

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA - CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA
TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO

AVALIAÇÃO DE INSTABILIDADE POR PRESSÃO E CARGA COMPRESSIVA EM
INVÓLUCROS INTERMEDIÁRIOS DE ELEVADORES DE CAÇAMBA

por

Mauricio Conzatti Frison

Monografia apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do diploma de Engenheiro Mecânico.

Porto Alegre, abril de 2023

DADOS INTERNACIONAIS DE CATALOGAÇÃO

Conzatti Frison, Mauricio
AVALIAÇÃO DE INSTABILIDADE POR PRESSÃO E CARGA
COMPRESSIVA EM INVÓLUCROS INTERMEDIÁRIOS DE ELEVADORES
DE CAÇAMBA. / Mauricio Conzatti Frison. -- 2023.
18 f.
Orientador: Felipe Tempel Stumpf.

Trabalho de conclusão de curso (Graduação) --
Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de
Engenharia, Curso de Engenharia Mecânica, Porto
Alegre, BR-RS, 2023.

1. Elevadores de Caçamba. 2. Deflagração. 3.
Elementos finitos. 4. Instabilidade. I. Tempel Stumpf,
Felipe, orient. II. Título.

Mauricio Conzatti Frison

**AVALIAÇÃO DE INSTABILIDADE POR PRESSÃO E CARGA COMPRESSIVA EM
INVÓLUCROS INTERMEDIÁRIOS DE ELEVADORES DE CAÇAMBA.**

ESTA MONOGRAFIA FOI JULGADA ADEQUADA COMO PARTE DOS
REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
ENGENHEIRO MECÂNICO
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELA BANCA EXAMINADORA DO
CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Cirilo Seppi Bresolin
Coordenador do Curso de Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos

Orientador: Prof. Felipe Tempel Stumpf

Comissão de Avaliação:

Prof. Felipe Tempel Stumpf (Presidente)

Prof. Daniel Milbrath De Leon

Prof. Rogério José Marczak

Porto Alegre, abril de 2023

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Felipe Tempel Stumpf pela orientação nesta monografia e em atividades acadêmicas ao longo do curso;

Aos colegas de profissão e amigos da TMSA por terem me introduzido a esta temática;

Aos meus pais Ivar Paulo Zanetti Frison e Maria Rosa Conzatti Frison por permitirem vivenciar a academia de Engenharia da UFRGS.

Aos amigos que foram fonte de energia nos momentos mais difíceis e à Caroline Walendorff Lucas por sempre estar ao meu lado durante este período.

C. FRISON, MAURICIO. **Avaliação de Instabilidade por Pressão e Carga Compressiva em Invólucros Intermediários de Elevadores de Caçamba**. 2023, 19. Monografia de Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica – Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2023.

RESUMO

Elevadores de caçamba são equipamentos utilizados na agroindústria para transportar grânéis sólidos. São divididos por componentes internos e estrutura externa, a qual é composta por pé do elevador, perna e cabeça. A estrutura tem a função de suportar o peso do equipamento e isolar a poeira do granel em transporte do ambiente externo. A poeira, quando enclausurada e sob certas concentrações com o oxigênio torna-se altamente inflamável, assim caso ocorra a ignição, e o elevador não estiver preparado para suportar este tipo de acidente, a estrutura pode colapsar catastróficamente. Existem normativas nacionais e internacionais para mitigar riscos de explosão do granel, e a estrutura deve estar dimensionada para suportar as pressões de deflagração. Nesse sentido, são estudadas três geometrias de invólucros da perna do elevador com o método de elementos finitos e busca-se entender como a pressão crítica - pressão no limite de flambagem da estrutura - atua nas geometrias e como influencia na capacidade de suportar a compressão devido ao peso da estrutura. As análises demonstram que a diferença entre as faces da seção retangular diminui drasticamente a capacidade de suportar a deflagração, e apresentam, em pressões de até 50% da pressão crítica, pouca variação na capacidade de suportar cargas compressivas.

PALAVRAS-CHAVE: elevador de caçamba, deflagração, elementos finitos, flambagem

C. FRISON, MAURICIO. **Evaluation of Instability by Pressure and Compressive Load in Intermediate Casings of Bucket Elevators**. 2023, 19. Mechanical Engineering End of Course Monography – Mechanical Engineering degree, The Federal University of Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2023.

ABSTRACT

Bucket elevators are equipment used in agribusiness to transport bulk solids. They are divided into internal components and external structure, which is further composed of elevator foot, leg and head. The structure has the function of supporting the weight of the equipment and isolating the dust of the bulk being moved from the external environment. Dust, when enclosed and under certain concentrations with oxygen, becomes highly flammable, so if ignition occurs, and the elevator is not prepared to withstand this type of accident, the structure might collapse catastrophically. There are national and international regulations to mitigate the risk of bulk explosion, and the structure must be dimensioned to withstand the pressures of deflagration. In this sense, three casing geometries of the elevator leg are studied using the finite element method and an attempt is made in order to understand how the critical pressure - pressure at the buckling limit of the structure - acts on the geometries and how it influences the capacity to withstand the compression of the structure weight. The analysis demonstrate that the difference between the faces of the rectangular section drastically reduces the capacity to withstand the deflagration, and present, at pressures of up to 50% of the critical pressure, little variation in the capacity to withstand compressive loads.

KEYWORDS: bucket elevator, deflagration, finite elements, buckling.

LISTA DE SÍMBOLOS

<i>Símbolos</i>	<i>Descrição</i>	<i>Unidade</i>
E	Módulo de elasticidade linear	[Mpa]
ε_{y1}	Deformação do limite inferior de escoamento	[%]
ε_{y2}	Deformação do limite superior de escoamento	[%]
σ_{prop}	Tensão de proporcionalidade	[Mpa]
σ_{y1}	Tensão do limite inferior de escoamento	[Mpa]
σ_{y2}	Tensão do limite superior de escoamento	[Mpa]
p_{max}	Pressão crítica de deflagração	[kPa]
p_{red}	Pressão reduzida de deflagração	[kPa]
p_{stat}	Pressão de alívio de pressão por ventamento	[kPa]
K_{st}	Índice explosivo do granél	$[bar \frac{m}{s}]$
$[k_G]_e$	Matriz rigidez de pequenos deslocamentos	$[\frac{N}{m}]$
$[k_{Gij}]_e$	Matriz rigidez de grandes deslocamentos	$[\frac{N}{m}]$
$[k_G]_{e,t}$	Matriz rigidez de total do elemento	$[\frac{N}{m}]$
$\bar{\sigma}_x$	Tensão axial	[Mpa]
$\bar{\tau}_{xy}$	Tensão cisalhante	[Mpa]
$\{\delta\}_e$	Deslocamento nodal do elemento	mm]
$\{\bar{\sigma}\}$	Tensor tensão do elemento	[Mpa]
a	Altura do invólucro da perna do elevador	[mm]
b	Comprimento do invólucro da perna do elevador	[mm]
c	Largura do invólucro da perna do elevador	[mm]
t_c	Espessura do corpo do invólucro	[mm]
t_f	Espessura do flange do invólucro	[mm]
$\{P^{(i-1)}\}$	Vetor de carregamento na posição de equilíbrio	[N]
$\{U^{(i-1)}\}$	Vetor de deslocamento na posição de equilíbrio	[mm]
l	Comprimento de arco	[mm]

$\{DU\}$	Vetor de desbalanço de forças	$[N]$
P_{ref}	Carregamento de referência	$[mm]$
U_{ref}	Deslocamento de referência	$[mm]$
$P_j^{(i)}$	Valor de carga necessário para equilíbrio	$[N]$
$U_j^{(i)}$	Valor de deslocamento necessário para equilíbrio	$[mm]$

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	1
2. OBJETIVO	2
3. ELEVADORES DE CAÇAMBA E FALHA POR DEFLAGRAÇÃO	2
3.1 Pressão de Deflagração em Elevadores de Caçamba	3
3.2 Normas Existentes	3
3.3 Comportamento de Plastificação do Aço	4
3.4 Métodos para Análise de Instabilidade.....	5
3.4.1 Instabilidade em Placas Finas.....	5
3.4.2 Instabilidade por Métodos Numéricos.....	5
4. METODOLOGIA.....	8
4.1 Geometria proposta para as seções da perna do elevador	8
4.2 Abordagem Global	9
4.3 Avaliações de Limite de Tensão no Invólucro	10
4.4 Condições de Contorno das Análises em Elementos Finitos	11
5. RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	12
6. CONCLUSÕES	15
REFERÊNCIAS	16
APÊNDICE A: ESTUDO DE SENSIBILIDADE DO RAIOS DE CONCORDÂNCIA DO INVÓLUCRO.....	18
APÊNDICE B: ESTUDO DE CONVERGÊNCIA DE MALHA	19

1. INTRODUÇÃO

A indústria de transportes de graneis sólidos para a agroindústria apresenta diversos desafios de engenharia, sendo necessário buscar a melhor solução no quesito redução de custo e valor agregado do equipamento, sem prejudicar a segurança da estrutura e a operação dos equipamentos.

