



UNIVERSIDADE FEDERAL DE GOIÁS – REGIONAL CATALÃO  
UNIDADE ACADÊMICA ESPECIAL DE MATEMÁTICA E TECNOLOGIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM MODELAGEM E OTIMIZAÇÃO



**Pedro Henrique Pedrosa de Melo**

ANÁLISE ANALÍTICA E NUMÉRICA DE VIGAS CASTELADAS COM  
DIFERENTES PADRÕES GEOMÉTRICOS

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO**

CATALÃO – GO, 2018

**TERMO DE CIÊNCIA E DE AUTORIZAÇÃO PARA DISPONIBILIZAR  
VERSÕES ELETRÔNICAS DE TESES E DISSERTAÇÕES  
NA BIBLIOTECA DIGITAL DA UFG**

Na qualidade de titular dos direitos de autor, autorizo a Universidade Federal de Goiás (UFG) a disponibilizar, gratuitamente, por meio da Biblioteca Digital de Teses e Dissertações (BDTD/UFG), regulamentada pela Resolução CEPEC nº 832/2007, sem ressarcimento dos direitos autorais, de acordo com a Lei nº 9610/98, o documento conforme permissões assinaladas abaixo, para fins de leitura, impressão e/ou *download*, a título de divulgação da produção científica brasileira, a partir desta data.

**1. Identificação do material bibliográfico:**       **Dissertação**       **Tese**

**2. Identificação da Tese ou Dissertação:**


Nome completo do autor: Pedro Henrique Pedrosa de Melo

Título do trabalho: ANÁLISE ANALÍTICA E NUMÉRICA DE VIGAS CASTELADAS COM DIFERENTES PADRÕES GEOMÉTRICOS

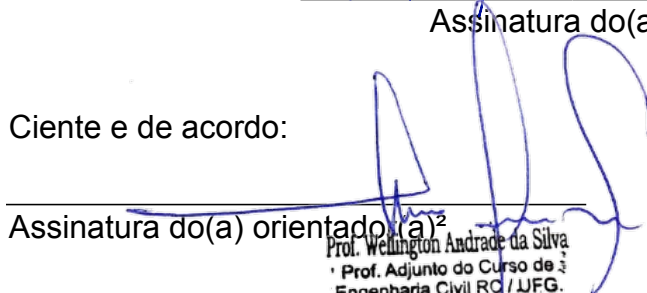
**3. Informações de acesso ao documento:**

Concorda com a liberação total do documento  SIM       NÃO<sup>1</sup>

Havendo concordância com a disponibilização eletrônica, torna-se imprescindível o envio do(s) arquivo(s) em formato digital PDF da tese ou dissertação.

  
Assinatura do(a) autor(a)<sup>2</sup>

Ciente e de acordo:

  
Assinatura do(a) orientado(a)<sup>2</sup>  
Prof. Wellington Andrade da Silva  
Prof. Adjunto do Curso de Engenharia Civil RC / UFG.  
SIAPE 1814395

Data: 04 / 12 / 18

<sup>1</sup> Neste caso o documento será embargado por até um ano a partir da data de defesa. A extensão deste prazo suscita justificativa junto à coordenação do curso. Os dados do documento não serão disponibilizados durante o período de embargo.

Casos de embargo:

- Solicitação de registro de patente;
- Submissão de artigo em revista científica;
- Publicação como capítulo de livro;
- Publicação da dissertação/tese em livro.

<sup>2</sup> A assinatura deve ser escaneada.

PEDRO HENRIQUE PEDROSA DE MELO

ANÁLISE ANALÍTICA E NUMÉRICA DE VIGAS CASTELADAS COM  
DIFERENTES PADRÕES GEOMÉTRICOS

Dissertação apresentada como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Modelagem e Otimização pela Universidade Federal de Goiás – Regional Catalão.

Orientador:  
Wellington Andrade da Silva

CATALÃO – GO

2018

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor, através do Programa de Geração Automática do Sistema de Bibliotecas da UFG.

Pedrosa de Melo, Pedro Henrique  
ANÁLISE ANALÍTICA E NUMÉRICA DE VIGAS CASTELADAS  
COM DIFERENTES PADRÕES GEOMÉTRICOS [manuscrito] / Pedro  
Henrique Pedrosa de Melo. - 2018.  
124 f.: il.

Orientador: Prof. Dr. Wellington Andrade da Silva .  
Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Goiás, Unidade  
Acadêmica Especial de Matemática e Tecnologia, Catalão,  
Programa de Pós-Graduação em Modelagem e Otimização, Catalão, 2018.  
Bibliografia.  
Inclui lista de figuras, lista de tabelas.

1. Vigas casteladas. 2. Método dos Elementos Finitos. 3. Análise  
não-linear. I. Andrade da Silva , Wellington, orient. II. Título.

CDU 624

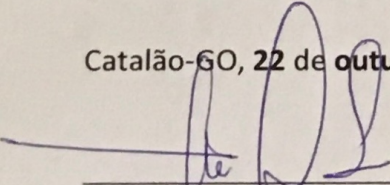


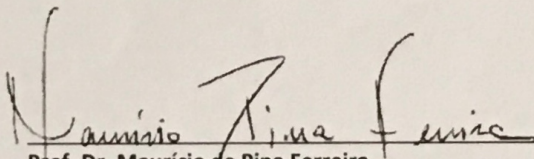
Defesa N° 38

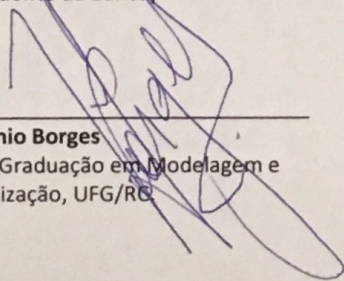
### Ata de Defesa Pública – Dissertação de Mestrado

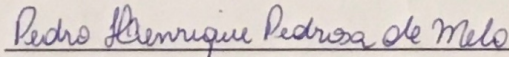
Aos **22** dias do mês de **outubro** do ano de **2018**, às **8h:00min**, reuniram-se os componentes da banca examinadora, professores **Dr. Wellington Andrade da Silva** (presidente e orientador), **Dr. Romes Antonio Borges** e **Dr. Maurício de Pina Ferreira** para, em sessão pública realizada via webconferência no Laboratório de Geoprocessamento (Bloco O), da Regional Catalão (RC), da Universidade Federal de Goiás (UFG), procederem com a avaliação do trabalho intitulado “**ANÁLISE ANALÍTICA E NUMÉRICA DE VIGAS CASTELADAS COM DIFERENTES PADRÕES GEOMÉTRICOS**”, em nível de Mestrado, área de concentração *Modelagem e Otimização*, de autoria de **Pedro Henrique Pedrosa de Melo**, discente do Programa de Pós-Graduação em Modelagem e Otimização (PPGMO) da UFG/RC. A sessão foi aberta pelo presidente da banca, que fez a apresentação formal dos membros da banca. A seguir, a palavra foi concedida ao discente que, dentro do tempo regulamentar, procedeu a apresentação de seu trabalho. Terminada a apresentação, cada membro da banca arguiu o candidato, tendo-se adotado o sistema de diálogo sequencial. Terminada a fase de arguição, procedeu-se a avaliação do trabalho. Os membros da banca consideraram o trabalho final: (  ) **Aprovado** ou (  ) **Reprovado**. Cumpridas as formalidades de pauta, às 11 h: 25 min a presidência da mesa encerrou a sessão e para constar, eu **Dr. Wellington Andrade da Silva**, lavrei a presente Ata que, depois de lida e aprovada, segue assinada pelos membros da banca examinadora e pelo discente e, posteriormente, será homologada pelo Colegiado do PPGMO.

Catalão-GO, 22 de outubro de 2018.

  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Wellington Andrade da Silva**  
Programa de Pós-Graduação em Modelagem e  
Otimização, UFG/RC.  
(Presidente da Banca)

  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Maurício de Pina Ferreira**  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil do  
Instituto de Tecnologia da Universidade Federal do  
Pará, PPGE/ITEC/UFPA.

