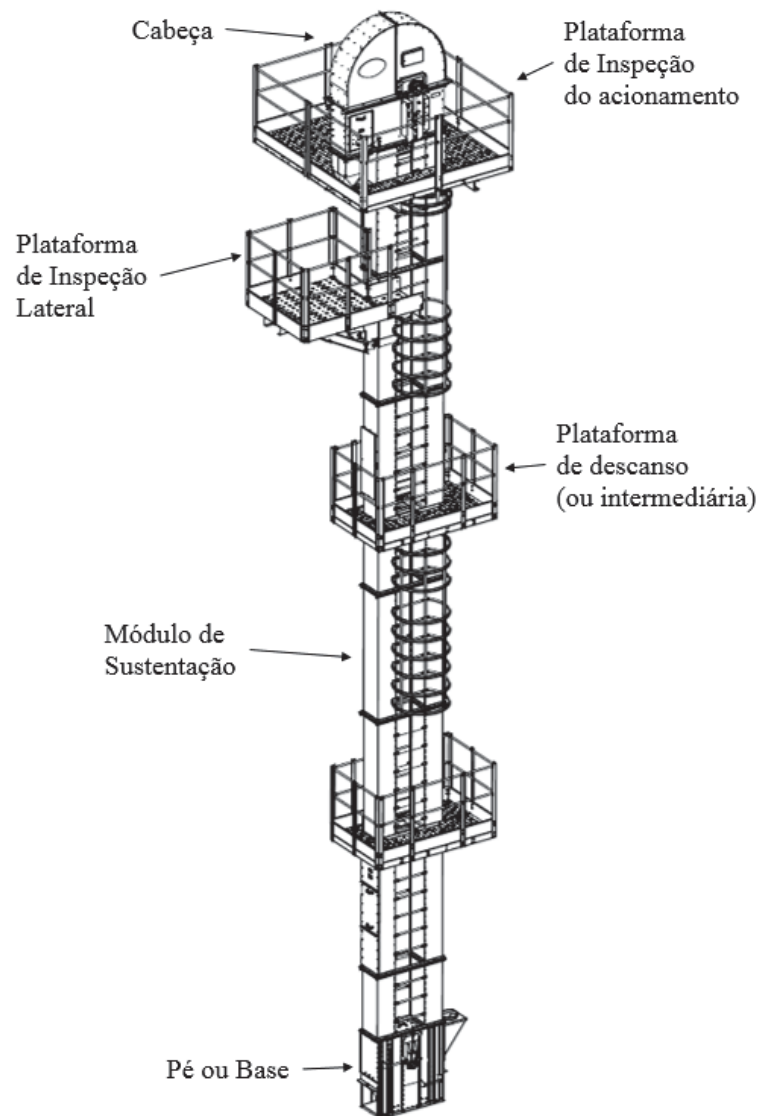
Os detalhes de construção podem variar conforme o seu fabricante e com o tipo de material transportado. Sendo assim, o elevador de canecas que será apresentado nesse trabalho é específico para grãos como soja, milho e trigo. Trata-se de um transportador para a movimentação de grãos no sentido vertical, elevando os grãos de um ponto inferior a um ponto superior desejado, os quais serão distribuídos por gravidade por meio de dutos e canalizações.

2.4.1 Composição do elevador de canecas

As descrições dos elementos que compõem o elevador de canecas podem variar de acordo com o fabricante. A Figura 18 mostra a composição de um elevador de canecas para grãos. Na sequência será apresentada a descrição e as características dos principais componentes do elevador.

O pé ou a base é formado por chapas metálicas e, por se tratar do primeiro componente inferior do equipamento, o mesmo deve ser fixado no piso. O pé é o componente que recebe os grão para então ser transportados até a cabeça. O pé é mostrado na Figura 19 e possui os seguintes componentes principais: polia inferior, esticador da correia, dispositivo de carga e janela de inspeção e limpeza.

Figura 18 - Composição Completa de um Elevador de Canecas

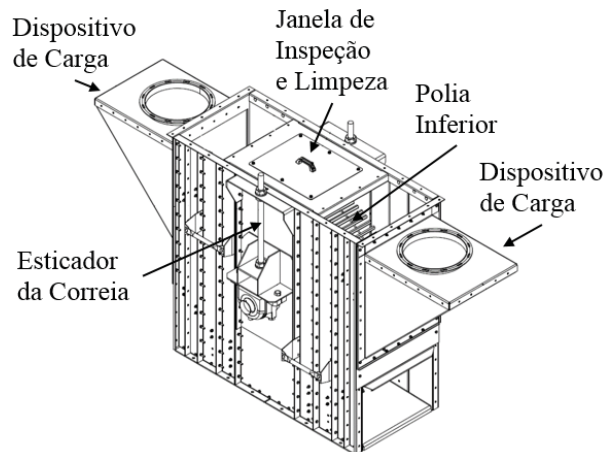


Fonte: Autor

A polia inferior é o componente onde é fixada a correia com as canecas na parte inferior do elevador. É responsável por retornar as canecas vazias para o carregamento e posteriormente iniciar a subida novamente para a cabeça.

O esticador da correia faz o alongamento da correia, geralmente por meio de fusos com rosca. Já o dispositivo de carga consiste nas entradas para os grãos, que podem estar na posição posterior, do lado descendente das canecas, e/ou na posição anterior, no lado ascendente das canecas. Por último, a janela de inspeção e limpeza que serve para inspecionar e limpar o pé do elevador.

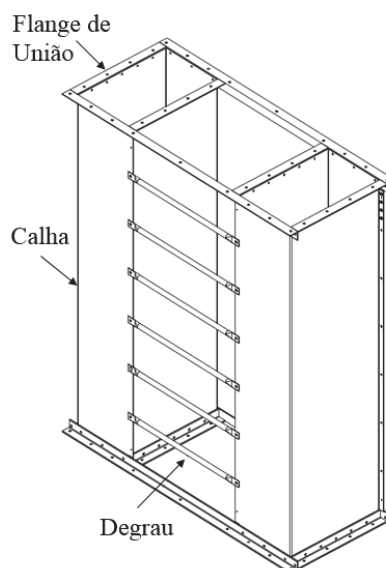
Figura 19 - Pé (base) do elevador de canecas



Fonte: Autor

O módulo de sustentação é composto pela calha com seção retangular, por um flange em cada ponta para a união entre eles por meio de parafusos e pelos degraus de acesso. Os módulos são as estruturas que sustentam o elevador. A calha, que é composta por perfis formados a frio, também serve como condutora da correia com as canecas, as quais fazem a movimentação vertical dos grãos. Existe também o módulo de inspeção, que possui uma tampa que se destina para a inspeção interna. A calha composta por perfis formados a frio é o objeto de estudo desse trabalho e será mais bem detalhado nos capítulos posteriores. A Figura 20 mostra o módulo de sustentação.

Figura 20 - Módulo de sustentação do elevador de canecas



Fonte: Autor

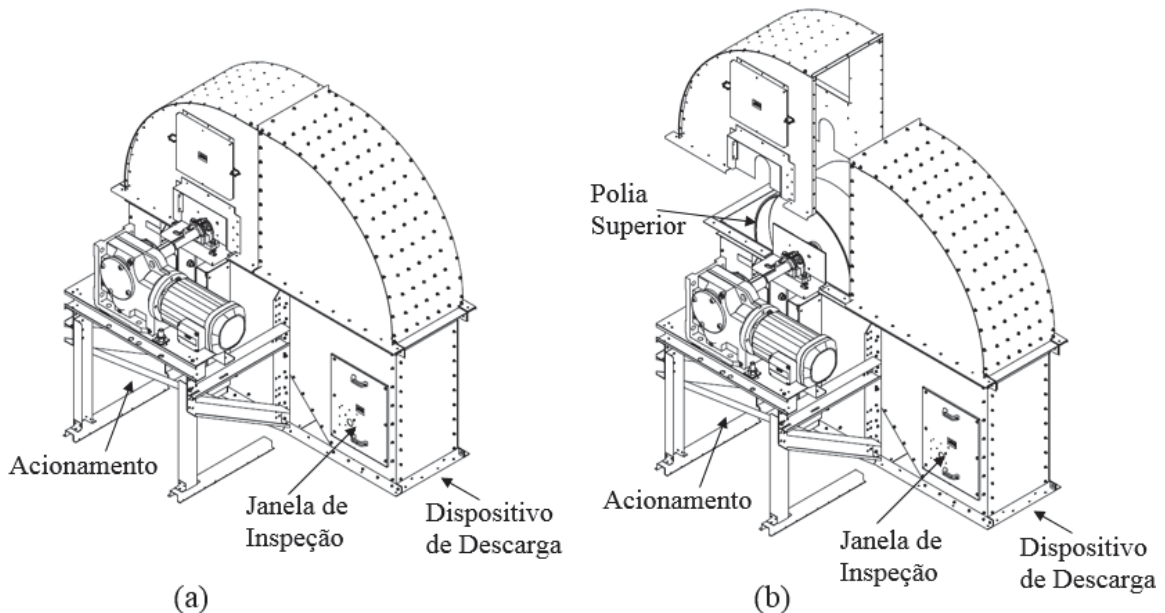
A cabeça é constituída por chapas metálicas. Trata-se do componente que faz a descarga dos grãos pela ação conjunta da força centrífuga e da gravidade. A cabeça do elevador de canecas está demonstrada na Figura 21(a), sendo que na Figura 21(b) está uma vista explodida para mostrar a polia superior. A cabeça possui os seguintes componentes principais: polia superior, dispositivo de descarga, janela de inspeção e limpeza e acionamento.

A polia superior é o componente onde é fixada a correia com as canecas na parte superior do elevador. É responsável pela movimentação da correia que, por meio de um eixo, é ligada a um acionamento externo.

O dispositivo de descarga tem a função de descarregar o grão por meio de uma bica de descarga. É constituído por um prolongamento para minimizar os danos causados aos grãos devido ao impacto que sofrem nas paredes da cabeça.

A janela de inspeção e limpeza serve para inspecionar e limpar a cabeça do elevador, enquanto que o acionamento é responsável pela força motriz do equipamento, uma vez que é constituído de um motorreductor ou de um motor e um redutor ligados por acoplamentos. Posteriormente será mostrado o cálculo para a potência de acionamento do elevador de canecas.

Figura 21 - Cabeça do elevador de canecas



Fonte: Autor

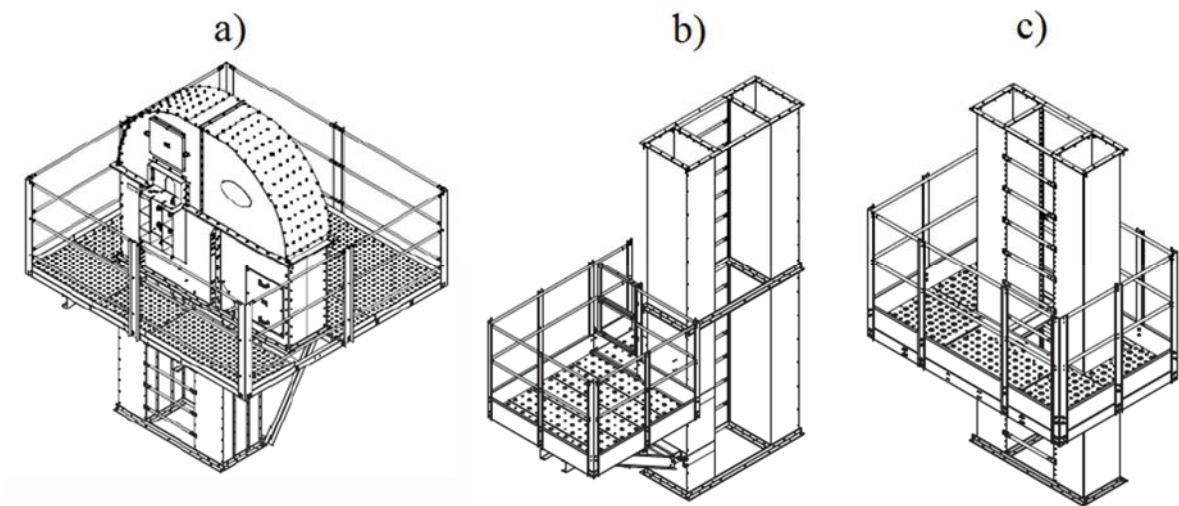
As plataformas são níveis horizontais elevados que têm a função de suportar os operadores e equipamentos para eventual manutenção e inspeção. Geralmente são formadas por chapas metálicas em seus pisos e com guarda corpo de tubos circulares em suas laterais, de forma a oferecer segurança para seus eventuais operadores. São usadas três tipos de plataformas no elevador de canecas, sendo que estas estão mostradas na Figura 22 e são descritas na sequência.

A plataforma de inspeção do acionamento mostrada na Figura 22(a) é fixada na cabeça do elevador e é utilizada, principalmente, na inspeção do acionamento do elevador. Para acessar essa plataforma o corpo do elevador possui degraus com guarda-corpo.

A plataforma lateral de inspeção mostrada na Figura 22(b) é fixada no corpo do elevador logo abaixo da cabeça e tem a função de disponibilizar o acesso às canalizações de descarga dos grãos do elevador.

A plataforma de descanso ou intermediária mostrada na Figura 22(c) consiste em uma plataforma instalada a cada seis metros de distância para atender as especificações da norma NR12.

Figura 22 – Plataformas do elevador de canecas

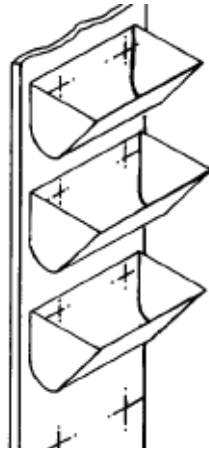


Fonte: Autor

As correias e canecas são os componentes que fazem a movimentação vertical dos grãos. As canecas são fixadas ao longo da correia em passos iguais e servem para carregar os grãos da bica de entrada no pé do elevador até a cabeça que, por sua vez, utilizando-se da

força centrífuga, os grãos são arremessados para fora da caneca em direção à bica de descarga. As canecas são mostradas na Figura 23.

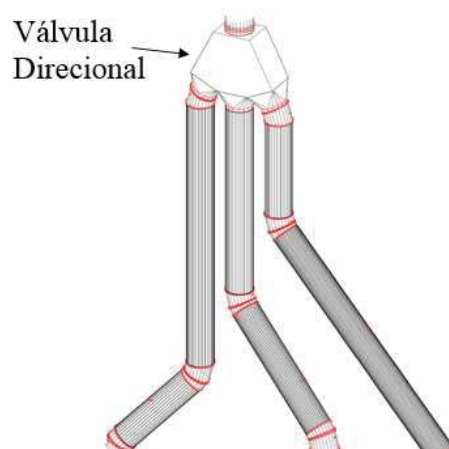
Figura 23 - Canecas fixadas na correia do elevador



Fonte: Autor

Para transportar os grãos da bica de descarga da cabeça do elevador até o destino desejado como silos e secadores utilizam-se as válvulas direcionais e as canalizações. As válvulas direcionais são utilizadas para possibilitar a escolha do destino dos grãos que, por meio das canalizações, serão transportados através do efeito da gravidade até o seu destino final. A Figura 24 mostra um exemplo de uma válvula direcional de três vias e suas respectivas canalizações.

Figura 24 - Válvula direcional três vias e suas canalizações

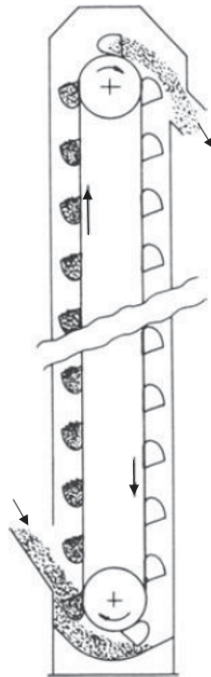


Fonte: Autor

2.4.2 Funcionamento do elevador de canecas

Como já foi comentado, o elevador de canecas é um transportador de grãos para movimentação no sentido vertical. Conforme mostra a Figura 25, as canecas fixadas na correia se movimentam em duas direções: na direção descendente (para baixo) e na direção ascendente (para cima). No momento em que as canecas começam o movimento circular na polia inferior no pé do elevador, inicia-se o carregamento dos grãos nas canecas. No final do movimento circular as canecas estão carregadas e então se inicia o processo de elevação das canecas com os grãos até a cabeça do elevador. No momento em que as canecas começam o movimento circular na polia superior da cabeça do elevador, começa a descarga dos grãos das canecas. Por uma combinação de força centrífuga e por gravidade os grãos são expulsos das canecas no sentido da bica de descarga. A partir desse momento, devido à ação da gravidade, os grãos descem por válvulas direcionais e canalizações até o seu destino final.

Figura 25 - Funcionamento esquemático de um elevador de canecas para grãos



Fonte: Woodcock e Mason (1987)

A seguir são descritos os principais parâmetros de operação de um elevador de canecas, os quais vão definir a capacidade de transporte do elevador e sua potência necessária para o seu funcionamento.

A velocidade linear da correia (v) está associada a velocidade de rotação da polia. Quanto menor for a velocidade de rotação da polia maior será o efeito da força da gravidade na descarga dos grãos. Quanto maior for a velocidade de rotação da polia, maior será o efeito da força centrífuga na descarga dos grãos. Spivakovsky e Dyachkovs (1985) descrevem e mostram que a descarga dos grãos deve ser uma combinação do efeito da força da gravidade e da força centrífuga. Eles fornecem tabelas em que a velocidade também varia com o tipo de material granular que é transportado. Para grãos alimentares como soja, milho e trigo a velocidade pode variar entre 2 e 3,2 m/s.

O passo entre canecas (p) consiste no espaçamento entre as canecas e depende do tamanho e da forma geométrica das mesmas. As canecas devem ter um passo de forma que não haja bloqueio no momento da carga ou descarga dos grãos. Spivakovsky e Dyachkovs (1985) fornecem tabelas com medidas de canecas de várias formas geométricas e os passos mínimos e máximos entre as mesmas.

Para que não ocorra o efeito de acelerações abruptas nos grãos o diâmetro da polia deve ser tal que o ponto mais externo da caneca siga o movimento circular concêntrico com o diâmetro da polia. A caneca também deve percorrer uma distância no movimento circular de forma que a descarga seja contínua e que todo o grão seja expulso da caneca antes que a mesma inicie o movimento vertical para baixo, retornando ao pé do elevador. Além desses requisitos geométricos do diâmetro da polia, deve-se ter atenção nos diâmetros que a correia permite dobrar. Os fabricantes de correia fornecem os diâmetros máximos e mínimos possíveis da correia conforme a quantidade de lonas e a tensão de trabalho.

Capacidade volumétrica de transporte é a capacidade em volume (C_v) por unidade de tempo que o elevador de canecas fornece, sendo que depende da velocidade linear da correia (v), do passo entre as canecas (p) e da capacidade volumétrica individual da caneca (c).

$$C_v = \frac{c \cdot v}{p} \quad (2.25)$$

A capacidade mássica de transporte é a capacidade em massa (C_m) por unidade de tempo que o elevador de canecas fornece. Depende da capacidade volumétrica de transporte (C_v), da densidade do material transportado (d_m) e do fator de enchimento (i). Este fator também conhecido como eficiência de enchimento das canecas é uma consideração devido à caneca não ficar totalmente cheia no momento de sua carga. A quantidade de material que

entra na caneca depende principalmente do tipo de material transportado, da configuração de entrada do material, da forma, da velocidade e do passo das canecas fixas na correia. Para grãos alimentícios como soja, milho e trigo o fator de enchimento é de 0,9.

$$C_m = C_v \cdot d_m \cdot i \quad (2.26)$$

A potência absorvida é a potência necessária para elevar os grãos até uma altura desejada. Depende da capacidade mássica (C_m), da distância (h) entre os centros das polias inferior e superior do elevador de canecas e da aceleração da gravidade ($g = 9.81 \text{ m/s}^2$).

$$P_{abs} = C_m \cdot h \cdot g \quad (2.27)$$

Segundo Woodcock e Mason (1987) a principal solicitação de potência é na elevação do grão. Mas também se tem uma solicitação de potência no momento do carregamento da caneca. Essa consideração de aumento de potência é feita através de uma altura equivalente (h_f) adicionada na equação (2.27), conforme mostra a equação (2.28). A altura equivalente pode variar com o tipo de material transportado, sendo que para grãos como soja, milho e trigo é de 9,2 metros.

$$P_u = C_m \cdot (h + h_f) \cdot g \quad (2.28)$$

Para definir a potência final utilizada pelo motor de acionamento é preciso levar em consideração outros efeitos como a resistência com atrito e efeitos dinâmicos de inércia. Isso é feito incluindo um fator de eficiência global de acionamento (η_g), geralmente compreendido entre 0,80 e 0,85.

$$P_{mot} = \frac{P_u}{\eta_g} \quad (2.29)$$

2.4.3 Características de *layout* do elevador de canecas

Em uma unidade de armazenagem de grãos geralmente o pé ou base do elevador está em um poço abaixo do piso no qual receberá os grãos de pontos mais altos através da ação da

gravidade. A profundidade do poço pode variar devido ao ponto de recebimento de grãos onde está localizado o elevador de canecas. A tabela 1 mostra as profundidades dos poços de um elevador de canecas.

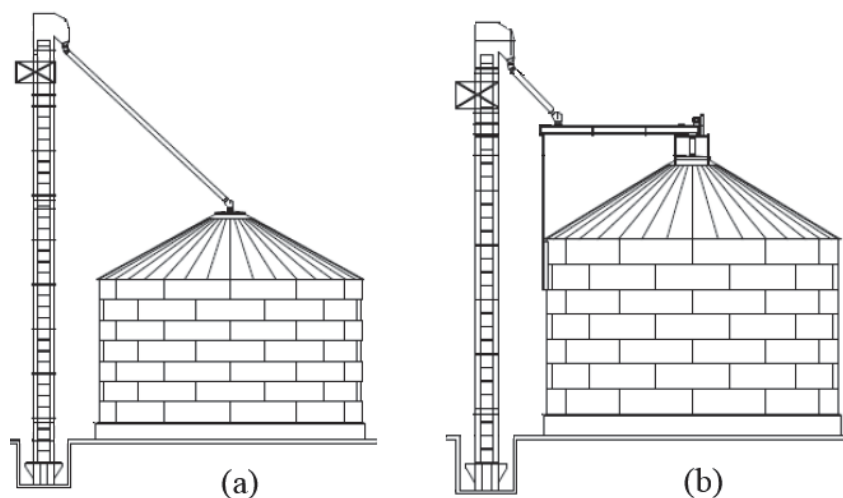
Tabela 1- Profundidade dos poços do elevador de canecas

Profundidade	Altura até o piso (m)	Pontos de recebimento de grãos
Alta	10 – 12	Moega
Média	4 – 6	Secador, Silo
Baixa	3 – 4	Máquina de limpeza

Fonte: Autor

Outra configuração importante do elevador de canecas é a maneira como é realizada a descarrega dos grãos. O ângulo das canalizações com a vertical deve ser no máximo de 45° , de modo que possa haver um fluxo contínuo dos grãos e evitar o seu embuchamento. Quando é possível descarregar os grãos diretamente no silo sem exceder os 45° com a vertical, a canalização é ligada diretamente na entrada do silo, como mostra a Figura 26(a). Caso contrário, quando o elevador de canecas atingiu sua altura máxima e para evitar a inclinação das canalizações em mais de 45° , deve ser instalado um transportador horizontal como, por exemplo, um transportador de correia, para levar os grãos da saída da canalização até a entrada do silo, como mostra a Figura 26(b).

Figura 26 - Configuração do elevador de canecas na descarga de grãos no silo



Fonte: Autor

A fundamentação teórica se ateve aos assuntos com relação aos objetivos da presente pesquisa. Inicialmente foram abordados assuntos referentes aos modos de flambagem. Principalmente ao modo de flambagem local, do qual é o efeito predominante no colapso do perfil conformado a frio aqui analisado. Os assuntos referentes à flambagem também servem como introdução aos procedimentos de cálculo via método da largura efetiva apresentados na norma ABNT NBR 14762:2010.

Em seguida, foram introduzidos alguns conceitos básicos referentes ao método de elementos finitos (MEF). Também foram abordados assuntos utilizados nos procedimentos de cálculo via MEF, como a não linearidade física e geométrica e as imperfeições geométricas iniciais. Destaca-se a importância nas referências sobre a atribuição das imperfeições geométricas iniciais nos modelos numéricos, pois basicamente há referências com relação a perfis formados a frio com seção aberta, no entanto, a presente pesquisa analisa um perfil formado a frio robusto e com seção fechada. Foram utilizados alguns procedimentos descritos nos trabalhos de referência, porém ocorreram situações em que foram analisados e propostos novos procedimentos, dos quais resultaram as principais contribuições do presente trabalho.

Por fim, foram apresentados os principais componentes e características do equipamento que utiliza o perfil analisado, ou seja, o elevador de canecas. Portanto, para avaliar o seu carregamento como um todo é fundamental conhecer os componentes do equipamento e entender o seu funcionamento.

3 METODOLOGIA

O desenvolvimento da pesquisa foi realizado segundo as etapas da metodologia apresentada inicialmente, com foco em atender aos objetivos definidos no trabalho. Inicialmente são apresentados os parâmetros que influenciam na capacidade e nas dimensões do elevador de canecas, para assim descrever o objeto de estudo que se deseja avaliar.

Seguindo com as etapas da metodologia de pesquisa, a primeira é dedicada à definição das cargas externas solicitantes na estrutura do elevador de canecas. Com o auxílio de um modelo global numérico e com as considerações das ações e classificação dos carregamentos segundo a norma ABNT NBR 14762:2010, pretende-se obter os esforços internos na estrutura do elevador de canecas. A segunda etapa constitui o cálculo da carga de colapso da calha via método da largura efetiva (MLE), seguindo os procedimentos de análise segundo a norma ABNT NBR 14762:2010. A terceira etapa apresenta os procedimentos utilizados e os resultados do ensaio experimental de compressão centrada da calha. Por fim, a quarta etapa compreende a avaliação do modelo numérico da calha através do método de elementos finitos (MEF), onde serão utilizados os resultados do ensaio experimental para validar as condições de contorno utilizadas nos modelos numéricos.

3.1 Influência dos parâmetros de operação na capacidade e nas dimensões do elevador de canecas

As dimensões de um elevador de canecas são diretamente proporcionais a sua capacidade de transporte de grãos. A partir dos parâmetros e das equações mostradas no item (2.4.2) é possível montar a Tabela 2 que apresenta a influência de cada parâmetro para atender cada capacidade mássica desejada.

As dimensões do corpo do elevador de canecas são principalmente definidas pelas dimensões da caneca utilizada que, por sua vez, irá definir a capacidade mássica que o elevador irá fornecer. A Figura 27 mostra uma caneca com capacidade de 8,4 litros no nível de água, nível utilizado para descrever a capacidade total da caneca, que é empregada em elevador com capacidade de 350 ton/h. O objeto de estudo do presente trabalho é o módulo de sustentação para um elevador de canecas com uma capacidade de 350 ton/h, o qual será descrito a seguir.

Tabela 2 - Influência dos parâmetros de operação na capacidade de transporte do elevador de canecas

Capacidade Mássica (ton/h) ¹	Capacidade Volumétrica (m ³ /h) ²	Passo entre canecas (mm)	Capacidade individual da caneca (L)	Potência Absorvida (CV) ³	Potência com altura Equivalente (CV) ⁴	Potência Motor (CV) ⁵
80	107,5	150	1,4	13,2	15,7	18,5
150	201,7	177	3,1	24,8	29,5	34,6
250	335,7	151	4,4	41,4	49,0	57,7
350	469,7	206	8,4	57,9	68,6	80,6

¹ Fator de enchimento ($i = 0,9$)

¹ Densidade dos grãos ($d_m = 750 \text{ kg/m}^3$)

² Velocidade linear da correia ($v = 3,2 \text{ m/s}$)

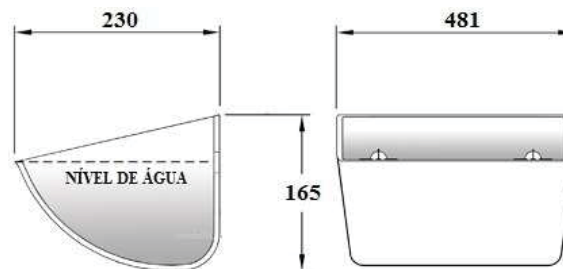
³ Distância entre centros das polias ($h = 50 \text{ m}$)

⁴ Altura equivalente ($h_f = 9,2 \text{ m}$)

⁵ Fator de eficiência global de acionamento ($\eta_g = 0,85$)

Fonte: Autor

Figura 27 - Dimensões básicas de uma caneca com capacidade de 8,4 litros (no nível de água) - unidade: mm



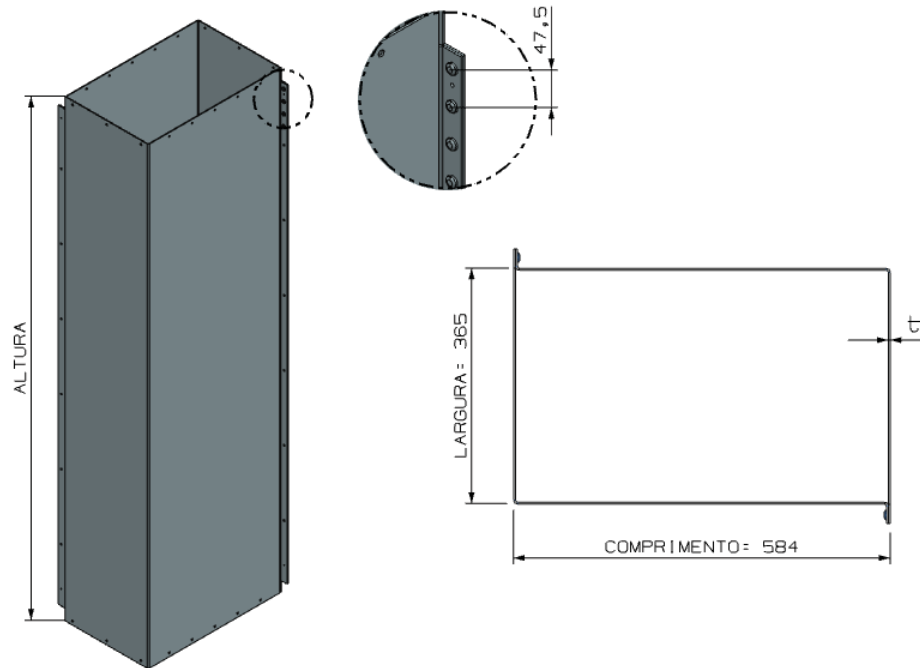
Fonte: Autor

3.2 Descrição do objeto de estudo

A calha, conforme relatado no item (2.4.1), é o objeto de estudo do presente trabalho, por isso, a seguir será realizada a descrição de sua forma construtiva.

A Figura 28 mostra uma calha, que é a estrutura que sustenta o elevador de canecas. É composta por dois perfis formados a frio e unidos longitudinalmente ao longo da sua altura por pontos conhecidos como UCCF (União de Chapas por Conformação a Frio).