Os elevadores de caçamba têm a função de transportar verticalmente os graneis sólidos seja para armazenagem em silos, seja para transpor os grãos para esteira horizontal, abastecendo navios, ou carregando o material para diferentes pontos de uma planta industrial (WEBER, 2004). Usualmente, as estruturas externas desses equipamentos são fabricadas em chapas finas laminadas, e são divididos em cabeça, invólucro intermediário e pé, Figura 1, em que não devem existir elementos de reforços internos (CEMA 375, 2017).

Além do problema do dimensionamento dos componentes internos, tais como tambores, correias, caçambas (CEMA 375, 2017), há o grande desafio de engenharia desses equipamentos de garantir a segurança quanto à capacidade de suportar acidentes decorrentes de pressão internas por deflagração da poeira do grão.

Sob certas condições de pressão e temperatura, a poeira dos grãos é altamente explosiva, e os invólucros do elevador devem suportar as solicitações das pressões de deflagração, garantindo que não haja a ruptura do invólucro. Existem diretrizes para auxiliar no quesito segurança dos invólucros, tais como as normativas nacional ABNT/NBR 16.893 (2020) baseada nas normativas internacionais NFPA 61 (2020) e NFPA 68 (2018), as quais padronizam quesitos de segurança para conter os riscos associados à deflagração.

Todavia não são especificadas maiores caracterizações além da pressão interna máxima que o elevador deve suportar. Dessa forma o presente trabalho trata do estudo dos invólucros intermediários, comprometendo-se a dimensionar as solicitações máximas de pressão de deflagração e capacidade compressiva em elementos finitos visando a garantia da segurança de operação em caso de acidentes por deflagração.

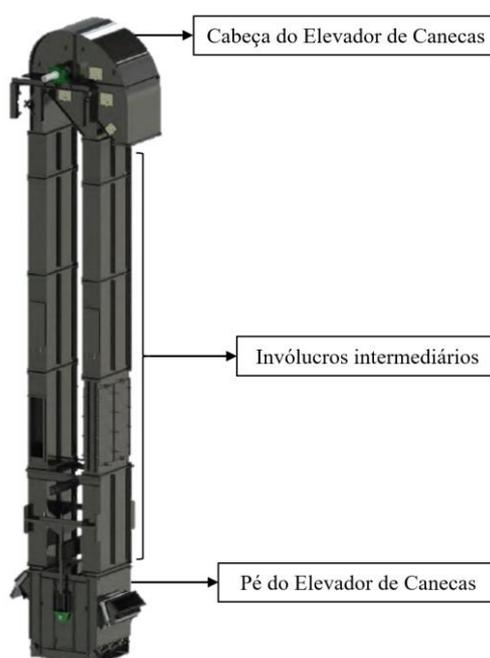


Figura 1 – Elevador de caçamba de pernas duplas. (CEMA 375, 2017)

2. OBJETIVO

A necessidade de manter o equipamento e a área de operação em segurança durante um acidente de ignição da poeira do granel motiva este trabalho em avaliar a capacidade de suportar a pressão de deflagração visando a integridade sem que ocorra colapso do equipamento durante a ocorrência da deflagração. Busca-se verificar o comportamento da estrutura, analisando-a em software baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF), e avalia-se sua capacidade de sustentar o peso próprio antes e durante a ocorrência do fenômeno de deflagração.

3. ELEVADORES DE CAÇAMBA E FALHA POR DEFLAGRAÇÃO

O equipamento de elevação de grãos para a agroindústria tem a função de transporte de grãos de trigo, milho, soja, e outros grãos sólidos, e é, usualmente, conhecido como “elevador de canecas” (WEBER, 2004). Tal equipamento transporta verticalmente os grãos sólidos seja para armazenagem em silos, seja para transposição de material para diferentes pontos de uma planta industrial, classificados em elevador de simples ou dupla, com subdivisão em pé, invólucros centrais e cabeça (CEMA 375, 2017), sendo o objeto deste estudo o invólucro intermediário do elevador de perna dupla, conforme apresentado na Figura 1.

Usualmente a estrutura é fabricada em chapas finas e é caracterizada por seções retangulares ou quadradas, visando a simplicidade de fabricação e competitividade do mercado (WEBER, 2004).

De toda forma, há riscos associados ao manuseio de grãos agrícolas, e dentre estes riscos está a deflagração da poeira do granel, definida como a ignição de uma mistura híbrida de oxigênio e poeira, em que as partículas de grãos processados são de tamanho menor que $500\mu m$, e, após a ignição, ocorrência da propagação de zona de combustão a velocidades inferiores à velocidade do som (NFPA 68, 2018).

As pernas do elevador de caçamba contêm nuvens de poeira que, em uma concentração específica, posta a existência de fontes de ignição e o equipamento em funcionamento, podem gerar incidentes, como o ocorrido na planta da *DeBruce Grain* (ver Figura 2), que põem em risco a estrutura do elevador (HOLBROW, 2002). Desde 1976, no EUA, foram 503 ocorrências de deflagração em elevadores de caneca, ocasionando 677 feridos e 184 mortos (PECOSQUI, 2019).



Figura 2 – Explosão do Elevador de caçambas DeBruce Grain. (OSHA,1998)

A mitigação dos riscos de deflagração é essencial, todavia, são diversas as causas que podem levar à explosão (PECOSQUI, 2019), e, portanto, estudar a capacidade da estrutura do elevador de caçamba em suportar as solicitações deste tipo de acidente, prévio e durante da deflagração, é importante para garantir a integridade da estrutura.

3.1 Pressão de Deflagração em Elevadores de Caçamba

A pressão desenvolvida em deflagrações de granéis sólidos, em invólucro enclausurado sem aberturas ventiladas, pode conduzir as estruturas de paredes finas (no caso dos elevadores de granel) ao colapso por explosão. Uma das soluções para o controle da pressão de deflagração admissível neste tipo de equipamento é a abertura de regiões ventadas, as quais reduzem a pressão máxima de deflagração do grão P_{max} para a pressão reduzida de projeto P_{red} (PECOSQUI, 2019).

Conforme a Figura 3 (a), a pressão de deflagração máxima P_{max} é característica intrínseca do granel sólido e está vinculada ao índice explosivo K_{st} . Para minimizá-la e chegar-se a uma pressão reduzida de projeto P_{red} utiliza-se aberturas de alívio de pressão, as quais dependem da distância entre as aberturas de alívio e da pressão em que esses alívios são abertos P_{stat} (PEKALSKI, 2005).

No caso dos elevadores de caçamba, as aberturas são aplicadas ao longo da altura equipamento, e quanto maior a quantidade de ventilações, menor a pressão de projeto, P_{red} , que a estrutura deve suportar, diminuindo a necessidade de uma estrutura extremamente reforçada. Esse caso é apresentado na Figura 3 (b), em que foi estabelecida $P_{stat} = 0,1 \text{ bar}$, e avaliou-se as pressões suportadas pelo elevador de perna dupla à medida que são variadas as distâncias entre as aberturas de alívio de pressão e do índice explosivo K_{st} (HOLBROW, 2004).

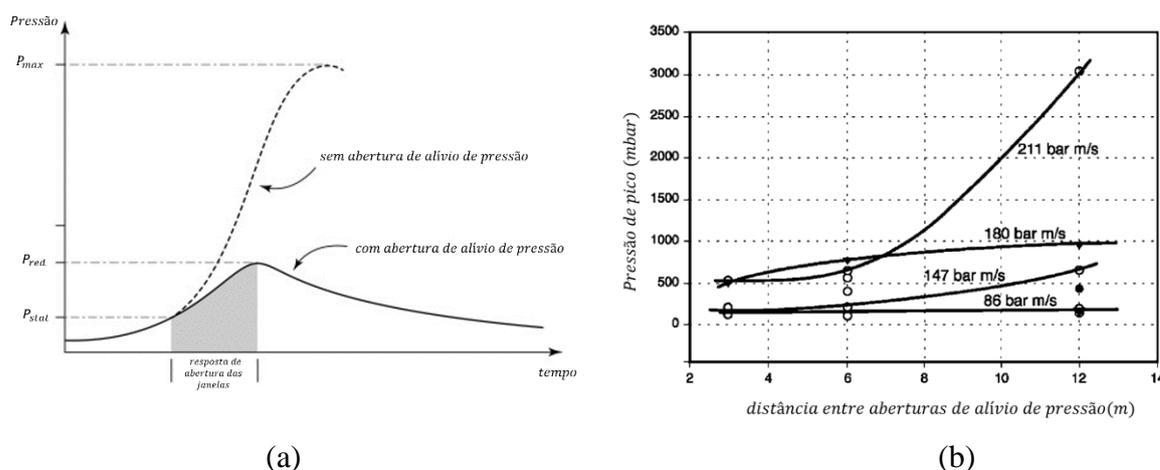


Figura 3 – (a) Pressão de deflagração em invólucros sem aberturas ventiladas e com aberturas ventiladas. (PEKALSKI, 2005) e (b) – Pressão de deflagração para diferentes distâncias de janelas de ventamento. (HOLBROW, 2004).