  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Romes Antonio Borges**  
Programa de Pós-Graduação em Modelagem e  
Otimização, UFG/RC

  
\_\_\_\_\_  
**Discente Pedro Henrique Pedrosa de Melo**  
Programa de Pós-Graduação em Modelagem e  
Otimização, UFG/RC.



*Dedico esse trabalho ao melhor presente que ganhei durante essa caminhada, a minha  
amada sobrinha Analu*



---

# Agradecimentos

---

Primeiramente agradeço a Deus por ter me dado sabedoria e força para alcançar todos os meus sonhos.

Ao meu orientador, professor Dr. Wellington Andrade, por toda dedicação, paciência, conhecimento e incentivo para que este trabalho fosse elaborado.

Aos meus pais, Marcedon e Kátia que estiveram ao meu lado em todas as situações. Sempre com palavras de força e incentivo. Este trabalho também é uma conquista de vocês.

A minha querida irmã, Anna Karolina, que sempre fez tudo que estava ao seu alcance para me ajudar. Me apoiou a minha vida toda. A conclusão desta etapa devo a você.

Agradeço especialmente ao Pedro Cunha, que esteve ao meu lado durante toda essa trajetória, segurando as pontas em diversas situações.

Aos meus amigos e irmãos de vida Ana Paula, Marislene, Morgana, Rafaela Lauria e Ruvier, que me apoiaram em tudo que foi preciso.

Agradeço a todos os professores e ex-professores do Programa de Pós-graduação em Modelagem e Otimização e também do curso de Engenharia Civil da UFG – Regional Catalão, que com muita dedicação contribuíram para a minha formação. Um agradecimento especial aos professores Antover e Marília.

Agradeço também à FAPEG – Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Goiás pelo apoio financeiro.

E a todos aqueles que de algum modo colaboraram para realização deste trabalho.



*"A verdadeira viagem de descobrimento não consiste em procurar novas paisagens, mas em ter novos olhos". (Marcel Proust)*



# RESUMO

MELO, P. H. M.. *Análise analítica e numérica de vigas casteladas com diferentes padrões geométricos*. 2018. 124 f. Dissertação (Mestrado em Modelagem e Otimização) – Unidade Acadêmica Especial de Matemática e Tecnologia, Universidade Federal de Goiás – Regional Catalão, Catalão – GO.

O presente trabalho aborda os principais assuntos relacionados às vigas alveolares casteladas, mostrando inicialmente uma breve revisão do histórico de surgimento e utilização pelo mundo, ressaltando as características que favoreceram o crescimento de utilização e quais as dificuldades de seu uso. Os principais modos de falha são caracterizados, ressaltando os procedimentos analíticos disponíveis na literatura para contorná-los, de forma a se propor um procedimento de cálculo para o dimensionamento. O procedimento proposto é avaliado por meio do resultado experimental de quatro pesquisas. O trabalho também apresenta uma modelagem numérica, via Método dos Elementos Finitos (MEF), para vigas disponíveis na literatura técnica, de forma a complementar a análise do comportamento das vigas durante o carregamento e também verificar a validade do modelo numérico proposto, principalmente em relação aos critérios de análise adotados no modelo numérico, como distribuição das tensões de von Mises, endurecimento isotrópico e comportamento tensão x deformação do aço por meio do gráfico multilinear, também disponível na literatura técnica. A validade permite que as vigas com geometria Anglo-saxão, Litzka e Peiner possuam confiabilidade de análise do modelo, sendo que para o carregamento proposto a viga Anglo-saxão obteve maior resistência, devido principalmente pela pequena distância entre os furos e também a menor largura total da abertura. Os resultados dos modelos numéricos, via MEF, apresentaram boa precisão quando comparado aos resultados experimentais, mostrando que o MEF é uma ferramenta extremamente útil para análises não-lineares, desde que o modelo esteja devidamente calibrado. Outro resultado importante são os valores de resistência apresentados pelo procedimento analítico proposto, ao qual apresenta boa aproximação aos valores reais do experimento e também dos valores de resistência obtidos nos modelos numéricos propostos, podendo, assim, ser adotado para o dimensionamento prático dessas vigas.

**Palavras-chaves:** Vigas casteladas, Método dos Elementos Finitos, Análise não-linear.



# ABSTRACT

MELO, P. H. M.. *Analytical and numerical analysis of castellated beams with different geometric patterns*. 2018. 124 f. Master Thesis in Modelling and Optimization – Unidade Acadêmica Especial de Matemática e Tecnologia, Universidade Federal de Goiás – Regional Catalão, Catalão – GO.

The present paper deals with the main subjects related to castellated steel beams, initially showing a brief review of the history of emergence and use of the world, highlighting the characteristics that favored the growth of use and the difficulties of its use. The main failure modes are characterized, highlighting the analytical procedures available in the literature to circumvent them, in order to propose a calculation procedure for the design. The proposed procedure is evaluated through the experimental result of four surveys. The work also presents numerical modeling, using Finite Element Method (FEM), for beams available in the technical literature, in order to complement the analysis of beam behavior during loading and to verify the validity of the proposed numerical model, mainly in relation to the analysis criteria adopted in the numerical model, such as von Mises stress distribution, isotropic hardening and tensile stress behavior of the steel using the multilinear graph, also available in the technical literature. The validity allows the proposed beams, with Anglo-Saxon geometry, Litzka and Peiner, to have reliability of analysis of the model, and for the proposed loading the Anglo-Saxon beam obtained greater resistance, mainly due to the small distance between the holes and also the lowest overall width of the aperture. The results of the numerical models, via MEF, showed good precision when compared to the experimental results, showing that MEF is an extremely useful tool for nonlinear analysis, provided the model is properly calibrated. Another important result is the resistance values presented by the proposed analytical procedure, which presents a good approximation to the actual values of the experiment and also the resistance values obtained in the proposed numerical models, and can be adopted for the practical dimensioning of these beams.

**Keywords:** Castellated beams, Finite Element Method, Nonlinear analysis.



---

# LISTA DE FIGURAS

---

Figura 1.1 – Esquema de obtenção das vigas alveolares do tipo castelada. . . . .	26
Figura 1.2 – Esquema de obtenção das vigas alveolares do tipo tipo celular. . . . .	26
Figura 1.3 – Representação da geometria da viga Litzka. . . . .	27
Figura 1.4 – Representação da geometria da viga Peiner. . . . .	28
Figura 1.5 – Representação da geometria da viga Anglo-saxão. . . . .	28
Figura 1.6 – Número de publicações selecionadas por ano. . . . .	30
Figura 1.7 – Número de publicações por temas abordados. . . . .	31
Figura 2.1 – Parâmetros da geometria utilizados na previsão de carga resistente. . . . .	33
Figura 2.2 – Curva de interação entre momento fletor e esforço cortante para formação de mecanismo plástico ou de Vierendeel) . . . . .	35
Figura 2.3 – Formação do mecanismo de Vierendeel . . . . .	40
Figura 2.4 – Ruptura do cordão de solda . . . . .	41
Figura 2.5 – Flambagem do montante da alma devido à força cortante. . . . .	41
Figura 2.6 – Simulação da flambagem do montante da alma devido à força cortante. . . . .	42
Figura 2.7 – Viga falhando por FLT em ensaio experimental. . . . .	43
Figura 2.8 – Indicação dos parâmetros geométricos. . . . .	44
Figura 2.9 – Analogia entre vigas casteladas e treliças isostáticas. . . . .	45
Figura 2.10 – Tensões atuantes na seção transversal de uma viga castelada. . . . .	45
Figura 2.11 – Forças atuantes na região de abertura de uma viga castelada. . . . .	46
Figura 2.12 – Tensões significativas no cordão da seção 2. . . . .	46
Figura 2.13 – Seção mais desfavorável pelo diagrama de esforço cortante e momento fle- tor. . . . .	48
Figura 2.14 – Esforços atuantes nos montantes das vigas casteladas. . . . .	49
Figura 3.1 – Esquema das etapas de cálculo analítico para previsão de carga resistente. . . . .	56
Figura 3.2 – Esquema de ensaio experimental das vigas VCE1 a VCE6. . . . .	58
Figura 3.3 – Esquema de ensaio experimental da vigas VCE16. . . . .	61
Figura 3.4 – Esquema de ensaio experimental da viga VCE18. . . . .	62
Figura 3.5 – Perfil W250 x 25,3. . . . .	63
Figura 3.6 – Esquema para obtenção da geometria para cada padrão. . . . .	64