Figura 28 - Calha do módulo de sustentação - unidade: mm

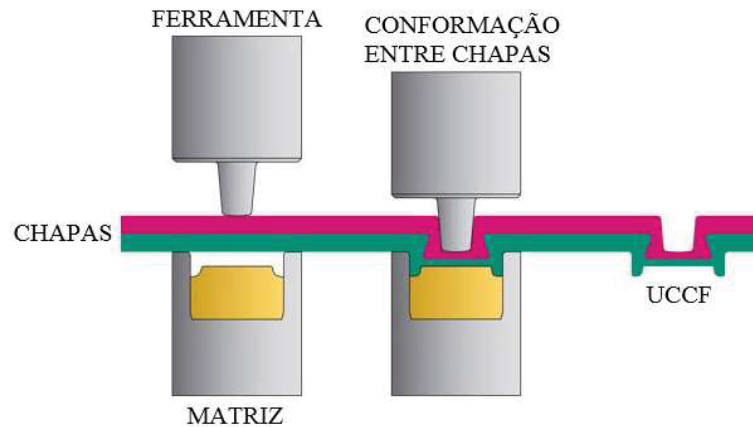


Fonte: Autor

A calha estudada tem seção retangular e apresenta dimensões de 584 x 365 mm e, conforme descrito anteriormente, é definida pelas dimensões da caneca. A distância entre os pontos de UCCF é fixada em 47,5 mm. Neste trabalho são analisados dois tamanhos diferentes de calha, uma com altura de 2000 mm e espessura (t) de 2,70 mm e outra com altura de 1100 mm e com espessura (t) de 1,55 mm, ambas com a mesma seção transversal. Posteriormente serão apresentados os motivos dos diferentes tamanhos da calha.

A união de chapas por conformação a frio também é conhecida pelo termo em inglês de *clinking* ou *press joining*. Carboni *et al* (2006) descreve que o processo de UCCF tem como princípio o travamento mecânico entre dois ou mais componentes, compostos pelo mesmo ou por diferentes materiais, por intermédio da deformação plástica, a qual é imposta por uma ferramenta constituída por um material mais duro que os materiais da junta. A Figura 29 mostra o processo de conformação do ponto. Sarmento (2012) também explica que no ponto ocorre o encruamento do material devido à deformação plástica imposta pela ferramenta através da chapa sobre a matriz. O encruamento aumenta a resistência do material da chapa nos locais onde o ponto é mais solicitado e não há alteração na composição química do material.

Figura 29 - Processo de União de Chapas por Conformação a Frio (UCCF)



Fonte: Autor

É sobre a calha que estão as maiores solicitações de compressão, pois, além de ser um elemento esbelto, é onde podem ocorrer colapsos da estrutura por flambagem. A seguir serão apresentadas as solicitações que estão envolvidas em um elevador de canecas.

3.3 Forças solicitantes em um elevador de canecas

Cada elemento que constitui o elevador de canecas, descritos no item (2.4.1), contribui para um carregamento sobre os módulos de sustentação. Mas, primeiramente, os limites máximos de projeto do elevador devem ser definidos para, posteriormente, se obter o carregamento máximo que o mesmo suportará. A Tabela 3 mostra os limites máximos de projeto para o elevador de canecas avaliado no trabalho.

Tabela 3 - Limites máximos de projeto para o elevador de canecas

Altura máxima	50 m
Comprimento máximo das canalizações	30 m
Número máximo de saídas da válvula direcional	6 saídas
Capacidade mássica máxima	350 ton/h
Carga máxima na plataforma de manutenção	200 Kgf/m ²

Fonte: Autor

Construiu-se um modelo global simplificado em elementos finitos a fim de se poder encontrar e avaliar os esforços internos a que o elevador de canecas está submetido

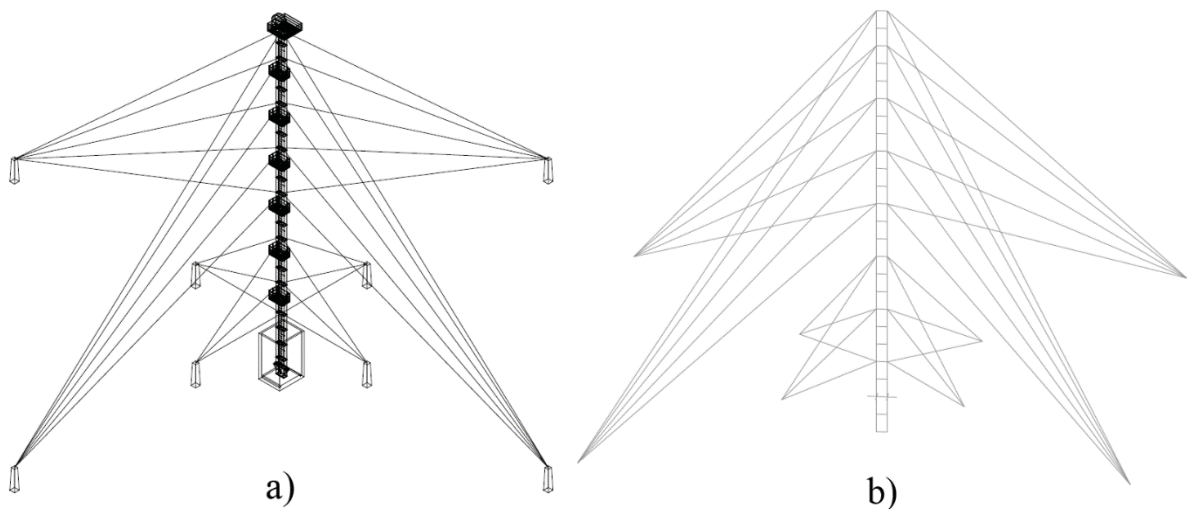
utilizando-se os mais variados tipos de solicitações externas. A seguir, descreve-se como foi construído o modelo global em elementos finitos com suas respectivas condições de contorno e as simplificações realizadas.

3.3.1 Modelo global numérico: construção, carregamentos e condições de contorno

Para a construção do modelo global em elementos finitos do elevador de canecas foi utilizado o elemento de viga e o elemento de barra. Considerando que o primeiro pode transmitir forças axiais e cortantes bem como momentos fletores e torçores, o mesmo foi utilizado para representar os corpos rígidos dos módulos de sustentação e os travamentos verticais do início do poço do elevador.

A Figura 30(a) mostra o modelo global real de um elevador de canecas. A Figura 30(b) mostra o modelo global numérico de um elevador de canecas construído em elementos finitos.

Figura 30 – Modelo global real e numérico do elevador de canecas



Fonte: Autor

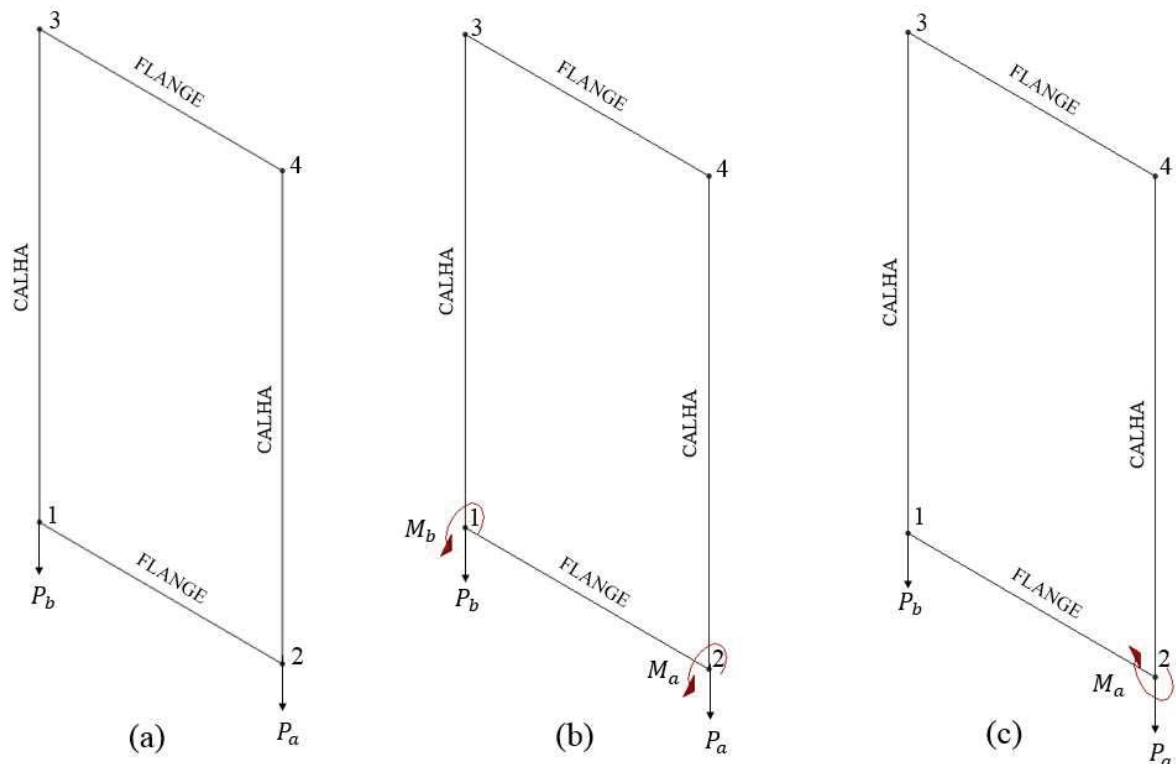
Para manter o elevador de canecas na posição vertical de modo que possa suportar as cargas horizontais, por exemplo as cargas devidas ao vento, são fixados cabos de aço em sua estrutura e presos em pontos de ancoragem ao chão. Esse sistema de fixação por cabos de aço são chamados de estaiamento.

Esses cabos de aço que fazem o estaiamento do elevador de canecas são elementos estruturais que apresentam uma baixa rigidez a flexão e ao corte, mas em compensação são ótimos para carregamentos sobre tração, onde realmente são atuantes. Considerando essas características foi selecionado o elemento de barra para representar o cabo de aço.

Para a construção do modelo global numérico em elementos finitos foram realizadas algumas simplificações. O pé, a primeira parte inferior do elevador de canecas, por ser um ponto de fixação inferior e não contribuir com nenhum carregamento, foi desconsiderado. Sendo assim, o modelo foi construído a partir do primeiro módulo de sustentação, ao qual foram atribuídas as condições de contorno que representam a sua fixação no pé do elevador

A Figura 31 mostra a representação em elementos de viga do módulo de sustentação do elevador de canecas. Os elementos formados pela união dos pontos 1 e 2, 3 e 4 são os elementos que representam o flange de união entre os módulos. Os elementos formados pela união dos pontos 1 e 3, 2 e 4 são os elementos que representam a calha do módulo de sustentação. A construção do modelo global numérico do elevador de canecas de 50 metros é composta por 24 módulos de sustentação de 2 metros cada, resultando no total em 48 metros, sendo que os 2 metros faltantes são alcançados com as alturas do pé e da cabeça.

Figura 31 - Representação do módulo de sustentação do elevador de canecas em elementos de viga



Fonte: Autor

Foi realizada outra simplificação nas plataformas, nas canalizações e na cabeça do elevador. Esses componentes que constituem o elevador não foram representados no modelo global, porém, são componentes que exercem uma carga externa na sua estrutura. Sendo assim, essas cargas externas foram consideradas como cargas verticais e momentos fletores aplicados em cada módulo separadamente.

Para os módulos de sustentação que não possuem nenhum componente fixo em sua estrutura, a carga externa considerada foi apenas o seu peso próprio, conforme mostra a Figura 31(a), representado pelas cargas P_a e P_b . Para os módulos de sustentação que possuem a plataforma de descanso (ou intermediária) fixada em sua estrutura, a carga externa foi considerada conforme mostra a Figura 31(b). Onde o peso do módulo de sustentação adicionado ao peso da plataforma está dividido entre as cargas verticais P_a e P_b , e devido à plataforma de descanso possuir seu centro de gravidade deslocado do centro de gravidade do módulo, a mesma exerce um momento que é representado por M_a e M_b . Para o módulo de sustentação que possui a plataforma de inspeção lateral fixada em sua estrutura, a carga externa foi considerada conforme mostra a Figura 31(c). Onde o peso do módulo de sustentação está dividido entre as cargas verticais P_a e P_b , e o peso da plataforma de inspeção lateral é adicionado somente na carga P_a , pois ela é fixada apenas na lateral do módulo. E por ela possuir seu centro de gravidade deslocado do centro de gravidade do módulo, a mesma exerce um momento que é representado por M_a . A Tabela 4 mostra os valores das cargas e os momentos que são aplicados no modelo global numérico.

Tabela 4: Cargas externas nominais devido ao módulo de sustentação, plataforma de inspeção lateral e plataforma de descanso

Componente	Massa (kg)	Peso (N)	P_a (N)	P_b (N)	Dist. (m)	M_a^* (N.m)	M_b^* (N.m)
(a) Módulo de Sust.	215	2110	1055	1055	NA	NA	NA
(b) Módulo de Sust. + Plataf. de Desc.	215 + 170	3778	1889	1889	0,58	484	484
(c) Módulo de Sust. + Plataf. Insp. Lat.	215 + 150	3581	2526	1055	0,75	1104	NA

* O momento é causado somente pelo peso da plataforma.

Dist. = distância entre o centro de gravidade da plataforma até o centro de gravidade do módulo de sustentação.

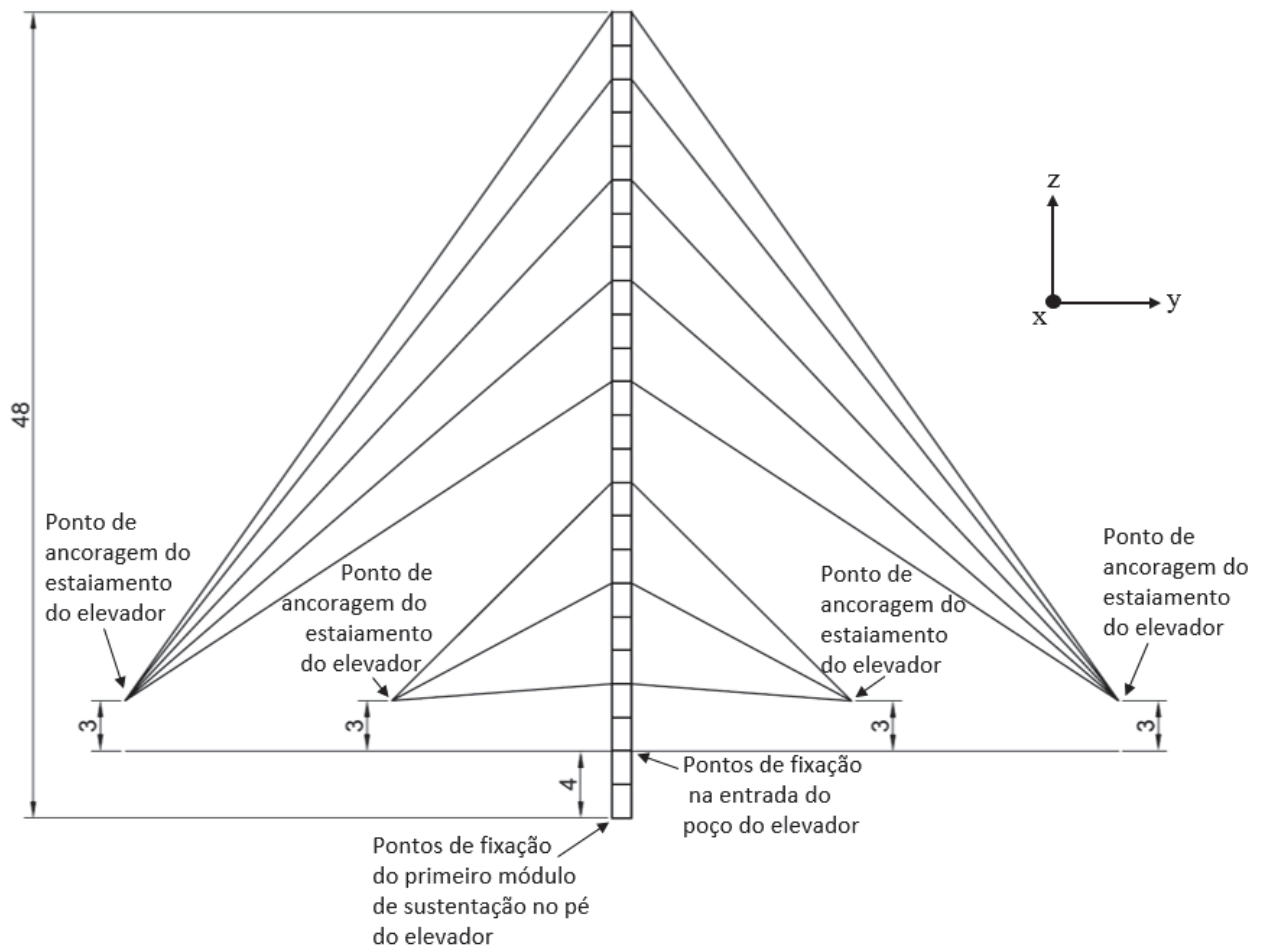
NA = não aplicável.

Fonte: Autor

Para a plataforma de inspeção do acionamento, as canalizações e a cabeça serão apresentadas posteriormente, uma vez que foram consideradas as cargas externas devido a esses componentes sobre o corpo estrutural do elevador.

Devido ao elevador de canecas apresentar uma estrutura bastante esbelta, ou seja, a sua seção transversal possuir dimensões muito menores do que a sua altura, é necessário fazer o estaiamento, conforme explicado anteriormente.

Figura 32 - Vista Frontal do modelo global numérico do elevador de canecas – unidade: m



Fonte: Autor

A Figura 32 mostra os pontos de fixação que foram utilizados no modelo global numérico. Para a ancoragem do estaiamento do elevador geralmente são construídas estruturas em aço e concreto, que podem variar entre 3 ou 4 metros de altura a partir do chão, dessa forma evitando que atrapalhem na circulação de pessoas ou caminhos na unidade de armazenagem. Para o modelo desse trabalho foi utilizada a altura de 3 metros a partir do chão.

Na entrada do poço do elevador é colocado um travamento extra, geralmente com cantoneiras, fixados no corpo estrutural do elevador de canecas. Para o modelo desse trabalho a profundidade do poço do elevador utilizada foi de 5 metros (a Figura 32 mostra 4 metros, pois não foi considerado o pé do elevador no modelo), avaliada como sendo uma profundidade baixa, pois é uma situação em que terá a maior ação do vento em sua estrutura.

A Tabela 5 mostra as condições de contorno que foram atribuídas ao modelo global numérico com relação as suas fixações. Os graus de liberdade analisados são 3 para translação, representados por UX, UY e UZ, e 3 para rotação, representados por ROTX, ROTY e ROTZ. Os graus de liberdade são classificados em “fixo”, quando seu deslocamento ou rotação for restringido, ou “livre”, quando seu deslocamento ou rotação for desimpedido.

Tabela 5 - Condições de contorno e graus de liberdade na fixação do modelo global numérico do elevador de canecas

Pontos de fixação	UX	UY	UZ	ROTX	ROTY	ROTZ
Ancoragem do estaiamento	Fixo	Fixo	Fixo	Livre	Livre	Livre
Fixação da entrada do poço	Fixo	Fixo	Livre	Livre	Livre	Livre
Fixação do primeiro módulo	Fixo	Fixo	Fixo	Fixo	Fixo	Fixo

Fonte: Autor

3.3.2 Representação do estaiamento do elevador de canecas em elementos finitos

Como foi descrito anteriormente, o estaiamento do elevador de canecas é realizado por meio de cabos de aço. Levando em conta que a sua função principal é suportar carga de tração, a sua representação foi feita através de elementos de barra.

O elemento de barra utilizado no Ansys é o *LINK180*. Esse elemento é definido por dois nós, área da seção transversal, massa por unidade de comprimento e propriedades do material. Outro motivo para a utilização do *LINK180* foi a possibilidade de aplicar pretensão no intuito de representar a tensão inicial dos estaiamentos que são submetidos através dos esticadores de cabos de aço. Essa pretensão foi aplicada nos elementos através do comando do Ansys *INISTATE* que, a partir da definição da carga inicial de pretensão que se deseja aplicar e a área da seção transversal, obtém-se a tensão inicial que será aplicada no elemento. Considerando que o cabo de aço somente tem ação quando submetido à tração, foi atribuído ao elemento a opção de somente agir sob tração, ou seja, quando for solicitado sob carga de compressão a sua rigidez se torna zero.

O cabo de aço considerado no presente trabalho tem suas propriedades físicas e geométricas apresentadas na Tabela 6, as quais define o elemento que o representará.

Tabela 6 - Propriedades físicas e geométricas do cabo de aço

Tipo	Classe	Ø Nominal	Área Metálica	E	Massa Linear
Cabo de aço com alma de fibra artificial	6x25	Ø1/2"	67,4 mm ²	93 GPa	0,41 kg/m

Fonte: Autor

A Tabela 7 apresenta os valores das cargas referentes às características do cabo de aço, assim como a tensão inicial desses cabos que será aplicada no modelo numérico do elevador de canecas. A carga de pretensão é considerada 10% do valor da carga de ruptura, tendo como referência a dissertação de Puglia (2009) sobre torres estaiadas.

Tabela 7 - Características de carregamento do cabo de aço

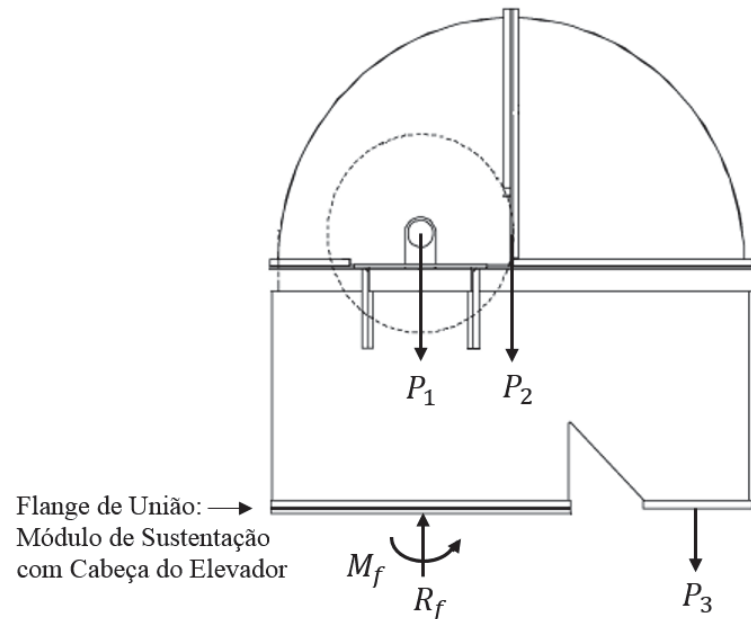
Carga de Ruptura	Carga de Pretensão (10% C. Rup.)	Tensão Inicial dos Cabos	Fator de Segurança	Carga de Trabalho Máxima
94,2 kN	9420 N	140 Mpa	4	23550 N

Fonte: Autor

3.3.3 Cargas externas devido à plataforma de manutenção do acionamento, canalizações e cabeça do elevador de canecas

A Figura 33 mostra as forças solicitantes que agem na cabeça do elevador de canecas. A carga P_1 representa o carregamento que é suportado pelo eixo e mancais da polia superior e demais cargas apresentadas na Tabela 8. A carga P_2 representa o peso próprio da cabeça e está localizada no centro geométrico da mesma, também apresentada na Tabela 8. A carga P_3 representa o carregamento devido às canalizações e à válvula direcional. A força R_f e o momento M_f são as reações de apoio no flange do módulo logo abaixo onde a cabeça está fixada.

Figura 33 - Forças solicitantes na cabeça do elevador de canecas



Fonte: Autor

Tabela 8 - Carregamento da polia e peso próprio da cabeça do elevador de canecas

Carga	Componente	Massa (kg)	Peso (N)	Qtde	Peso Total (N)
P_2	Cabeça	735	7210	1 unid.	7210
P_1	Plataforma de manutenção do acionamento	370	3630	1 unid.	3630
	Motorreductor (100 cv)	1050	10300	1 unid.	10300
	Polia Superior	225	2207	1 unid.	2207
	Mancal	7,5	74	4 unid.	296
	Caneca com grãos (Lado Ascendente)	9,5	93	243 unid.	22599
	Caneca vazia (Lado descendente)	2,5	25	243 unid.	6075
	Correia	5 Kg/m	49 N/m	100 m	4905
	Guarda Corpo	8 Kg/m	78 N/m	50 m	3924
	Esforços na transmissão (Esticamento e acionamento da correia)	NA	NA	NA	31646
					85582

Fonte: Autor

O carregamento devido às canalizações e à válvula direcional estão na Tabela 9. No Apêndice A é descrito como foram obtidas as cargas da Tabela 9. A carga das canalizações

varia com a quantidade de vias que a válvula possui. Conforme a Tabela 3, o comprimento das canalizações são de 30 metros. A carga das canalizações e a válvula direcional, representadas pelo P_3 , utilizado para o cálculo, no presente trabalho será o da válvula direcional de seis vias (38926 N).

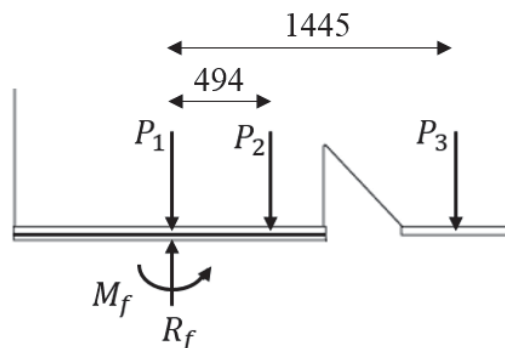
Tabela 9 - Carregamento das canalizações e válvula direcional

Tipo da Válvula Direcional	Qtde de Canalizações por Válvula Direcional	Peso Individual da Válvula (N)	Reação das Canalizações Fixadas na Válvula Direcional (N)	Peso Total das Canalizações e Válvula Direcional (N)
2 vias	2	549	20336	20885
3 vias	3	1099	24442	25540
4 vias	4	1413	28547	29960
5 vias	5	1717	32653	34369
6 vias	6	2168	36758	38926

Fonte: Autor

A Figura 34 mostra a posição das linhas de ação das cargas solicitantes na cabeça do elevador de canecas. Considerando que as cargas externas e as reações se encontram em equilíbrio, pode-se realizar um somatório das forças no sentido vertical e igualar a zero a fim de se encontrar a reação R_f . Da mesma forma, pode-se realizar um somatório dos momentos e igualar a zero para se encontrar o momento M_f . Sendo assim, os valores das reações de apoio da cabeça são 131718 N para R_f e 59810 N.m para M_f .

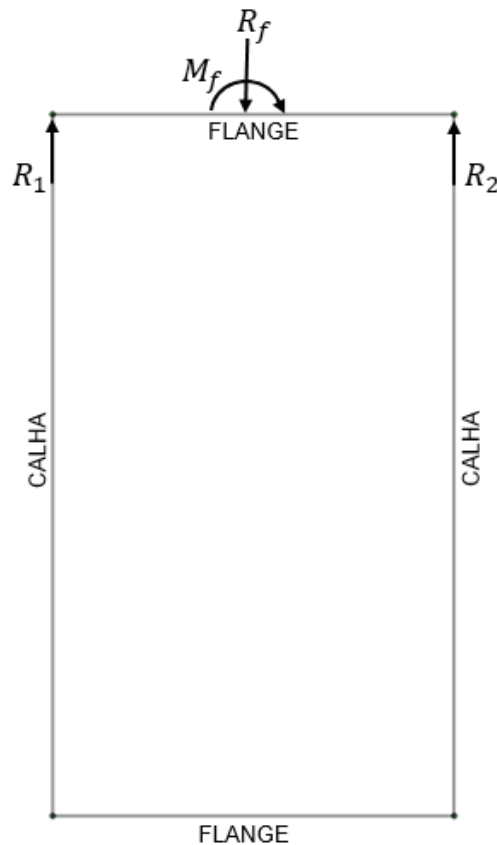
Figura 34 - Posição das linhas de ação das cargas solicitantes na cabeça do elevador de canecas - unidade: mm



Fonte: Autor

Após encontrar os valores das reações de apoio das cargas da cabeça, as mesmas devem ser aplicadas no modelo global numérico. A Figura 35 mostra a representação do último módulo de sustentação do modelo global numérico com as reações da cabeça do elevador aplicadas. Como a representação do módulo se dá através de elementos de viga, as reações foram calculadas para serem aplicadas diretamente nos nós do último flange, onde seria fixada a cabeça. Na Figura 35 essas reações são representadas por R_1 e R_2 , as quais são aplicadas diretamente no modelo global numérico. Considerando as cargas e as reações em equilíbrio e resolvendo da mesma forma feita anteriormente para as reações da cabeça, calculam-se os valores nominais de R_1 com 13760 N e R_2 com 117958 N.

Figura 35 - Aplicação das reações de apoio das cargas da cabeça do elevador de canecas



Fonte: Autor

Outra carga a ser avaliada no elevador de canecas é a sobrecarga de utilização. Essa carga refere-se ao peso do uso e ocupação para a manutenção do acionamento, onde são considerados os operadores e os equipamentos. A sobrecarga de utilização não será

considerada juntamente com a carga dos pesos próprios apresentados na Tabela 8. De acordo com a norma ABNT NBR 14762:2010 que está sendo atendida no presente trabalho, a carga de uso e ocupação tem uma classificação diferente das cargas de peso próprio. Essas diferenças entre a classificação das cargas será apresentada posteriormente. A Tabela 10 apresenta os valores da sobrecarga de utilização considerada na plataforma de manutenção do acionamento. As demais plataformas do elevador de canecas são consideradas como plataformas de descanso e inspeção, na qual a sobrecarga de utilização do equipamento como um todo já está sendo considerada na plataforma de manutenção do acionamento.

Tabela 10 - Sobrecarga de utilização no elevador de canecas

Componente	Área	Sobrecarga de Utilização por unidade de Área	Sobrecarga de Utilização Total
Plataforma de Manutenção do Acionamento	10 m ²	200 kgf/m ² (1962 N/m ²)	2000 kgf (19620 N)

Fonte: Autor

3.3.4 Cargas externas devido ao vento

Considerando que o elevador de canecas possui uma altura relativamente alta, podendo chegar até 50 metros, a força causada pelo vento em sua estrutura pode comprometê-la ao ponto de causar colapso. Sendo assim, o presente trabalho levou em consideração a força exercida pelo vento a partir da norma ABNT NBR 6123:1988 – Forças devidas ao vento em edificações. Essa norma tem como objetivo fixar as condições que a ação estática e dinâmica do vento exige sobre as edificações, assim como seus efeitos de cálculo.

A seguir serão apresentados quais foram os argumentos utilizados pela norma para a aplicação direta na estrutura em questão. Para maiores detalhes específicos sobre a norma esta deverá ser consultada.

Como primeira definição, a velocidade característica do vento (V_k) é a velocidade básica do vento (V_o) multiplicada por fatores de correção, conforme mostra a equação (3.1). A velocidade básica do vento é a velocidade média máxima medida sobre 3 segundos, que pode ser excedida em média uma vez a cada 50 anos, a 10 metros sobre o nível do terreno em lugar aberto e plano. Os fatores de correção são coeficientes que levam em conta o seguinte: para o S_1 são as variações do relevo do terreno; para o S_2 são a rugosidade do terreno, as dimensões da edificação e a altura sobre terreno e para o S_3 são os conceitos estatísticos.

$$V_k = V_o \cdot S_1 \cdot S_2 \cdot S_3 \quad (3.1)$$

Na norma é apresentado um mapa do Brasil com as isopletas, isto é, curvas de igual velocidade básica que variam de 30 a 50 m/s. Tendo em vista que o projeto do elevador de canecas é único e não varia para cada região foi estipulado que a velocidade básica de projeto será a de maior valor, ou seja, 50 m/s.

A Tabela 11 mostra as características utilizadas para encontrar os valores dos fatores de correção da velocidade característica do vento. A equação (3.2) é utilizada para encontrar os valores do fator S_2 .

$$S_2 = b \cdot F_r \cdot \left(\frac{z}{10}\right)^p \quad (3.2)$$

Nessa equação os termos b , F_r e p são constantes encontradas na norma a partir das características mostradas na Tabela 11. O termo z é a altura medida a partir da superfície do terreno. Para o presente trabalho foi calculado o fator S_2 para cada 2 metros de altura. Isso se fez necessário para que a carga devido ao vento seja aplicada independentemente em cada módulo de sustentação com a variação da altura.