3.2 Normas Existentes

O elevador de caçamba é um dos equipamentos mais utilizados em plantas de transporte de granéis e, ao mesmo tempo, é o mais negligenciado no quesito de segurança (PECOSQUI, 2019). Em 1977, uma explosão, ocorrida a partir da ignição por fonte eletroestática, no elevador da *Continental Grain Company* em Westwego, EUA, causou 36 mortes, e a partir deste momento iniciaram-se a busca de mitigação deste tipo de acidente (ELLIOT, 2022). As normas da *National Fire Protection Assosiation*, *NFPA 61*, *NFPA 68* e *NFPA 69*, apresentam métodos de controle de pressão de deflagração a partir do uso de supressores, ventilação sem chamas e controle de pressão a partir de aberturas de janelas (ELLIOT, 2022).

A NFPA 68, 2018, em especial, apresenta, no seu Capítulo 8, o caso de elevadores de caçambas em que é especificada a distância máxima entre janelas na perna do elevador para a

pressão reduzida que o invólucro deve suportar durante a deflagração. O Capítulo 8 da NFPA 68 é uma interpretação baseada no estudo experimental apresentado na Figura 2 (b) (HOLBROW, 2004). Em concordância com a *National Fire Protection Assossiation*, no Brasil, estabeleceu-se a ABNT NBR 16385, a qual trata a mitigação de riscos e proteção contra a explosão e serve de base para a qualificação de Instrução Técnica de operação dos elevadores de caçamba (PECOSQUI, 2019).

3.3 Comportamento de Plastificação do Aço

Materiais dúcteis, especialmente o aço, têm a característica de absorver a energia de deformação até um limite em que há o retorno elástico garantido. Ultrapassar o limite elástico induz o material a ter um fluxo plástico, onde sucedem rearranjos cristalinos e perdas energéticas por calor, induzindo a deformações permanentes. As deformações permanentes de plastificação podem gerar dois tipos de endurecimento no material: o isotrópico e o cinemático, conforme a Figura 4 (SARANG, 2020).

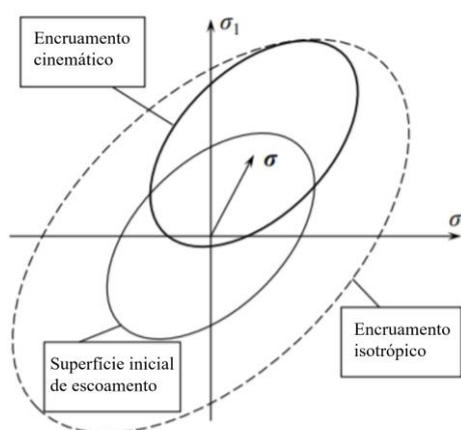


Figura 4 – Superfícies de escoamento para os casos de endurecimento cinemático e isotrópico. (WIERZBICKI, 2021).

Para as análises deste trabalho foi selecionado o modelo de endurecimento isotrópico do material S235 (DNV C208, 2013), utilizando-se a curva tensão-deformação verdadeira multilinear, Figura 5. Este material apresenta as características mecânicas conforme a Tabela 1.

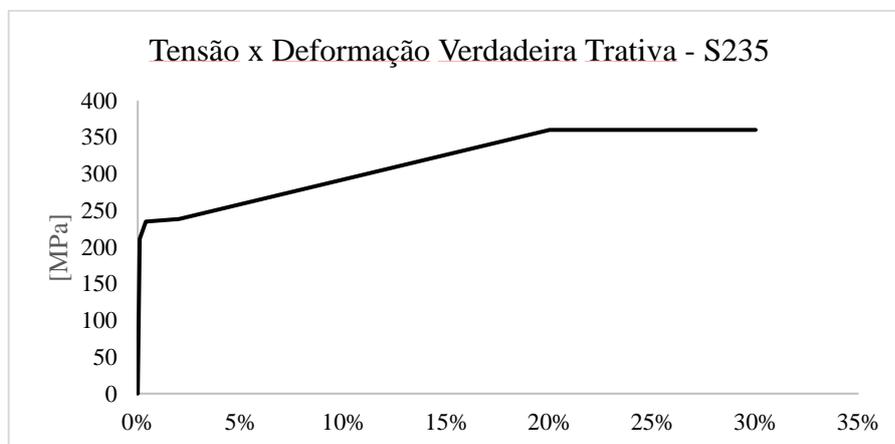


Figura 5 – Gráfico tensão-deformação verdadeira do aço S235. (DNV C208, 2013).

Tabela 1 – Propriedades Mecânicas do aço 235 (DNV C208, 2013).

E (Mpa)	σ_{prop}	σ_{y1}	σ_{y2}	ϵ_{y1}	ϵ_{y2}
210000	211,7	236,2	243,4	0,004	0,02

3.4 Métodos para Análise de Instabilidade

A análise de deflagração nos invólucros intermediários do elevador (ver Figura 1), tem alta complexidade por envolver placas finas, pressões internas, efeitos de plastificação, resíduos de tensão e instabilidade. Portanto, a avaliação do comportamento das geometrias do invólucro intermediário por métodos numéricos energéticos se faz necessária (UGARAL, 2018).

3.4.1 Instabilidade em Placas Finas

Elementos de placas finas e esbeltas tendem a falhar localmente, o que é considerada uma falha prematura, sendo que esta não depende somente da esbeltez do elemento, mas também de características geométricas e das tensões residuais (TRAHAIR et. al, 2008).

Em placas finas e esbeltas, a combinação dos esforços de força compressiva com flexões no plano e fora do plano tende a gerar instabilidade em cargas relativamente de baixas magnitudes, sendo grandes as deformações no plano médio. As tensões desenvolvidas nas placas são maiores nas bordas locais em que são restritas e menor no centro da placa local livre para se deformar, e, portanto, se muito esbeltas podem facilmente instabilizar ainda em regime elástico no centro da placa (UGARAL, 2018).

De forma aplicada, em placas finas sob solicitações compressivas - esforços no plano - e pressão interna - esforço fora do plano – geram na face da placa deformadas de formato de arco antes de flambar (UGARAL, 2018).

A partir do momento em que ocorre a flambagem, há a mudança na forma deformada do elemento estrutural. A forma deformada então passa a contar com n semi-ondas senoides, as quais dependem da geometria, do material e das condições de contorno (TRAHAIR et. al, 2008). Além disso, a forma da deformada de pós-flambagem apresenta a característica de rearranjos das tensões no elemento de placa fina, no qual há tração no centro da placa ajudando a suportar a menor rigidez nesta região, e há a compressão nas regiões próximas às bordas (UGARAL, 2018).

A distribuição de tensão garante à estrutura um comportamento de suportar solicitações com o corpo pós-flambado, não ocasionando o colapso diretamente após a ocorrência da flambagem, sendo que o colapso ocorrerá somente quando a nova região perder a capacidade de suportar os carregamentos de compressão ou ao atingir a plastificação da seção bruta da placa (TRAHAIR et. Al, 2008).

Por mais que exista um método analítico e de alta complexidade estabelecido por von Kármán, 1910, somente os métodos numéricos atuais, tal como elementos finitos, são satisfatórios para observar a flambagem não-linear de estruturas (UGARAL, 2018).

3.4.2 Instabilidade por Métodos Numéricos

Os métodos energéticos para análise de flambagem são divididos em métodos lineares e métodos não-lineares. O método linear é a formulado a partir da análise de autovalores e autovetores da matriz rigidez, enquanto o modelo não-linear é formulado a partir da solução não-linear incremental por convergência. Nesse caso, a falha por flambagem ocorre usualmente no instante em que ocorre a falha de convergência por bifurcação do equilíbrio de forças na solução numérica (STRATUS, 2018).

Solucionar os problemas de flambagem por solução não-linear caracteriza-se pela utilização de grandes deformações e plastificação dos materiais. Dessa forma, o efeito desses fenômenos ao longo da análise estrutural, é atualizado na matriz rigidez durante o carregamento, e apresenta os resultados desde a situação do modelo pré-flambado até a situação de pós-flambagem (STRATUS, 2018).

Os efeitos das solicitações no modelo são carregados e atualizados periodicamente ao longo das iterações de convergência da matriz rigidez, e são baseadas no deslocamento dos nós da convergência anterior, em conjunto às características geométricas e do material (STRATUS, 2018).