Figura 3.7 – Geometria da viga VCA. . . . .	65
Figura 3.8 – Geometria da viga VCL. . . . .	65
Figura 3.9 – Geometria da VCP. . . . .	65
Figura 3.10 –Esquema do processo de utilização do MEF. . . . .	67
Figura 3.11 –Detalhes do elemento SHELL181. . . . .	68
Figura 3.12 –Detalhes do elemento BEAM188. . . . .	69
Figura 3.13 –Um das possibilidades do refinamento de malha. . . . .	69
Figura 3.14 –Malha da viga VCE13. . . . .	70
Figura 3.15 –Malha da viga VCE14. . . . .	70
Figura 3.16 –Malha da viga VCE15. . . . .	70
Figura 3.17 –Malha da viga VCE16. . . . .	71
Figura 3.18 –Malha da viga VCE17. . . . .	71
Figura 3.19 –Malha da viga VCA. . . . .	71
Figura 3.20 –Malha da viga VCL. . . . .	71
Figura 3.21 –Malha da viga VCP. . . . .	72
Figura 3.22 –Condições de contorno genérica para as vigas VCE13, VCE16 e VCE17. . . . .	73
Figura 3.23 –Condições de contorno genérica para as vigas VCE14 e VCE15. . . . .	73
Figura 3.24 –Condições de contorno genérica para as vigas VCA, VCL e VCP. . . . .	74
Figura 3.25 –Estado plano de tensões para o critério de von Mises. . . . .	76
Figura 3.26 –Diagrama tensão x deformação. . . . .	76
Figura 3.27 –Comparativo dos métodos Newton-Raphson (a) e Arc-Length (b). . . . .	77
Figura 4.1 – Estudo de objetividade de malha para a viga VCE14. . . . .	84
Figura 4.2 – Detalhe do refinamento de malha adotado para a (a) alma e para as (b) mesas da viga VCE14. . . . .	85
Figura 4.3 – Comparativo das curvas de força x deslocamento vertical entre o experimento e o modelo numérico para a viga VCE14. . . . .	85
Figura 4.4 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE14 com carga $P = 101,6 \text{ kN}$ . . . . .	86
Figura 4.5 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE14 com carga $P = 142,24 \text{ kN}$ . . . . .	86
Figura 4.6 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE14 com carga $P = 178,82 \text{ kN}$ . . . . .	86
Figura 4.7 – Estudo de objetividade de malha para a viga VCE15. . . . .	87
Figura 4.8 – Detalhe do refinamento de malha adotado para a (a) alma e para as (b) mesas da viga VCE15. . . . .	88
Figura 4.9 – Comparativo das curvas de força x deslocamento vertical entre o experimento e o modelo numérico para a viga VCE15. . . . .	89
Figura 4.10 –Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE15 com uma carga $P = 230 \text{ kN}$ . . . . .	89

Figura 4.11 –Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE15 com uma carga $P = 243$ kN. . . . .	90
Figura 4.12 –Curva força x deslocamento lateral na região inclinada do alveolo para a viga VCE15. . . . .	91
Figura 4.13 –Deslocamento lateral da alma em mm para $P = 250,80$ kN na viga VCE15. . . . .	91
Figura 4.14 –Estudo de objetividade de malha para a viga VCE16. . . . .	92
Figura 4.15 –Detalhe do refinamento de malha adotado para a (a) alma e para as (b) mesas da viga VCE16. . . . .	93
Figura 4.16 –Comparativo das curvas de força x deslocamento vertical entre o experimento e o modelo numérico para a viga VCE16. . . . .	93
Figura 4.17 –Formação do mecanismo de Vierendeel na viga VCE16 (a) experimental e (b) distribuição de tensões de von Mises em MPa e deformação, para uma carga de 195,80 kN. . . . .	94
Figura 4.18 –Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE16 para carga $P = 191$ kN. . . . .	95
Figura 4.19 –Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE16 entre mesas e alma com o uso do enrijecedor no local de aplicação da carga $P = 198,97$ kN. . . . .	95
Figura 4.20 –Estudo de objetividade de malha para a viga VCE13. . . . .	96
Figura 4.21 –Comparativo das curvas de força x deslocamento vertical entre o experimento e o modelo numérico para a viga VCE13. . . . .	97
Figura 4.22 –Detalhe do refinamento de malha adotado para a (a) alma e para as (b) mesas da viga VCE13. . . . .	97
Figura 4.23 –Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE13 para uma carga $P = 142,90$ kN. . . . .	98
Figura 4.24 –Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE13 para uma carga $P = 162,87$ kN. . . . .	98
Figura 4.25 –Estudo de objetividade de malha para a viga VCE17. . . . .	99
Figura 4.26 –Detalhe do refinamento de malha adotado para a (a) alma e para as (b) mesas da viga VCE17. . . . .	100
Figura 4.27 –Comparativo das curvas de força x deslocamento vertical entre o experimento e o modelo numérico para a viga VCE17. . . . .	100
Figura 4.28 –Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE17 com um carregamento $P = 106,70$ kN. . . . .	101
Figura 4.29 –Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE17 com um carregamento $P = 133,45$ kN. . . . .	101
Figura 4.30 –Deformação devido a FMA (a) e plano de tensões numérico para formação do modo de falha FMA (b). . . . .	102
Figura 4.31 –Estudo de objetividade de malha para a viga VCA. . . . .	103

Figura 4.32 –Distribuição de tensões na direção vertical (em z) em MPa para a viga viga VCA com uma carga $P = 180$ kN. . . . .	104
Figura 4.33 –Distribuição das tensões de von Mises para a viga VCA. . . . .	105
Figura 4.34 –Força x Deslocamento no meio do vão para a viga VCA. . . . .	106
Figura 4.35 –Relação entre a força aplicada e a tensão entre alvéolos para a viga VCA. . .	106
Figura 4.36 –Estudo de objetividade de malha para a viga VCL. . . . .	107
Figura 4.37 –Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga viga VCL com uma carga $P = 180$ kN. . . . .	108
Figura 4.38 –Força x Deslocamento no meio do vão para a viga VCL. . . . .	109
Figura 4.39 –Relação entre força e tensão no nó mais suscetível a formação do mecanismo de Vierendeel para a viga VCL. . . . .	109
Figura 4.40 –Estudo de objetividade de malha para a viga VCP. . . . .	110
Figura 4.41 –Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga viga VCP com uma carga $P = 180$ kN. . . . .	111
Figura 4.42 –Força x Deslocamento no meio do vão para a viga VCP. . . . .	112
Figura 4.43 –Relação entre força e tensão no nó mais suscetível a formação do mecanismo de Vierendeel para a viga VCP. . . . .	113
Figura 4.44 –Comparação entre os deslocamentos no meio do vão entre as vigas VCA, VCL e VCP. . . . .	114
Figura 4.45 –Comparação do desenvolvimento de tensão no nó mais suscetível à formação do mecanismo de Vierendeel entre as vigas VCA, VCL e VCP. . . . .	115
Figura 4.46 –Comparação do desenvolvimento de tensão no nó mais suscetível à formação do modo de falha FMA entre as vigas VCA, VCL e VCP. . . . .	116