Tabela 11 - Características utilizadas para encontrar os valores dos fatores de correção da velocidade característica do vento

Fator	Característica	Valor
S_1	Fator topográfico: Terreno plano ou fracamente acidentado.	1
S_2	Rugosidade do terreno: Categoria II: Terrenos abertos em nível ou aproximadamente em nível, com poucos obstáculos isolados.	b = 1,00 F_r = 0,98 p = 0,09
	Dimensões da Edificação: Classe B: Toda edificação ou parte da mesma, para a qual a maior dimensão horizontal ou vertical da superfície frontal esteja entre 20 e 50 metros.	
	Altura sobre terreno: 0 a 44 metros.	
S_3	Fator estatístico: Grupo 3: Edificações e instalações industriais com baixo fator de ocupação (depósitos, silos, construções rurais, etc.).	0,95

Fonte: Autor

Para o cálculo da força de arrasto exercida pelo vento sobre a estrutura do elevador de canecas foi utilizada a equação (3.3) da norma ABNT NBR 6123:1988.

$$F_a = C_a \cdot q \cdot A_e \quad (3.3)$$

Na equação C_a é o coeficiente de arrasto, q é a pressão dinâmica dada pela equação (3.4) e A_e é a área frontal efetiva da estrutura sobre a qual a direção do vento é perpendicular.

$$q = 0,613 \cdot V_k^2 \quad (3.4)$$

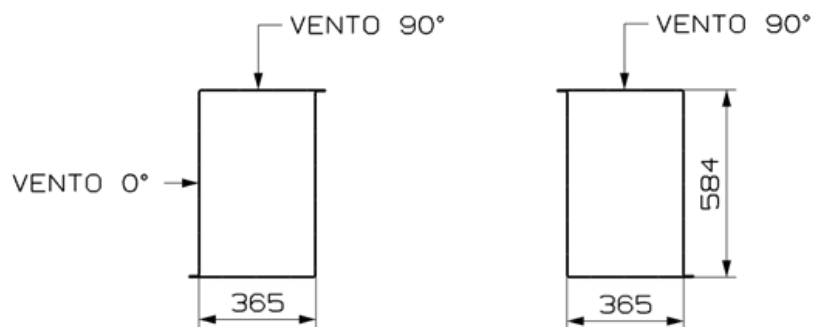
A partir da tabela para coeficiente de arrasto para corpos de seção constante da norma ABNT NBR 6123:1988 foram utilizados os valores que estão na Tabela 12. A Figura 36 mostra as direções do vento levadas em consideração no presente trabalho. Para o tipo de seção utilizada, o coeficiente de arrasto é dependente da forma geométrica, da direção que o vento está incidindo sobre a superfície e da relação da altura dividida pela largura da área efetiva de incidência do vento.

Tabela 12 - Valor do coeficiente de arrasto para corpos de seção constante a partir da norma ABNT NBR 6123:1988

Direção do vento	Altura (H)	Largura (L)	Relação H/L	C_a
0°	44 m	584 mm	75	1,9
90°		365 mm	120	0,7

Fonte: Autor

Figura 36 - Direções do vento utilizadas no presente trabalho



Fonte: Autor

Como descrito anteriormente, para cada 2 metros de altura (z) calculou-se um valor do fator S_2 , a seguir calculou-se o valor da velocidade característica do vento (V_k) e a força de arrasto nas duas direções (F_{90° e F_{0°), conforme mostra a Tabela 13. As forças calculadas estão na unidade de Newton por metro linear da altura da estrutura, dessa forma, a força pode ser aplicada diretamente no elemento de viga que representa o módulo de sustentação no modelo global numérico. Antes de a estrutura ser aplicada, as cargas, devido ao vento, ainda terão uma ponderação a partir de coeficientes apresentados na norma ABNT NBR 14762:2010. Essas ponderações serão explicadas posteriormente.

Tabela 13 - Valores nominais da força de arrasto na direção 90° (F_{90°) e na direção 0° (F_{0°)

z (m)	S_2	V_k (m/s)	Vento 90° F_{90° (N/m)	Vento 0° F_{0° (N/m)
2	0,848	40,3	254	1103
4	0,902	42,9	288	1250
6	0,936	44,5	310	1344
8	0,961	45,6	326	1416
10	0,980	46,6	339	1474
12	0,996	47,3	351	1523
14	1,010	48,0	361	1566
16	1,022	48,6	369	1604
18	1,033	49,1	377	1638
20	1,043	49,5	384	1670
22	1,052	50,0	391	1699
24	1,060	50,4	397	1725
26	1,068	50,7	403	1750
28	1,075	51,1	408	1774
30	1,082	51,4	414	1796
32	1,088	51,7	418	1817
34	1,094	52,0	423	1837
36	1,100	52,2	427	1856
38	1,105	52,5	432	1874
40	1,110	52,7	436	1892
42	1,115	53,0	439	1908
44	1,120	53,2	443	1924

Fonte: Autor

3.3.5 Ações dos carregamentos e suas combinações

Na análise estrutural do elevador de canecas foi considerada a influência das ações permanentes e variáveis. As definições aqui utilizadas com relação às ações e às combinações das ações foram retiradas na norma ABNT NBR 14762:2010. As ações permanentes são as cargas que estão submetidas no equipamento onde seus valores são praticamente constantes e as ações variáveis são as cargas que estão submetidas no equipamento onde seus valores apresentam variações significativas ao longo da sua vida útil. A Tabela 14 mostra a classificação e as características de cada ação utilizada no presente trabalho.

Tabela 14 - Classificação e características das ações

Símbolo	Ação	Tipo da Ação	Origem da Ação
PP	Peso próprio	Permanente	Peso próprio devido à massa da sua estrutura e demais elementos fixos.
SU	Sobrecarga de utilização	Variável	Peso do uso, ocupação e equipamentos para manutenção.
V0	Ação do vento a 0°	Variável	Vento perpendicular a estrutura na largura de 584 mm
V90	Ação do vento a 90°	Variável	Vento perpendicular a estrutura na largura de 365 mm

Fonte: Autor

O carregamento submetido na estrutura do elevador de canecas é definido pela combinação das ações. Os cálculos dessas combinações devem apresentar em qual condição a estrutura está submetida com seus esforços mais desfavoráveis. A Figura 37 mostra como é o cálculo para cada combinação possível. A combinação é chamada de Última Normal devido ao tipo de verificação que foi utilizada no presente trabalho, sendo uma verificação do estado-limite último, onde os valores de cálculo dos esforços resistentes devem ser maiores do que os valores de cálculo dos esforços atuantes ou solicitados na estrutura.

Na Figura 37 o γ_g é o coeficiente de ponderação das ações permanente, o γ_q é o coeficiente de ponderação da ação variável principal e o φ_q é o fator de combinação para as ações variáveis secundárias. É importante salientar que na mesma combinação só pode haver vento em uma direção, ou seja, quando é considerado o vento na direção de 0°, o vento na direção de 90° é desprezado, e vice-versa.

Figura 37 - Cálculo da combinação de ações

$$\begin{array}{c}
 \text{Combinação Última Normal} \\
 = \\
 \text{Ações Permanentes} \cdot \gamma_g \\
 + \\
 \text{Ação Variável Principal} \cdot \gamma_q \\
 + \\
 \text{Ações Variáveis Secundárias} \cdot \gamma_q \cdot \varphi_q
 \end{array}$$

Fonte: Autor

Outro ponto importante é que quando uma ação variável é considerada como principal, as demais ações variáveis são consideradas secundárias. As combinações das ações juntamente com seus coeficientes de ponderação e fatores de combinação são importantes para levar em conta as probabilidades que podem acontecer nos carregamentos submetidos simultaneamente sobre a estrutura do elevador de canecas.

A Tabela 15 apresenta as características que foram usadas no presente trabalho para obter os valores dos coeficientes de ponderação e fator de combinação a partir da norma ABNT NBR 14762:2010.

Tabela 15 - Características utilizadas para encontrar os coeficientes de ponderação e o fator de combinação das ações

Coeficiente	Característica	Valor
γ_g	Ações permanentes devido ao peso próprio de estruturas moldadas no local e de elementos construtivos industrializados e empuxos permanentes.	1,35
γ_q	Ações variáveis decorrentes do uso e ocupação.	1,50
	Ações variáveis decorrentes da ação do vento.	1,40
φ_q	Locais em que não há predominância de pesos e de equipamentos que permanecem fixos por longos períodos de tempo, nem de elevadas concentrações de pessoas.	0,50
	Pressão dinâmica do vento nas estruturas em geral.	0,60

Fonte: Autor

Com os tipos de ações classificadas e os valores dos coeficientes determinados, é possível montar as combinações das ações mostradas na Tabela 16. Na ação permanente é apresentado o valor direto do coeficiente de ponderação dessa ação, o qual será o multiplicador da mesma. Nas ações variáveis é apresentado o valor do coeficiente de multiplicação (CM), que é o valor do coeficiente de ponderação da ação variável principal multiplicado pelo fator de combinação das ações variáveis secundárias, o CM será o multiplicador das ações variáveis.

A Tabela 16 apresenta as seguintes combinações:

- Na combinação C1 a sobrecarga de utilização é a principal e o vento a 0° é a secundária;
- Na combinação C2 a sobrecarga de utilização é a principal e o vento a 90° é a secundária;
- Na combinação C3 o vento a 0° é a principal e a sobrecarga de utilização é a secundária;
- Na combinação C4 o vento a 90° é a principal e a sobrecarga de utilização é a secundária.

Deve-se salientar que a ação permanente nas combinações é sempre a mesma.

Tabela 16 - Combinação das ações utilizadas no presente trabalho

Combi- nação	Ação Permanente	Ações Variáveis								
	PP	SU			V0			V90		
	γ_g	γ_q	φ_q	CM	γ_q	φ_q	CM	γ_q	φ_q	CM
C1	1,35	1,50	**	1,50	1,40	0,60	0,84	*	*	*
C2	1,35	1,50	**	1,50	*	*	*	1,4	0,60	0,84
C3	1,35	1,50	0,50	0,75	1,40	**	1,40	*	*	*
C4	1,35	1,50	0,50	0,75	*	*	*	1,40	**	1,40

* A ação variável não é considerada na respectiva combinação.

** A ação variável é considerada principal na respectiva combinação, sendo assim, o valor de φ_q não é considerado.

Fonte: Autor

Com os coeficientes de ponderação das ações definidos, é possível obter os valores das cargas que serão submetidas no modelo numérico do elevador de canecas por meio da

multiplicação do valor nominal calculado para cada componente multiplicado pelo coeficiente relativo a cada combinação. Os valores dessas cargas são mostrados no Apêndice B.

A seguir, serão mostrados os valores da simulação do modelo numérico do elevador de canecas para os módulos de maior carregamento.

3.3.6 Cargas solicitantes nas calhas do elevador de canecas

No Apêndice B é apresentado através de uma sequência de tabelas e figuras como foram atribuídos os carregamentos no modelo global numérico para cada configuração do módulo de sustentação, assim como as propriedades dos materiais e as propriedades geométricas dos elementos que representam os perfis que foram utilizados para montagem do mesmo.

Sendo assim, atribuindo todas as condições de contorno descritas anteriormente e submetendo os valores das cargas externas solicitantes, de acordo com os valores mostrados no Apêndice B, na estrutura do corpo do elevador de canecas no modelo numérico é possível obter os esforços internos. Da simulação numérica foram extraídos os esforços internos referente às cargas de compressão e momentos fletores dos primeiros 10 elementos do modelo numérico, dos quais representam os cinco primeiros módulos de sustentação inferiores, uma vez que são os que possuem o maior carregamento. Esses elementos são mostrados na Figura 38.

A Tabela 17 apresenta os valores dos esforços internos, ou seja, as cargas de compressão e os momentos fletores para as combinações de cargas apresentadas de acordo com a numeração e a origem das coordenadas indicadas na Figura 38, a qual também indica a direção do vento e a direção dos esforços internos dos elementos de viga que representam a calha.

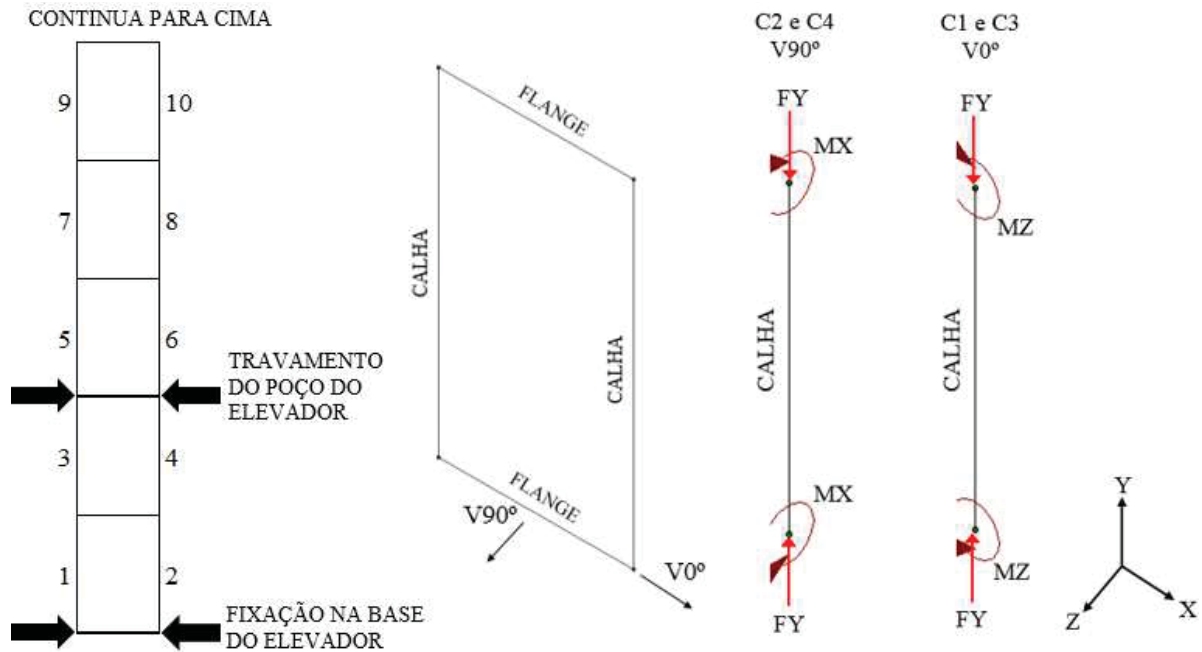
De acordo com a Tabela 17 pode-se verificar que o elemento 6 da combinação C3 possui o maior valor de carregamento, onde a carga de compressão é de 246370 N e o momento fletor é de 13772 N. A combinação C3 também apresenta a carga de tração do cabo de aço com maior valor, isto é, com 15321 N. Esses valores serão submetidos no modelo numérico da calha do módulo de sustentação como uma avaliação final que será apresentada na seção que aborda a “Discussão dos Resultados”.

Tabela 17 - Valores das cargas de compressão e momentos fletores dos módulos de sustentação mais solicitados de acordo com as combinações C1, C2, C3 e C4

COMBINAÇÃO C1					
EL.	FY (N)	MZ (N.m)	EL.	FY (N)	MZ (N.m)
9	-179320	4473	10	-242520	3385
7	-181230	5011	8	-246330	5066
5	-181840	8237	6	-248560	8028
3	-183050	8109	4	-250210	7905
1	-184710	3438	2	-251390	3439
Cabo com maior tração: 12563 N					
COMBINAÇÃO C2					
EL.	FY (N)	MX (N.m)	EL.	FY (N)	MX (N.m)
9	-183970	3593	10	-237870	3620
7	-187480	4639	8	-240080	4661
5	-189380	6517	6	-241030	6533
3	-191100	6526	4	-242160	6524
1	-192650	2715	2	-243450	2716
Cabo com maior tração: 10853 N					
COMBINAÇÃO C3					
EL	FY (N)	MZ (N.m)	EL	FY (N)	MZ (N.m)
9	-169050	7552	10	-238400	6218
7	-169900	8792	8	-243270	8633
5	-169650	14097	6	-246370	13772
3	-170510	13767	4	-248360	13456
1	-172250	5837	2	-249470	5838
Cabo com maior tração: 15321 N					
COMBINAÇÃO C4					
EL.	FY (N)	MX (N.m)	EL.	FY (N)	MX (N.m)
9	-176810	6092	10	-230670	6138
7	-180320	7722	8	-232890	7759
5	-182220	10744	6	-233830	10770
3	-183940	10759	4	-234960	10755
1	-185490	4477	2	-236260	4478
Cabo com maior tração: 11994 N					

Fonte: Autor

Figura 38 - Numeração dos elementos inferiores do modelo numérico do elevador de canecas e posição da origem de coordenadas com a indicação da direção do vento



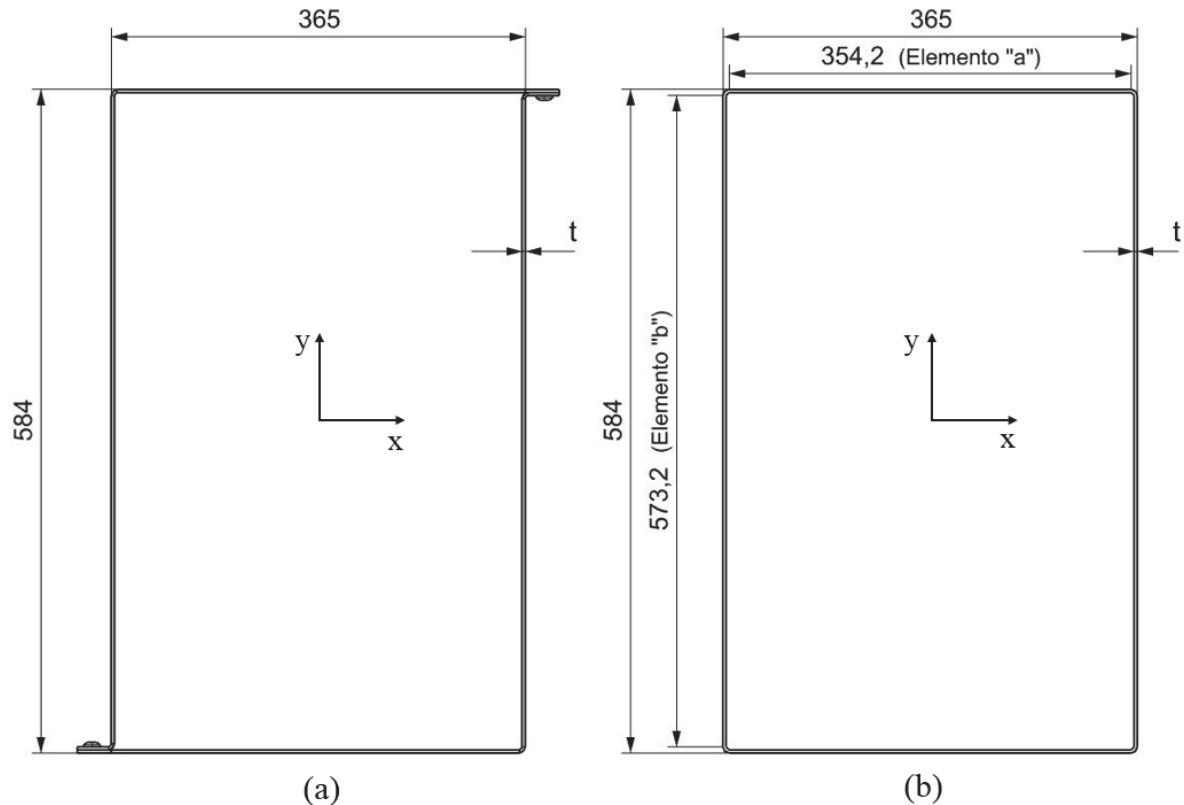
Fonte: Autor

3.4 Análise estrutural da calha via método da largura efetiva (MLE)

Como uma análise inicial para o comportamento estrutural da calha do módulo de sustentação do elevador de canecas foi utilizado o método da largura efetiva (MLE), conforme procedimento descrito na norma ABNT NBR 14762:2010. Vale salientar algumas simplificações que foram levadas em consideração para o cálculo via MLE.

Conforme descrito na seção (2.2), a norma entende o perfil como sendo uma associação de chapas, isto é, elementos, e desse modo utiliza o MLE para considerar o efeito da flambagem em cada um desses elementos de forma isolada, obtendo-se, portanto, um perfil com propriedades geométricas efetivas. Sendo assim, a seção do perfil da calha mostrado na Figura 39(a) foi simplificada como sendo um retângulo com dobras de 90 graus em suas quatro bordas, conforme mostra a Figura 39(b). A dimensão "t" representa a espessura do perfil da calha.

Figura 39 – Seção transversal da calha do módulo de sustentação do elevador de canecas, real e simplificado, para utilização no cálculo via MLE



Fonte: Autor

No apêndice D a sequência total do procedimento de cálculo do dimensionamento do perfil da calha é mostrada através do método da largura efetiva (MLE) conforme ABNT NBR 14762:2010, também utilizado no presente trabalho bem como as suas propriedades. O Apêndice D apresenta dois cálculos em paralelo para dois diferentes perfis. O perfil onde suas propriedades estão representadas pelo índice 1 apresenta a calha com as dimensões da seção transversal conforme a Figura 39 (b), onde a espessura é de 1,55 mm e a altura é de 1100 mm. O perfil onde suas propriedades estão representadas pelo índice 2 também possui as dimensões da seção transversal conforme a Figura 39 (b), mas com espessura de 2,70 mm e altura de 2000 mm.

O perfil representado pelo índice 1 é utilizado como sendo o modelo experimental, pois foi criado especialmente para essa função devido às restrições de tamanho e carregamento dos equipamentos para o ensaio experimental. O modelo experimental será mais bem explicado posteriormente. O perfil representado pelo índice 2 possui as dimensões originais da calha utilizada no elevador de canecas.

A Tabela 18 apresenta os valores recomendados do coeficiente de flambagem por flexão (K) relativos a várias condições de apoio da extremidade obtidos de acordo com a norma ABNT NBR 8800:2008. Onde (λ_o) refere-se ao índice de esbeltez reduzido associado à flambagem global, (χ) refere-se ao fator de redução da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global e (N_{cRd}) refere-se à força axial de compressão resistente de cálculo via MLE. Os resultados são mostrados em função das condições de apoio das extremidades e referem-se às duas dimensões dos perfis, indicados com índices 1 e 2 conforme descrito anteriormente.

O motivo pelo qual os resultados da Tabela 18 foram apresentados é mostrar que as duas dimensões dos perfis utilizados no cálculo apresentam pouca variação com o tipo de apoio da extremidade. Isso significa que o efeito da flambagem global é pequeno, predominando o efeito da flambagem local. Outro ponto importante que sustenta essa afirmação é que o fator de redução χ apresenta um valor muito próximo de um, enquanto o índice de esbeltez λ_o apresenta valores próximos de zero, conforme descrito na seção (2.2). Vale salientar que para o cálculo da força resistente N_{cRd} não foi considerado o coeficiente de ponderação sugerido pela norma ABNT NBR 14762:2010, visto que a mesma será comparada com os resultados do ensaio experimental.

O valor da força axial de compressão resistente de cálculo via MLE (N_{cRd}) que será utilizado para comparação com os demais métodos será relativo ao coeficiente de flambagem por flexão (K) com o valor de 2,1, o qual representa a condição de apoio de uma extremidade com rotação e translação impedida e uma extremidade com rotação e translação livre. A condição de apoio escolhida é a que mais se assemelha com a condição utilizada no ensaio experimental, conforme será descrito em seguida.

Tabela 18 - Resultados do cálculo via MLE

Condição de apoio da extremidade	K	λ_{o1}	χ_1	N_{CRd1} (kN)	λ_{o2}	χ_2	N_{CRd2} (kN)
Duas extremidades com rotação e translação impedidas	0,65	0,0690	0,9980	139,36	0,0955	0,9962	387,86
Uma extremidade com rotação e translação impedida e uma extremidade com rotação livre e translação impedida	0,8	0,0695	0,9980	139,35	0,1176	0,9942	387,44
Duas extremidades com rotação livre e translação impedida	1	0,0806	0,9973	139,30	0,1469	0,9910	386,73
Uma extremidade com rotação e translação impedida e uma extremidade com rotação impedida e translação livre	1,2	0,0967	0,9961	139,20	0,1763	0,9871	385,87
Uma extremidade com rotação livre e translação impedida e uma extremidade com rotação impedida e translação livre	2	0,1611	0,9892	138,66	0,2939	0,9645	380,90
Uma extremidade com rotação e translação impedida e uma extremidade com rotação e translação livre	2,1	0,1692	0,9881	138,57	0,3086	0,9609	380,11

Fonte: Autor

3.5 Ensaio experimental de compressão da calha

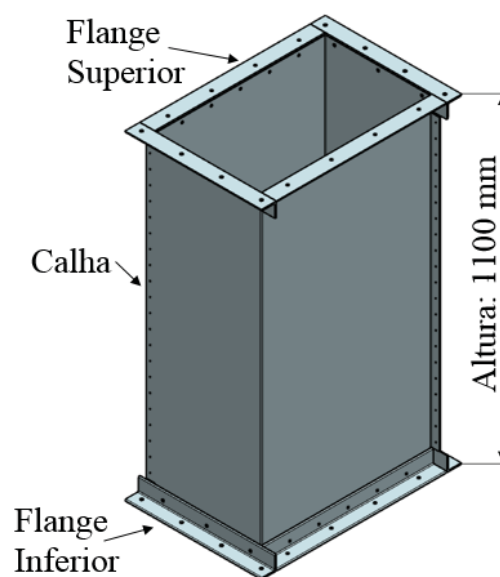
Nessa etapa são apresentados os procedimentos e os resultados do ensaio experimental de compressão com carregamento centrado da calha. A partir dos ensaios de compressão realizados em um modelo experimental da calha, deseja-se comparar os valores obtidos através do MLE e validar as condições de contorno aplicadas na simulação em elementos finitos. Os objetivos do ensaio experimental são três: obter a carga de colapso sob carregamento de compressão centrada da calha; obter o deslocamento da calha na direção da carga aplicada e obter o deslocamento perpendicular à chapa de uma das laterais e relacionar à carga aplicada.

3.5.1 Modelo experimental para o ensaio de compressão

Os equipamentos disponíveis para o ensaio de compressão apresentam duas condições limites: altura livre e carga de compressão máxima. Essas condições serão explicadas na apresentação dos equipamentos para o ensaio experimental. Devido a essas condições limites foi criado um modelo experimental, o qual se difere da calha com dimensões originais por sua altura e espessura de chapa, termo que será utilizado para referir-se às dimensões da calha utilizada nos módulos de sustentação do elevador de canecas. A calha com dimensões originais possui uma altura de 2000 mm com espessura de chapa de 2,70 mm, onde sua seção transversal está apresentada na Figura 39(a). A seção transversal da calha do modelo experimental foi mantida a mesma da calha com dimensões originais, possuindo altura de 1100 mm e espessura de chapa de 1,55 mm. A Figura 40 mostra o modelo experimental utilizado no presente trabalho, considerado o corpo de prova dos testes.

O ensaio de compressão centrada foi realizado em quatro corpos de prova, onde todos foram submetidos às mesmas considerações e tomadas de medições. O material utilizado nas calhas são chapas de aço de baixo carbono que recebem um acabamento de zincagem de no mínimo 25 micrometros, construídas de acordo com a norma ABNT NBR 7008 (Chapas e bobinas de aço revestidas com zinco ou liga zinco-ferro pelo processo contínuo de imersão a quente).

Figura 40 - Modelo experimental para o ensaio de compressão



Fonte: Autor

3.5.2 Equipamentos, dispositivos e instrumentação do ensaio de compressão do modelo experimental

O ensaio foi realizado no Centro Tecnológico de Engenharia Civil, Ambiental e Arquitetura (CETEC - FEAR), vinculado à Universidade de Passo Fundo (UPF). Como estrutura para a fixação dos equipamentos de aplicação de carga e dos demais dispositivos foi utilizado o pórtico mostrado na Figura 41. Construído com perfis I de 615 x 233 mm (Alt. x Larg.) de aço carbono, possui uma altura livre de 1700 mm e largura livre de 1220 mm. Quando o cilindro hidráulico e os perfis da base forem montados no pórtico sua altura livre ficará em 1250 mm, motivo pelo qual o modelo experimental foi construído com uma altura de 1100 mm.

Figura 41 - Pórtico para utilização no ensaio de compressão



Fonte: Autor

Para aplicação da carga de compressão foi utilizado um cilindro hidráulico com acionamento manual, mostrado na Figura 42. Ele possui um curso máximo de 300 mm e capacidade de carga máxima de 30000 kgf (294,3 kN), motivo pelo qual foi construído o modelo experimental com espessura de chapa de 1,55 mm. Conforme calculado através do método da largura efetiva, a carga de colapso do modelo experimental da calha é de 138,57 kN, ficando abaixo da capacidade de carga máxima do cilindro hidráulico.

Figura 42 - Cilindro hidráulico para aplicação da carga de compressão



Fonte: Autor

Para a medição da carga de compressão foi utilizada uma célula de carga da marca *MK* modelo LPX-50TON com sistema de recepção de sinal da marca *Solotest*, mostrados na Figura 43. Possui uma capacidade máxima de registro de 50000 kgf e está calibrada pelo Inmetro com data de 04/06/2014 e com o número 3439.14.

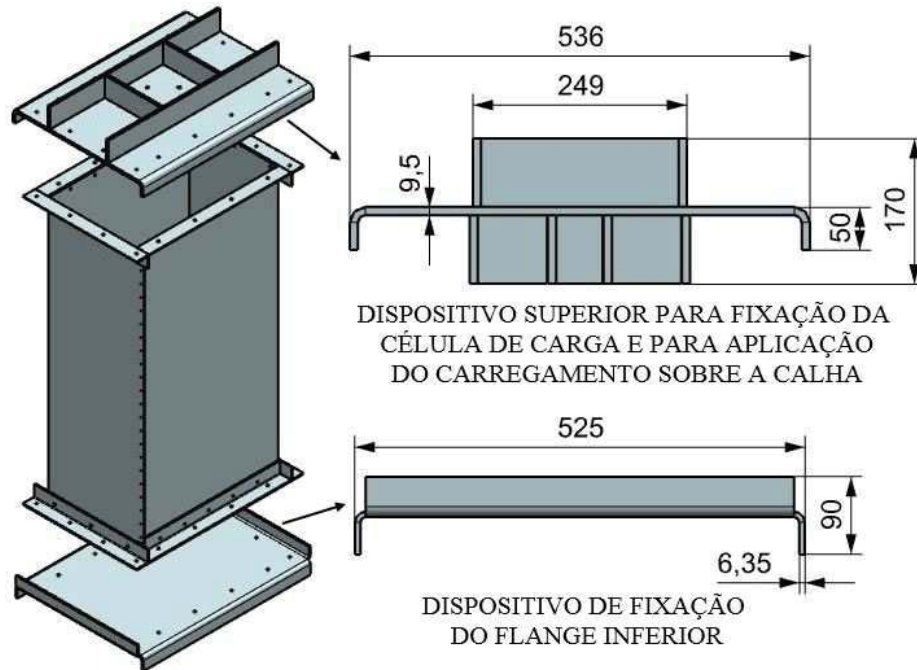
Figura 43 - Célula de carga para medição da carga de compressão aplicada



Fonte: Autor

Para a fixação da célula de carga e para a aplicação do carregamento de compressão foi criado um dispositivo preso no flange superior do modelo experimental, construído a partir de chapas com espessura de 9,5 mm e com reforços robustos para lhe dar uma grande rigidez. Da mesma forma, foi criado um dispositivo para a base e fixado no flange inferior. Os dispositivos superiores e inferiores são mostrados na Figura 44.