Em placas finas a solução por elementos finitos com grandes deformações é necessária, e a solução da matriz rigidez generalizada para dos elementos é apresentada na equação (1) (UGAL, 2018).

$$[k_G]_e = \bar{\sigma}_x[k_{Gx}]_e + \bar{\sigma}_y[k_{Gy}]_e + \bar{\tau}_{xy}[k_{Gxy}]_e \quad (1)$$

Para a solução inicia-se com o vetor $\{\bar{\sigma}\}$ zerado, então se aplica um processo iterativo de convergência para se obter a solução de deslocamentos nodal $\{\delta\}_e$. A solução dos deslocamentos dos elementos permite calcular as tensões $\{\bar{\sigma}\}_e$ e deformações $\{\varepsilon\}_e$ nos elementos, os quais podem ser inseridos na matriz rigidez do elemento $[k_G]_e$. A matriz de rigidez para grandes deformações $[k_G]_e$ é somada na matriz de rigidez total do elemento (2),

$$[k_G]_e = [k_e] + [k_G]_e \quad (2)$$

em que $[k_e]$ representa os efeitos de pequenos deslocamentos no elemento. A convergência deste processo ocorre quando os valores das tensões $\{\bar{\sigma}\}$ são satisfatórios, e consideram as complexidades de plasticidade do material (UGAL, 2018).

Usualmente as soluções não-lineares em problemas podem ser obtidas a partir do método de convergência de Newton-Raphson normal ou modificado, porém estes métodos apresentam dificuldades de convergência em situações em que ocorrem *snap-through* ou *snap-back* por serem métodos que controlam somente carga ou deslocamento (SOUZA, 2017).

Geralmente as soluções não-lineares podem ser obtidas a partir do método de convergência de Newton-Raphson normal ou modificado, porém estes métodos apresentam dificuldades de convergência em situações em que ocorrem flambagem, *snap-through* ou *snap-back* por serem métodos que controlam somente carga ou deslocamento (SOUZA, 2017). O limite de convergência do método de Newton-Raphson se encontra entre os pontos A-B na Figura 6.

Segundo Crisfield (1981), as estruturas, em análises não-lineares, estão sujeitas aos fenômenos de flambagem, *snap-through* e *snap-back*, definido como “saltos” dinâmicos no deslocamento da estrutura sob carregamento (ver Figura 6) em que os pontos de máximos e mínimos são difíceis de serem controlados por serem regiões em que a estrutura perde estabilidade. Os saltos dinâmicos sob controle de carga são conhecidos como *snap-through*, e podem ser vistos como sendo o salto B-D na Figura 6. Os saltos dinâmicos sob controle de deslocamentos, são conhecidos como *snap-back* e são representados na região entre os pontos G-H-I na Figura 6.

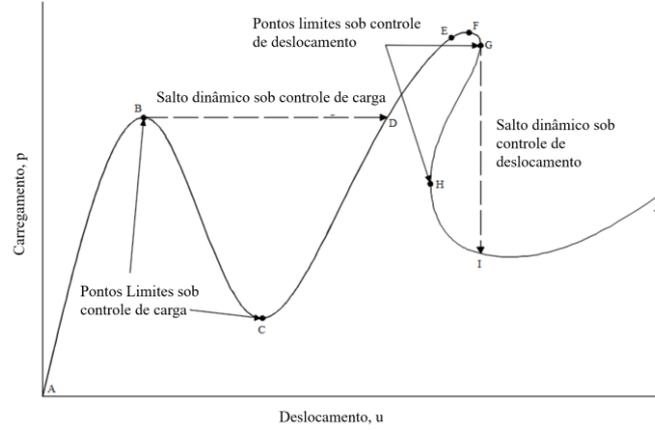


Figura 6 – Carregamento genérico com regiões de *snap-through* e *snap-back*. (SOUZA, 2017)

Para solucionar estes “saltos”, Crisfield propôs o Método de Comprimento de Arco, baseado no Método de Riks (CRISFIELD, 1981). Essa metodologia consiste em resolver simultaneamente a carga e o deslocamento a partir de uma equação de restrição circular baseada na equação reduzida de circunferência (3).

$$a_1 \Delta \lambda^2 + a_2 \Delta \lambda + a_3 = 0 \quad (3)$$

Em que

$$a_1 = \frac{\|\hat{P}\|^2}{P_{ref}^2} + \frac{\|\Delta \hat{U}\|^2}{U_{ref}^2} \quad (4)$$

$$a_2 = \frac{2\{P_j^{(i)} - P^{(i-1)}\}^T \{\hat{P}\}}{P_{ref}^2} + \frac{2\{U_j^{(i)} + DU - U^{(i-1)}\}^T \{\Delta \hat{U}\}}{U_{ref}^2} \quad (5)$$

$$a_3 = \frac{\|P_j^{(i)} - P^{(i-1)}\|^2}{P_{ref}^2} + \frac{\|U_j^{(i)} + DU - U^{(i-1)}\|^2}{U_{ref}^2} - l \quad (6)$$

$\{P^{(i-1)}\}$ e $\{U^{(i-1)}\}$ é a carga e o deslocamento, respectivamente, da posição de equilíbrio do incremento de carga anterior e “l” é o comprimento do arco, $\{P^{(i)}\}$ e $\{U^{(i)}\}$ são os vetores encontrados na posição anterior.

P_{ref} e U_{ref} são os carregamentos e deslocamentos de referência determinados pelo tamanho do incremento determinados para dar o primeiro incremento de carga. Na primeira iteração de cada incremento de carga, o vetor $\{DU\}$ é nulo, porque o desbalanço de força é igual a zero, sendo que $\{P_j^{(i)}\}$ e $\{P_j^{(i-1)}\}$ se anulam, por possuírem o mesmo valor, assim como os vetores $\{U_j^{(i)}\}$ e $\{U_j^{(i-1)}\}$. Sendo assim, nas primeiras iterações, a_2 se torna zero e a parcela de a_3 se resume a $-l^2$ (CRISFIELD, 1981). A equação (3) fornece duas raízes de $\Delta \lambda$ e deve-se optar por aquela que o produto escalar dos vetores de carga P_{ref} e deslocamento U_{ref} seja positivo.

Este método objetiva encontrar um fator de carga limitado em um arco, e este fator de carga, ao ser minimizado, auxilia na convergência nas regiões de mínimos e máximos em que ocorre a instabilidade, por exemplo a região da curva da Figura 6 entre os pontos E-F-G (SOUZA, 2017).

4. METODOLOGIA

A partir do objetivo de estudar as cargas verticais máximas - referentes a carga de peso máximo suportado, antes, durante e no momento da ocorrência de flambagem do invólucro intermediário a medida em que acontece a variação da pressão interna de deflagração - propõe-se uma metodologia de análise não-linear com o uso de *software Ansys Mechanical* de elementos finitos. Para as análises considera-se não-linearidades geométricas e comportamento elastoplástico do aço S235, baseados nas orientações da DNVGL-RP-C208 de 2013.

4.1 Geometria proposta para as seções da perna do elevador

As carcaças dos elevadores são projetadas para assegurar o enclausuramento dos grãos durante a operação do elevador de caçamba isso garante que a poeira gerada durante o transbordo do grão, principalmente na região do pé do elevador, não seja espalhada para outros equipamentos da zona de operação. As estruturas externas são projetadas em chapas metálicas finas e de seções sucessivas retangulares ou quadradas, flangeadas e conectadas umas às outras por fixadores (CEMA 375, 2017).

Além disso, no projeto das seções transversais dos canos intermediários, busca-se minimizar o comprimento b , e maximizar a largura c (ver Figura 7), colaborando na maximização do fluxo de transporte de grãos, e minimização da concentração de poeira (CEMA 375, 2017).

Nesse sentido, as três geometrias selecionadas para as análises têm suas dimensões propostas na Tabela 2 e os parâmetros apresentados na tabela podem ser visualizados na Figura 7. Os flanges superior e inferior mantêm a dimensão de 100 mm de largura para as três geometrias analisadas, conforme vista superior da Figura 7. As geometrias são referentes ao primeiro módulo de invólucro intermediário do elevador de caçamba, por considerar-se que este módulo é o que recebe as maiores solicitações da carga vertical compressiva do peso.

Tabela 2 – Dimensões das geometrias propostas para as análises em MEF.

Dimensões (mm)	Seção Geometria #1 (c/b = 1)	Seção Geometria #2 (c/b) = 2	Seção Geometria #3 (c/b = 4)
a	4000	4000	4000
b	500	500	500
c	500	1000	1500

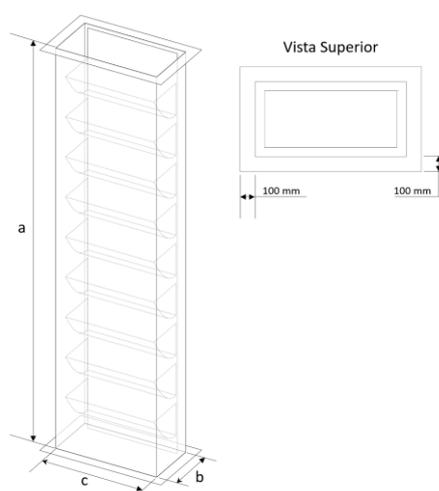


Figura 7 – Geometria parametrizada do invólucro intermediário do Elevador de Caçamba.