---

# LISTA DE TABELAS

---

Tabela 1.1 – Resumo dos resultados obtidos das pesquisas nas bases de dados por expressão utilizada. . . . .	30
Tabela 3.1 – Vigas selecionadas para avaliação da previsão de carga analítica e modelagem numérica. . . . .	57
Tabela 3.2 – Geometria das vigas, conforme Figura 2.1, estudadas por Al-Thabhwawee (2017). . . . .	58
Tabela 3.3 – Resistência obtida no ensaio experimental das vigas VCE1 a VCE6. . . . .	59
Tabela 3.4 – Geometria das vigas, conforme Figura 2.1, estudadas por Ellobody (2011). . . . .	59
Tabela 3.5 – Resistência obtida no ensaio experimental das vigas VCE7 a VCE12. . . . .	60
Tabela 3.6 – Geometria das vigas, conforme Figura 2.1, estudadas por Housain e Speirs (1973). . . . .	60
Tabela 3.7 – Valores da caracterização do aço das vigas VCE13 a VCE17. . . . .	60
Tabela 3.8 – Resistência obtida no ensaio experimental das vigas VCE13 a VCE17. . . . .	61
Tabela 3.9 – Geometria das vigas, conforme Figura 2.1, estudadas por Vieira (2015). . . . .	62
Tabela 3.10 – Resistência obtida no ensaio experimental das vigas VCE18 a VCE21. . . . .	63
Tabela 3.11 – Nomenclatura para as vigas de estudo paramétrico. . . . .	64
Tabela 3.12 – Parâmetros geométricos das vigas VCA, VCL E VCP. . . . .	66
Tabela 3.13 – Valores caracterizados para o aço A572 na literatura e valor médio que será adotado na modelagem numérica. . . . .	67
Tabela 4.1 – Carga resistente para as vigas VCE1 a VCE6. . . . .	80
Tabela 4.2 – Carga resistente para as vigas VCE7 a VCE12. . . . .	80
Tabela 4.3 – Carga resistente para as vigas VCE13 a VCE17. . . . .	81
Tabela 4.4 – Carga resistente para as vigas VCE18 a VCE21. . . . .	82
Tabela 4.5 – Valor de carga resistente para cada estado-limite para as vigas VCA, VCL e VCP. . . . .	82
Tabela 4.6 – Cargas últimas resistentes obtidas no modelo numérico das vigas de Housain e Speirs (1973). . . . .	83
Tabela 4.7 – Dados de cada refinamento de malha para a viga VCE14. . . . .	84
Tabela 4.8 – Dados de cada refinamento de malha para a viga VCE15. . . . .	88

Tabela 4.9 – Dados de cada refinamento de malha para a viga VCE16. . . . .	92
Tabela 4.10 –Dados de cada refinamento de malha para a viga VCE13. . . . .	96
Tabela 4.11 –Dados de cada refinamento de malha para a viga VCE17. . . . .	99
Tabela 4.12 –Dados de cada refinamento de malha para a viga VCA. . . . .	103
Tabela 4.13 –Comparativo de carga resistente entre o valor obtido numericamente e o dimensionamento analítico para a viga VCA. . . . .	104
Tabela 4.14 –Dados de cada refinamento de malha para a viga VCL. . . . .	107
Tabela 4.15 –Comparativo de carga resistente entre o dimensionamento analítico e os valor obtido numericamente para a viga VCL. . . . .	108
Tabela 4.16 –Dados de cada refinamento de malha para a viga VCP. . . . .	110
Tabela 4.17 –Comparativo de carga resistente entre o dimensionamento analítico e os valor obtido numericamente para a viga VCP. . . . .	111
Tabela 4.18 –Comparativo de carga resistentes numéricas entre as vigas VCA, VCL e VCP.	113

---

# LISTA DE QUADROS

---

Quadro 2.1 – Valores de referência para os parâmetros geométricos. . . . . 43



---

# SUMÁRIO

---

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b> . . . . .	<b>25</b>
<b>1.1</b>	<b>Generalidades</b> . . . . .	<b>25</b>
<b>1.2</b>	<b>Justificativa</b> . . . . .	<b>28</b>
<b>1.3</b>	<b>Objetivos</b> . . . . .	<b>32</b>
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> . . . . .	<b>33</b>
<b>2.1</b>	<b>Introdução</b> . . . . .	<b>33</b>
<b>2.2</b>	<b>Análise de pesquisas e normativas técnicas</b> . . . . .	<b>34</b>
<b>2.3</b>	<b>Descrição dos modos de falha da vigas casteladas</b> . . . . .	<b>39</b>
<b>2.3.1</b>	<b>Formação de rótula plástica nas mesas decorrente de momento fletor</b> . . . . .	<b>39</b>
<b>2.3.2</b>	<b>Mecanismo de Vierendeel</b> . . . . .	<b>40</b>
<b>2.3.3</b>	<b>Ruptura do cordão de solda entre as aberturas</b> . . . . .	<b>40</b>
<b>2.3.4</b>	<b>Flambagem do montante da alma devido à força cortante</b> . . . . .	<b>41</b>
<b>2.3.5</b>	<b>Flambagem por compressão da alma</b> . . . . .	<b>42</b>
<b>2.3.6</b>	<b>Flambagem lateral com torção (FLT)</b> . . . . .	<b>42</b>
<b>2.4</b>	<b>Dimensionamento analítico de vigas casteladas</b> . . . . .	<b>43</b>
<b>2.4.1</b>	<b>Previsão de carga resistente frente aos estado-limites aplicáveis</b> . . . . .	<b>44</b>
<b>2.4.1.1</b>	<b>Formação de mecanismo de Vierendeel</b> . . . . .	<b>45</b>
<b>2.4.1.2</b>	<b>Escoamento por cisalhamento do montante da alma</b> . . . . .	<b>48</b>
<b>2.4.1.3</b>	<b>Escoamento por flexão do montante da alma</b> . . . . .	<b>50</b>
<b>2.4.1.4</b>	<b>Flambagem do montante da alma (FMA)</b> . . . . .	<b>51</b>
<b>2.4.1.5</b>	<b>Flambagem lateral com torção (FLT)</b> . . . . .	<b>51</b>
<b>2.4.1.6</b>	<b>Estado limite de serviço para deslocamento excessivo</b> . . . . .	<b>53</b>
<b>2.4.1.7</b>	<b>Estado limite de serviço para vibrações excessivas</b> . . . . .	<b>54</b>
<b>3</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS</b> . . . . .	<b>55</b>
<b>3.1</b>	<b>Procedimento analítico para previsão de carga resistente</b> . . . . .	<b>55</b>
<b>3.2</b>	<b>Vigas adotadas para avaliação do procedimento analítico e modelagem numérica</b> . . . . .	<b>56</b>
<b>3.2.1</b>	<b>Dados da pesquisa experimental de Al-Thabhawe (2017)</b> . . . . .	<b>57</b>
<b>3.2.2</b>	<b>Dados da pesquisa experimental de Ellobody (2011)</b> . . . . .	<b>59</b>

3.2.3	Dados da pesquisa experimental de Housain e Speirs (1973) . . . . .	60
3.2.4	Dados da pesquisa experimental de Vieira (2015) . . . . .	61
3.2.5	Vigas propostas para estudo paramétrico . . . . .	63
3.3	Modelagem numérica . . . . .	67
3.3.1	Introdução . . . . .	67
3.3.2	Definição da malha e modelos numéricos utilizados . . . . .	69
3.3.3	Condições de contorno . . . . .	72
3.3.4	Análise Não-linear Geométrica e Física . . . . .	74
3.3.5	Método de solução das Equações de Equilíbrio Não-lineares . . . . .	76
4	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO</b> . . . . .	79
4.1	Análise analítica . . . . .	79
4.2	Análise numérica . . . . .	83
4.2.1	Modelos numéricos de Housain e Speirs (1973) . . . . .	83
4.2.1.1	Housain e Speirs (1973): viga VCE14 . . . . .	83
4.2.1.2	Housain e Speirs (1973): viga VCE15 . . . . .	87
4.2.1.3	Housain e Speirs (1973): viga VCE16 . . . . .	92
4.2.1.4	Housain e Speirs (1973): viga VCE13 . . . . .	96
4.2.1.5	Housain e Speirs (1973): viga VCE17 . . . . .	99
4.2.2	Modelo numérico para as vigas VCA, VCL e VCP . . . . .	102
4.2.2.1	Viga VCA . . . . .	102
4.2.2.2	Viga VCL . . . . .	107
4.2.2.3	Viga VCP . . . . .	110
4.2.3	Comparativo de geometrias . . . . .	113
5	<b>CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS</b> . . . . .	117
	<b>REFERÊNCIAS</b> . . . . .	121

## Capítulo 1

---

# INTRODUÇÃO

---

### 1.1 Generalidades

O surgimento das vigas alveolares ocorreu na Europa, por volta da segunda metade do século XX, possuindo diferentes registros de responsáveis por sua idealização. Porém, o inglês Geoffrey Murray Boyd, no ano de 1937, foi o responsável pela primeira patente envolvendo a utilização da estrutura. O objetivo inicial de sua utilização se mantém o mesmo dos dias atuais, onde seu aumento de altura é utilizado para vencer grandes vãos e também para respeitar exigências arquitetônicas de uma edificação (KNOWLES, 1991).