Figura 44 - Dispositivos fixados nos flanges superior e inferior do modelo experimental para o ensaio de compressão – unidade: mm

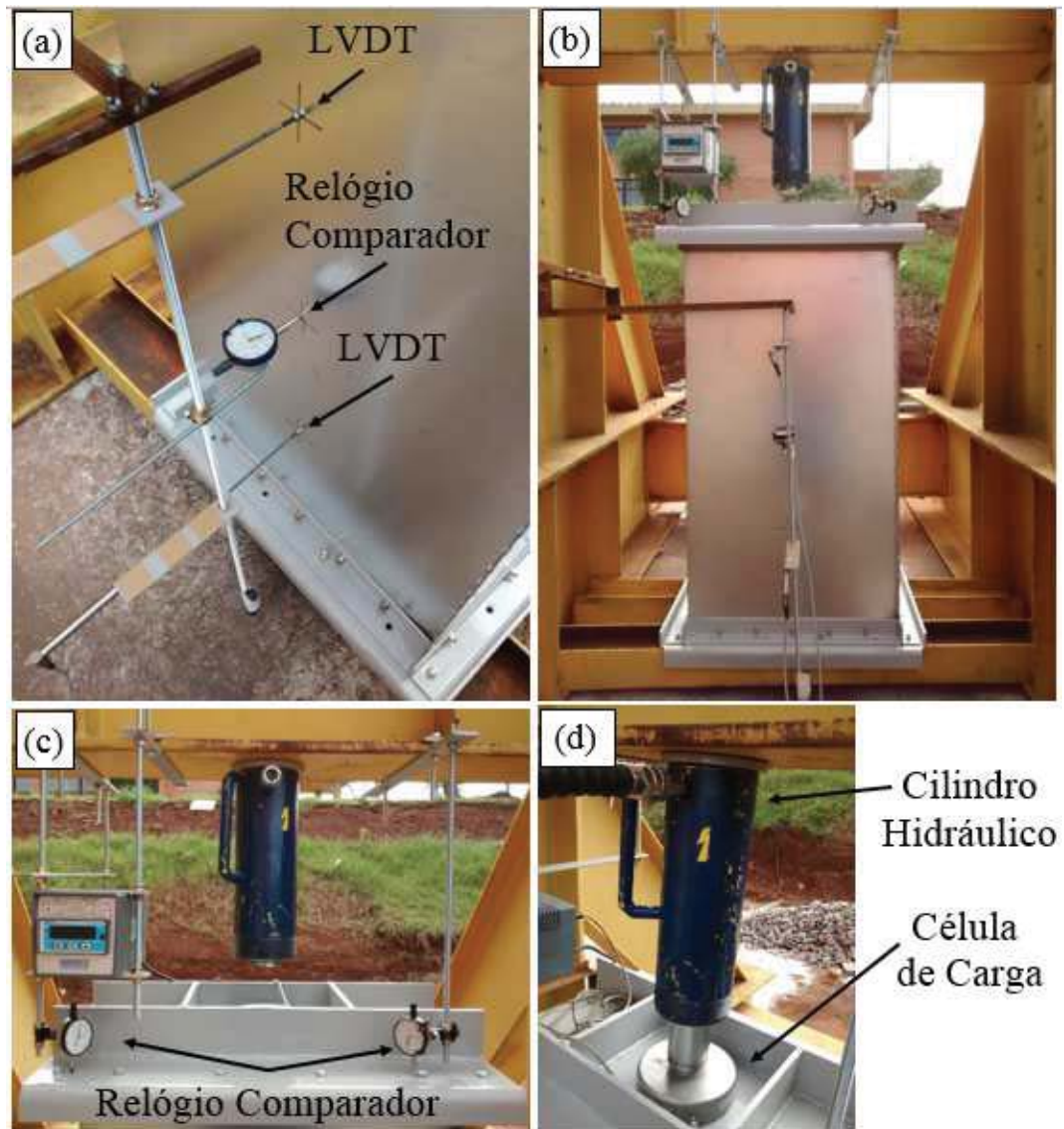


Fonte: Autor

A Figura 45(b) mostra a configuração geral da montagem dos equipamentos, dispositivos e instrumentação para a realização do ensaio de compressão da calha com carregamento centrado. A Figura 45(a) mostra a instrumentação para a medição do deslocamento da chapa no sentido perpendicular a mesma, onde são utilizados dois LVDT (do inglês, *Linear Variable Differential Transformer* ou Transformador Diferencial Variável Linear) e um relógio comparador. A Figura 45(c) mostra a instrumentação para a medição do deslocamento da calha na direção da aplicação da carga de compressão, onde foram utilizados dois relógios comparadores. A Figura 45(d) mostra o cilindro hidráulico para a aplicação da carga de compressão e a célula de carga para a sua medição.

Para se obter a carga de colapso da calha, um dos objetivos do ensaio experimental, tomou-se o cuidado de se posicionar o sistema de recepção do sinal da célula de carga próximo aos relógios comparadores que estão medindo o deslocamento na direção da carga. Assim, no momento em que os relógios comparadores mostrarem um deslocamento abrupto no sentido da carga, ao mesmo tempo ela será visualizada e será tomada como carga de colapso da calha.

Figura 45 - Configuração dos equipamentos, dispositivos e instrumentação do ensaio de compressão



Fonte: Autor

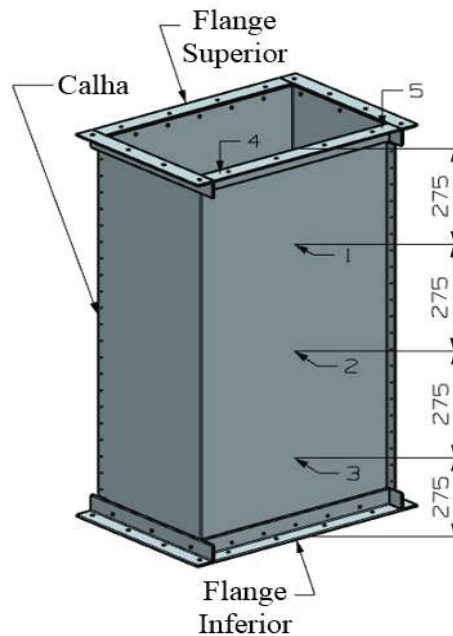
3.5.3 Resultados do ensaio de compressão do modelo experimental

Os resultados apresentados na sequência serão comparados com os resultados dos cálculos em MLE e utilizados para a validação das condições de contorno na análise do método em elementos finitos.

A Figura 46 mostra a numeração que será utilizada para a apresentação dos resultados dos deslocamentos medidos durante o ensaio de compressão da calha. Os pontos 1, 2 e 3, distanciados 275 mm, representam a localização das medições para o deslocamento no sentido

perpendicular da chapa. Os pontos 4 e 5 representam a localização das medições para o deslocamento na direção de aplicação da carga.

Figura 46 - Numeração dos pontos de medição do ensaio de compressão da calha – unidade: mm



Fonte: Autor

As medições foram realizadas a cada 1000 kgf de carga de compressão aplicada. A Tabela 19 mostra os resultados das medições realizadas nos pontos 1, 2 e 3 durante o ensaio de compressão da calha. Os valores positivos das medições representam um deslocamento da chapa no sentido externo de sua seção transversal, logo, os valores negativos das medições representam um deslocamento no sentido interno de sua seção transversal. Para cada corpo de prova também é apresentado na Tabela 19 o resultado de sua carga de colapso.

A partir das observações feitas durante o ensaio experimental foi possível criar o perfil das deflexões da lateral da calha, mostrado na Figura 47 em uma escala de 5x. O perfil foi criado considerando que as extremidades superior e inferior da chapa lateral não tem deslocamento e foram utilizadas as medidas nos pontos 1, 2 e 3 referentes às cargas de 7000 kgf, 9000 kgf, 11000 kgf, 13000 kgf e após o colapso (valores em destaque na Tabela 19). Com o intuito de melhorar a representação visual dos resultados, cada medida tomada na lateral da chapa foi representada por uma linha tracejada horizontalmente na direção dos números referentes aos seus respectivos pontos. A linha tracejada na vertical representa a chapa indeformada.

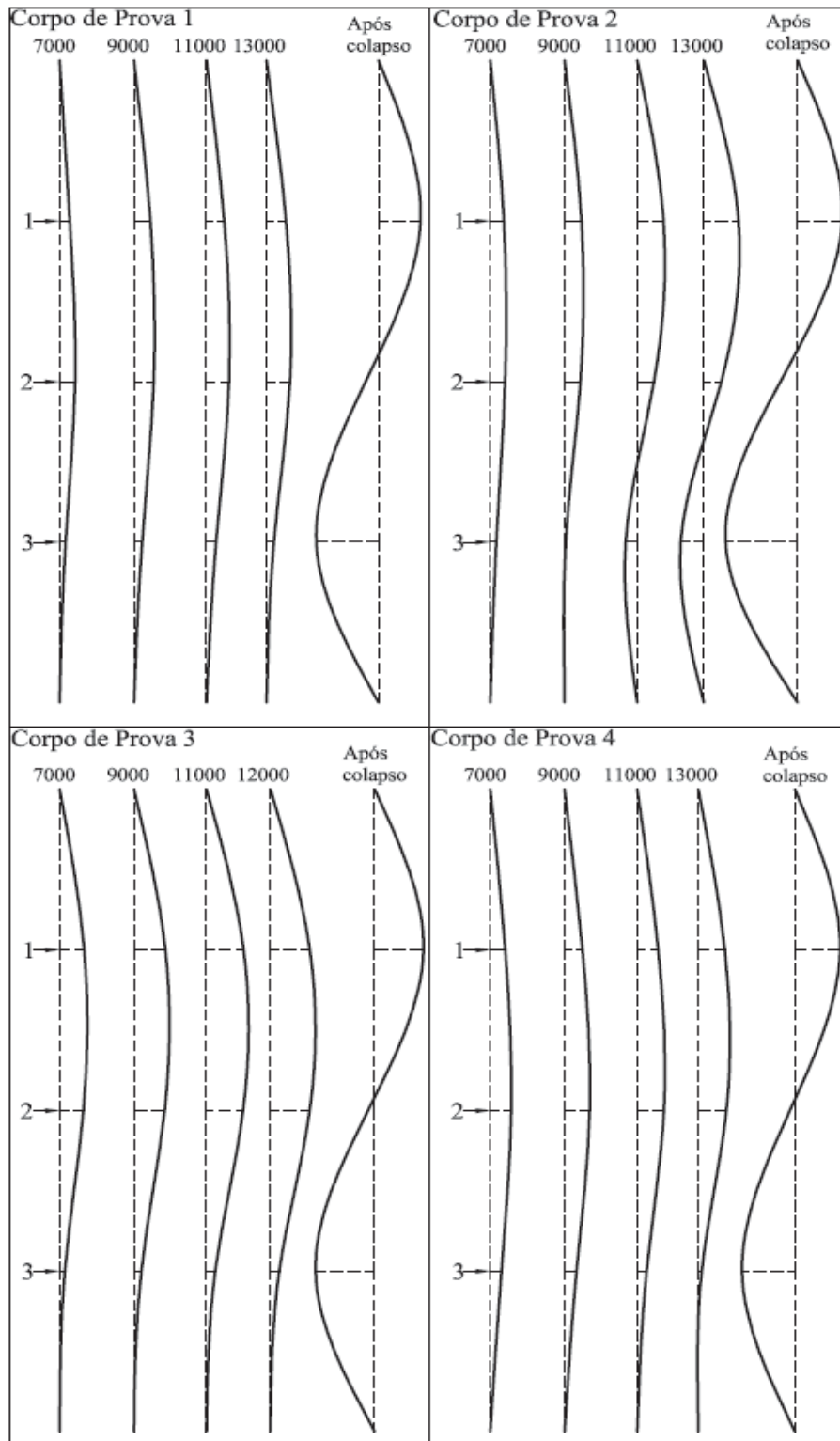
Tabela 19 - Resultados das medições dos pontos 1, 2 e 3 do ensaio de compressão da calha

Corpo de Prova 1				Corpo de Prova 2			
Carga (kgf)	P.1 (mm)	P. 2 (mm)	P. 3 (mm)	Carga (kgf)	P.1 (mm)	P. 2 (mm)	P. 3 (mm)
1000	0,000	0,12	0,000	1000	0,000	0,08	0,000
2000	0,291	0,52	0,089	2000	0,048	0,43	0,268
3000	0,872	1,25	0,339	3000	0,387	1,38	0,660
4000	1,356	2,10	0,750	4000	0,662	1,80	1,142
5000	1,791	3,00	1,107	5000	1,791	2,80	1,606
6000	2,114	3,55	1,321	6000	3,083	3,78	1,945
7000	2,857	4,32	1,660	7000	3,793	4,12	1,678
8000	3,518	4,90	1,928	8000	4,261	4,28	0,928
9000	4,584	5,50	2,284	9000	4,680	4,40	0,303
10000	4,535	6,00	2,713	10000	5,229	4,50	-0,410
11000	4,939	6,30	2,677	11000	7,343	4,70	-3,195
12000	5,261	6,50	2,427	12000	8,538	4,85	-4,765
13000	5,471	6,58	2,106	13000	9,684	4,92	-6,389
13100	COLAPSO			13400	COLAPSO		
*	11,681	**	-17,259	*	12,444	**	-19,954
Corpo de Prova 3				Corpo de Prova 4			
Carga (kgf)	P.1 (mm)	P. 2 (mm)	P. 3 (mm)	Carga (kgf)	P.1 (mm)	P. 2 (mm)	P. 3 (mm)
1000	0,226	0,26	0,000	1000	0,178	0,27	0,000
2000	1,081	1,01	0,161	2000	0,759	0,94	0,196
3000	2,211	2,04	0,553	3000	1,533	1,91	0,750
4000	3,454	3,28	0,821	4000	2,147	2,86	1,374
5000	4,697	4,52	0,982	5000	2,954	4,01	2,124
6000	5,778	5,62	1,196	6000	3,680	5,09	2,838
7000	6,827	6,64	1,428	7000	4,132	5,84	3,105
8000	7,795	7,62	1,785	8000	4,567	6,54	3,266
9000	8,748	8,56	2,070	9000	4,955	6,98	3,302
10000	9,603	9,44	2,320	10000	5,294	7,26	3,302
11000	10,345	10,20	2,445	11000	5,842	7,46	2,641
12000	10,943	10,70	2,481	12000	6,472	7,63	1,856
12900	COLAPSO			13000	7,343	7,78	0,910
*	13,573	**	-16,427	13500	COLAPSO		
				*	12,556	**	-14,653

* Medidas dos deslocamentos após o colapso

**Medida não atribuída devido à utilização do relógio comparador no P.2

Figura 47 - Perfil das deflexões da chapa lateral dos corpos de prova da calha (Escala: 5x) – unidade: kgf



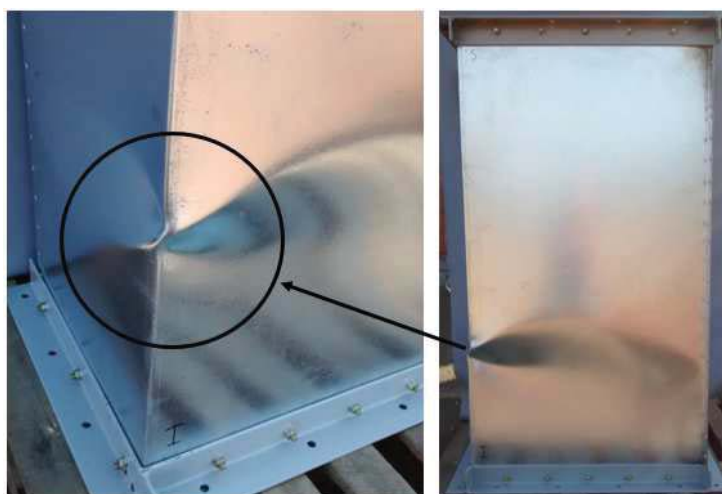
Fonte: Autor

Considerando que a chapa é contínua, o ponto final de cada linha tracejada na horizontal e as extremidades foram ligados com uma linha sólida, a qual representa o deslocamento aproximado da chapa para cada carregamento descrito anteriormente.

Para a escolha do modo de flambagem, que através de sua geometria deforma irá representar e atribuir as imperfeições geométricas no modelo numérico em elementos finitos, será necessário entender a evolução das deflexões da lateral da calha à medida que a carga de compressão é aplicada. Conforme a carga de compressão é aplicada a lateral da calha forma uma curva de deflexão no sentido externo da sua seção transversal, efeito do qual pode ser observado na Figura 47 a partir da carga de 7000 kgf. Porém, quando a calha está muito próxima de seu colapso a lateral da calha forma duas curvas de deflexões, aproximadamente metade no sentido externo e metade no sentido interno da sua seção transversal. Na Figura 47 é possível observar que esse fenômeno ficou mais evidente no corpo de prova 2, onde com 11000 kgf de carga a lateral da calha começou a apresentar a mudança de direção das deflexões. Devido à sua forma final (após colapso) é possível notar que nos corpos de prova 1 e 4 esse fenômeno aconteceu entre a carga de 13000 kgf e o colapso, e para o corpo de prova 3 foi entre a carga de 12000 kgf e o colapso. Vale ressaltar que, apesar de não ter realizado as medições nos dois lados da calha, foi possível observar o mesmo comportamento em ambos os lados.

A Figura 48 mostra o efeito local devido ao colapso da calha. O perfil das deflexões da calha mostrado na Figura 47 como “após colapso” representa as medições realizadas depois da falha apresentada na Figura 48.

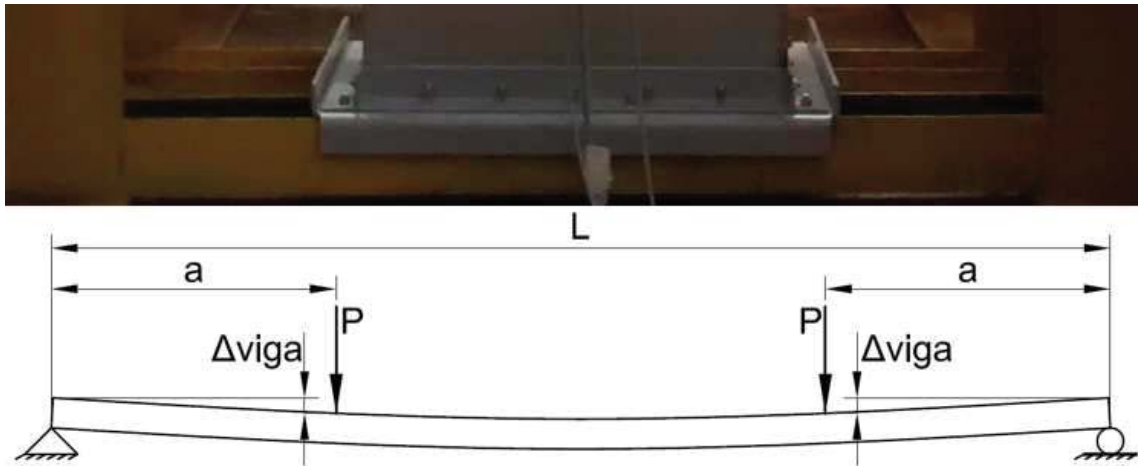
Figura 48 - Efeito local do colapso da calha



Fonte: Autor

Para se obter o resultado líquido do deslocamento da calha no sentido da carga aplicada, será necessário diminuir do resultado medido a deflexão das vigas de apoio colocadas na parte inferior da calha. A equação (3.5) foi utilizada para o cálculo da deflexão da viga onde suas condições de contorno estão mostradas na Figura 49.

Figura 49 - Condições de contorno para cálculo da deflexão da viga de apoio do modelo experimental



Fonte: Autor

$$\Delta viga = \frac{Pa^2}{6EI} (3L - 4a) \quad (3.5)$$

Nessa equação, L é igual a 1222 mm, a é igual a 286 mm, E é o módulo de elasticidade de material com 200 GPa, I é igual a 252 cm^4 (momento de inércia de duas vigas I de apoio sendo 126 cm^4 cada) e P é a carga aplicada dividido por dois. A partir da equação (3.5) é possível montar a Tabela 20, relacionando a carga aplicada e a deflexão da viga de apoio inferior do modelo experimental.

Tabela 20 - Valores do cálculo da deflexão da viga de apoio inferior do modelo experimental

Carga (10^3 kgf)	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
$\Delta viga$ (mm)	0,33	0,67	1,00	1,34	1,67	2,01	2,34	2,68	3,01	3,34	3,68	4,01	4,35

Fonte: Autor

A Tabela 21 apresenta os resultados das medições nos pontos 4 e 5, referentes ao deslocamento da calha na direção de aplicação da carga. Foram utilizados os valores dos dois

pontos medidos (P.4 e P.5) para se obter a média aritmética simples (Média), ou seja, a soma dos valores dividido por dois.

Tabela 21 - Resultados das medições dos pontos 4 e 5 do ensaio de compressão da calha

Corpo de Prova 1					Corpo de prova 3				
Carga (kgf)	P. 4 (mm)	P. 5 (mm)	Média (mm)	Δ Calha (mm)	Carga (kgf)	P. 4 (mm)	P. 5 (mm)	Média (mm)	Δ Calha (mm)
1000	0,35	0,42	0,39	0,06	1000	0,50	0,56	0,53	0,20
2000	1,06	1,30	1,18	0,51	2000	1,15	1,32	1,24	0,57
3000	1,85	2,18	2,02	1,02	3000	1,94	2,18	2,06	1,06
4000	2,40	3,00	2,70	1,36	4000	2,70	3,05	2,88	1,54
5000	3,07	3,81	3,44	1,77	5000	3,50	3,92	3,71	2,04
6000	3,74	4,60	4,17	2,16	6000	4,25	4,72	4,49	2,48
7000	5,40	5,36	5,38	3,04	7000	4,95	5,43	5,19	2,85
8000	6,00	6,06	6,03	3,35	8000	5,62	6,12	5,87	3,19
9000	6,60	6,70	6,65	3,64	9000	6,32	6,85	6,59	3,58
10000	7,20	7,30	7,25	3,91	10000	7,02	7,57	7,30	3,96
11000	7,80	7,95	7,88	4,20	11000	8,72	8,32	8,52	4,84
12000	8,42	8,62	8,52	4,51	12000	9,50	9,55	9,53	5,52
13100	COLAPSO				12900	COLAPSO			
Corpo de Prova 2					Corpo de Prova 4				
Carga (kgf)	P. 4 (mm)	P. 5 (mm)	Média (mm)	Δ Calha (mm)	Carga (kgf)	P. 4 (mm)	P. 5 (mm)	Média (mm)	Δ Calha (mm)
1000	0,38	0,44	0,41	0,08	1000	0,47	0,47	0,47	0,14
2000	1,08	1,23	1,16	0,49	2000	1,35	1,52	1,44	0,77
3000	1,70	1,90	1,80	0,80	3000	2,28	2,56	2,42	1,42
4000	2,50	2,72	2,61	1,27	4000	3,24	3,56	3,40	2,06
5000	3,25	3,58	3,42	1,75	5000	4,12	4,52	4,32	2,65
6000	4,06	4,68	4,37	2,36	6000	5,05	5,48	5,27	3,26
7000	4,80	5,30	5,05	2,71	7000	5,78	6,26	6,02	3,68
8000	5,61	5,98	5,80	3,12	8000	6,44	6,99	6,72	4,04
9000	6,00	6,35	6,18	3,17	9000	7,09	7,69	7,39	4,38
10000	6,68	7,40	7,04	3,70	10000	7,82	8,49	8,16	4,82
11000	7,88	8,80	8,34	4,66	11000	8,90	9,50	9,20	5,52
12000	8,83	9,20	9,02	5,01	12000	9,82	10,50	10,16	6,15
13400	COLAPSO				13000	10,80	11,10	10,95	6,60
					13500	COLAPSO			

Fonte: Autor

A partir da média calculada foi diminuído o valor da deflexão da viga (Δ viga), mostrado na Tabela 20, para se obter o valor Δ Calha que representa o valor líquido do deslocamento da calha na direção da carga aplicada.

Os valores dos resultados obtidos no deslocamento da calha na direção da carga aplicada (Δ Calha) serão utilizados posteriormente para comparar com os resultados da análise em elementos finitos. A Tabela 22 mostra os valores dos resultados das cargas de colapso obtidas no ensaio de compressão centrada da calha.

Tabela 22 - Resultados das cargas de colapso do ensaio experimental da calha

Corpo de Prova	1	2	3	4	Média	Desvio Padrão
Carga de Colapso (kgf)	13100	13400	12900	13500	13225	275

Fonte: Autor

3.6 Análise estrutural da calha via método de elementos finitos (MEF)

Nessa etapa do trabalho é apresentada a análise numérica do módulo de sustentação do elevador de canecas utilizando-se o método de elementos finitos. Para a análise em elementos finitos foi empregado o programa comercial de simulação para engenharia Ansys versão 14.0.

De acordo com os objetivos do trabalho, serão descritos e apresentados os procedimentos de análise e a preparação dos modelos numéricos de como foram obtidos os valores das grandezas físicas, as hipóteses e as simplificações para que as propriedades físicas e geométricas, condições de contorno, carregamento e resultados sejam apresentados de forma satisfatória com relação ao comportamento estrutural da calha do módulo de sustentação.

Para a análise em elementos finitos da calha, as chapas dos perfis formados a frio foram representadas através do plano médio utilizando-se o elemento de casca *SHELL181* do programa Ansys.

3.6.1 Relação constitutiva física do material

Conforme descrito na seção (2.3.2), a relação constitutiva física do material relaciona o campo de tensões com as deformações. Nas análises numéricas em MEF o material foi considerado como sendo homogêneo e isotrópico. Para a análise linear de flambagem foi

utilizado o diagrama linear elástico e para a análise não linear foi utilizada a não linearidade física do material representado pelo diagrama multilinear, como descrito a seguir.

Para a caracterização do material foi realizado o ensaio de tração utilizando-se a máquina universal de ensaios modelo UPM 200 da marca *Schenck* com captação dos dados do ensaio via *software* sob os certificados de calibração n°. 3441.14, 3438.14 e 3437.14 de 03/06/14. Devido à máquina não possuir a sensibilidade suficiente para a definição do módulo de elasticidade longitudinal (E), foi assumido o valor de 200 GPa e coeficiente de Poisson de 0,3 conforme norma ABNT NBR 14762:2010. Levando-se em consideração as mesmas definições de Maggi (2000), utilizou-se o módulo de elasticidade tangencial do material (E_t) de 10% do módulo de elasticidade longitudinal (E).

No momento do corte das chapas para posterior fabricação das calhas, foi também retirado um corpo de prova da mesma chapa da qual deu origem a cada calha. Logo, no total foram submetidos ao ensaio de tração quatro corpos de prova para se obter, principalmente, o valor do limite de escoamento e de resistência à tração do material. A Tabela 23 mostra os resultados dos corpos de prova.

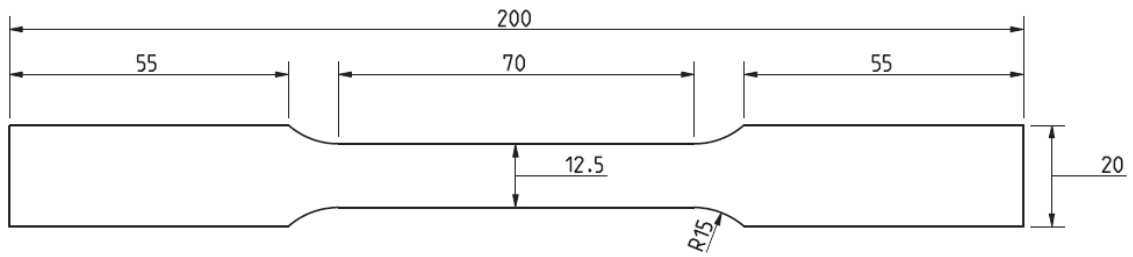
Tabela 23 - Dados experimentais do ensaio de tração para a caracterização do material

Corpo de Prova	Carga de Escoamento (N)	Carga de Ruptura (N)	Área (mm ²)	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência a Tração (MPa)
CP1	5097,40	6030,22	18,90	269,70	319,06
CP2	5011,72	5862,72	18,90	265,17	310,20
CP3	4667,17	5507,60	18,90	246,94	291,41
CP4	4866,95	5876,12	18,90	257,51	310,91
Média	4910,81	5819,17	18,90	259,83	307,90
Desvio Padrão	188,22	221,18	0,00	9,96	11,70

Fonte: Autor

O corpo de prova foi confeccionado conforme norma ASTM-E8M com comprimento padrão de norma de 200 mm e com a espessura de 1,55 mm, conforme mostra a Figura 50.

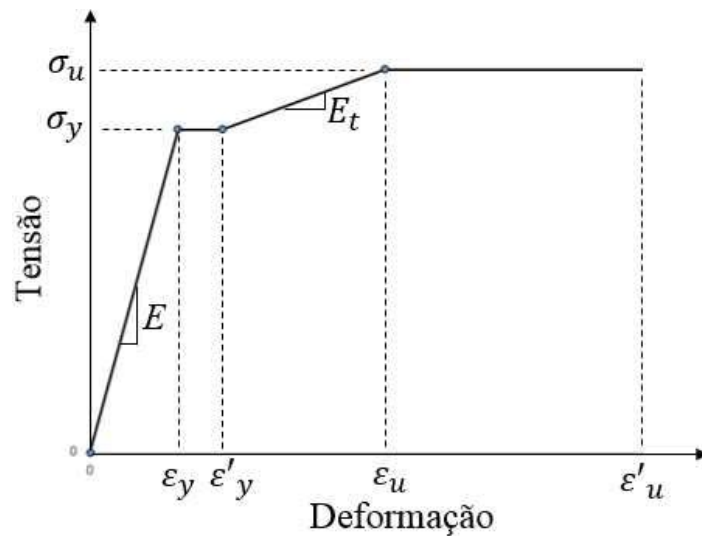
Figura 50 - Dimensões do corpo de prova para caracterização do material – unidade: mm



Fonte: Autor

A Figura 51 mostra o gráfico de caracterização do material com uma aproximação multilinear a partir dos valores do par tensão-deformação. Vale ressaltar que os valores das deformações foram obtidos a partir das tensões e dos módulos de elasticidade, conforme mostra a Tabela 24. A proporção entre as deformações ε'_y e ε_y , ε'_u e ε_u foram observadas a partir dos ensaios de tração dos corpos de prova.

Figura 51 – Gráfico Tensão x Deformação de aproximação multilinear para análise não linear



Fonte: Autor

Tabela 24 - Valores para criação do gráfico multilinear de caracterização do material

Tensão	Valor da Tensão (Mpa)	Deformação	Valor da Deformação
σ_y	259,83	$\varepsilon_y = \frac{\sigma_y}{E}$	0,00129915
σ_y	259,83	$\varepsilon'_y = 1,5\varepsilon_y$	0,00194872
σ_u	307,90	$\varepsilon_u = \frac{(\sigma_u - \sigma_y)}{E_t} + \varepsilon'_y$	0,00435222
σ_u	307,90	$\varepsilon'_u = 2\varepsilon_u$	0,00870445

Fonte: Autor

3.6.2 Considerações e atribuições das imperfeições geométricas iniciais na simulação numérica

Chodraui (2006) apresenta em seu trabalho uma análise da força normal de compressão resistente da barra para perfis de seção aberta (perfis U, U enrijecidos e cantoneiras simples e duplas) com vários comprimentos, levando em consideração os efeitos das imperfeições geométricas iniciais. Ele descreve que ainda não há um consenso comum entre os pesquisadores quanto à magnitude, forma e modo de aplicação das imperfeições utilizadas nos modelos numéricos. Em seu trabalho Chodraui (2006) usa a estratégia de realizar a análise de estabilidade de barras no programa Ansys, que fornece como resultado o valor da força crítica e a deformada da barra para os modelos completos, ou seja, conjunto formado pela barra e dispositivos de extremidade. Para posteriormente escolher os modos puros de flambagem, local, global e, quando aplicável, o distorcional, para então realizar a superposição dessas novas geometrias para todos os nós das barras. Feito isso, realizar a análise não linear geométrica das barras.