Os efeitos das condições de contorno nas junções das bordas da geometria prismática consistem em quatro placas simplesmente conectadas nas bordas comuns e assim rotacionam livremente nas conexões entre as faces (WIERZBICKI, 2013).

A fim de padronizar a razão de aspecto entre altura e largura do invólucro às mesmas utilizadas em equipamentos de mercado estabeleceu-se que a altura do invólucro intermediário do elevador é de $a = 4000 \text{ mm}$, conforme a Tabela 2. A espessura considerada para o corpo do invólucro é de $t_c = 3 \text{ mm}$ e os flanges superior e inferior de $t_f = 12 \text{ mm}$.

4.2 Abordagem Global

O processo de análises realizadas em elementos finitos segue o procedimento da Figura 8 em que, para análises de flambagens não-lineares, é necessário deformações iniciais residuais condizentes com o modo de flambagem linear por autovalores e autovetores (DNV C208, 2013).

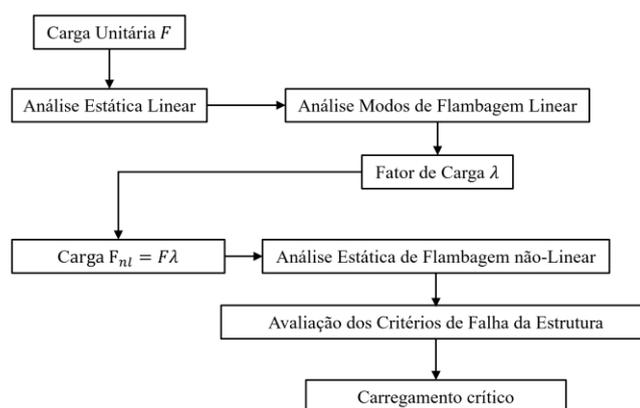


Figura 8 – Diagrama de análise de flambagem não-linear (DNV C208, 2013).

A partir disso, primeiro deve-se verificar por autovalores o carregamento gerador do modo de flambagem, para posteriormente utilizá-lo como parâmetro e guiar a análise de flambagem estática não-linear até a instabilidade. O carregamento máximo e a deformada no instante de instabilidade, na análise de flambagem não-linear, deve ser semelhante à deformada do modo de flambagem linear. Com isso, pode-se proceder ao passo seguinte, que utiliza os deslocamentos e a matriz rigidez da análise de flambagem não-linear anterior para verificar

características da geometria em situações secundárias com o corpo pré-deformado (DNV C208, 2013).

A verificação de flambagem nas geometrias escolhidas é realizada em dois passos. Primeiramente deve-se aplicar a pressão crítica de deflagração que gera a instabilidade por pressão interna. Posteriormente é aplicada a carga que gera instabilidade por compressão. A aplicação da deflagração é anterior à aplicação de compressão no invólucro, sendo fundamental para analisar como a ação da pressão interna influencia na capacidade do invólucro em suportar cargas compressivas.

A primeira parte do estudo é necessário definir as cargas de pressão interna p_{max} que geram a instabilidade por pressão nas geometrias propostas. Para isso foi utilizado o *software Ansys Mechanical* de elementos finitos com considerações de não-linearidades geométricas e de material. A análise por elementos finitos deste problema apresenta a necessidade de utilização do *solver* de Comprimento de Arco por Método de Riks, auxiliando a convergência nas regiões em que ocorre a instabilidade (SOUZA, 2017). Ao final da análise é estabelecido a pressão máxima de flambagem e verifica-se o comportamento da estrutura.

Em paralelo ao estudo de pressão máxima de deflagração, realizou-se a análise de sensibilidade nos raios de concordância das chapas do invólucro na geometria #2, e foram comparados: canto vivo, raio $r_c = 8\text{ mm}$ e raio $r_c = 12\text{ mm}$. Os resultados do estudo de sensibilidade estão no APÊNDICE A, e, segundo a análise, os raios de concordância estudados apresentam baixa sensibilidade referente à capacidade da geometria suportar pressão interna, e, portanto, pode-se simplificar a geometria com cantos vivos para a sequência do estudo de cargas verticais compressivas.

A partir das pressões máximas de deflagração obtidas na primeira parte pode-se iniciar a segunda parte do estudo analisando como carga máxima de peso suportado pelo invólucro intermediário conforme a pressão de deflagração varia de seu estado 0% de p_{max} de deflagração até 100% da carga p_{max} de deflagração. Para isso, estabeleceu-se dois pontos em que as geometrias são carregadas com pressões parciais de 50% p_{max} , 75% p_{max} , e por fim, 100% da pressão de deflagração crítica p_{max} , conforme obtida no primeiro estudo.

O modelo é deformado por pressão de deflagração até chegar nos estados citados acima, e partir disso verifica-se os valores cargas de compressão (valor máximo do peso do equipamento) que gera a flambagem. Isso permite verificar o comportamento de carregamento do peso máximo conforme a estrutura conforme sofre a pressão de deflagração.

Neste segundo estudo apresentado idealmente seria necessária a utilização do método de comprimento de arco de Crisfield, porém o *Ansys Mechanical* limita-se a aplicação deste método apenas um tipo de carregamento, assim não se pode primeiro deformar o corpo por pressão e posteriormente aplicar a carga compressiva do peso.

Nesse sentido é necessário utilizar o método de Newton Raphson, de forma que primeiro será deformado o corpo por pressão de deflagração, e posteriormente será aplicada a carga compressiva até o limite em que ocorrerá a inconvergência do modelo por bifurcação de forças.

4.3 Avaliações de Limite de Tensão no Invólucro

A DNV C208, 2013, apresenta o método de avaliação de limite de deformações plásticas, em que a estrutura pode receber a deformação plástica de até 2%, em uma região com comprimento de 20 vezes a espessura da placa, na direção das tensões principais. Ao exceder este critério, considera-se que há o escoamento da seção bruta da estrutura. A plastificação máxima em qualquer ponto de integração da geometria, é de 5% (DNV C208, 2013).

4.4 Condições de Contorno das Análises em Elementos Finitos

As condições de restrição de deslocamento do problema são aplicadas nos flanges superior e inferior. No flange inferior, marcado com a seta A na Figura 9, são consideradas restrições nas três translações e nas três rotações. No flange superior, marcado com a seta B na Figura 9, são consideradas restrições em duas translações, ficando livre a translação vertical, e restrições nas três rotações. Essas restrições simplificam propondo maior rigidez aos flanges, posto que nestas regiões possuem contatos, fixadores, pré-tensão de parafusos e outras complexidades as quais não são de interesse deste estudo.

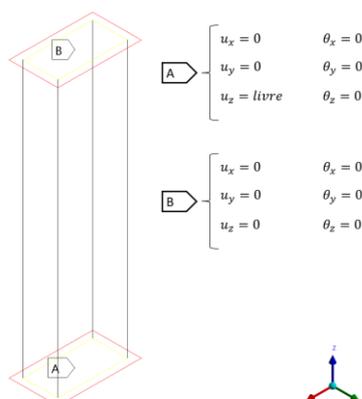


Figura 9 – Restrições dos graus de liberdade aplicados nos flanges do invólucro.

As condições de carregamento são aplicadas como pressão e forças distribuídas. A pressão de deflagração crítica é aplicada na região central do corpo, simulando a condição de deflagração, marcada como seta A na Figura 10. A força de compressão crítica, marcada como seta B na Figura 10, é aplicada no flange superior, e ocorre somente após o carregamento de pressão interna, simulando a compressão do invólucro. As condições de carregamento são aplicadas em rampa linear, chegando no valor máximo no último *substep* da análise. No caso em que ocorre a não-convergência por bifurcação, a porcentagem de carga da última convergência representa a sollicitação crítica suportada pelo invólucro.

O invólucro simulado representa o cano na região inferior do elevador de canecas, sendo o mais sollicitado e, portanto, o mais crítico da estrutura. Neste invólucro foi utilizado o elemento bidimensional SHELL 281, de interpolação quadrática de deslocamentos, com um tamanho médio de elementos de 25 mm, o qual foi estabelecido em análises apresentadas no APÊNDICE B.

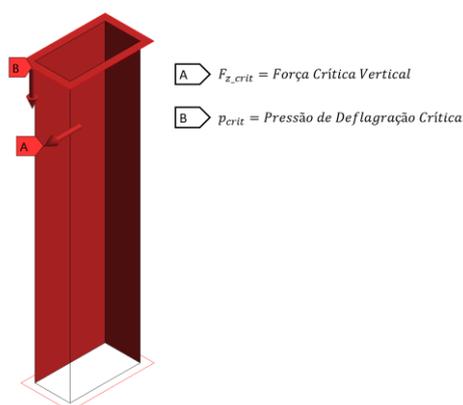


Figura 10 – Regiões de aplicação das sollicitações no modelo elementos finitos.

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

O primeiro estudo apresenta a carga crítica de deflagração para as três geometrias avaliadas, utilizando o método de elementos finitos e aplicando o algoritmo de convergência de solução por Comprimento de Arco, (SOUZA, 2017).