É importante destacar que dentro das vigas alveolares existem variantes, sendo as principais: vigas casteladas e vigas celulares. A primeira faz referência às vigas que possuem furos com geometria hexagonal, modelo mais comum de utilização no passado. Já as vigas celulares são vigas alveolares com furos circulares, que foram implementadas com o avanço das tecnologias de corte em aço (OLIVEIRA, 2012).

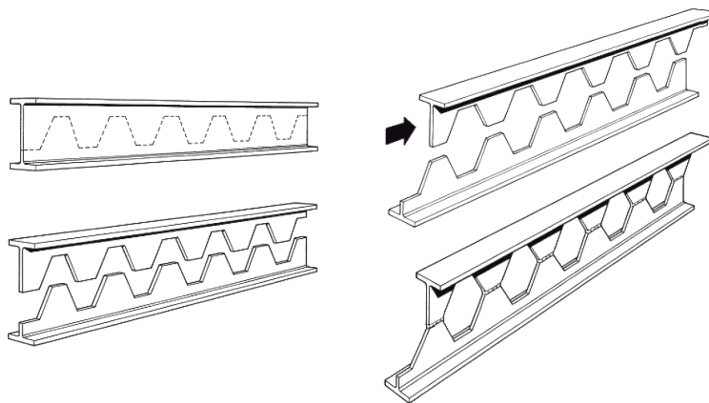
Mesmo com as possibilidades de uso, inicialmente a indústria metalúrgica teve dificuldades em manter a produção e comércio das vigas alveolares. O preço da mesma deixou de ser competitivo em razão do alto custo de produção e montagem, visto que as operações nesse período ainda eram em grande parte manuais (LITZKA, 1960).

Segundo Badke-Neto, Calenzani e Ferreira (2015) as vigas alveolares foram utilizadas no Brasil, mesmo que em pouca quantidade, até a década de 70, sendo seu declínio justificado pelo início da produção de perfis soldados, que já eram fabricados na altura desejada. Os mesmos autores ainda ressaltam que seu retorno está ligado ao começo da produção do laminador de perfis de abas paralelas da Gerdau-Açominas, no ano de 2002, voltando as vigas alveolares a serem uma opção econômica com grande potencial de empregabilidade estrutural.

Inicialmente, a produção ocorria a partir de perfis I, sendo os mesmos cortados longitudinalmente em acordo a um padrão simétrico, destacados e soldados no eixo de forma a

criar aberturas ao longo da alma do perfil, contudo, atualmente com o desenvolvimento da indústria metalúrgica a produção pode ocorrer de diversas formas, mesmo que ainda o método inicial seja o mais comum (BRINKHUS, 2015). Na Figura 1.1 é mostrado um esquema de corte e obtenção de vigas alveolares.

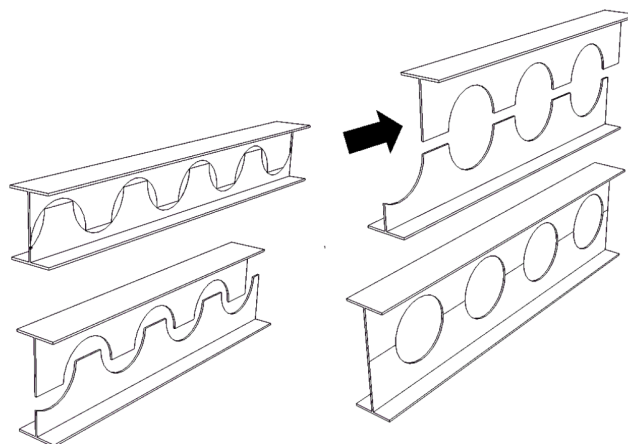
Figura 1.1 – Esquema de obtenção das vigas alveolares do tipo castelada.



Fonte: Silveira (2011).

Como pode ser notado na figura anterior, a alma de perfis I ou H é cortada na longitudinal de acordo com o formato desejado. O próximo passo é deslocar as duas partes e soldá-las de forma a gerar aberturas sequencias ao longo de toda a alma do perfil. O padrão de corte hexagonal (vigas casteladas) propiciam um aproveitamento total do material, por outro lado o corte circular (das vigas celulares) causa perda de material, como pode ser visto na Figura 1.2.

Figura 1.2 – Esquema de obtenção das vigas alveolares do tipo tipo celular.



Fonte: Silveira (2011).

As vantagens do uso das vigas alveolares são muitas, podendo citar: aumento da altura da seção, resultando em um ganho significativo de resistência à flexão, bem como de

rigidez, já que ocorre um aumento no momento de inércia no plano de flexão; diminuição do peso estrutural devido à presença dos furos na alma e por fim, a possibilidade de passagem de tubulação e outros dutos por meio dos furos (GUEIROS, 2015).

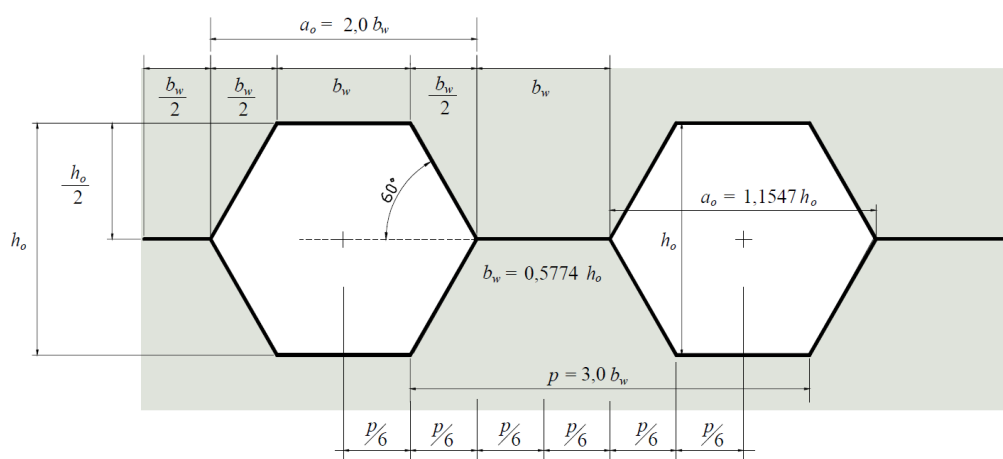
No entanto, em função da presença dos furos pode-se citar as seguintes desvantagens:

- A capacidade resistente para esforços cortantes é diminuída, em função de uma combinação de esforços de tração e compressão ao longo das bordas dos furos, caracterizando um flambagem no montante da alma;
- Em algumas situações se torna necessário a utilização de reforços na alma, de forma a dar suporte nos pontos de acúmulo de tensões nas bordas dos furos;
- Pouca capacidade resistente para cargas localizadas (BADKE-NETO; CALENZANI; FERREIRA, 2015).

Em termos de geometria, as vigas casteladas possuem padrões de corte determinados em decorrência das limitações ocorridas no início de sua produção. Os principais padrões de corte são apresentados por Silveira (2011), sendo eles: Litzka, Peiner e Padrão Anglo-Saxão.