O objeto de estudo do presente trabalho é um perfil fechado e com um comprimento curto quando comparado com sua seção transversal. Como se observou nos ensaios experimentais e na análise em MLE, a calha tem um colapso com o efeito predominante da flambagem local. Sendo assim, a estratégia utilizada no presente trabalho para as considerações das imperfeições geométricas iniciais foi a de realizar a análise de estabilidade linear via programa de elementos finitos Ansys para assim obter o modo de flambagem local

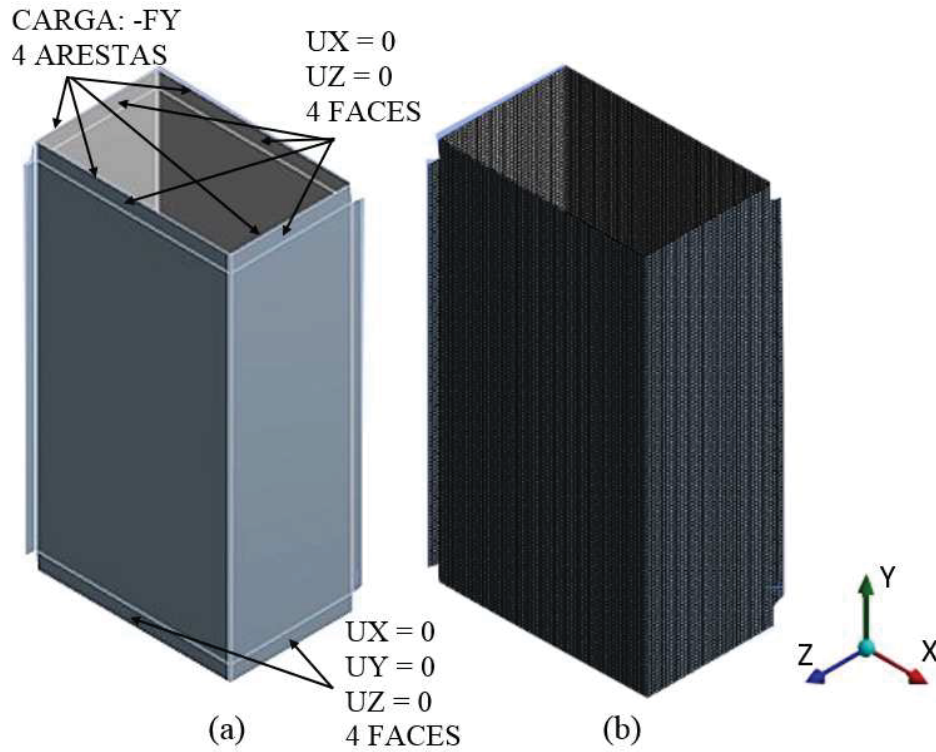
que melhor representa a geometria deformada da calha, segundo as observações e os valores obtidos no momento do ensaio experimental.

Será utilizado o modo de análise linear de flambagem (*Linear Buckling*) do programa Ansys de forma a obter a geometria deformada dos modos de flambagem da calha submetida a uma carga de compressão centrada. Após obter as coordenadas dos nós da malha deformada, que tem origem do modo de flambagem escolhido, é extraída do programa por meio do comando APDL (Ansys Parametric Design Language) chamado *UPGEOM*.

O processamento da análise de *Linear Buckling* define cada modo subsequente de flambagem como uma subetapa (*substep*) analisada. Através do comando *UPGEOM* é possível extrair a geometria do modo de flambagem desejado indicando o número da subetapa. Também é possível utilizar um fator de multiplicação para aplicar nos deslocamentos dos nós, semelhante à escala de ampliação que é usada na plotagem de resultados. Para o presente trabalho, o fator de multiplicação será utilizado para dar a grandeza das imperfeições geométricas no corpo da calha, o qual será analisado para se verificar qual é a sensibilidade que esse fator dá à carga de colapso da mesma.

Seguindo com os objetivos do trabalho, as imperfeições geométricas serão atribuídas somente no corpo da calha. Sendo assim, foi criado o modelo em superfícies em um programa de CAD (do inglês, *Computer Aided Design*) sem considerar os flanges de união da calha e os pontos de UCCF da união entre os perfis. As dimensões do modelo numérico são as mesmas apresentadas para o ensaio experimental, sendo sua seção transversal representada pelo plano médio da seção transversal da Figura 39(a), com altura de 1100 mm e espessura de chapa de 1,55 mm. Conforme mostra a Figura 52(a), as superfícies de fixação dos flanges na calha foram divididas para atribuir restrições nos seus deslocamentos. As uniões das chapas por conformação a frio (UCCF) dos perfis foram consideradas coladas (do Ansys, *bonded*). Conforme descrito anteriormente, o procedimento foi realizado para evitar as imperfeições nas fixações dos flanges. A Figura 52(b) mostra a malha de elementos de casca criados para a análise através do método de elementos finitos. Para facilitar a representação o sistema de coordenadas está no canto inferior direito da Figura 52, porém, a real posição é na base inferior da calha no centro geométrico da seção transversal.

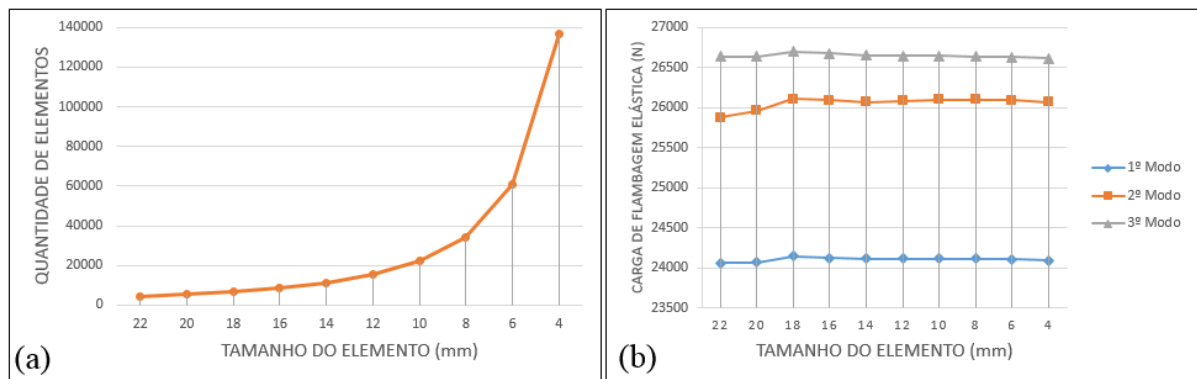
Figura 52 - Condições de contorno aplicadas no modelo para obtenção das imperfeições geométricas



Fonte: Autor

Para avaliar a influência do tamanho do elemento foram criados os gráficos mostrados na Figura 53. O gráfico da Figura 53 (a) mostra a relação da quantidade e o tamanho do elemento, enquanto o gráfico da Figura 53 (b) mostra a relação entre a carga de flambagem elástica, para os três primeiros modos de flambagem, e o tamanho do elemento.

Figura 53 - Gráficos de relação entre a quantidade e o tamanho dos elementos e a carga de flambagem elástica e o tamanho dos elementos



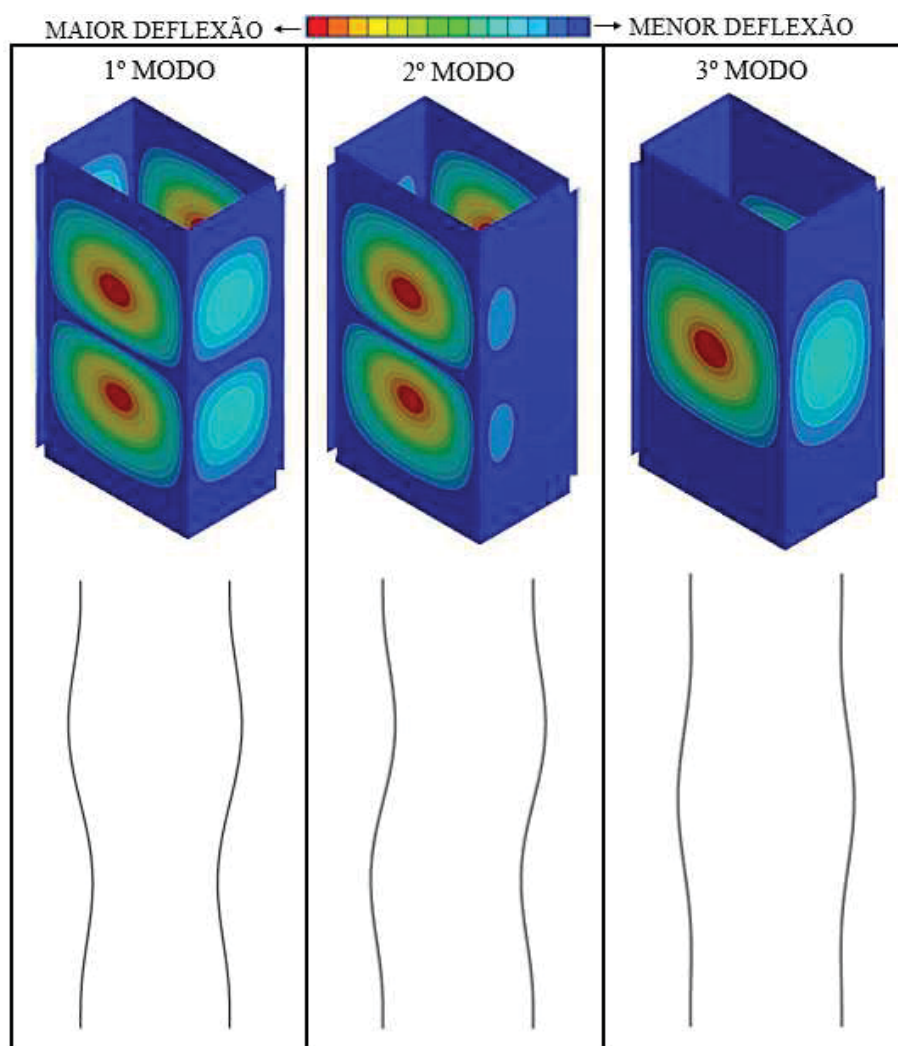
Fonte: Autor

Observa-se que a carga de flambagem elástica tem pouca variação para elementos menores que 18 mm. Porém, para os tamanhos dos elementos menores que 8 mm há um grande acréscimo na quantidade de elementos, o que resulta em um grande acréscimo no tempo de solução. Sendo assim, o tamanho de elemento de 8 mm, que resultou em uma quantidade de 34856 nós e 34328 elementos, será utilizado tanto para a análise como para a atribuição das imperfeições geométricas.

A Figura 54 apresenta a configuração deformada dos três primeiros modos de flambagem de duas maneiras: a primeira mostra uma forma de escala em cores em uma vista isométrica, enquanto a segunda mostra um corte da maior largura da calha em uma escala de 30 vezes.

Conforme foi descrito anteriormente na seção dos resultados do ensaio de compressão do modelo experimental, a lateral da calha evolui sua configuração das deflexões até que no instante imediatamente anterior ao colapso ela apresenta uma forma de duas curvas. Sendo assim, comparando a forma das deflexões no instante imediatamente anterior ao colapso da calha no ensaio experimental observada na Figura 47, com a configuração deformada mostrada no corte da seção da calha na Figura 54, é possível notar que o primeiro modo de flambagem é o mais semelhante entre os mesmos, pois também possui duas curvas de deflexões na lateral. Desta forma, as atribuições das imperfeições geométricas no modelo numérico para a análise não linear será a partir da configuração deformada do primeiro modo de flambagem linear elástica.

Figura 54 - Configuração deformada dos três primeiros modos de flambagem da calha submetida à compressão centrada



Fonte: Autor

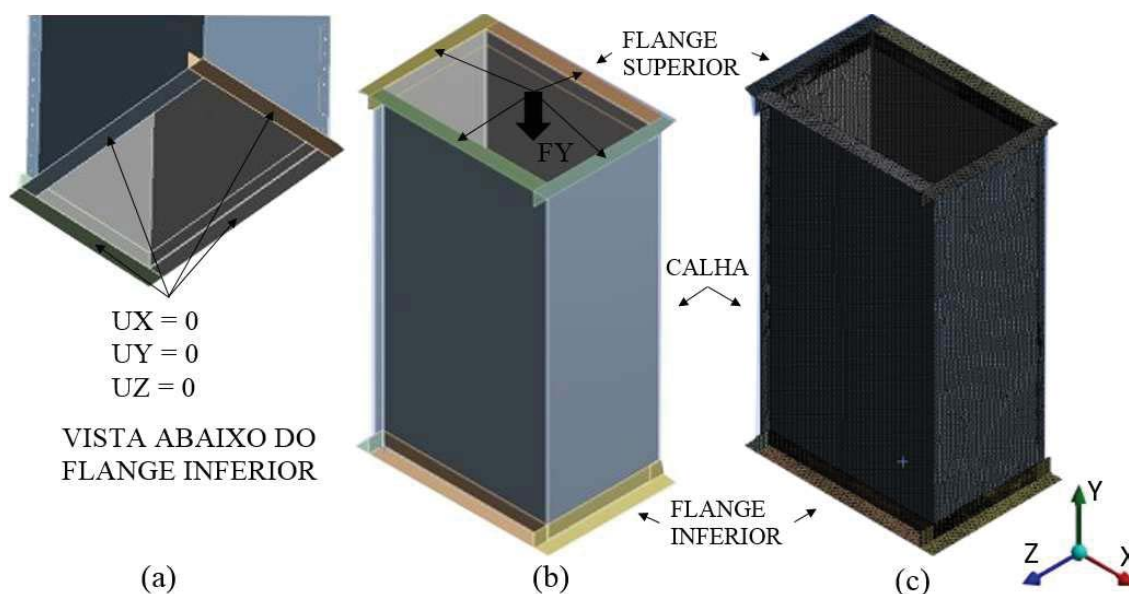
3.6.3 Análise não linear em elementos finitos do modelo numérico experimental

Logo após se ter definido que a configuração deformada do primeiro modo de flambagem linear elástica será utilizada para atribuir as imperfeições geométricas do modelo numérico, faz-se necessário definir qual é a influência que o fator de multiplicação aplicado aos deslocamentos das deflexões tem sobre a análise não linear do colapso da calha.

Foram analisados os fatores de multiplicação com valores de 0,20, 1, 2, 3, 4 e 5. Por isso, novamente fez-se o uso de um programa CAD para adicionar os flanges nos modelos da calha exportados da análise de flambagem linear no Ansys. A Figura 55 mostra as condições

de contorno aplicadas no modelo numérico para a análise não linear em elementos finitos. Vale salientar que as mesmas condições de contorno foram aplicadas nos modelos com diferentes fatores de multiplicação.

Figura 55 - Condições de contorno aplicadas no modelo numérico para a análise não linear no MEF



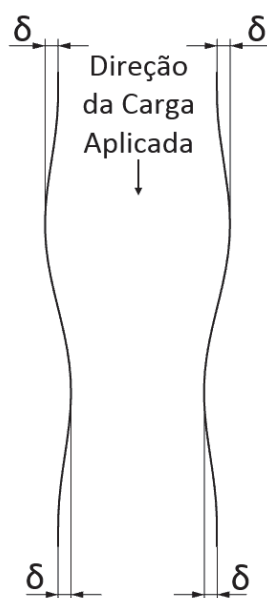
Fonte: Autor

O material do flange foi modelado como sendo linear elástico e, para representar a rigidez dos dispositivos fixos nos flanges durante o ensaio experimental, o seu módulo de elasticidade foi considerado cinco vezes maior do que o material da calha. Utilizou-se um tamanho de elemento de 8 mm, o mesmo tamanho de elemento analisado e utilizado anteriormente na análise de flambagem linear. Os contatos entre os flanges e a calha, assim como entre os perfis da calha unidos pelo UCCF, foram considerados colados. Na análise foi considerada a não linearidade geométrica, ou seja, consideraram-se as grandes deformações e as grandes rotações. A aplicação da carga foi realizada através de passos com acréscimos de 1000 N cada. A análise foi iniciada e deixou-se transcorrer até o momento da perda de convergência, tomando-se a carga de colapso da calha como sendo a força um passo anterior da mesma.

Os valores (δ) das imperfeições geométricas iniciais foram tomados como sendo o ápice da curva das deflexões do primeiro modo de flambagem, como mostra a Figura 56, o qual foi utilizado para atribuí-las. As imperfeições geométricas iniciais foram medidas no

sentido da aplicação da carga, pois é onde se estima que terão o maior efeito na carga de colapso e nas deflexões da calha.

Figura 56 - Posição dos valores das imperfeições geométrica iniciais



Fonte: Autor

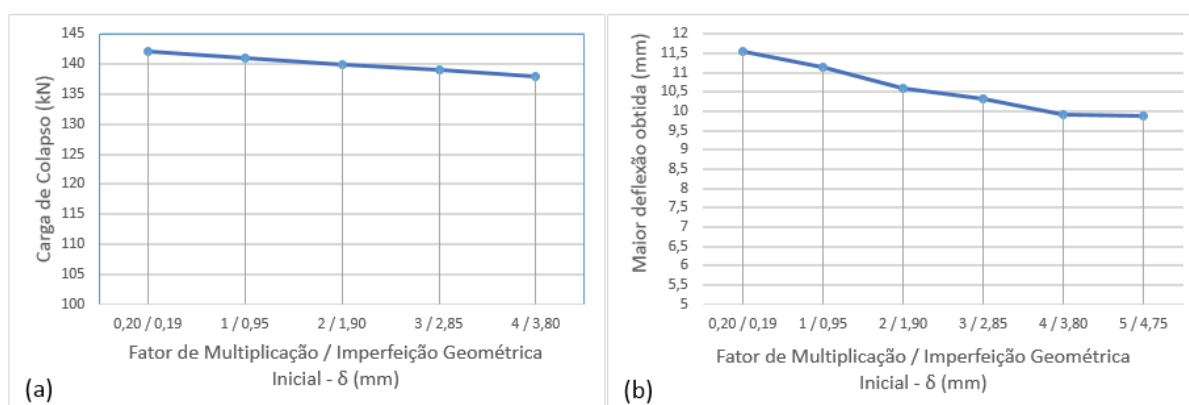
Em seu trabalho, Chodraui (2006) atribuiu a magnitude das imperfeições geométricas iniciais através de uma análise estatística apresentada no trabalho de Schafer e Pekoz (1998). No trabalho de Schafer e Pekoz (1998) as imperfeições geométricas foram classificadas em dois tipos. O tipo 1 são imperfeições relativas aos elementos de perfis formados a frio do tipo AA (as suas duas bordas estão vinculadas a elementos curvos), dos quais poderiam ser aplicados como imperfeições para modos locais. O tipo 2 são imperfeições relativas aos elementos de perfis formados a frio do tipo AL (uma borda vinculada em um elemento curvo e uma borda livre), dos quais poderiam ser aplicados como imperfeições para modos distorcionais. Devido ao perfil da calha apresentar somente elementos do tipo AA e colapso devido ao efeito do modo local de flambagem, será dada atenção às imperfeições geométricas do tipo 1.

Schafer e Pekoz (1998) descrevem que para imperfeições geométricas iniciais do tipo 1, com uma relação de d/t (onde d é o tamanho máximo da imperfeição e t é a espessura da chapa do perfil formado a frio) e com um valor de 0,14, existe 75% de chance de que o banco de dados das imperfeições coletadas na literatura exceda os valores adotados para a análise

numérica. Esse valor será utilizado como referência para a magnitude das imperfeições geométricas iniciais, mas também será avaliado outros valores para tentar identificar as influências da magnitude das imperfeições no perfil da calha, do qual é o objeto de estudo da presente pesquisa.

Para avaliar o efeito das imperfeições geométricas iniciais no presente trabalho foi realizada a análise não linear em MEF através do procedimento descrito anteriormente. A Figura 57 (a) mostra o gráfico que relaciona a carga de colapso da calha *versus* fator de multiplicação e imperfeição geométrica inicial. A Figura 57 (b) mostra o gráfico que relaciona a maior deflexão encontrada na análise não linear em MEF antes do colapso *versus* fator de multiplicação e imperfeição geométrica inicial.

Figura 57 - Gráficos de relação entre carga de colapso e maior deflexão obtida versus fator de multiplicação e imperfeição geométrica inicial



Fonte: Autor

Analisando os gráficos da Figura 57 é possível observar que a magnitude da imperfeição geométrica inicial tem pouca influência nos valores de colapso e nas deflexões da calha. Nos valores da carga de colapso, um dos objetivos do trabalho, a maior diferença fica em apenas 4,3%.

Como foi descrito anteriormente e diferente dos perfis analisados por Chodraui (2006), o perfil formado pela calha é fechado e robusto, do qual possui uma grande resistência pós flambagem. Sendo assim, o perfil da calha quando submetido a tensões de compressão, o mesmo não entrou em colapso sob a tensão crítica de flambagem, mas apresentou uma grande resistência pós flambagem e colapsou por escoamento devido ao efeito da flambagem local.

As grandezas das imperfeições nos corpos de prova não foram medidas, mas, no entanto, deve-se considerar que no processo de fabricação da calha tanto o corte como a dobra

das chapas são realizados por máquinas que apresentam uma boa precisão nas suas funções. Desse modo, considerar defeitos ou imperfeições iniciais com uma grande magnitude não estaria de acordo com a realidade.

Alves Filho (2012) descreve que para seções transversais do tipo da calha, onde há uma mudança de geometria da seção transversal devido ser formada por “painéis planos” (lateral plana da calha) fixados em “painéis curvos” (as dobras), a ação de uma carga de compressão causa uma redistribuição das tensões, de tal forma que sua resistência é estabelecida principalmente nas dobras da chapa que compõem o perfil da calha. Essa característica da geometria do perfil faz com que o método do autovalor tenha dificuldades na previsão da carga de instabilidade, pois a carga de colapso real do perfil é bem maior do que a carga calculada pelo método. Por isso, uma das alternativas para a análise de instabilidade do perfil do tipo da calha é a metodologia da presente pesquisa.

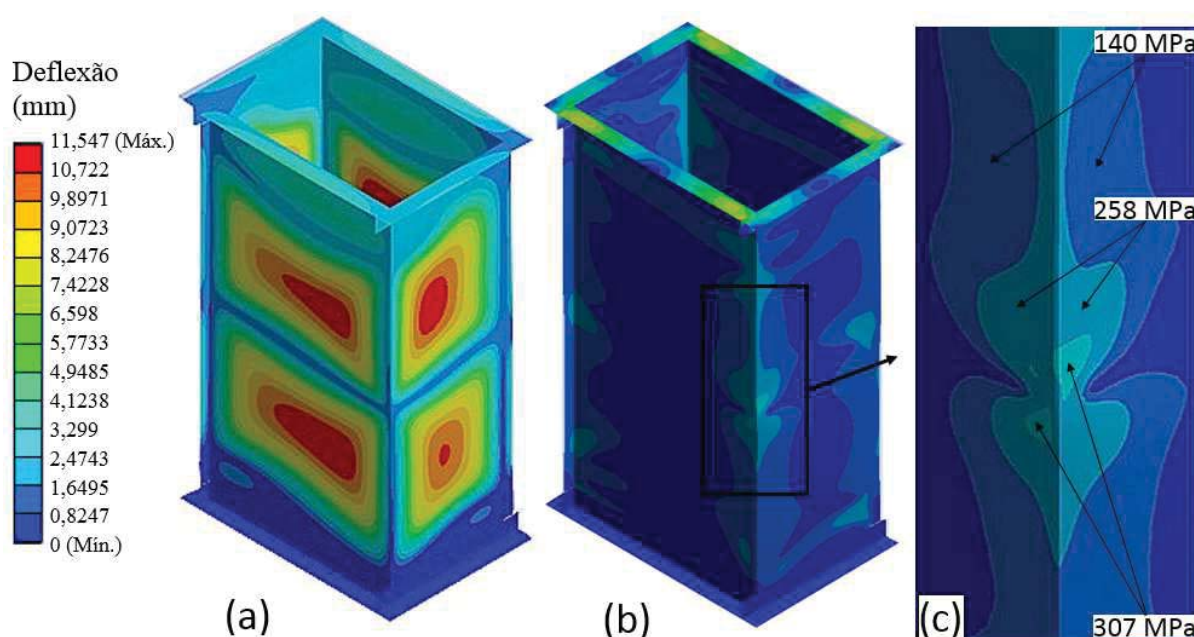
O que foi possível observar na análise não linear em MEF da calha sob carga de compressão centrada é que as imperfeições geométricas iniciais não tem a função de sensibilizar o resultado da carga de colapso. Como foi descrito anteriormente, o principal suporte da carga de compressão no perfil da calha está nas dobras, devido a redistribuição das tensões. Sendo assim, a lateral da calha tem pouca contribuição na resistência do perfil, posição onde foram atribuídas as imperfeições geométricas iniciais.

Mas, vale salientar, que as atribuições das imperfeições geométricas iniciais são importantíssimas na análise sob carga de compressão. Elas também servem como um guia para as deflexões, a fim de que a calha atinja o seu colapso na forma de duas curvas, conforme foi descrito na seção (3.5.3) sobre os resultados do ensaio experimental. Pois se não houvesse as imperfeições nos perfis da calha, ela simplesmente iria diminuir sua altura e apresentar uma tensão constante em toda a sua lateral, o que não representa a realidade.

Sendo assim, tomou-se o fator de multiplicação dos deslocamento das deflexões com o valor de 0,20, onde a sua imperfeição geométrica inicial máxima é de 0,19 mm. Considerando que a espessura da chapa da calha do modelo experimental é de 1,55 mm, tem-se uma relação de d/t no valor de 0,12, próximo a referência de 0,14 conforme os dados estatísticos de Schafer e Pekoz (1998). Portanto, o resultado obtido da carga de colapso do modelo experimental da calha sob carregamento centrado na simulação não linear pelo método de elementos finitos foi de 144 kN.

A Figura 58 (a) mostra o campo das deflexões da calha em escala de cores referente à análise não linear em MEF com uma carga de 144 kN, com a atribuição das imperfeições geométricas iniciais utilizando a geometria deformada do primeiro modo de flambagem da análise de estabilidade e com um fator de multiplicação dos deslocamentos com magnitude de 0,20. A Figura 58 (b) e 58 (c) mostram o campo de tensões nas mesmas condições descritas anteriormente.

Figura 58 - Campo das deflexões e tensões da calha na análise não linear em MEF

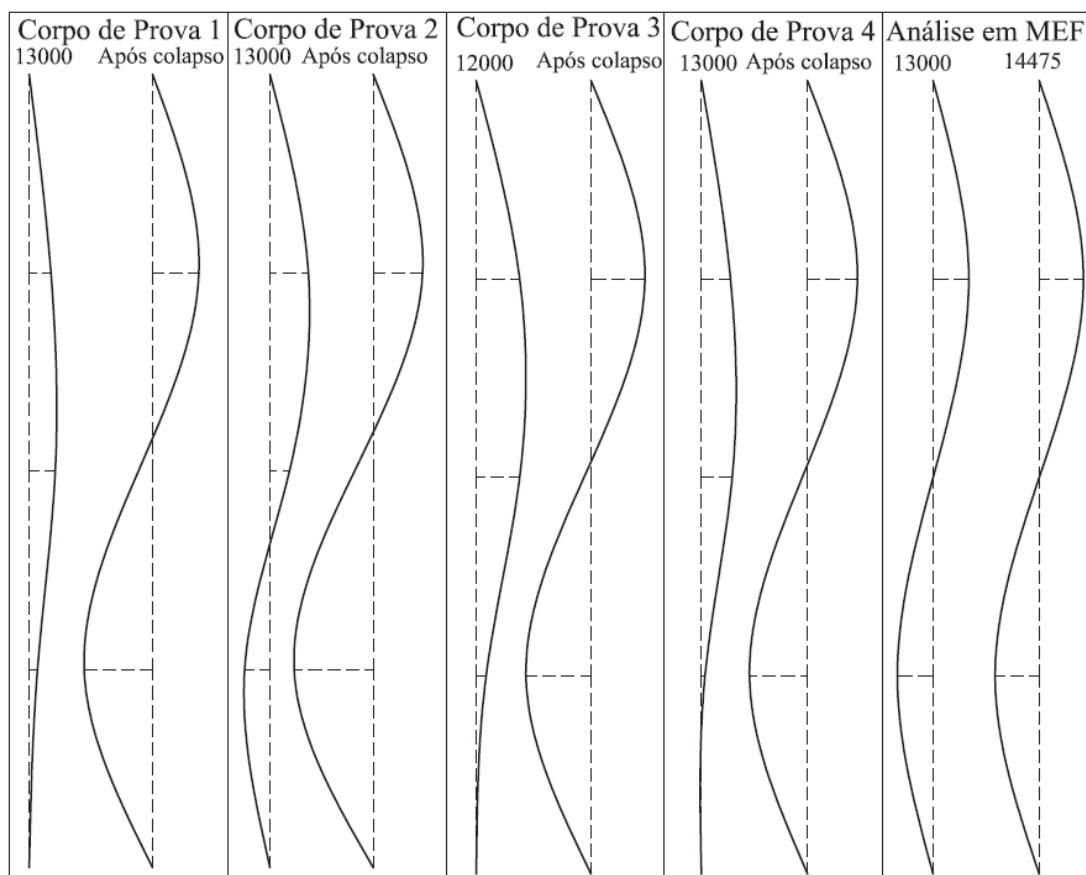


Fontes: Autor

A Figura 58 (c) mostra um detalhe do campo de tensões da região onde ocorrerá a perda de convergência, mais especificamente na região onde a tensão apresenta um valor de 307 MPa, caracterizando o colapso da calha.

A partir dos valores das deflexões da lateral de maior largura da calha, apresentados na Figura 58 (a), criou-se o seu perfil das deflexões para comparar com os valores obtidos no ensaio experimental, mostrados na Figura 59. Nessa comparação é possível observar que, conforme descrito anteriormente, as imperfeições geométricas iniciais são um guia para conduzir as deformações da calha para o colapso na região apresentada na Figura 58 (c). Pois a geometria deformada da calha no final da análise é similar com a geometria de colapso da mesma. A comparação da Figura 59 confirma que a utilização da geometria deformada do primeiro modo de flambagem da análise de instabilidade foi a melhor escolha.