A Geometria #1 apresenta faces de mesmo tamanho em ambos os lados do invólucro. Isso representa deslocamento e tensões simétricas para os lados da seção quadrada da estrutura. A igualdade de pressão nas faces permite que as tensões de membrana se desenvolvam de forma simétrica, auxiliando a estrutura nas características de suportar maiores pressões internas. Dessa forma, é estabelecido que a pressão máxima, nesta geometria, acontece na ocorrência do escoamento da seção bruta (DNV C208, 2013), e isso ocorre a uma pressão de deflagração $p_{crit} = 0,6 \text{ bar}$. A região de escoamento da seção bruta pode ser visualizada na Figura 11, juntamente à distribuição de tensão de von Mises. Na Figura 12, são apresentados os deslocamentos globais da estrutura junto ao gráfico de desenvolvimento ao longo da aplicação de pressão.

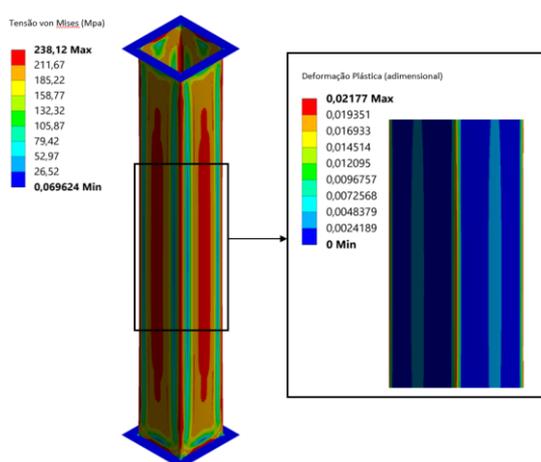


Figura 11 – Tensão de von Mises e região de ocorrência de escoamento de seção bruta do invólucro à $p_{crit} = 0,6 \text{ bar}$.

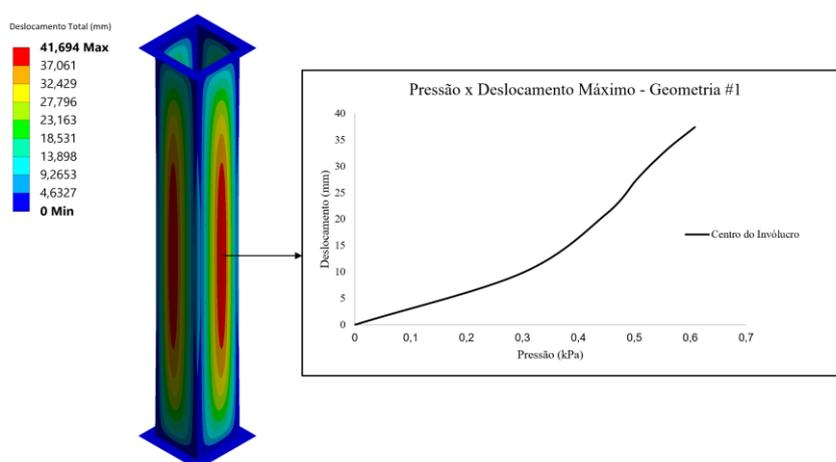


Figura 12 – Desenvolvimento do deslocamento total na região central da geometria #1.

A Geometria #2 apresenta desproporcionalidade entre as faces e ocorre a distribuição de pressão diferente entre as faces do lado maior e lado menor, gerando momento fletor na face

menor. O momento fletor gerado tende a instabilizar a estrutura em tensões abaixo do limite de escoamento do material. Assim, a flambagem do lado menor ocorre sem a estrutura atingir o limite de escoamento do material, e observa-se a ocorrência de flambagem limitando a pressão em $p_{crit} = 0,125 \text{ bar}$, Figura 13.

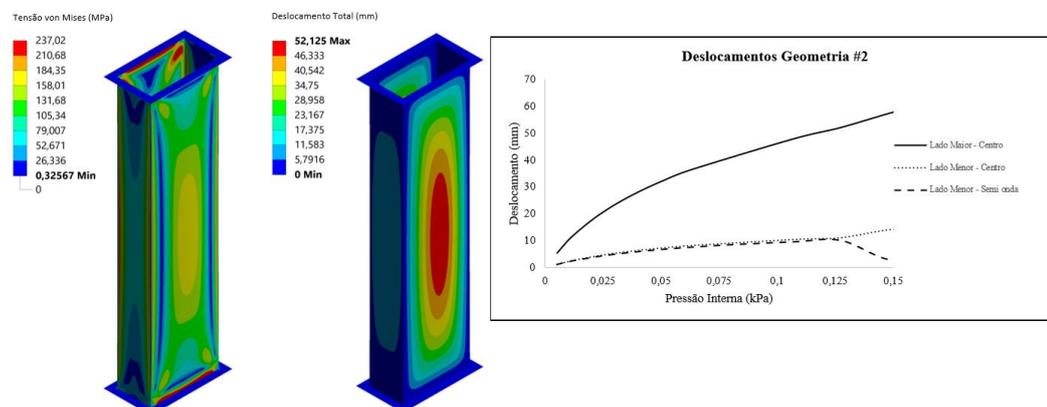


Figura 13 – Tensão de von Mises e deslocamento total: Geometria #2 à $p_{crit} = 0,125 \text{ bar}$.

Para a Geometria #3 a desproporcionalidade entre o tamanho das faces é maior que a Geometria #2, gerando momentos fletores ainda maior na face menor. Assim, a flambagem do lado menor ocorre sem que a estrutura atinja o limite de escoamento do material, e a ocorrência de flambagem limita a capacidade do invólucro à pressão $p_{crit} = 0,07 \text{ bar}$, Figura 14.

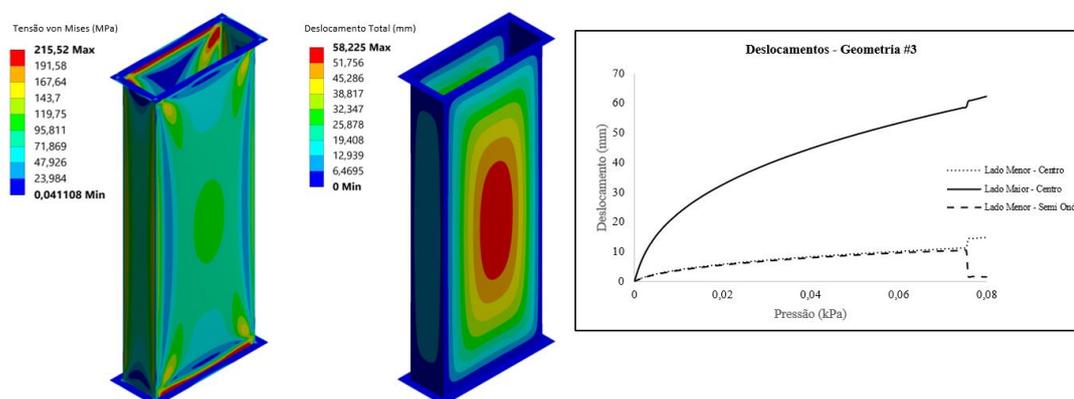


Figura 14 – Tensão de von Mises e Deslocamento total Geometria #3 à $p_{crit} = 0,07 \text{ bar}$.

Verificada a pressão crítica de deflagração nos canos intermediários no primeiro estudo, iniciou-se o segundo estudo em que se avaliou a carga compressiva para pressões inferiores à pressão crítica. Neste segundo estudo foi utilizado o método de Newton Raphson devido à limitação do algoritmo de convergência por Comprimento de Arco em não aceitar passos de carga subsequentes (LEE, 2021). Dessa forma, investiga-se como a carga compressiva crítica varia ao longo da variação de pressão.

A Tabela 3 apresenta os resultados obtidos nas análises para as três geometrias avaliadas, e é possível verificar que conforme a pressão interna aumenta, até a pressão crítica de deflagração estabelecida no estudo anterior, a capacidade do invólucro em suportar carga compressiva diminui consideravelmente.

Tabela 3– Resultados das análises de carga compressiva conforme é variada a pressão.

Geometria #1					
		<i>Sem pressão</i>	$0,5p_{crit}$	$0,75p_{crit}$	p_{crit}
Pressão	(kPa)	0	0,3	0,45	0,6
Força Compressiva crítica	(kN)	849,75	702,32	633	605
Geometria #2					
		<i>Sem pressão</i>	$0,5p_{crit}$	$0,75p_{crit}$	p_{crit}
Pressão	(kPa)	0	0,075	0,105	0,125
Força Compressiva crítica	(kN)	480,54	425,4	175,54	42,72
Geometria #3					
		<i>Sem pressão</i>	$0,5p_{crit}$	$0,75p_{crit}$	p_{crit}
Pressão	(kPa)	0	0,035	0,0525	0,07
Força Compressiva crítica	(kN)	292,5	245,25	123,41	26,6

Os resultados da Tabela 3 podem são expostos para o gráfico da Figura 15, apresentando a redução da capacidade dos invólucros em suportar a carga compressiva.