As vigas com padrão Litzka foram desenvolvidas por Hubert Litzka, um dos primeiros estudiosos das vigas casteladas. O traçado apresentado por ele apresenta furos regulares em formato hexagonal, mantendo as medidas proporcionais a distância entre as aberturas, divididas igualmente em seis partes. Na Figura 1.3 está representado o padrão idealizado por Litzka.

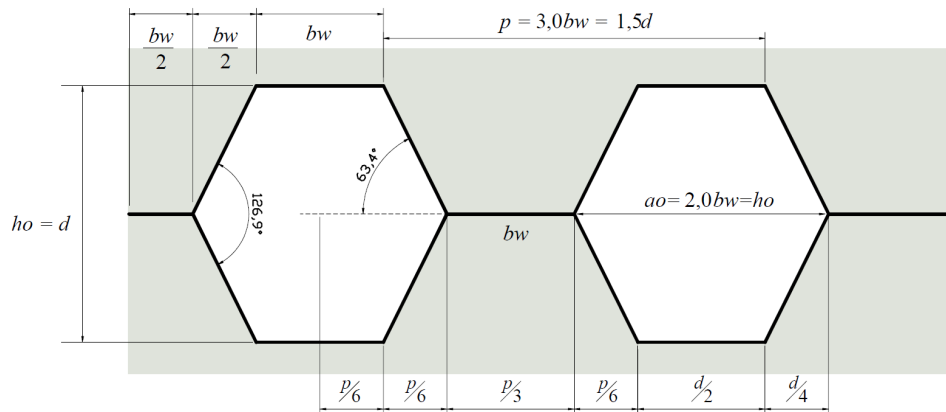
Figura 1.3 – Representação da geometria da viga Litzka.



Fonte: Silveira (2011).

Já as vigas com padrão de corte Peiner é diferenciada da viga Litzka pela largura da abertura do furo, adotando um ângulo interno de  $63,4^\circ$ . O padrão de corte Peiner está representado na Figura 1.4.

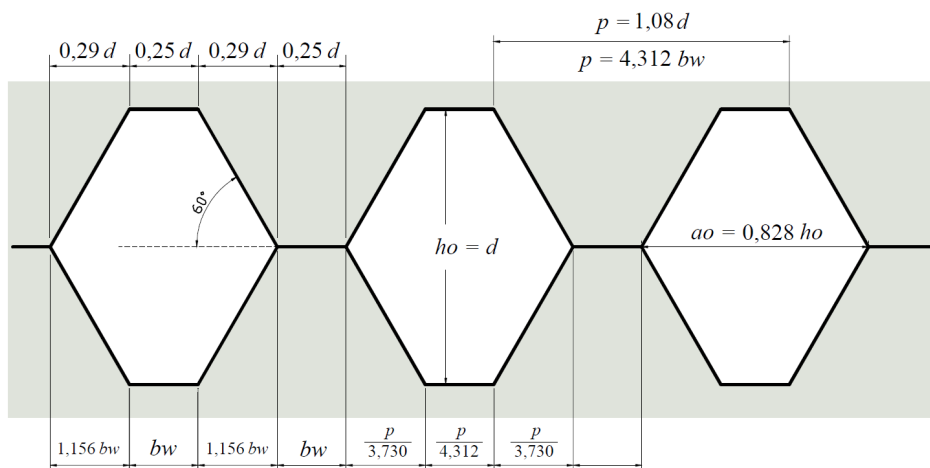
Figura 1.4 – Representação da geometria da viga Peiner.



Fonte: [Silveira \(2011\)](#).

Diferentemente das anteriores, as vigas com padrão de corte Anglo-Saxão apresentam medidas em termos angulares e também nas proporções da geometria. Esse tipo de viga possui ângulo interno de  $60^\circ$ , as proporções das aberturas são obtidas para que a distância entre os furos seja exatamente  $1,08d$ , onde “d” é a altura do furo. Essa configuração ainda conta com uma largura do montante suficiente para a não ocorrência de rompimento nas soldas, sendo limitada para que não seja formado mecanismos plásticos no mesmo local ([SILVEIRA, 2011](#)). Na Figura 1.5 está representado o padrão de corte em termos angulares e geométricos para a viga castelada do tipo Anglo-saxão.

Figura 1.5 – Representação da geometria da viga Anglo-saxão.



Fonte: [Silveira \(2011\)](#).

## 1.2 Justificativa

Atualmente, o uso do aço se tornou inerente à construção civil, tanto por meio da utilização de estruturas puramente de aço como de estruturas mistas. Essa grande adoção

se deve à resistência do aço, ductilidade e capacidade de deformação antes do ponto de ruptura, chegando o Brasil a importar um total de aproximadamente 28417 toneladas de estruturas como elementos de pontes, torres, pórticos e coberturas (ABCEN, 2017). O crescimento do uso do aço também pode ser elucidado a partir de outros dados do Instituto brasileiro de Geografia e Estatística – IBGE ao qual mostra que a produção interna do país cresceu em 1365 toneladas entre os anos de 2008 e 2014 (IBGE, 2016).

Com o avanço das tecnologias de produção, as exigências arquitetônicas e econômicas cada vez mais impõem a adoção de elementos com grande capacidade estrutural com o menor uso de material possível, e nesse contexto está a viabilidade do uso de vigas de aço alveolares. Estas vigas promovem um aproveitamento melhor da quantidade de material para a sua fabricação, além de garantir diminuição no peso e atendimento às exigências de capacidade estrutural, favorecendo a utilização principalmente em obras de grande porte, no uso para vencer grandes vãos (OLIVEIRA, 2012).

Visto esse potencial de adoção das vigas alveolares, tem-se que o número de pesquisas e materiais que contemple a sua utilização em bases de dados importantes como Science Direct, Scopus e Periódicos CAPES ainda é bastante reduzido. Essa afirmação é comprovada pela aplicação do mapeamento sistêmico ou *Mapping Study*, o qual consiste em uma busca sistêmica nesses bancos, de forma a se fazer um levantamento das publicações sobre o tema, além de uma classificação e categorização das abordagens tratadas pelos diversos autores encontrados (BAILEY *et al.*, 2007).

A busca iniciou com o levantamento de artigos em periódicos, utilizando como banco de dados o Periódico CAPES, Scopus e Science Direct. Os termos de busca que resultaram em quantidade expressiva com relação ao foco deste trabalho foram “*Cellular Steel Beams*” e “*Castellated Steel Beams*”. É importante ressaltar que as bases de dados foram escolhidas por serem de fácil acesso e bastante disseminadas, outro ponto importante é o uso das palavras chaves inglês, por esta ser considerada uma língua universal e de uso comum na publicação de pesquisas.

Em relação ao procedimento do *Mapping Study*, tem-se que após a pesquisa dos termos “*Cellular Steel Beams*” e “*Castellated Steel Beams*”, foi feita uma seleção dos títulos que tratavam do tema (os chamados “títulos aderentes”), depois uma exclusão dos títulos que se repetiam em mais de um banco de dados, em sequência foi feita uma seleção a partir da leitura dos resumos.

As etapas e quantidades selecionadas são apresentadas na Tabela 1.1.

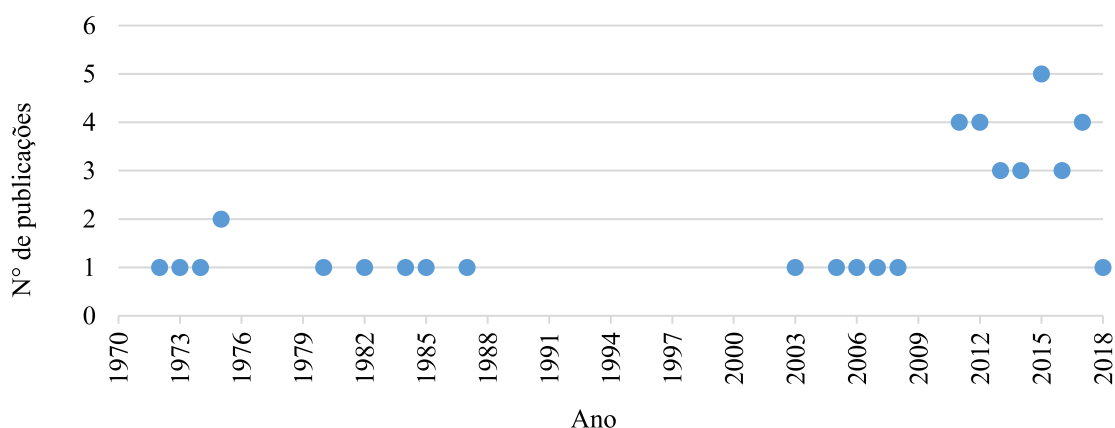
Tabela 1.1 – Resumo dos resultados obtidos das pesquisas nas bases de dados por expressão utilizada.