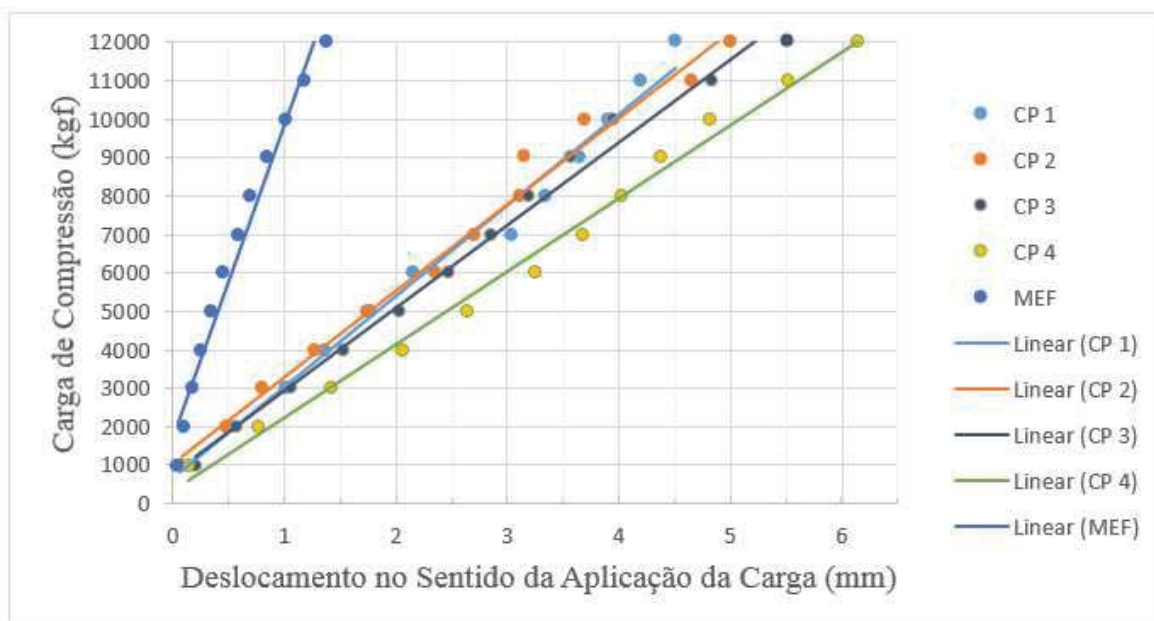
Figura 59 – Comparação dos perfis das deflexões do ensaio experimental com a análise não linear em MEF - unidade: kgf



Fonte: Autor

A partir das medições realizadas referentes ao deslocamento da calha na direção de aplicação da carga apresentadas anteriormente na Tabela 21 e com os resultados obtidos na análise não linear em MEF foi criado o gráfico mostrado na Figura 60. O gráfico apresenta uma comparação, através de uma tendência linear dos resultados encontrados, entre a carga aplicada na calha e o deslocamento no sentido da carga para os corpos de prova 1, 2, 3, 4 e para a análise em MEF. É possível observar que as linhas de tendência linear para os corpos de prova utilizadas no ensaio experimental ficaram muito próximas entre elas. Porém, quando comparadas com a linha de tendência linear da análise em MEF há uma grande diferença nas grandezas dos valores. Essa diferença pode ter origem na rigidez dos elementos utilizados no ensaio experimental para a fixação da calha e aplicação da carga que, devido ao experimento tratar de grandes cargas de compressão, os mesmos devem ter afetado o valor líquido do deslocamento da calha no sentido da carga aplicada.

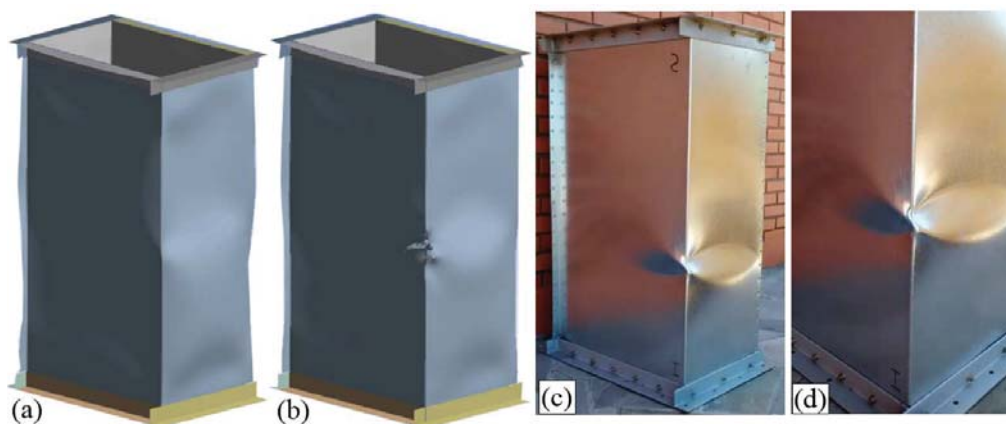
Figura 60 - Gráfico de comparação da carga aplicada e o deslocamento da calha no sentido da carga



Fonte: Autor

A Figura 61 apresenta uma comparação visual entre a geometria deformada da calha na análise não linear em MEF, mostradas das Figuras 61(a) e 61(b) em uma escala de 3x, com a geometria deformada da calha após o colapso no ensaio experimental, mostradas nas Figuras 61(c) e 61(d). Vale ressaltar a similaridade na posição da região onde houve a perda de convergência na análise em MEF, mostrada na Figura 61(b), e a região onde houve a falha por escoamento devido à influência da flambagem local na calha durante o ensaio experimental, mostrada na Figura 61(c).

Figura 61 - Comparação visual entre as geometrias deformadas da análise em MEF (Escala 3x) e do ensaio experimental



Fonte: Autor

3.6.4 Análise não linear do modelo numérico da calha com dimensões originais

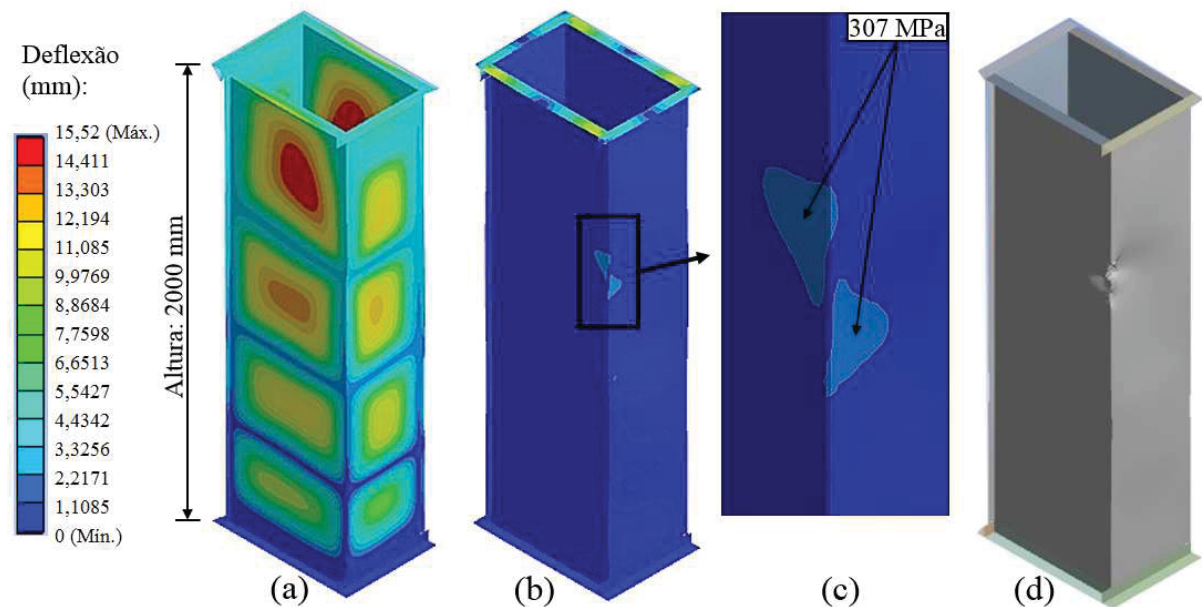
Como foi descrito anteriormente, as dimensões de altura da calha e espessura da chapa dos perfis utilizadas no modelo experimental foram reduzidas devido às condições limites dos equipamentos utilizados no ensaio experimental, porém, na seção transversal foram mantidas as mesmas dimensões da calha original. O modelo experimental também foi utilizado para validar as condições de contorno na análise em MEF. A calha com dimensões originais é o termo que será usado para referir-se às dimensões que uma calha de um módulo de sustentação de um elevador de canecas tem como padrão. Logo, sua seção transversal é a mesma apresentada na Figura 39 (a) com altura de 2000 mm e espessura de chapa de 2,70 mm.

Para a análise não-linear pelo método de elementos finitos do modelo da calha com dimensões originais sob carga de compressão centrada, foram consideradas as mesmas condições de contorno aplicadas no modelo experimental apresentadas na Figura 55. Da mesma forma que no modelo experimental, a geometria deformada do primeiro modo de flambagem foi utilizado como atribuição das imperfeições geométricas iniciais. Com relação a magnitude das imperfeições foi utilizado um fator de multiplicação dos deslocamentos das deflexões de 0,4, onde a sua imperfeição geométrica inicial máxima foi de 0,35. Considerando que a espessura da chapa da calha no modelo com dimensões originais é de 2,70 mm, tem-se uma relação de d/t no valor de 0,13, próximo a referência de 0,14 conforme os dados estatísticos de Schafer e Pekoz (1998). Portanto, o resultado obtido da carga de colapso do modelo com dimensões originais da calha sob carga de compressão centrada na análise não linear pelo método de elementos finitos foi de 393 kN.

A Figura 62 (a) mostra a configuração deformada da calha em escala de cores referente à análise não linear em MEF com uma carga de 393 kN, referente à carga de colapso, ou seja, um passo antes de perder a convergência. As Figura 62 (b) e 62 (c) mostram o campo de tensões nas mesmas condições descritas anteriormente. A Figura 62 (d) apresenta a região onde houve a perda de convergência, representando o colapso da calha. Vale salientar que a região que possui um tom diferente de cor na Figura 62 (c) representa a região com a maior concentração de tensão, a qual levou a perda de convergência mostrada na Figura 62 (d).

A metodologia desenvolvida anteriormente apresenta uma abordagem do comportamento estrutural e o cálculo de colapso da calha para duas diferentes alturas (1100 e 2000 mm) com duas diferentes espessuras (1,55 e 2,70 mm, respectivamente) através de três distintos métodos de cálculos (MLE, experimental e MEF). A seguir são comparados os diferentes resultados obtidos por meio desses métodos utilizados, tomando como base os resultados do ensaio experimental da calha. Para avaliar a resistência da calha de dimensões originais quando submetida às cargas reais de um elevador de canecas, são utilizados os esforços internos obtidos na seção (3.3) e aplicados no modelo numérico através do método de elementos finitos.

Figura 62 - Resultados da análise não linear em MEF da calha com dimensões originais (altura: 2000 mm - espessura de chapa: 2.70 mm)



Fonte: Autor

4 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Conforme foi descrito no início do trabalho, vale salientar que a presente pesquisa está dividida em 4 etapas. A primeira etapa é independente das demais e volta a ser utilizada nessa seção. Nela está incluso a seção (3.1) que descreve e defini quais são os parâmetros de operação na capacidade e nas dimensões do modelo de elevador de canecas escolhido, do qual o seu perfil de calha foi estudado e analisado. A seção (3.2) que descreve as dimensões e a forma de construção da calha que é o objeto de estudo da pesquisa. E a seção (3.3) que a partir de um modelo global numérico é obtido os esforços internos devido as solicitações externas no elevador de canecas.

As próximas 3 etapas são dependentes entre elas. Na segunda etapa está incluso a seção (3.4), que realiza a análise estrutural da calha via método da largura efetiva (MLE), da qual é considerada uma análise inicial para obter a carga de colapso da calha e avaliar as dimensões necessárias para o modelo experimental que será utilizado no ensaio experimental. Ao mesmo tempo é avaliado a carga de colapso da calha com as dimensões originais.

Na terceira etapa está incluso a seção (3.5), da qual apresenta os resultados da análise experimental. Após ter avaliado o modelo experimental e ter verificado que está dentro dos limites dimensionais e de carregamento dos equipamentos e instrumentos utilizados no ensaio experimental, o mesmo foi realizado no modelo experimental. Os resultados do ensaio experimental é utilizado na metodologia para definir a forma de atribuição das imperfeições geométrica no modelo numérico de análise pelo método de elementos finitos.

Na quarta e última etapa foi realizado a analise em elementos finitos. Através da análise linear de instabilidade (*Linear Buckling*) com o método de autovalor e autovetor, e com a intenção de obter a geometria deformada como sendo as imperfeições geométricas iniciais para o modelo de elementos finitos. Foram comparados os perfis das deflexões do ensaio experimental com o perfil das deflexões do modelo numérico com a geometria deformada da análise linear de instabilidade. Posteriormente, foi realizado a analise não linear utilizando o modelo numérico com as atribuições das imperfeições geométricas, dos quais são de extrema importância para uma análise de instabilidade estrutural.

A apresentação e a comparação dos resultados obtidos nas metodologias de cálculos aplicadas no capítulo 3 são subdivididos em três grupos. O primeiro apresenta uma comparação dos métodos utilizados para o cálculo da carga de colapso da calha no modelo

experimental. O segundo apresenta a comparação dos métodos utilizados para a carga de colapso da calha no modelo de dimensões originais. O terceiro apresenta os resultados da análise da calha com dimensões originais submetidos com o carregamento calculado na seção (3.3), referente às forças solicitantes em um elevador de canecas.

4.1 Resultados da análise do modelo experimental da calha

O modelo experimental da calha foi submetido a três métodos de análise da carga de colapso submetido à compressão centrada, os quais serão comparados a seguir.

Como análise preliminar, foi obtido o valor da carga de colapso da calha em seu modelo experimental pelo método da largura efetiva (MLE). Foi possível observar qual seria a ordem de grandeza da carga de colapso e avaliar qual efeito de flambagem iria predominar no momento do colapso. Com os valores baixos do índice de esbelteza reduzido associado à flambagem global (λ_o), com o fator de redução associado à resistência e à compressão (χ) muito próximo de 1 e com a baixa variação do resultado da carga de colapso em função da condição de apoio da extremidade, foi possível estimar que a sua falha aconteceria através do escoamento com a influência predominante da flambagem local. Essas estimativas foram confirmadas com a execução do ensaio experimental.

No ensaio experimental foi possível observar que realmente acontecia o colapso da calha pelo escoamento com predominância do efeito da flambagem local, como foi estimado nos cálculos em MLE. Também foram obtidas medidas do deslocamento lateral da calha para compreender o efeito da carga de compressão submetido na mesma e, posteriormente, definir que o primeiro modo de flambagem seria a melhor representação das imperfeições geométricas na análise não linear pelo método de elementos finitos.

Na análise não linear pelo método de elementos finitos (MEF), foi possível observar que a magnitude das imperfeições geométricas tem pouca influência no resultado da carga de colapso da calha. Isso se dá pelo fato da redistribuição das tensões nas dobras dos perfis da calha, onde é estabelecido a principal resistência da mesma. Além disso, as imperfeições serviram como um guia nos deslocamentos das laterais da calha para que o colapso na análise não linear em MEF fosse o mesmo encontrado nos ensaios experimentais.

A Tabela 25 apresenta os valores das cargas de colapso para os três métodos utilizados no trabalho. Da mesma forma que as normas usam coeficientes e fatores para ponderar os

efeitos das incertezas que estão envolvidos nos cálculos, no trabalho também foi utilizada essa definição. A média da carga de colapso obtida nos ensaios experimentais foi tomada como base. Em comparação com as outras análises, foi obtido um fator de ponderação de 1,068 para o MLE e de 1,110 para o MEF, os quais representam uma diferença de, respectivamente, 6,8% e 11%.

Tabela 25 – Resultados das cargas de colapso do modelo experimental da calha sob compressão centrada

Método de análise	Carga de Colapso (N)	Fator de ponderação
Ensaio experimental	129737	*
Método da largura efetiva (MLE)	138570	1,068
Método de elementos Finitos (MEF)	144000	1,110

Fonte: Autor

4.2 Resultados da análise do modelo da calha com dimensões originais

O modelo da calha com as dimensões originais foi submetido a dois métodos de análise da carga de colapso e submetido à compressão centrada. O ensaio experimental do modelo experimental da calha teve como principal objetivo a validação das considerações feitas nos métodos utilizados para a obtenção da carga de colapso, logo, as mesmas considerações foram feitas para o cálculo da carga de colapso por MLE e MEF da calha com dimensões originais.

A Tabela 26 apresenta uma comparação entre os resultados das cargas de colapso da calha sob compressão centrada com dimensões originais analisada por MLE e MEF. Os resultados das duas análises foram divididos pelos seus respectivos fatores de ponderação para obter a carga de colapso ponderada teórica e, dessa forma, poder comparar seus resultados. Observou-se que a diferença entre os resultados ponderados foi de apenas 0,52%.

É possível verificar que na análise em MEF as duas alturas das calhas resultaram em um valor maior de carga de colapso quando comparado com a análise em MLE. Isso pode ser atribuído à simplificação realizada na seção transversal para o cálculo em MLE, onde as dobras para a fixação dos perfis formados a frio da calha não foram consideradas. No entanto, para a análise em MEF as dobras foram consideradas, fator que pode ter aumentado a resistência da calha.

Tabela 26 - Resultado da carga de colapso do modelo com dimensões originais da calha sob compressão centrada

Método de análise	Carga de Colapso (N)	Fator de ponderação	Carga de Colapso Ponderada Teórica (N)	Diferença Percentual
Método da largura efetiva (MLE)	380110	1,068	355908	0,52%
Método de elementos Finitos (MEF)	393000	1,110	354054	

Fonte: Autor

4.3 Resultados da análise do modelo da calha com dimensões originais submetido às forças solicitantes de um elevador de canecas

Na seção (3.3) foi apresentado o procedimento para calcular os esforços internos na estrutura do elevador de canecas submetido à cargas como peso próprio, peso do uso e ocupação e forças devidas ao vento. Foram analisadas quatro tipos de combinações de cargas, entre as quais na combinação C3 e no elemento 6 houve os maiores valores dos esforços internos dos elementos que representam as calhas.

A avaliação do modelo da calha com dimensões originais submetido às forças solicitantes de um elevador de canecas será realizada através da análise não linear em elementos finitos. A carga de compressão e o momento fletor referentes aos esforços internos do elemento número 6 da combinação C3 tem origem nas cargas externas sob a estrutura do elevador de canecas. Essas cargas são corrigidas por coeficientes e fatores de ponderação obtidos na norma ABNT NBR 14762:2010, para considerar as incertezas da origem das mesmas.

Para considerar as incertezas com relação ao cálculo pelo método de elementos finitos foi utilizado o fator de ponderação mostrado na Tabela 25. Nesse momento, serão multiplicados os esforços internos do elemento número 6 da combinação C3 pelo fator de ponderação relacionado ao MEF a fim de se obter as cargas que serão submetidas no modelo da calha com dimensões originais, conforme mostra a Tabela 27. O valor ponderado mostrado na Tabela 27 foi submetido ao modelo da calha com dimensões originais para a análise não linear em MEF, sendo que foram utilizadas as mesmas condições de análise e condições de contorno apresentadas na seção (3.6.4).

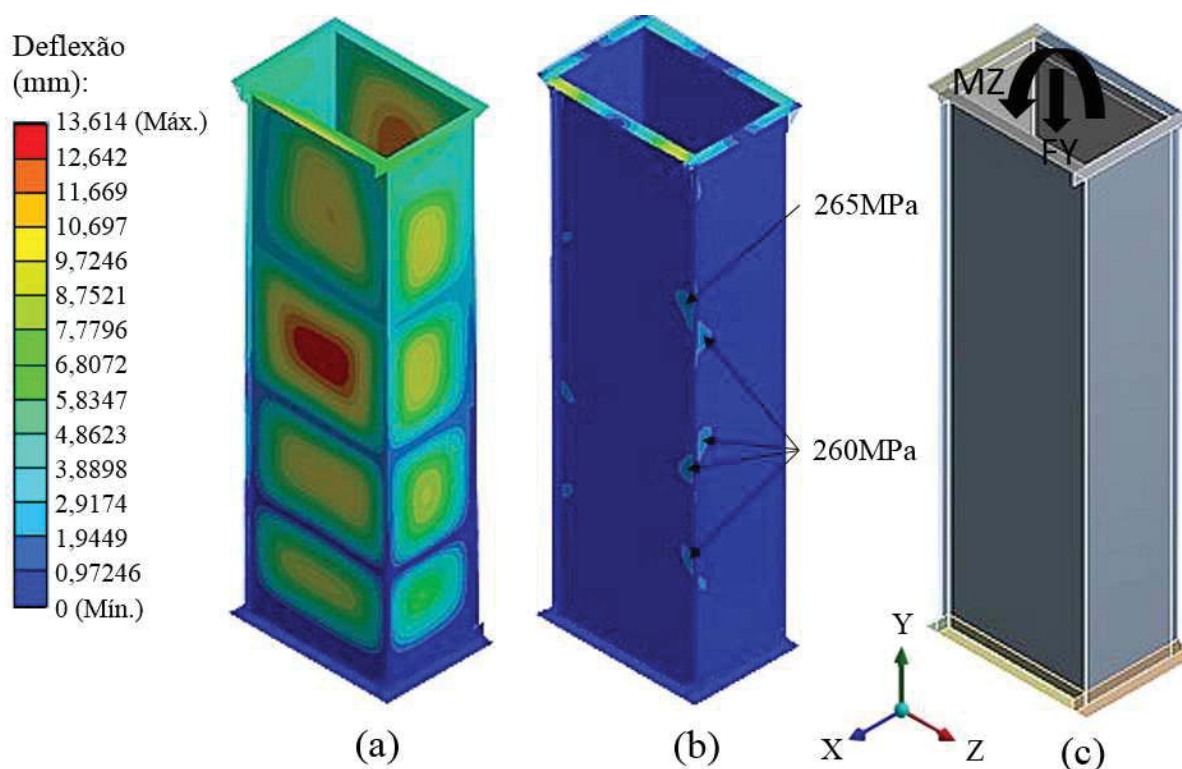
Tabela 27 – Esforços internos nominais e ponderados do elemento número 6 da combinação C3

Tipo de Carregamento	Valor Nominal	Fator de Ponderação	Valor Ponderado
Carga de Compressão: FY (N)	-246370	1,110	-273471
Momento Fletor: MZ (N.m)	13772		15287

Fonte: Autor

A Figura 63 (c) mostra as cargas de força e momento aplicados no modelo. A Figura 63 (a) mostra o campo das deflexões em escala de cores e a Figura 63 (b) mostra o campo das tensões do modelo.

Figura 63 - Resultados da análise não linear em MEF do modelo da calha com dimensões originais sob carga de compressão e momento fletor



Fonte: Autor

Após aplicar as cargas de força e momento foi possível observar que não houve a perda de convergência no modelo, o que significa que a calha resistiu aos esforços internos de maior magnitude encontrados no modelo global numérico. Porém, as maiores tensões obtidas na análise foram 260 e 265 MPa, as quais são próximas quando comparadas com a tensão de

escoamento do material de 259,83 MPa, significando que os esforços internos estão próximos do limite máximo de carregamento da calha.

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo aborda a conclusão do trabalho sobre os aspectos de atendimento aos objetivos, contribuição e propostas para futuras pesquisas.

5.1 Atendimento dos objetivos

Por meio dos métodos de análise experimental, largura efetiva e elementos finitos, os quais foram escolhidos para o presente trabalho, foi possível atender o objetivo geral que trata de realizar a análise do comportamento estrutural da calha utilizada no módulo de sustentação de um elevador de canecas bem como definir a sua carga e forma de colapso.

O objetivo específico inicial foi encontrar o carregamento total que está submetido na estrutura do elevador de canecas devido às forças externas. Esse objetivo foi alcançado por meio da utilização da norma ABNT NBR 14762:2010 para definir as combinações de cargas juntamente com seus coeficientes e fatores de ponderação. Através da norma ABNT NBR 6123:1988 foi possível definir as forças provenientes da ação do vento e, através de um modelo numérico global do elevador de canecas, foi possível calcular os esforços internos dos elementos que representam a calha.

Seguindo com a análise dos objetivos específicos, foi encontrada a carga de colapso e realizada a análise do comportamento estrutural da calha através de três métodos distintos:

- Análise analítica: realizada utilizando-se o procedimento de cálculo do método da largura efetiva encontrado na norma ABNT NBR 14762:2010.
- Análise experimental: realizada utilizando-se o procedimento experimental apresentado no presente trabalho e também aplicada no modelo experimental da calha.
- Análise numérica: realizada utilizando-se o método de elementos finitos e levando em consideração a análise não linear geométrica e física do material, assim como as imperfeições geométricas iniciais.

No início do trabalho, na seção “Justificativa”, comentou-se sobre a importância em conhecer e definir as condições de operação de forma coerente e satisfatória com a realidade. Também se destacou a grande importância de se estabelecer critérios que vão ao encontro da segurança estrutural, da confiabilidade e da disponibilidade operacional do equipamento.

Sendo assim, a Tabela 28 apresenta um resumo dos valores considerados como critérios estabelecidos para as análises realizadas no presente trabalho. É importante apresentar esses critérios nesse momento, após ter confirmado na seção (4.3) que a calha quando submetida aos esforços internos causados pelas cargas externas submetidas no elevador de canecas continua em uma configuração de equilíbrio estável. A alteração desses valores pode variar para mais ou para menos os esforços internos da estrutura do elevador de canecas devido às cargas externas solicitantes.

Tabela 28 – Critérios estabelecidos para uso nas análises realizadas

Altura máxima	50 m
Comprimento máximo das canalizações	30 m
Número máximo de saídas da válvula direcional	6 saídas
Carga máxima devido às canalizações e válvulas direcionais	38926 N
Capacidade mássica máxima	350 ton./h
Carga máxima na plataforma de manutenção	200 Kgf/m ²
Velocidade máxima do vento	50 m/s
Pontos de fixação do estaiamento no elevador	4 pontos cada 6 metros
Ângulo entre cabo de aço e vertical	Entre 40° e 60°
Cabo de aço do estaiamento	Ø1/2" - classe 6x25
Pretensão do cabo de aço	10% Carga de Ruptura

Fonte: Autor

5.2 Contribuição

A contribuição prática do trabalho foi apresentar uma metodologia de cálculo estrutural para os perfis formados a frio da calha, os quais realizam a sustentação de um elevador de canecas submetido as mais variadas solicitações de forças externas. Metodologia essa que levou em consideração a principal norma brasileira para perfis formados a frio, ou seja, a norma ABNT NBR 14762:2010.

Como contribuição científica foi apresentado o procedimento de cálculo de um perfil fechado robusto através de três cálculos distintos: o analítico, por meio do método da largura efetiva; o experimental, por meio dos ensaios experimentais realizados na calha e o numérico, por meio da análise não linear pelo método de elementos finitos.

5.3 Trabalhos futuros

A seguir são apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros a partir de assuntos abordados nesse trabalho.

- Assunto abordado: foram analisadas no presente trabalho duas alturas da seção da calha, 1100 e 2000 mm, onde apresentaram o colapso com predominância do efeito da flambagem local.
Sugestão: realizar a análise para diferentes alturas da seção da calha e verificar o efeito de outros modos de flambagem na influência do colapso da calha.
- Assunto abordado: foi analisado um tamanho de seção transversal, a qual representa a seção transversal do elevador de canecas para uma capacidade entre 300 e 400 toneladas por hora de cereais como milho, soja e trigo.
Sugestão: avaliar as diferentes seções transversais de outros elevadores de canecas para outras faixas de capacidade.
- Assunto abordado: uma das simplificações utilizadas na análise em MEF da calha foi considerar a união das chapas por UCCF coladas.
Sugestão: avaliar a influência da distância entre os pontos de união das chapas por conformação a frio no sentido da altura da calha.

REFERÊNCIAS

ABNT - ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 14762: Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio, 2010.

ABNT - ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 8800: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios, 2008.

ABNT - ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6123: Forças devidas ao vento em edificações, 1988.

AISI – American Iron and Steel Institute. 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, 2007.

ALMEIDA, S.J.C. Análise numérica de perfis de aço formados a frio comprimidos considerando imperfeições geométricas iniciais. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007

ALLEN, H. G.; BULSON, P. S. Background to Buckling. London: McGraw Hill, 1980.

ALVES FILHO, Avelino. Elementos Finitos: A base da tecnologia CAE. 5. ed. São Paulo: Érica, 2007.

ALVES FILHO, Avelino. Elementos Finitos. A base da tecnologia CAE: Análise Não Linear. São Paulo: Érica, 2012.

AMARAVAT, Utkarsh. Design and Model of Bucket Elevator. 2012. In partial fulfillment for the award of the degree of Bachelor of Engineering in Mechanical Engineering. A.D. Patel Institute of Technology, New V.V. Nagar, 2012.

ANSYS, INC. Ansys Release 14.0 Documentation.2011.

BARAN, N. M. Finite Element Analysis on Microcomputers. New York: McGraw-Hill, 1988.

BATHE, K.J. Finite Element Procedures. New Jersey: Prentice-Hall, 1996.

BATISTA, E.M. Local-Global Buckling Interaction Procedures for the Design of Cold-Formed Columns: Effective Width and Direct Method Integrated Approach. Thin-Walled Structures, v. 47, p.1218–1231, 2009.

BONATTO, R. Estudo do comportamento estrutural e otimização de cantoneiras de aço formadas a frio. 2009. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2009.

CANAL RURAL. Déficit de armazenagem de grãos no país é de 40 milhões de toneladas por ano, estima Conab. Disponível em:

<<http://www.canalrural.com.br/noticias/agricultura/deficit-armazenagem-graos-pais-milhoes-toneladas-por-ano-estima-conab-23416>>. Acesso em: 10 dez. 2014

CARBONI, M.; BERETTA, S.; MONNO, M. Fatigue behavior of tensile-shear loaded clinched joints. Engineering Fracture Mechanics, Milano, v. 73, n. 2, p. 178 – 190, 2006.

CARVALHO, P. R. M. de; GRIGOLETTI, G.; BARBOSA, G. D. Curso Básico de Perfis de Aço Formados a Frio. 3. ed. Porto Alegre: [s.n.], 2014.

CHEN, W. F.; HAN, D. J. Plasticity for Structural Engineers. New York: Springer – Verlag, 1988.

CHODRAUI, G. M. B. Flambagem por Distorção da Seção Transversal em Perfis de Aço Formados a Frio Submetidos à Compressão Centrada e à Flexão. 2003. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2003.

CHODRAUI, G. M. B. Análise teórica e experimental de perfis de aço formados a frio submetidos à compressão. 2006. Tese (Doutorado em Engenharia) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006.

CONAB. Companhia Nacional de Abastecimento. Disponível em: <<http://conab.gov.br>>. Acesso em: 25 dez. 2014

FERAREZ, C. S.; GOEDEL, F.; PRAVIA, Z. M. C. Estudo numérico experimental para avaliação de uma ligação parafusada viga-coluna com chapa de topo. Teoria e Prática na Engenharia Civil (Online), v. 22, p. 25-32, 2013.

LECCE, M.; RASMUSSEN, K. Distortional Buckling of Cold-Formed Stainless Steel Sections: Experimental Investigation. Journal of Structural Engineering. v. 132(4). p. 497-504, 2006.

MAGGI, Y. I. Análise Numérica, via M.E.F., do Comportamento de Ligações Parafusadas Viga-Coluna com Chapa de Topo. 2000. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2000.

NASCIMENTO, G. Reschke do. Comparação Crítica entre Diferentes Métodos para Calcular a Carga de Colapso em Estruturas de Aço. 2013 Dissertação (Mestre em Engenharia) - Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2013

PUGLIA, Vicente B., Análise de Alguns Aspectos no Estudo de Torres Estaiadas. 2009 Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2009.

RIKS, E. The Application of Newton's Method to the Problem of Elastic Stability. Journal of Applied Mechanics, v. 39(4), p. 1060-1065, 1972.

RIKS, E. An Incremental Approach to the Solution of Snapping and Buckling Problems. International Journal of Solids and Structures. v. 15, p. 529 – 551, 1979.

SARMENTO, A. Alves. União de Chapas de Aço por Conformação a Frio: Análise da Resistência Mecânica sob Carga Multiaxial. 2012. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola Politécnica. Universidade de São Paulo, São Paulo, 2012.

SCHAFER, B.W. Cold-formed Steel Behavior and Design: Analytical and Numerical Modeling of Elements and Members with Longitudinal Stiffeners. 1997. PhD. Dissertation - Cornell University, Ithaca, 1997.

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

SOUZA, F. Teixeira de. Análise Teórico-experimental da Estabilidade de Colunas Perfuradas em Perfis de Aço Formados a Frio de Seções Tipo Rack. 2013. Tese (Doutorado em Engenharia) – Escola de Minas. Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto, 2013.