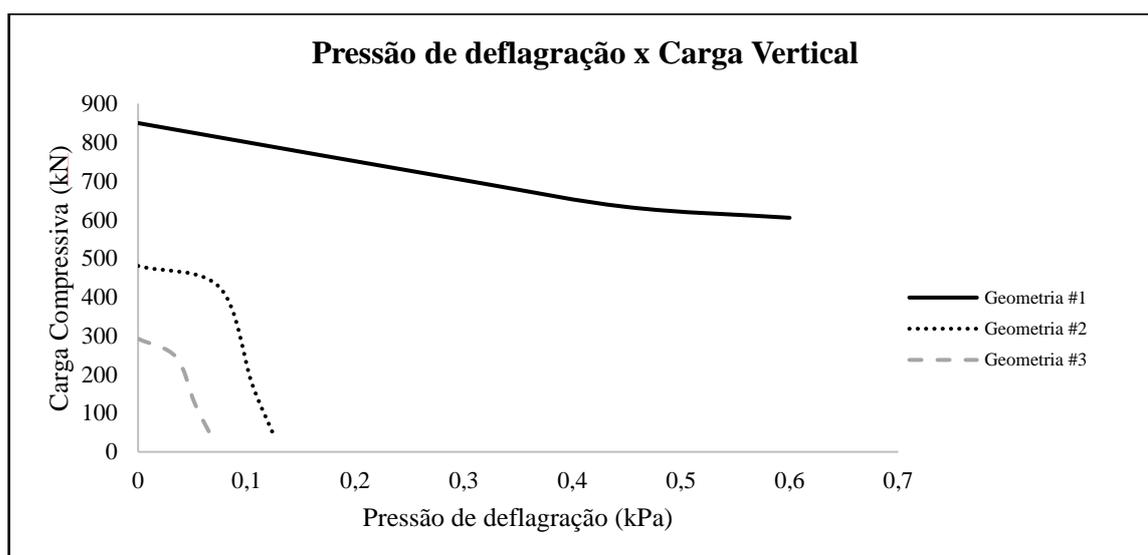


Figura 15 – Capacidade Compressiva das Geometrias sob Pressão de Deflagração.

A Geometria #1 apresenta relação de pressão e carga compressiva com perda, todavia sem grandes impactos na capacidade de suportar o carregamento compressivo, tal comportamento deve-se principalmente pela simetria entre os lados da seção. Os casos das geometrias #2 e #3 apresentam uma perda significativa em suportar o carregamento compressivo.

De forma geral, as três geometrias têm capacidade de suportar, sem perda excessiva, as cargas compressivas para pressões de deflagração de até 50% da pressão crítica de deflagração. A partir dessa porcentagem de pressão, as geometrias #2 e #3 apresentam perda significativa na capacidade de suportar cargas compressivas devido ao momento gerado nas faces menores, assim estabelecendo grande sensibilidade às cargas compressivas no invólucro.

A espessura estudada de 3 mm não é capaz de suportar a pressão mínima de abertura de janelas (NFPA 68, 2013) para os casos das Geometria #2 e Geometria #3, invalidando a geometria nesta espessura. Para estes casos, é necessário aumentar a espessura de chapas.

A pressão mínima deve estar de acordo com a Figura 3 (b), e depende das distâncias entre as janelas de alívio de pressão (NFPA 68, 2018). Nesse sentido, foi realizado uma avaliação da espessura necessária para que a Geometria #2 suporte as pressões salientadas pela normativa NFPA 68, 2013. E observa-se, partir da espessura de 4,75 mm, que a geometria está acima da pressão mínima de 0,3 bar (NFPA 68, 2018) com capacidades de sustentar cargas maiores que 500 kN, Figura 16.

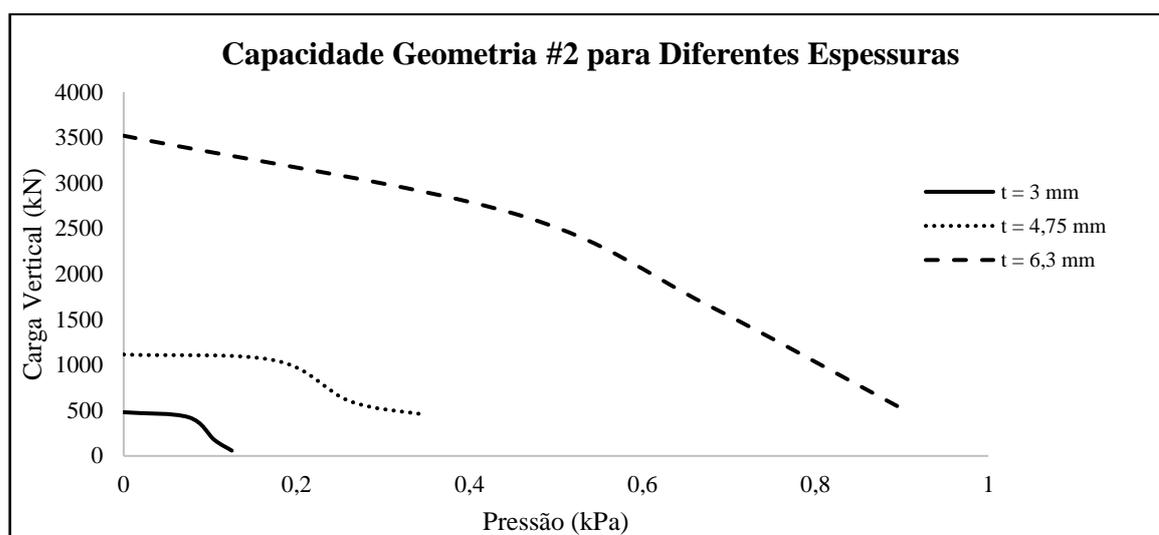


Figura 16 – Capacidade da Geometria #2 para diferentes espessuras.

6. CONCLUSÕES

Os resultados apresentam a aplicação de uma metodologia em elementos finitos preditiva aplicada a partir de orientação da DNV RP C208, 2018, em conjunto aos algoritmos de convergência do método de Comprimento de Arco e Newton Raphson.

Foram estudadas a instabilidade em invólucros nas condições de acidente de deflagração e, posteriormente, a influência da pressão interna na capacidade do invólucro de suportar as cargas compressivas máximas antes da flambagem por compressão, mostrando-se uma metodologia eficiente para analisar as condições das deformadas e tensões no invólucro em eventos de instabilidade por flambagem.

As características das diferentes geometrias, em suma, demonstram como a diferença na proporção dos lados do invólucro intermediário colaboram para a diminuição da capacidade de suportar as pressões de deflagração e, conseqüentemente, a capacidade de suportar as cargas compressivas a medida em que a pressão de deflagração aumenta.

As geometrias estudadas suportam até pressões de 50% da pressão crítica de deflagração sem perdas excessivas na capacidade compressiva, a partir desta faixa inicia-se um decréscimo significativo na capacidade de suportar cargas compressivas. Caso trabalhar-se acima de 50% da pressão de deflagração para as geometrias de lados desproporcionais pode levar a estrutura além da capacidade mínima de suportar o peso do próprio elevador, sendo inseguro para a zona de operação do equipamento.

REFERÊNCIAS

- A. A. PEKALSKI. “**A Review of Explosion Prevention and Protection Systems Suitable as Ultimate Layer of Protection in Chemical Process Installations**”. Institution of Chemical Engineers, Trans IChemE, 2005.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 16893 “**Sistemas de alívio de deflagrações — Requisitos**”. Rio de Janeiro, Edição 2020.
- CRISFIELD, M. A. **A fast Incremental/Iterative Solution Procedure That Handles “Snap-Through”**. Computers and Structures, vol. 13, p. 55-62: Pergamon Preas Ltd, 1981.
- CONVEYOR EQUIPMENT MANUFACTURERS ASSOCIATION. “**CEMA 375 - Bucket Elevator Best Practices in Design**”. Edição 2017.
- ELLIOT. JEFF. “**Protecting Grain Bucket Elevators from Dust Explosions**”. Feed Grain Journal. Edição 2022.
- LEE. HUEI-HUANG. “**Finite Element Simulation with ANSYS Workbench 2021 – Teori, Applications and Case Studies**”. SCD, Taiwan, 2021.
- DET NORSKE VERITAS. “**DNV RP-C208 Determination os Structural Capacity by Non-linear FE analysis Methods**”. Edição 2013.
- NATIONAL FIRE PROTECTION ASSOCIATION. “**Standard for the Prevention of Fires and Dust Explosions in Agricultural and Food Processing Facilities**”. Edição 2020.
- NATIONAL FIRE PROTECTION ASSOCIATION. “**NFPA 68 - Standard on Explosion Protection by Deflagration Venting**”. Edição 2018.
- P. HOLBROW. “**Explosion Venting of Bucket Elevators**”. Journal of Loss Prevention in the process industries. Edition 373-383, 2002.
- PECOSQUI. EDMILSON. “**Os Riscos nos Elevadores de Caneca**”. Universidade Tecnológica do Paraná. Curitiba/PR, 2021.
- SARANG. Nath. “**What is the reason of strain hardening?**”. Technical University of Denmark. Denmark, 2020.
- STRATUS. “**Article: Buckling Analysis - Linear vs Nonlinear**”. Disponível em: <<https://www.hsh.info/articl2.htm>>. Acesso em: 27 de fevereiro de 2023.
- TRAHAIR N.S, BRADFORD M.A, NETHERCOT D.A, AND GARDNER L. “**The Behaviour and Design of Structures to EC3**”. New York, NY, Edição 4, 2008.
- UGARAL ANCEL. “**Plates and Shells – Theory and Analysis**”. Boca Raton, FL, Edição 4, 2018.
- WEBER K. “**Manual de Utilização de Transportadores de Graneis**”. Brasil, edição 2004.