Bases de dados	<i>"Cellular steel beams"</i>		<i>"Castellated steel beams"</i>	
	Inicial	Títulos aderentes	Inicial	Títulos aderentes
Periódicos CAPES	27	11	45	28
Scopus	21	9	33	27
Science Direct	22	7	28	18
Total	70	27	106	73
Títulos sem repetição		17		48
Artigos selecionados após leitura do título e resumo		11		36

Fonte: Próprio autor.

Assim, pela Tabela 1.1 é notável o número reduzido de publicações indexadas nos bancos de dados utilizados sobre o tema, sendo que o mapeamento ainda permite uma análise acerca da distribuição das publicações por ano, como mostrado na Figura 1.6.

Figura 1.6 – Número de publicações selecionadas por ano.

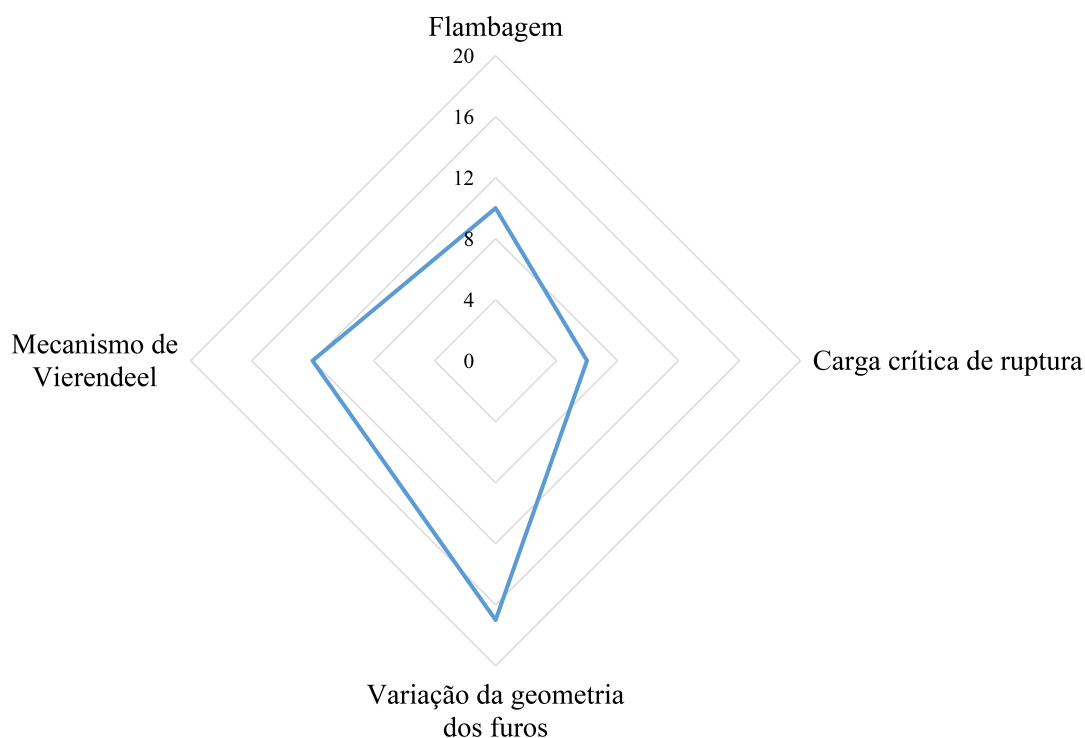


Fonte: Próprio autor.

Na Figura 1.6 é possível perceber como as pesquisas indexadas foram pouco expressivas até a década de 90 (possivelmente associado a época do auge dos perfis soldados), porém, também é possível notar que, mesmo em pequena quantidade, a partir do ano 2000 a temática das vigas alveolares está cada vez mais atraindo a atenção de pesquisas, justificadas em grande parte pelos avanços tecnológicos que propiciam maior economia e agilidade na produção.

Em relação aos temas abordados nas pesquisas indexadas aos bancos de dados utilizados, tem-se a distribuição apresentada na Figura 1.7.

Figura 1.7 – Número de publicações por temas abordados.



Fonte: Próprio autor.

Pela Figura 1.7 percebe-se que o estudo relacionado à geometria dos furos constitui uma temática de interesse entre as pesquisas identificadas nas bases de dados, com destaque para as publicações de Housain e Speirs (1973), Kerdal e Nethercot (1984), Zaarour e Redwood (1996), Liu e Chung (2003), Mohebkah (2004), Chung (2012) e Budi, Partono *et al.* (2017), as quais analisam por forma experimental e por método dos elementos finitos as falhas nas vigas casteladas para diferentes aberturas, e principalmente para as aberturas padrões Anglo-saxão, Litzka e Peiner. A carga crítica de ruptura se apresentou como uma das temáticas menos abordadas, apresentando uma necessidade de estudo, ao qual pode ainda ser considerada em conjunto com a variação de geometria, resultando em uma análise de resistência em conformidade com as possibilidades de variação de geometria.

A linha de pesquisa acerca da variação da geometria dos furos também é ativa e de interesse no cenário nacional, sendo verificada principalmente pelas dissertações de mestrado e teses de doutorado, bem como publicações em congressos, entre elas destacam-se a pesquisa de Oliveira (2012), Brinkhus (2015), Vieira (2015) e Veríssimo *et al.* (2012).

O grande interesse na área também proporcionou interesse nas determinações analíticas de resistência para os diversos modos de falha das vigas casteladas, com destaque para as pesquisas de Delesques (1968), Redwood e Demirdjian (1998), Cimadevilla, Gutiérrez e Rodríguez (2000), Bradley (2003) e Wang *et al.* (2016), aos quais utilizam dados experimentais e modelos numéricos, desenvolvendo procedimentos analíticos para os dados e

comparando diferentes geometrias e situações de carregamento.

Assim, é notável que existe uma necessidade de complementar o conhecimento acerca das: vigas de aço, por esse ser de um material que cada vez mais ganha espaço na construção civil; vigas alveolares, pelas exigências arquitetônicas e construtivas atuais; e também da geometria do furo das vigas, de forma a entender o comportamento de cada tipo de furo, garantindo capacidade estrutural e economia, complementando e contribuindo para as pesquisas numéricas e analíticas.

### 1.3 Objetivos

O presente trabalho tem como objetivo geral investigar, de forma analítica e numérica, o comportamento estrutural das vigas alveolares do tipo castelada com diferentes geometrias de furos.