SPIVAKOVSKY, A. O.; DYACHKOV, V. K. *Conveying Machines*, 4, ed. Moscow: MIR Publication, 1985.

TRICHES, F. J. Análise Estrutural das Colunas de Sustentação de um Silo Metálico. 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2011.

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

WEMPNER, G.A. Discrete Approximation Related to Nonlinear Theories of Solids. *International Journal of Solids and Structures*. v. 7, p. 1581 – 1599, 1971.

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

WINTER, G. Theoretical Solutions and Tests Results, Preliminary Publication, 8° Congress: The International Association for Bridge and Structural Engineering. p. 101-12, 1968.

WOODCOCK, C. R.; MASON, J. S. Bulk Solids Handling an Introduction to the Practice and Technology. Glasgow: Chapman & Hall, 1987.

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

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

YU, W. W. Cold-Formed Steel Design. 3. ed. New York: John Wiley & Sons, INC., 2000.

ZIENKIEWICZ, O.C.; TAYLOR, R.L. The Finite Element Method. Volume 1: The Basis. 5. ed. Woburn: Butterworth-Heinemann, 2000a.

ZIENKIEWICZ, O.C.; TAYLOR, R.L. The Finite Element Method. Volume 2: Solid Mechanics. 5. ed. Woburn: Butterworth-Heinemann, 2000b.

APÊNDICE A - Cálculo do carregamento devido às canalizações e válvula direcional

Abaixo é mostrado o cálculo da massa de uma canalização vazia e a massa dos grãos em uma canalização totalmente cheia.

Diâmetro externo da canalização

$$De := 380\text{mm}$$

Espessura da canalização

$$t := 3\text{mm}$$

Diâmetro Interno da Canalização

$$Di := De - 2 \cdot t$$

$$Di = 374\text{mm}$$

Massa específica do Aço

$$me_{\text{aço}} := 7850 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

Massa específica dos grãos

$$me_{\text{grao}} := 750 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

Comprimento da Canalização

$$L_c := 30\text{m}$$

Massa da canalização vazia

$$M_{\text{tubo}} := \left(\frac{\pi \cdot De^2}{4} - \frac{\pi \cdot Di^2}{4} \right) \cdot me_{\text{aço}} \cdot L_c$$

$$M_{\text{tubo}} = 837\text{kg}$$

Massa dos grãos em uma canalização totalmente cheia

$$M_{\text{grao}} := \left(\frac{\pi \cdot Di^2}{4} \right) \cdot me_{\text{grao}} \cdot L_c$$

$$M_{\text{grao}} = 2472\text{kg}$$

A Tabela A.1 mostra as cargas envolvidas no carregamento na cabeça do elevador devido à válvula direcional e às canalizações. Cada carga é descrita abaixo.

Tabela A.1: Cargas referentes às canalizações e válvulas na cabeça do elevador

	M_{valv}	P_{valv}	n	$n \cdot P_{can.vaz}$	$n \cdot P_{can.vaz} + P_{can.gr}$	$R_{silo} = R_{valv.}$	$R_{valv.} + P_{valv.}$
Tipo da Válvula Direcional	Massa Individual da válvula (kg)	Peso Individual da Válvula (N)	Qtd. de Canal. por Válvula	Peso total das Canal. Vazias (N)	Peso Total das Canalizações Por tipo de Válvula (N)	Reação do Peso das Canalizações (N)	Peso Total das canalizações na cabeça do elevador (N)
2 vias	56	549	2	16422	40672	20336	20885
3 vias	112	1099	3	24633	48883	24442	25540
4 vias	144	1413	4	32844	57094	28547	29960
5 vias	175	1717	5	41055	65305	32653	34369
6 vias	221	2168	6	49266	73516	36758	38926

Fonte: Autor

Onde:

$$P_{valv} = M_{valv} \cdot g \text{ (Peso individual da válvula direcional).}$$

n é a quantidade de canalizações da válvula direcional (cada via representa uma canalização).

$P_{can.vaz} = M_{tubo} \cdot g = 8211 \text{ N}$ (Peso da canalização vazia, ou seja, somente o peso dos 30 metros da canalização sem grãos).

$$P_{can.gr} = M_{grao} \cdot g = 24250 \text{ N} \text{ (Peso da canalização totalmente cheia de grãos).}$$

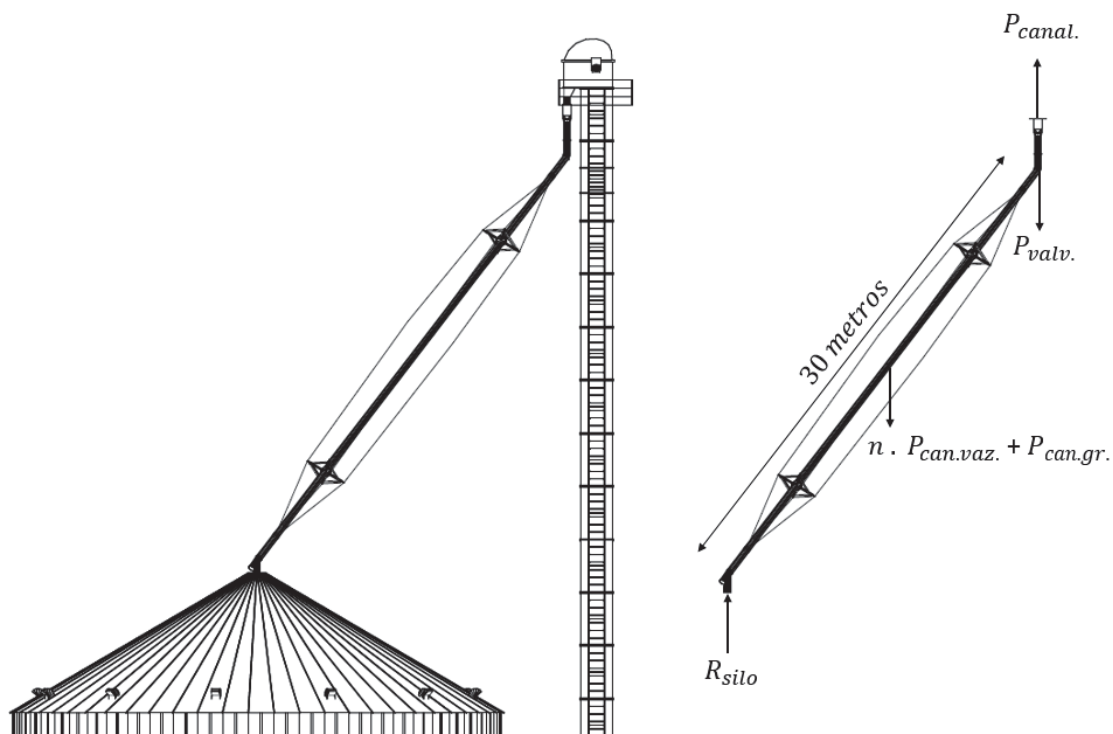
Aqui vale salientar que é considerado apenas uma canalização totalmente cheia de grãos. Isso porque se houver um entupimento a canalização que está sendo utilizada para descarregamento dos grãos ficará cheia por completo até o nível dos grãos alcançarem o sensor de entupimento que fica na descarga da cabeça do elevador de canecas.

$$R_{silo} = R_{valv} = \frac{n \cdot P_{can.vaz} + P_{can.gr}}{2} \text{ (Reação das canalizações no silo e na válvula}$$

direcional, respectivamente). Como as canalizações estão fixadas em uma ponta na válvula direcional e outra ponta no telhado do silo a carga total da canalização é dividida por duas para encontrar as suas reações de apoio.

O peso total das canalizações e a válvula direcional na cabeça do elevador será a soma da reação devido às canalizações na válvula ($R_{valv.}$) mais o peso individual da válvula. A Figura A.1 mostra o diagrama de corpo livre das canalizações com as suas respectivas cargas.

Figura A.1 – Diagrama de corpo livre das canalizações e válvulas na cabeça do elevador



Fonte: Autor

APÊNDICE B – Valores ponderados dos carregamentos e aplicação das cargas no modelo global numérico do elevador de canecas.

A partir dos valores nominais obtidos através dos cálculos das cargas externas solicitantes no elevador de canecas, é possível obter os valores ponderados das cargas solicitantes através do coeficiente de ponderação das ações permanentes (γ_g), do coeficiente de ponderação da ação variável principal (γ_q) e do fator de combinação para as ações variáveis secundárias (ϕ_q), apresentados na Tabela 16 da seção (3.3.5).

A Tabela B1 apresenta os valores ponderados para as ações permanentes utilizada nas combinações dos carregamentos.

Tabela B1 – Ações permanentes: peso próprio

AÇÕES PERMANENTES – Peso Próprio (PP)								
Combinações: C1, C2, C3 e C4								
COMPONENTE	Tabela 4 Nominal		Valor Ponderado $\gamma_g = 1,35$		Tabela 4 Nominal		Valor Ponderado $\gamma_g = 1,35$	
	P_a (N)	P_b (N)	P_a (N)	P_b (N)	M_a (N.m)	M_b (N.m)	M_a (N.m)	M_b (N.m)
Módulo de Sust.	1055	1055	1424	1424	NA	NA	NA	NA
Módulo de Sust. + Plataf. de Desc.	1889	1889	2549	2549	484	484	653	653
Módulo de Sust. + Plataf. Insp. Lat.	2526	1055	3410	1424	1104	NA	1490	NA
COMPONENTE	Figura 35 Nominal		Valor Ponderado $\gamma_g = 1,35$		Figura 35 Nominal		Valor Ponderado $\gamma_g = 1,35$	
	R_1 (N)			R_2 (N)				
Plataforma de manutenção do acionamento, canalizações e cabeça			13760	18576	117958	159243		

Fonte: Autor

A Tabela B2 apresenta os valores ponderados da sobrecarga de utilização atribuídos nas combinações dos carregamentos.

Tabela B2 – Ação variável: Sobrecarga de utilização

AÇÃO VARIÁVEL – Sobrecarga de Utilização (SU)			
COMPONENTE	Tabela 10 Nominal	Valor Ponderado CM = 0,75 Combinações: C3 e C4	Valor Ponderado CM = 1,5 Combinações: C1 e C2
Plataforma de Manutenção do Acionamento	19620 N	14715 N	29430 N

Fonte: Autor

A Tabela B3 apresenta os valores ponderados das forças devidas ao vento atribuídos nas combinações dos carregamentos.

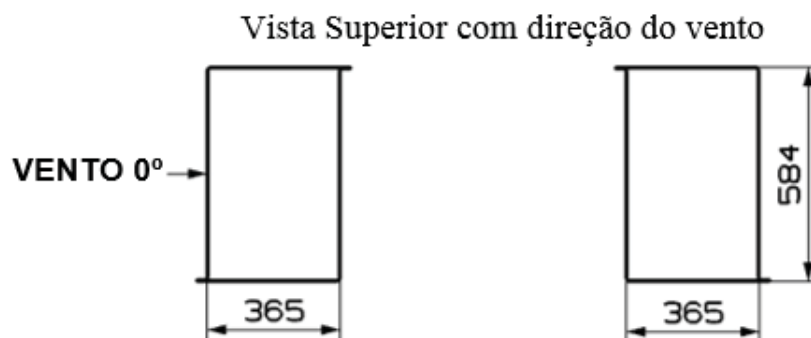
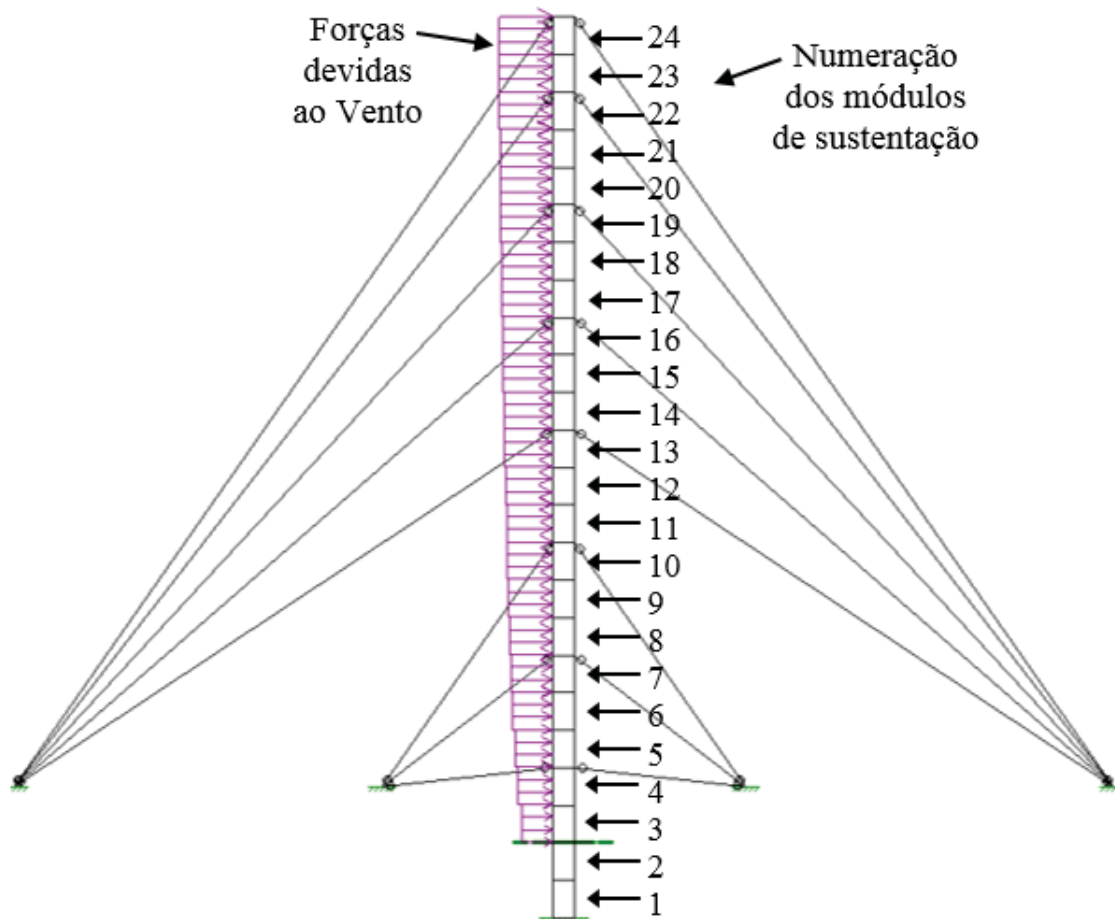
Tabela B3 – Ação variável: Forças devidas ao vento

AÇÃO VARIÁVEL – Forças devidas ao vento – V0 e V90						
Altura (m)	FORÇA DEVIDO AO VENTO 90° (N/m)			FORÇA DEVIDO AO VENTO 0° (N/m)		
	Tabela 13 Nominal	Valor Ponderado CM = 1,4 Combinação: C4	Valor Ponderado CM = 0,84 Combinação: C2	Tabela 13 Nominal	Valor Ponderado CM = 1,4 Combinação: C3	Valor Ponderado CM = 0,84 Combinação: C1
2	254	356	213	1103	1544	927
4	288	403	242	1250	1750	1050
6	310	433	260	1344	1882	1129
8	326	456	274	1416	1982	1189
10	339	475	285	1474	2063	1238
12	351	491	295	1523	2132	1279
14	361	505	303	1566	2192	1315
16	369	517	310	1604	2246	1347
18	377	528	317	1638	2294	1376
20	384	538	323	1670	2338	1403
22	391	548	329	1699	2378	1427
24	397	556	334	1725	2416	1449
26	403	564	339	1750	2451	1470
28	408	572	343	1774	2484	1490
30	414	579	347	1796	2515	1509
32	418	586	351	1817	2544	1526
34	423	592	355	1837	2572	1543
36	427	598	359	1856	2599	1559
38	432	604	363	1874	2624	1574
40	436	610	366	1892	2648	1589
42	439	615	369	1908	2672	1603
44	443	620	372	1924	2694	1616

Fonte: Autor

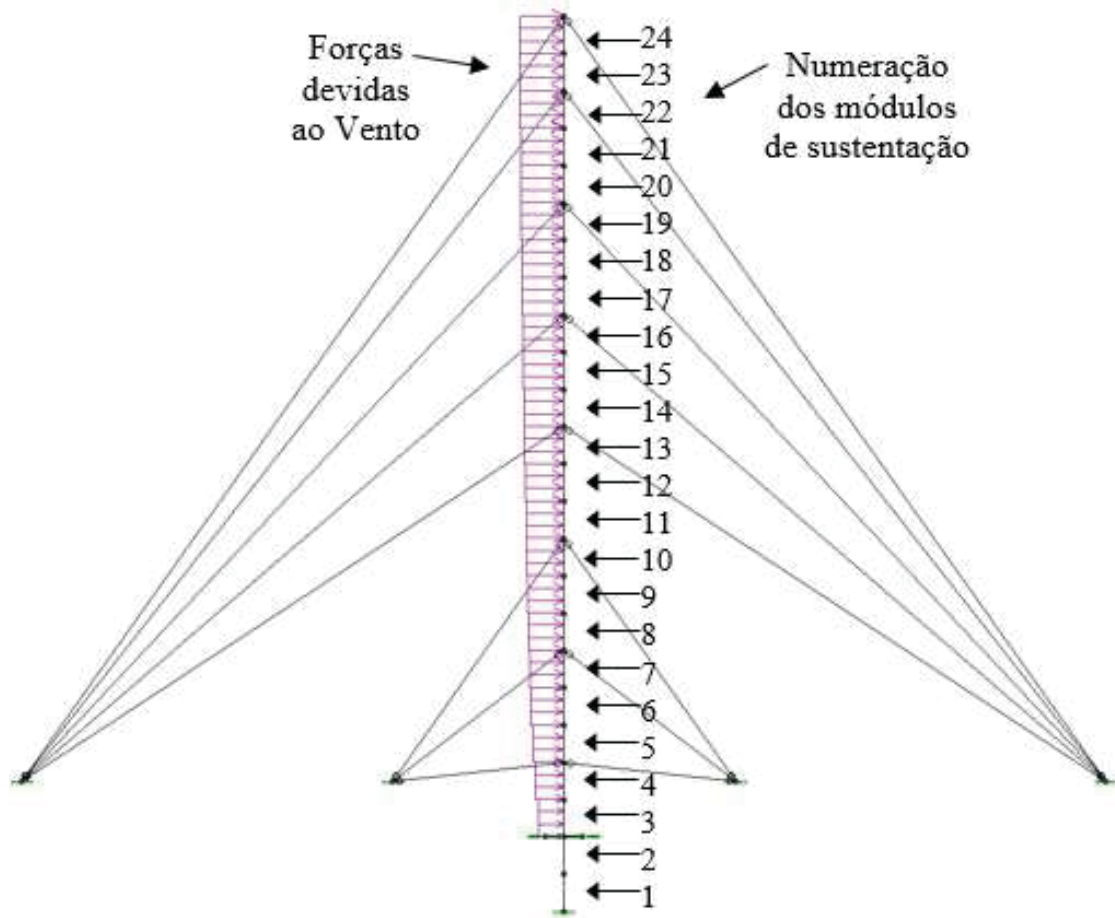
As Figuras B1 e B2 mostram as forças devidas ao vento, nas direções de 0° (B1) e 90° (B2), aplicadas nos elementos do modelo global numérico. Também numera os módulos de sustentação para posteriormente apresentar os diferentes carregamentos que cada módulo possui.

Figura B1 – Aplicação das cargas do vento (Tabela B3) na direção de 0° e numeração dos módulos de sustentação

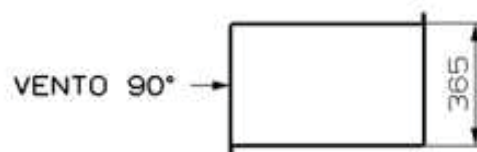
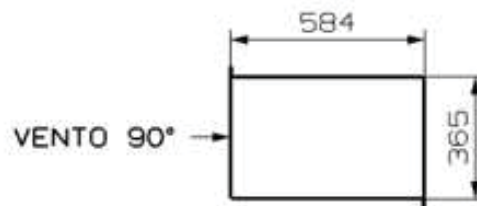


Fonte: Autor

Figura B2 – Aplicação das cargas do vento (Tabela B3) na direção de 90° e numeração dos módulos de sustentação

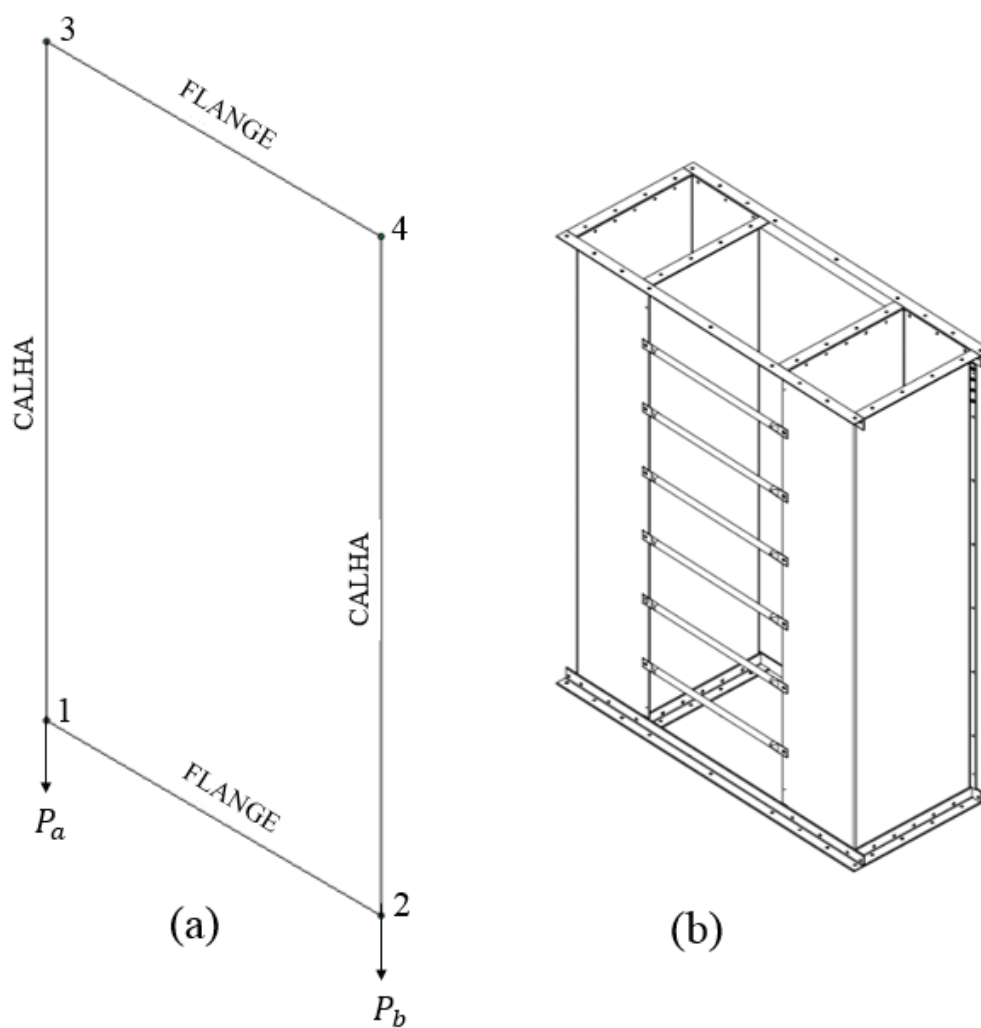


Vista Superior com direção do vento



A Figura B3 (b) apresenta o módulo de sustentação quando está sem nenhum elemento extra fixado em sua estrutura, a Figura B3 (a) mostra a representação e seu carregamento atribuídos no modelo global numérico. São 17 módulos que possuem esse tipo de configuração, os números deles são 1, 2, 3, 4, 5, 7, 8, 10, 11, 13, 14, 16, 17, 19, 20, 22 e 23.

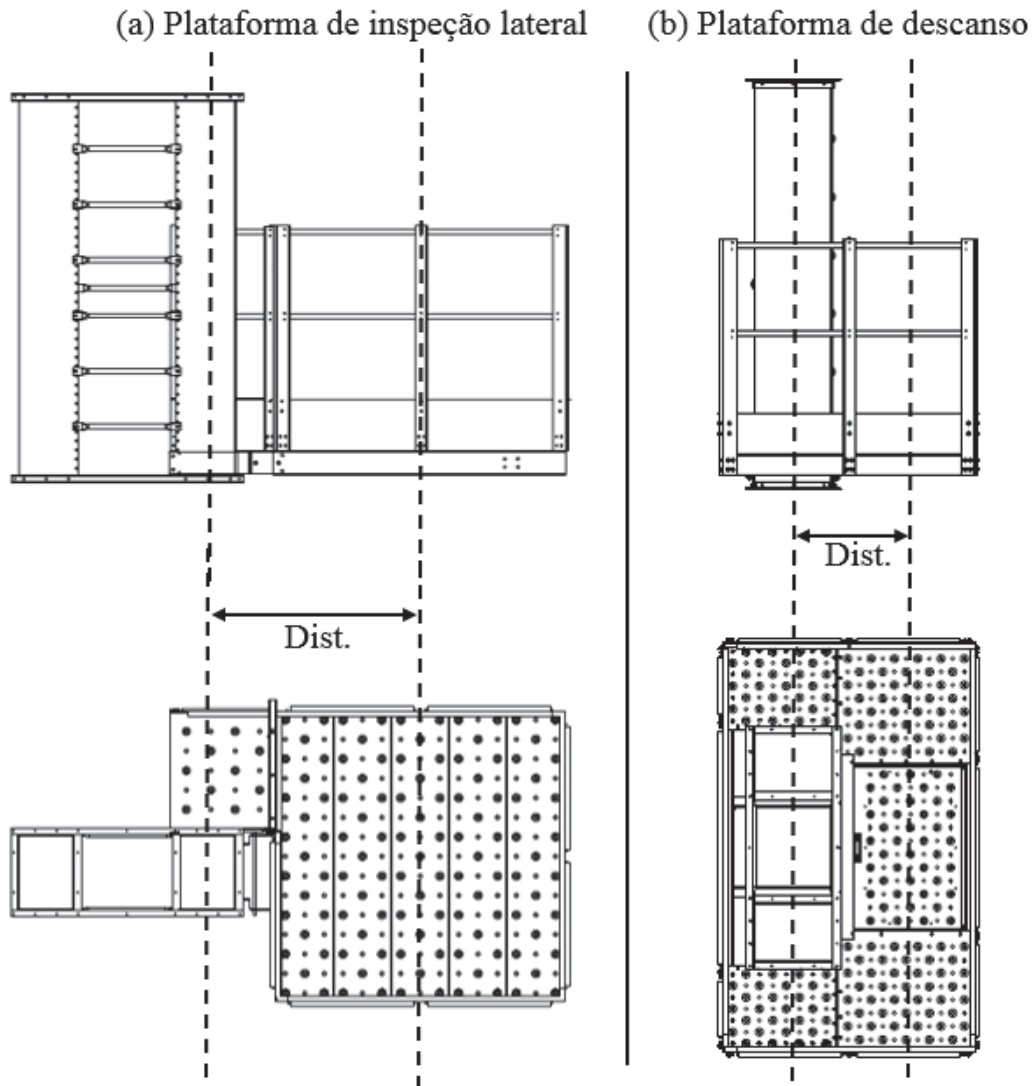
Figura B3 – Carregamento do módulo de sustentação



Fonte: Autor

A Figura B4 apresenta as configurações das plataformas de inspeção lateral e de descanso com a distância do centro de gravidade entre plataforma e módulo, distância da qual servirá para calcular o momento exercido pela plataforma no módulo.

Figura B4 – Configuração geométrica das plataformas

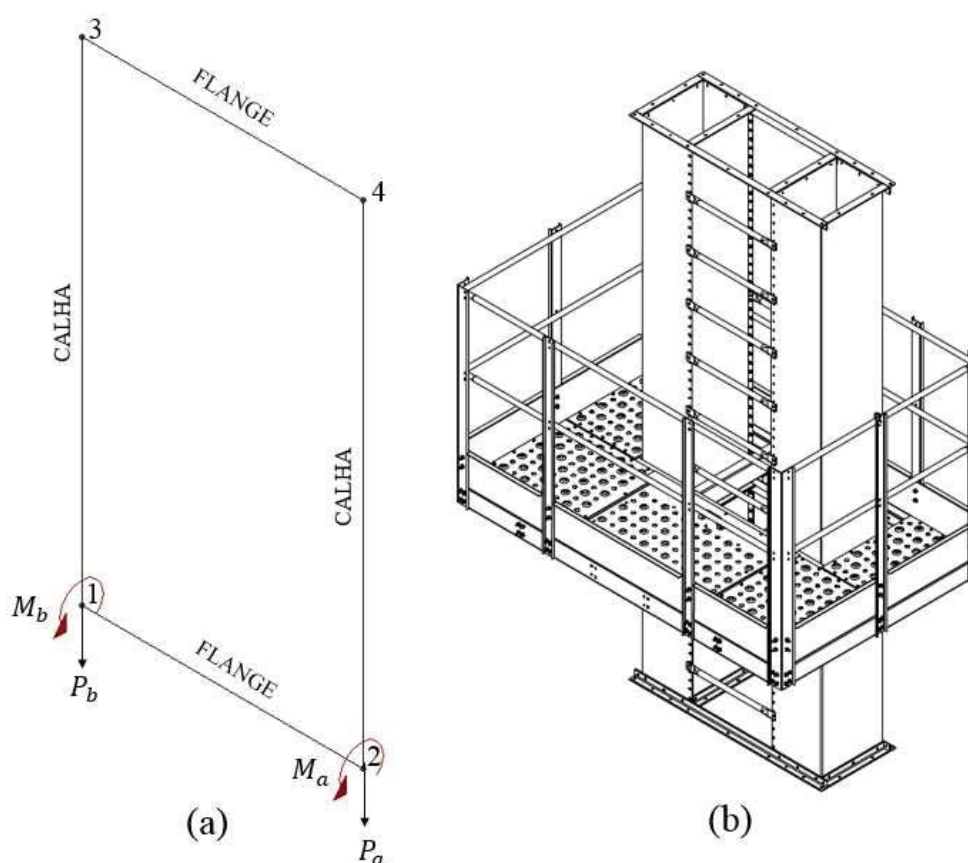


Dist. = distância entre o centro de gravidade da plataforma até o centro de gravidade do módulo de sustentação.

Fonte: Autor

A Figura B5 (b) apresenta o módulo de sustentação com a plataforma de descanso fixada em sua estrutura, a Figura B5 (a) mostra a representação e seu carregamento atribuídos no modelo global numérico. São 6 módulos que possuem esse tipo de configuração, os números deles são 6, 9, 12, 15, 18 e 21.