WIERZBICKI. TOMASZ. “**Isotropic and Kinematic Hardening**”. MIT Open CourseWare, EUA, 2021.

APÊNDICE A: ESTUDO DE SENSIBILIDADE DO RAIOS DE CONCORDÂNCIA DO INVÓLUCRO.

A identificação de regiões de complexidade geométrica nas análises de elementos finitos e sua simplificação, visando a melhor performance do modelo numérico, é necessária para otimizar o processamento dos dados (Lee, 2021). Nesse sentido, foram realizados os estudos de sensibilidade para verificar se é possível simplificar os raios de concordâncias do modelo para cantos vivos.

Foram estudados os raios de concordância de raio $r_c = 8 \text{ mm}$ e raio $r_c = 12 \text{ mm}$ e comparados ao invólucro de canto vivo. As condições de contorno aplicadas ao modelo são idênticas ao exposto previamente no estudo de pressão interna. Dessa forma, os resultados apresentados nas Figuras 1 e Figura 2, representam a sensibilidade de pressão de deflagração crítica à medida em que o raio de concordância é modificado na geometria do invólucro.

A resposta apresentada pelo gráfico da região #1, na Figura 1, demonstra conservadorismo para a geometria com cantos vivos, pois a pressão de deflagração crítica suportada é a menor, $p_{max} = 0,125 \text{ bar}$. Para as demais regiões, observa-se um desenvolvimento de deformações semelhantes. Portanto, a utilização da geometria em cantos vivos é uma simplificação válida, facilitando o processamento da análise.

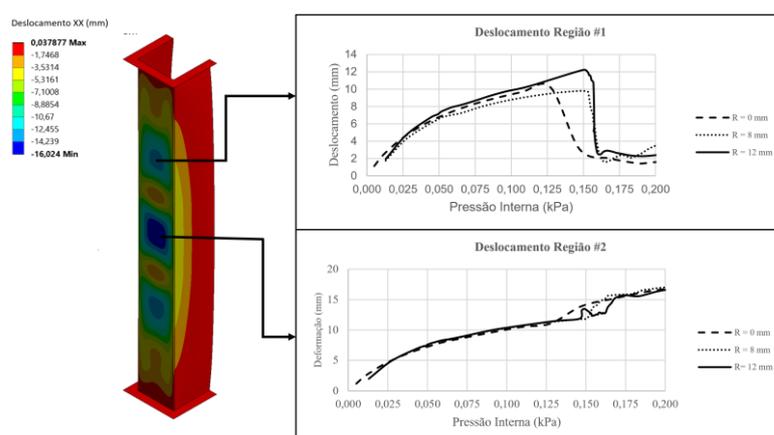


Figura A.1 – Deformações direcional nas duas regiões do lado menor da geometria avaliadas para validação de sensibilidade.

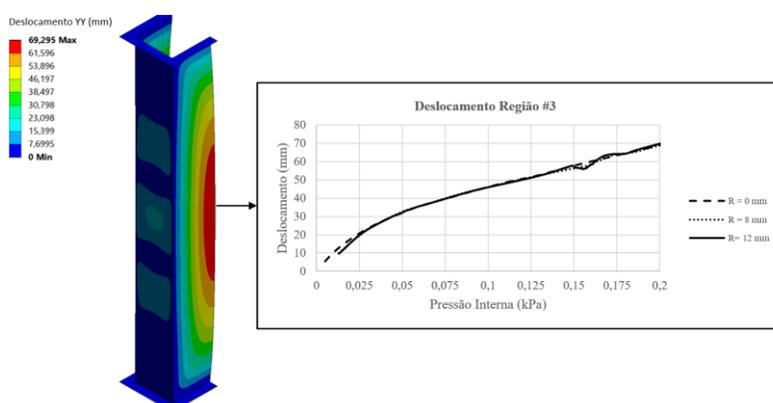


Figura A.2 - Deformações direcional região do lado maior da geometria avaliadas para validação de sensibilidade.

APÊNDICE B: ESTUDO DE CONVERGÊNCIA DE MALHA

Um conceito utilizado para medir a acurácia dos resultados das análises em elementos finitos é o estudo da convergência de malha, assim quanto maior o refinamento da malha maior acurácia dos resultados. Todavia, o refinamento da malha exige maior capacidade de processamento. Sendo assim, identificar um ponto ótimo entre capacidade de processamento e acurácia dos resultados é essencial para otimizar análise (Lee, 2021).

Baseado nisso, foram executadas análises para avaliação da convergência de malha para a situação do invólucro sob pressão interna, avaliando-se as tensões máximas na região próxima à borda da seção retangular, Figura B-1. E a partir dessa análise, observou-se o ponto ótimo na relação tempo de processamento e acurácia dos resultados para elementos de casca quadriláteros quadráticos, SHELL 281. O tamanho médio dos elementos verificado para sequência das análises é de 25 mm.

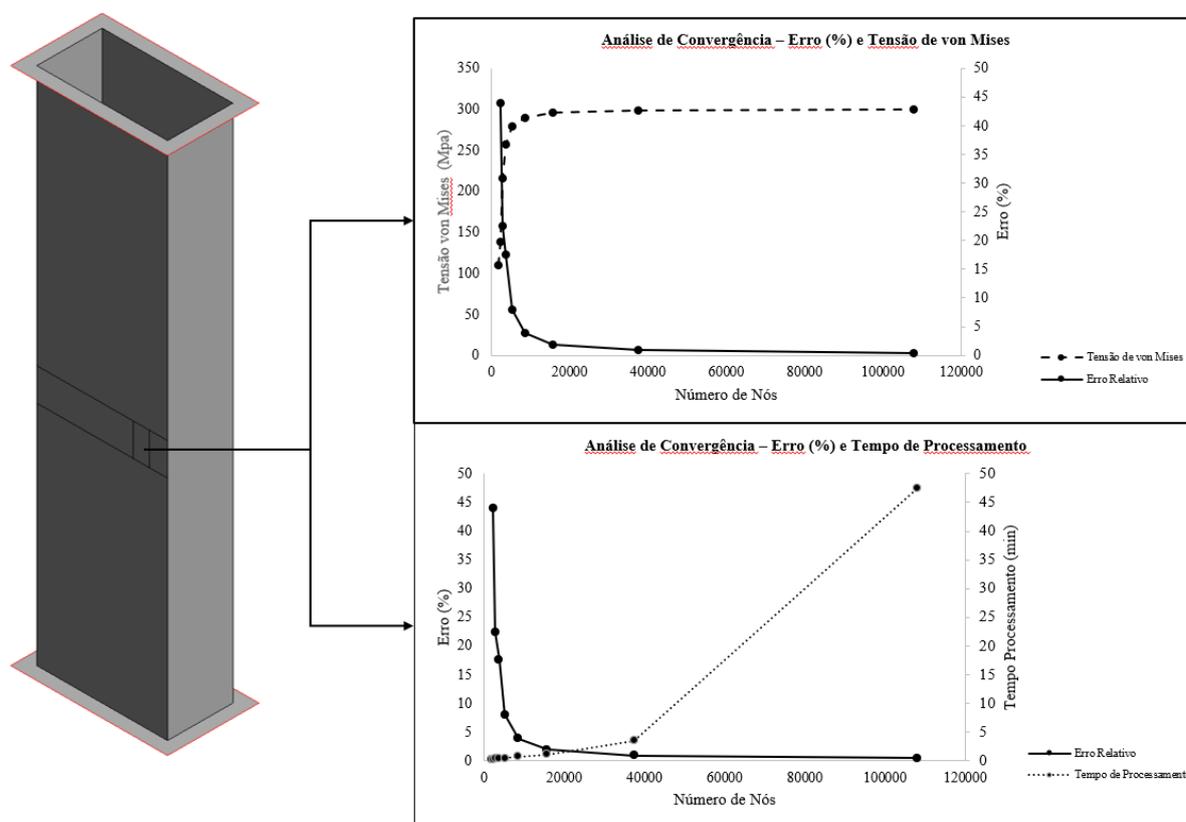


Figura B-1- Análise de convergência avaliando-se a região próxima à borda do invólucro.