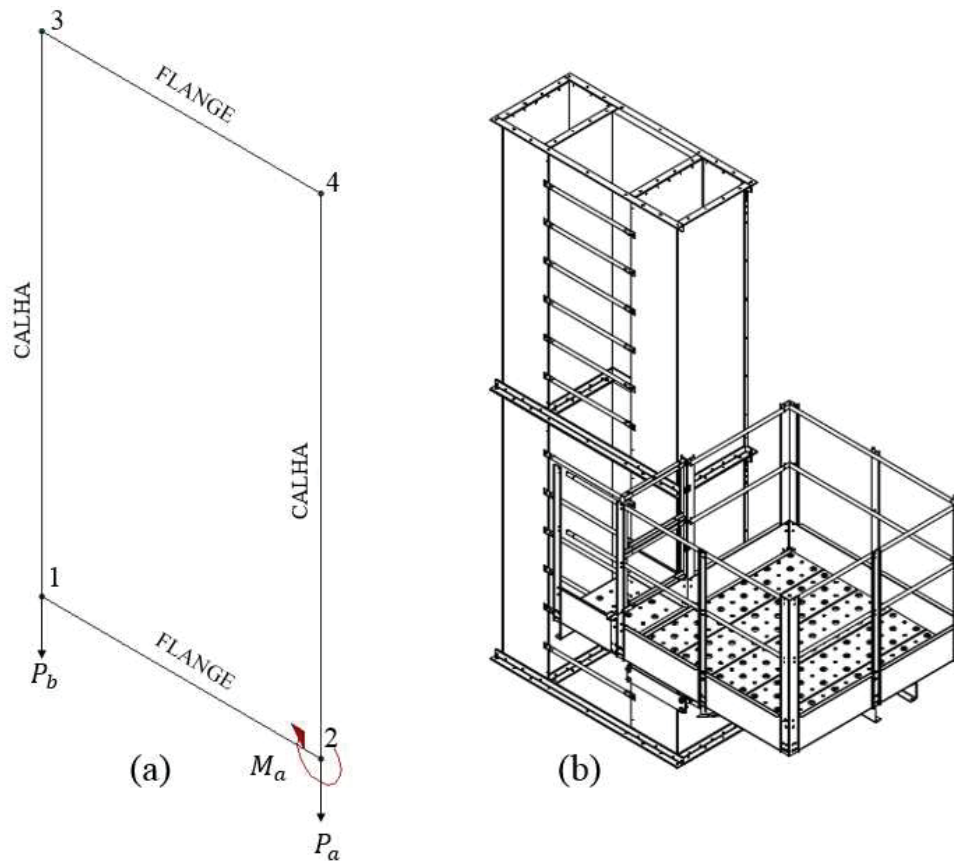
Figura B5 – Carregamento do módulo de sustentação com plataforma de descanso



Fonte: Autor

A Figura B6 (b) apresenta o módulo de sustentação com a plataforma de inspeção lateral fixada em sua estrutura, a Figura B6 (a) mostra a representação e seu carregamento atribuídos no modelo global numérico. Apenas 1 módulo possui esse tipo de configuração, o número dele é o 24.

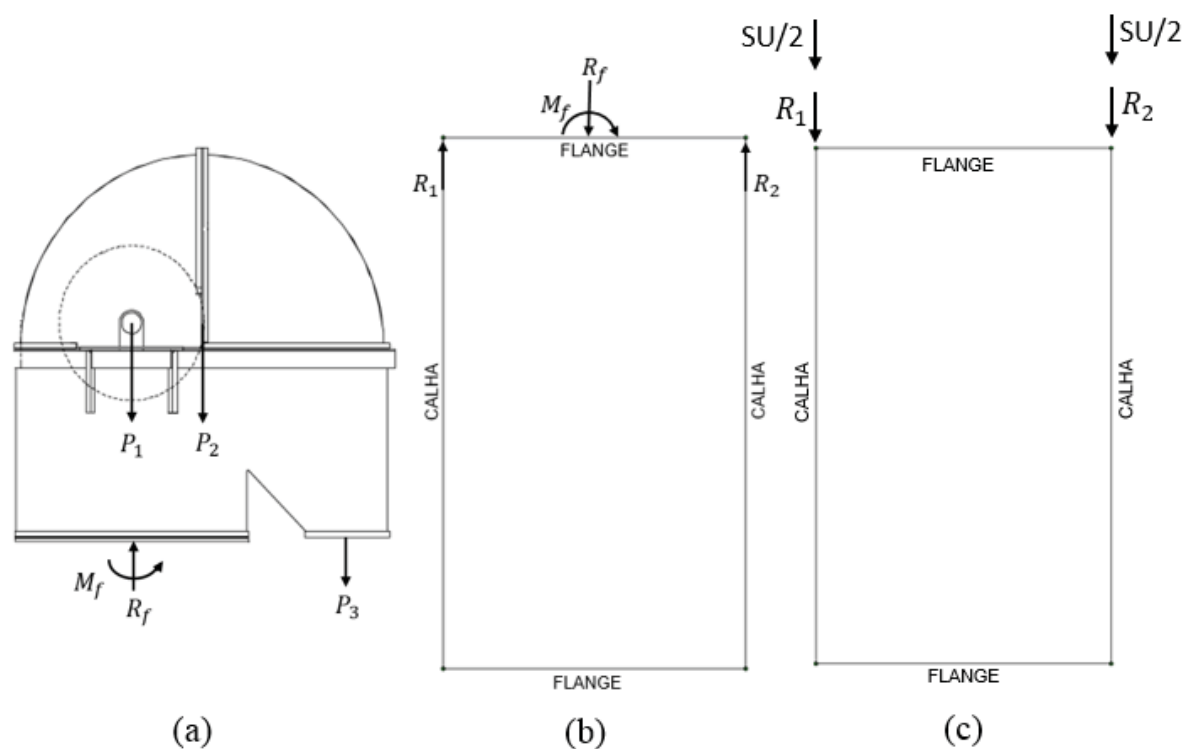
Figura B6 – Carregamento do módulo de sustentação com plataforma de inspeção lateral



Fonte: Autor

A Figura B7 (a) mostra as cargas envolvidas na cabeça do elevador, onde P_1 é a carga que está no eixo motriz (polia, correia, canecas, motorreductor), P_2 é a carga devido ao peso da cabeça e P_3 é a carga das canalizações e válvulas. A partir destas três cargas é calculado as reações M_f e R_f entre o último módulo e a cabeça. A Figura B7 (b) mostra que ao submeter os carregamentos M_f e R_f no último módulo de sustentação, é possível calcular as reações R_1 e R_2 . A Figura B7 (c) mostra como foi atribuído o carregamento das reações R_1 e R_2 nos elementos do modelo global numérico. Também é possível observar que a sobrecarga de utilização (SU) foi submetida juntamente com as reações R_1 e R_2 . Isso foi necessário pois das cargas tem classificações diferentes. Apenas o último módulo, número 24, possui esse tipo de configuração.

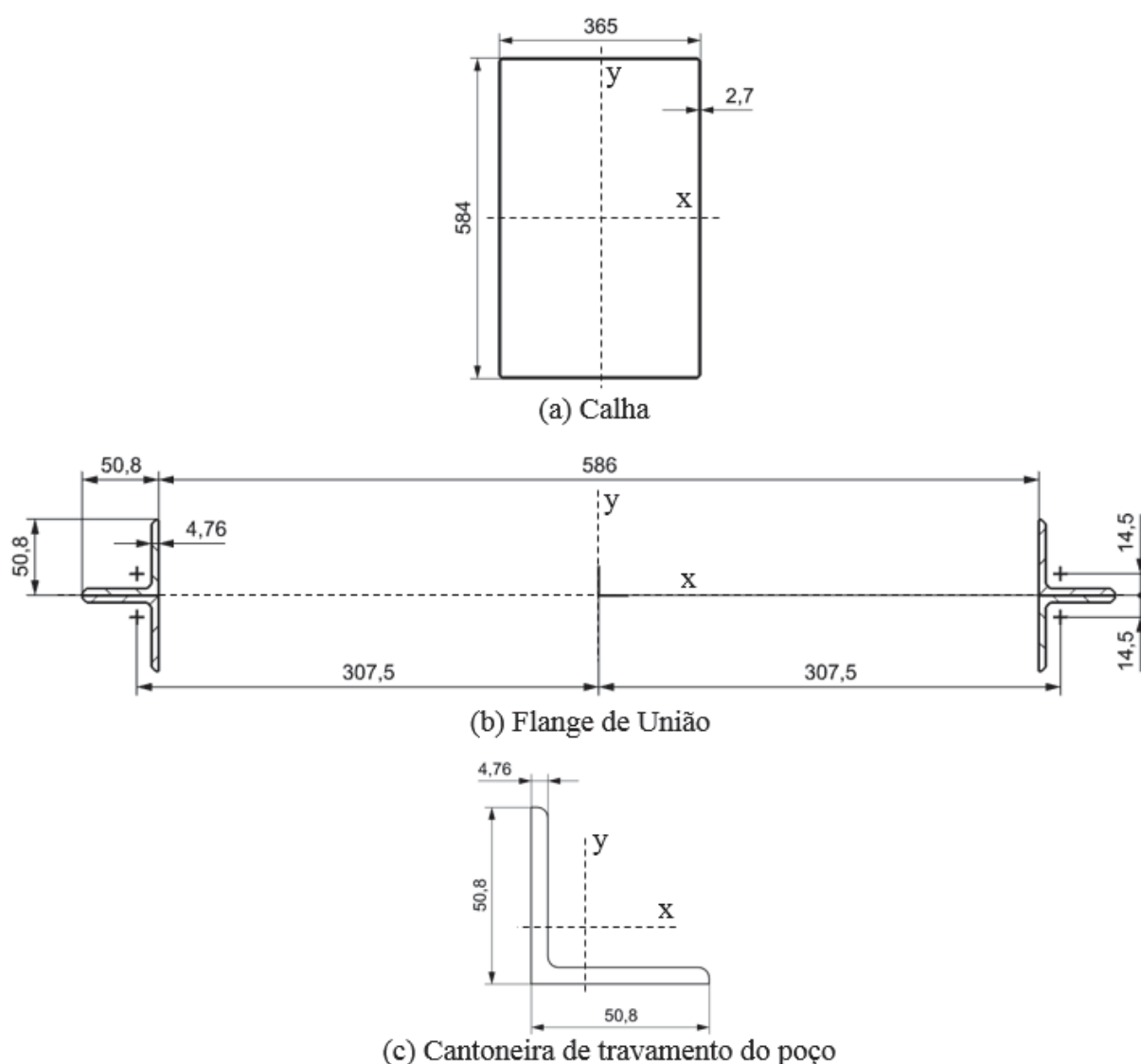
Figura B7 – Carregamento da cabeça do elevador no último módulo de sustentação



Fonte: Autor

A Figura B8 mostra a seção transversal dos perfis utilizados no elevador de caneca, dentre os quais foram obtidas as propriedades geométricas para atribuir na montagem do modelo global numérico. A seção transversal do perfil da Figura B8 (a) é a calha, que compõem a principal estrutura do elevador. A seção transversal do perfil da Figura B8 (b) é o flange de união, responsável pela união das duas calha que ficam lateralmente uma da outra, formando o módulo de sustentação, e também faz a união entre os módulos. A seção transversal do perfil da Figura B8 (c) é a cantoneira que faz o travamento do elevador de canecas no poço.

Figura B8 – Seção transversal dos perfis utilizados no modelo global numérico



Na Tabela B4 são apresentados os valores das propriedades do material e geométricas atribuídos nos elementos que formam o modelo global numérico e são referente a Figura B8.

Tabela B4 – Propriedades do material e geométricas dos perfis utilizados no modelo global numérico

	Propriedades do Material		Propriedades geométricas		
	Módulo de Elasticidade (GPa)	Coefficiente de Poisson	Área da seção transversal (m ²)	Momento de Inércia no eixo "x" (m ⁴)	Momento de Inércia no eixo "y" (m ⁴)
(a) Calha	200	0,3	$5,095 \times 10^{-3}$	$2,537 \times 10^{-4}$	$1,244 \times 10^{-4}$
(b) Flange de união	200	0,3	$1,832 \times 10^{-3}$	$8,532 \times 10^{-7}$	$1,737 \times 10^{-4}$
(c) Cantoneira de travamento do poço	200	0,3	$4,58 \times 10^{-4}$	$1,17 \times 10^{-7}$	$1,17 \times 10^{-7}$

Fonte: Autor

APÊNDICE C – Alguns aspectos sobre o Método do Autovalor e Autovetor, referente à instabilidade estrutural (flambagem)

Em casos de instabilidade estrutural, ou seja, flambagem, a estrutura está sob a ação de carga de compressão, da qual gera tensões de compressão, e quando repentinamente ocorrem deslocamentos perpendiculares à direção da carga. Segundo Alves Filho (2012), a matriz de rigidez geométrica $[K_G]$ permite considerar os efeitos de instabilidade elástica, pois realiza a interação entre a força axial e deslocamentos de flexão no elemento. A matriz de rigidez geométrica $[K_G]$ pode ser considerada uma correção da matriz de rigidez da estrutura, principalmente com relação a matriz de rigidez básica de flexão. A equação (C.1) mostra o sistema de equações algébricas que representa o equilíbrio da estrutura.

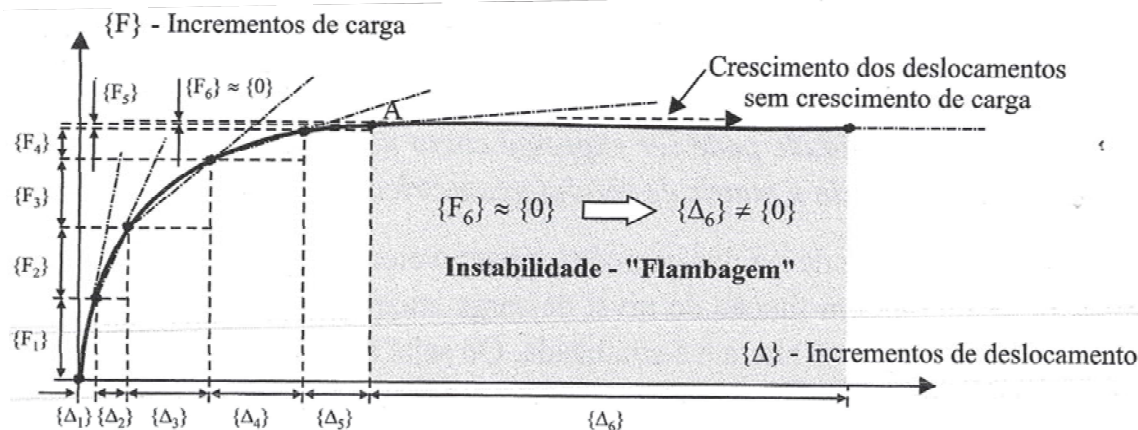
$$\{F\} = [K + K_G] \cdot \{\Delta\} \quad (C.1)$$

A medida que a estrutura é carregada de forma incremental, forças internas se manifestam dentro dela, das quais estão associadas às deformações da estrutura e devem estar presentes na contabilização da matriz de rigidez geométrica $[K_G]$. A Figura C.1 mostra um gráfico de uma estrutura sendo carregada por incrementos de carga $\{F_i\}$, para cada incremento de carga a matriz de rigidez da estrutura é atualizada para permitir o cálculo adequado dos deslocamentos $\{\Delta_i\}$, que no mesmo incremento, são corrigidos pela matriz de rigidez geométrica. Nota-se que conforme a carga $\{F_i\}$ evolui, o deslocamento $\{\Delta_i\}$ também evolui, mas em um dado momento, quando atinge-se a condição de instabilidade, o aumento dos deslocamentos é observado sem aumento da carga, ou seja, o incremento de carga será nulo.

A partir das considerações descritas, é possível estabelecer a condição de instabilidade da estrutura na situação quando ocorrem incrementos de deslocamento sem incrementos de carga, e assim, pode-se impor a condição matemática conforme a equação (C.2).

$$\{\tilde{F}\} = ([K] + [K_G]) \cdot \{\tilde{\Delta}\} = 0 \quad (C.2)$$

Figura C.1 – Incremento de carga versus incremento de deslocamento



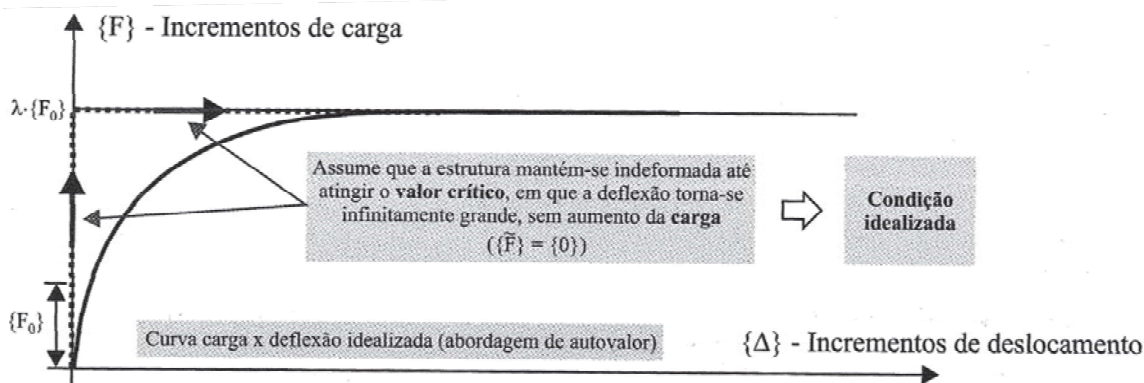
Fonte: Alves Filho (2012)

Sendo que $\{\tilde{\Delta}\}$ não é nulo, a condição somente será verdadeira se a matriz de rigidez total for singular, conforme equação (C.3). Desta forma, estabelece-se o critério matemático para a instabilidade estrutural, ou seja, a flambagem.

$$\det([K] + [K_G]) = 0 \quad (\text{C.3})$$

Conforme mostra a Figura C.2, a carga que causa a instabilidade pode ser expressa como um múltiplo de um conjunto de cargas, ou um conjunto de incrementos como sendo $\lambda\{F_0\}$, do qual é tomado como referência.

Figura C.2 – Curva de carga versus deflexão idealizada



Fonte: Alves Filho (2012)

Conforme descrito anteriormente, sabe-se que a matriz de rigidez $[K_G]$ está associada às forças internas que surgem devido ao carregamento aplicado à estrutura, sendo assim, a

medida que as forças internas se alteram em função do nível de carga atuante na estrutura, a matriz de rigidez geométrica também se altera e é atualizada no respectivo intervalo do incremento. Desta forma, pode-se expressar matematicamente o vetor de cargas e a matriz de rigidez geométrica em relação à carga de referência, conforme mostra as equações (C.4)

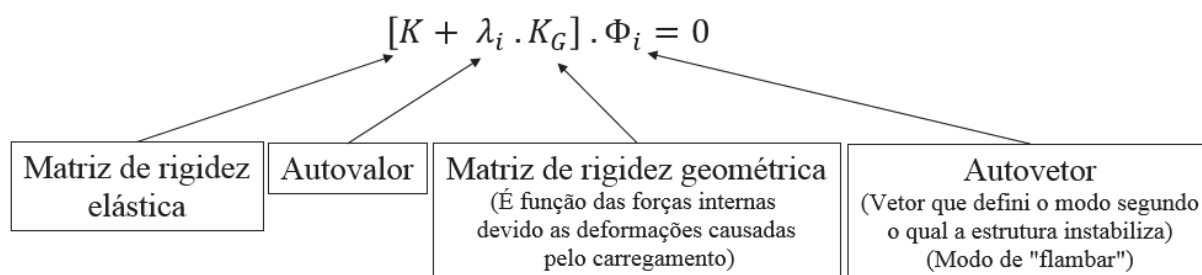
$$\{F\} = \lambda \cdot \{F_0\} \Leftrightarrow [K_G] = \lambda \cdot [K_{G,0}] \quad (\text{C.4})$$

A matriz de rigidez geométrica $[K_{G,0}]$ é calculada no nível de carga expressa por $\{F_0\}$. Então, pelos motivos explicados anteriormente, pode-se reescrever a equação (C.3) na forma da equação (C.5).

$$\det(K + \lambda \cdot K_G) = 0 \quad (\text{C.5})$$

A solução matemática desse problema é conhecida como método do autovalor. Onde é calculado o autovalor λ por intermédio de um polinômio característico. O autovalor λ está associado ao valor que deve ser multiplicado pela carga de referência, na qual obtém-se a carga em que a estrutura entra na condição de instabilidade. Para o autovalor calculado, tem um perfil associado a ele, do qual representa a forma da configuração deformada na instabilidade. Esta forma define o vetor dos deslocamentos na forma instabilizada da estrutura, sendo assim, chamado de autovetor. A Figura (C.3) mostra o sistema de equações algébricas para solução matemática utilizando o método do autovalor e autovetor.

Figura C.3 – Sistema de equação para solução matemática pelo método do autovalor e autovetor



Fonte: Alves Filho (2012)

Mais detalhes sobre o método pode ser encontrado na referência Alves filho (2012).

APÊNDICE D - Dimensionamento do perfil através do método da largura efetiva (MLE) conforme ABNT NBR 14762:2010.

Propriedades mecânicas do material:

Resistência ao escoamento do aço

$$f_y := 259.83 \text{ MPa}$$

Resistência à ruptura do aço na tração

$$f_u := 307.90 \text{ MPa}$$

Módulo de elasticidade do aço

$$E := 200 \text{ GPa}$$

Módulo de elasticidade transversal

$$G := 77 \text{ GPa}$$

Coefficiente de Poisson

$$\nu := 0.3$$

Dados do perfil:

OBS.:

Itens com indice "1" representam as propriedades do perfil com as seguintes dimensões: 584 mm X 365 mm X 1100 mm x 1,55 mm (Comp. X Larg. X Altura X espessura)

Itens com indice "2" representam as propriedades do perfil com as seguintes dimensões: 584 mm X 365 mm X 2000 mm x 2,70 mm (Comp. X Larg. X Altura X espessura)

Espessura do perfil

$$t_1 := 1.55 \text{ mm} \quad t_2 := 2.70 \text{ mm}$$

Área bruta da seção transversal do perfil

$$A_1 := 2926.1 \text{ mm}^2 \quad A_2 := 5076.7 \text{ mm}^2$$

Momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo principal "x"

$$I_{x1} := 146077520 \cdot \text{mm}^4 \quad I_{x2} := 252077200 \text{ mm}^4$$

Momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo principal "y"

$$I_{y1} := 71826280 \cdot \text{mm}^4 \quad I_{y2} := 123791944 \cdot \text{mm}^4$$

Raio de giração da seção bruta em relação ao eixo principal "x"

$$r_{x1} := \sqrt{\frac{I_{x1}}{A_1}} \quad r_{x2} := \sqrt{\frac{I_{x2}}{A_2}}$$

$$r_{x1} = 223.433 \cdot \text{mm} \quad r_{x2} = 222.831 \cdot \text{mm}$$

Raio de giração da seção bruta em relação ao eixo principal "y"

$$r_{y1} := \sqrt{\frac{I_{y1}}{A_1}} \quad r_{y2} := \sqrt{\frac{I_{y2}}{A_2}}$$

$$r_{y1} = 156.674 \cdot \text{mm} \quad r_{y2} = 156.155 \cdot \text{mm}$$

Raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção

$$r_{o1} := 272.89 \text{mm} \quad r_{o2} := 272.10 \text{mm}$$

Largura dos elementos que formam a seção transversal do perfil (dimensão plana do elemento sem incluir dobras)

OBS.:

Para os dois perfis, com altura e espessura diferente, o tamanho dos elementos são os mesmos pois ambos possuem a mesma dimensão externa da seção transversal.

$$b_a := 354.2 \text{mm}$$

$$b_b := 573.2 \text{mm}$$

Constante de Torção:

$$J_1 := 147170784 \cdot \text{mm}^4 \quad J_2 := 254734768 \cdot \text{mm}^4$$

Constante de empenamento da seção transversal

$$C_{w1} := 1.4705 \cdot 10^{11} \cdot \text{mm}^6 \quad C_{w2} := 2.5452 \cdot 10^{11} \cdot \text{mm}^6$$

Distância do centro de torção ao centróide, na direção do eixo "x"

$$x_{o1} := 0 \text{mm} \quad x_{o2} := 0 \text{mm}$$

Distância do centro de torção ao centróide, na direção do eixo "y"

$$y_{o1} := 0 \text{mm} \quad y_{o2} := 0 \text{mm}$$

Coefficiente de flambagem local do elemento

$$k := 4$$

Flambagem Global Elastica (Perfil com dupla simetria ou simétricos em relação a um ponto)

Comprimento efetivo de flambagem global por flexão em relação aos eixos "x" e "y" e a torção "z".

Anexo E - ABNT NBR 8800:2008: Elementos contraventados (degraus do módulos), o coeficiente de flambagem por flexão deve ser tomado igual a 1.

$$K_{x1} := 2.1 \quad L_{x1} := 1100 \text{mm} \quad K_{y1} := 2.1 \quad L_{y1} := 1100 \text{mm} \quad K_{z1} := 2.1 \quad L_{z1} := 1100 \text{mm}$$

$$K_{x2} := 2.1 \quad L_{x2} := 2000 \text{mm} \quad K_{y2} := 2.1 \quad L_{y2} := 2000 \text{mm} \quad K_{z2} := 2.1 \quad L_{z2} := 2000 \text{mm}$$

Força axial de flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo principal "x"

$$N_{ex1} := \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{x1}}{(K_{x1} \cdot L_{x1})^2} \quad N_{ex2} := \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{x2}}{(K_{x2} \cdot L_{x2})^2}$$

$$N_{ex1} = 5.404 \times 10^4 \cdot \text{kN} \quad N_{ex2} = 2.821 \times 10^4 \cdot \text{kN}$$

Força axial de flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo principal "y"

$$N_{ey1} := \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{y1}}{(K_{y1} \cdot L_{y1})^2} \quad N_{ey2} := \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{y2}}{(K_{y2} \cdot L_{y2})^2}$$

$$N_{ey1} = 2.657 \times 10^4 \cdot \text{kN} \quad N_{ey2} = 1.385 \times 10^4 \cdot \text{kN}$$

Força axial de flambagem global elástica por torção

$$N_{ez1} := \frac{1}{r_{o1}^2} \left[\frac{\pi^2 \cdot E \cdot C_{w1}}{(K_{z1} \cdot L_{z1})^2} + G \cdot J_1 \right] \quad N_{ez2} := \frac{1}{r_{o2}^2} \left[\frac{\pi^2 \cdot E \cdot C_{w2}}{(K_{z2} \cdot L_{z2})^2} + G \cdot J_2 \right]$$

$$N_{ez1} = 1.529 \times 10^5 \cdot \text{kN} \quad N_{ez2} = 2.653 \times 10^5 \cdot \text{kN}$$

A força axial de flambagem global elástica N_e é o menor valor dentre os obtidos

$$N_{e1} := \min(N_{ex1}, N_{ey1}, N_{ez1}) \quad N_{e2} := \min(N_{ex2}, N_{ey2}, N_{ez2})$$

$$N_{e1} = 2.657 \times 10^4 \cdot \text{kN} \quad N_{e2} = 1.385 \times 10^4 \cdot \text{kN}$$

Índice de esbeltez reduzido associado à flambagem global

$$\lambda_{01} := \left(\frac{A_1 \cdot f_y}{N_{e1}} \right)^{0.5} \quad \lambda_{02} := \left(\frac{A_2 \cdot f_y}{N_{e2}} \right)^{0.5}$$

$$\lambda_{01} = 0.1692 \quad \lambda_{02} = 0.3086$$

Fator de redução da força axial de compressão resistente, associado a flambagem global

$$\chi_1 := \begin{cases} (0.658)^{(\lambda_{01})^2} & \text{if } \lambda_{01} \leq 1.5 \\ \frac{0.877}{\lambda_{01}^2} & \text{otherwise} \end{cases} \quad \chi_2 := \begin{cases} (0.658)^{(\lambda_{02})^2} & \text{if } \lambda_{02} \leq 1.5 \\ \frac{0.877}{\lambda_{02}^2} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\chi_1 = 0.9881 \quad \chi_2 = 0.9609$$

Tensão normal de compressão (estado-limite último de instabilidade da barra)

$$\sigma_1 := \chi_1 \cdot f_y \quad \sigma_2 := \chi_2 \cdot f_y$$

$$\sigma_1 = 256.737 \cdot \text{MPa} \quad \sigma_2 = 249.678 \cdot \text{MPa}$$

Índice de esbeltez reduzido do elemento a (354,2 mm)

$$\lambda_{pa1} := \frac{\frac{b_a}{t_1}}{0.95 \left(\frac{k \cdot E}{\sigma_1} \right)^{0.5}} \quad \lambda_{pa2} := \frac{\frac{b_a}{t_2}}{0.95 \left(\frac{k \cdot E}{\sigma_2} \right)^{0.5}}$$

$$\lambda_{pa1} = 4.309 \quad \lambda_{pa2} = 2.44$$

Índice de esbeltez reduzido do elemento b (573,2 mm)

$$\lambda_{pb1} := \frac{\frac{b_b}{t_1}}{0.95 \left(\frac{k \cdot E}{\sigma_1} \right)^{0.5}} \quad \lambda_{pb2} := \frac{\frac{b_b}{t_2}}{0.95 \left(\frac{k \cdot E}{\sigma_2} \right)^{0.5}}$$

$$\lambda_{pb1} = 6.973 \quad \lambda_{pb2} = 3.948$$

Largura efetiva do elemento a

$$b_{efa1} := \begin{cases} b_a & \text{if } \lambda_{pa1} \leq 0.673 \\ \left[b_a \cdot \frac{\left(1 - \frac{0.22}{\lambda_{pa1}} \right)}{\lambda_{pa1}} \right] & \text{otherwise} \end{cases} \quad b_{efa2} := \begin{cases} b_a & \text{if } \lambda_{pa2} \leq 0.673 \\ \left[b_a \cdot \frac{\left(1 - \frac{0.22}{\lambda_{pa2}} \right)}{\lambda_{pa2}} \right] & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$b_{efa1} = 78.001 \cdot \text{mm}$$

$$b_{efa2} = 132.098 \cdot \text{mm}$$

Largura efetiva do elemento b

$$b_{efb1} := \begin{cases} b_b & \text{if } \lambda_{pb1} \leq 0.673 \\ \left[b_b \cdot \frac{\left(1 - \frac{0.22}{\lambda_{pb1}} \right)}{\lambda_{pb1}} \right] & \text{otherwise} \end{cases} \quad b_{efb2} := \begin{cases} b_b & \text{if } \lambda_{pb2} \leq 0.673 \\ \left[b_b \cdot \frac{\left(1 - \frac{0.22}{\lambda_{pb2}} \right)}{\lambda_{pb2}} \right] & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$b_{efb1} = 79.604 \cdot \text{mm}$$

$$b_{efb2} = 137.101 \cdot \text{mm}$$

Área a ser retirada do perfil

$$A_{\text{ret1}} := 2[t_1 \cdot (b_a - b_{\text{efa1}}) + t_1 \cdot (b_b - b_{\text{efb1}})] \quad A_{\text{ret2}} := 2[t_2 \cdot (b_a - b_{\text{efa2}}) + t_2 \cdot (b_b - b_{\text{efb2}})]$$

$$A_{\text{ret1}} = 2386 \cdot \text{mm}^2$$

$$A_{\text{ret2}} = 3554.3 \cdot \text{mm}^2$$

Área efetiva da seção transversal do perfil

$$A_{\text{ef1}} := A_1 - A_{\text{ret1}} \quad A_{\text{ef2}} := A_2 - A_{\text{ret2}}$$

$$A_{\text{ef1}} = 539.7 \cdot \text{mm}^2 \quad A_{\text{ef2}} = 1522.4 \cdot \text{mm}^2$$

Efetividade do perfil

$$\frac{A_{\text{ef1}}}{A_1} = 18.0\% \quad \text{O perfil "1" é 18\% efetivo, ou seja, 18\% da área da seção do perfil é o que realmente suporta a carga de compressão.}$$

$$\frac{A_{\text{ef2}}}{A_2} = 30.0\% \quad \text{O perfil "2" é 30\% efetivo, ou seja, 30\% da área da seção do perfil é o que realmente suporta a carga de compressão.}$$

Força axial de cálculo resistente a compressão

$$N_{\text{cRd1}} := \chi_1 \cdot A_{\text{ef1}} \cdot f_y \quad N_{\text{cRd2}} := \chi_2 \cdot A_{\text{ef2}} \cdot f_y$$

$$N_{\text{cRd1}} = 138.57 \cdot \text{kN}$$

$$N_{\text{cRd2}} = 380.11 \cdot \text{kN}$$

Força axial de escoamento

$$A_1 \cdot f_y = 760 \cdot \text{kN}$$

$$A_2 \cdot f_y = 1319 \cdot \text{kN}$$