Os objetivos específicos são:

- Estudar as principais características das vigas casteladas, analisando as peculiaridades de cada geometria, os valores de resistência à flexão e os principais modos de falha apresentados;
- Com o auxílio de um levantamento bibliográfico, propor um procedimento para o dimensionamento analítico de vigas casteladas, avaliando os valores de previsão de carga resistente com dados experimentais obtidos na literatura técnica;
- Modelar numericamente, por meio do Método dos Elementos Finitos (MEF) e com o auxílio do software *ANSYS<sup>TM</sup> v.18.2 Academic*, vigas alveolares casteladas com diferentes padrões de geometria, sendo cinco modelos ensaiados experimentalmente por [Housain e Speirs \(1973\)](#) e três modelos propostos, de mesmo vão, com padrões de geometria Anglo-Saxão, Litzka e Peiner, respectivamente, com o objetivo de avaliar qual padrão geométrico possui melhor desempenho estrutural;
- Considerar os efeitos de não-linearidade geométrica e física nas modelagens numéricas;
- Validar o modelo de curva tensão x deformação elastoplástica multilinear, apresentado por [Maggi \(2004\)](#), para a representação do comportamento não-linear do aço estrutural;
- Comparar os resultados analíticos, do procedimento proposto, aos resultados experimentais de [Al-Thabhawe \(2017\)](#), [Ellobody \(2011\)](#), [Housain e Speirs \(1973\)](#) e [Vieira \(2015\)](#), afim de avaliar a eficiência de previsão de carga de colapso do respectivo procedimento;

## Capítulo 2

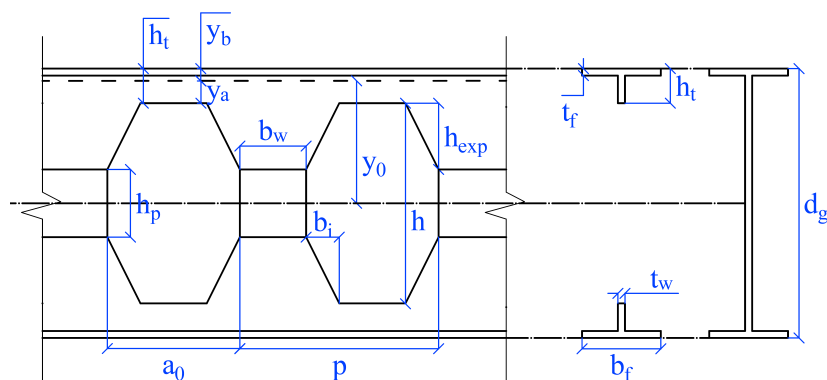
# REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

## 2.1 Introdução

Esse capítulo apresenta uma revisão acerca dos principais assuntos relevantes para construção da dissertação. De início será apresentado uma análise acerca das pesquisas anteriores, ressaltando seus avanços, pontos de dificuldade e contribuições para o desenvolvimento do conhecimento em relação às vigas alveolares. Se fará também uma revisão das normativas técnicas nacionais e internacionais, que tratam especificadamente das vigas casteladas ou apresentam alguma contribuição para seu uso. Por fim, será apresentado os principais modos de falha para esse tipo de viga, ressaltando suas características e procedimentos analíticos de forma a obter valores de resistência padrão antes que os mesmos ocorram.

Para dados referentes à geometria das vigas serão utilizados as disposições apresentadas na Figura 2.1.

Figura 2.1 – Parâmetros da geometria utilizados na previsão de carga resistente.



Fonte: Próprio autor.

## 2.2 Análise de pesquisas e normativas técnicas

Um dos trabalhos pioneiros nos estudos das vigas casteladas foi executado por [Kerdal e Nethercot \(1984\)](#), reunindo informações acerca de diversos estudos isolados (um total de 9 estudos anteriores), compondo uma análise acerca dos 6 tipos possíveis de falhas nas vigas, sendo elas:

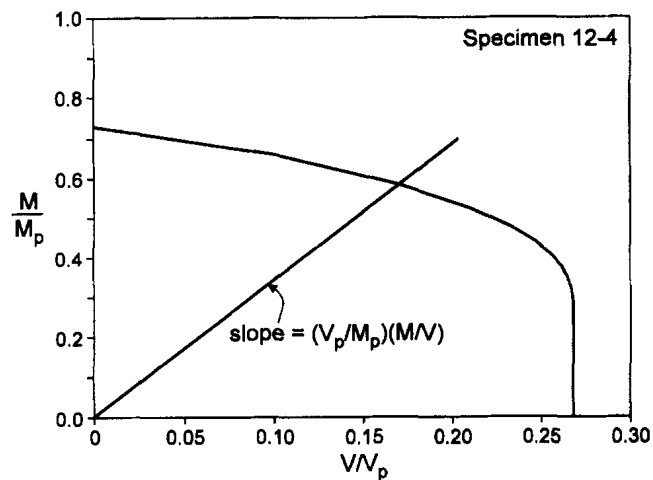
- Formação de rótula plástica decorrente de momento fletor;
- Ruptura do cordão de solda entre as aberturas;
- Formação do mecanismo de Vierendeel;
- Flambagem do montante da alma devido à força cortante;
- Flambagem por compressão do montante da alma;
- Flambagem lateral com torção (FLT).

O trabalho apresenta aproximações analíticas para o cálculo de momento fletor e esforço cortantes resistente para as diversas situações da viga que são aplicados levados em consideração até os dias atuais. Como conclusão os autores expõem que os modos de falha mais comuns são a formação do mecanismo de Vierendeel e FLT, ocasionados principalmente pela alteração da geometria da alma, em decorrência do furo, e também pelo aumento significativo da altura da viga.

[Kerdal e Nethercot \(1984\)](#) ainda destacam a validade dos procedimentos de dimensionamento de vigas de alma cheia para o cálculo de viga castelada, ressaltando a necessidade de adequação de alguns procedimentos para a nova seção transversal, como por exemplo momento de inércia. Para os autores a principal dificuldade na previsão de resistência das vigas casteladas está na flambagem por compressão do montante da alma, principalmente para cargas concentradas, sendo recomendado a utilização de modelagens numéricas.

Outro trabalho pioneiro foi realizado por [Zaarour e Redwood \(1996\)](#), sendo que sua pesquisa incorporou dados numéricos e experimentais. O programa experimental contou com o teste de 14 vigas, de diferentes tamanhos e aços, todas expandidas na razão de 1,5, com aplicação de carregamento pontual no centro vão (as mesmas características adotadas para este trabalho). A modelagem numérica incorporou não linearidades geométricas e do material, sendo que como ponto negativo da pesquisa tem-se que a análise numérica executada se restringiu à processos de formação de mecanismos plásticos e instabilidade dos montantes das almas, não abrangendo os demais modos de falha verificados no modelo experimental. A interação de momento e esforço cortante para a formação de mecanismo plástico é apresentada pelos autores pela Figura 2.2.

Figura 2.2 – Curva de interação entre momento fletor e esforço cortante para formação de mecanismo plástico ou de Vierendeel)



Fonte: (ZAAROUR; REDWOOD, 1996).

Redwood e Demirdjian (1998) fizeram uma pesquisa embasada nos dados obtidos por Zaarour e Redwood (1996), mas dessa vez os autores propuseram que uma análise elástica pode ser eficiente para prever os valores de referência para os modos de falha. Um dos resultados apresentados pelos autores é o valor crítico do esforço cortante para a flambagem na alma da viga castelada, conforme a Equação 2.1. A equação é válida para diversos perfis, porém restringe o furo a uma abertura de 60°.

$$V_{cr} = k \cdot \frac{E \cdot b_w \cdot t_w}{\left(\frac{h_0}{t_w}\right)^2} \quad (2.1)$$

Sendo,  $k$  o coeficiente de flambagem obtido graficamente e  $E$  o módulo de elasticidade do aço utilizado.

Liu e Chung (2003) fez uma investigação utilizando modelagem numérica em vigas com diversos tipos de abertura, como a circular, circular expandida, quadrada, hexagonal e também octogonal. O foco da pesquisa era o modo de falha por mecanismo de Vierendeel ou formação de mecanismo plástico. A modelagem numérica aplicada obteve resultados bastante satisfatórios em relação ao pré-dimensionamento, notado através da relação do momento x cortante. Outro ponto de destaque foi a utilização de elementos de casca tipo SHELL, que até os dias atuais são amplamente empregados.

Como resultado a pesquisa contribuiu principalmente ao demonstrar que o a falha pela formação de dobradiças plásticas ocorre em suma maioria nas extremidades da seção “T”, formada pela presença do furo, tanto acima quanto abaixo. É interessante destacar que a previsão da posição de ocorrência da falha ao longo da viga não é facilmente especificada, por ocorrer onde a interação entre a tensão causada pelo momento e pela cortante é má-

xima. Outro ponto de interesse na pesquisa foi o fato do formato dos furos não alterarem substancialmente o valor de resistência, sendo aqui o principal critério encontrado foi o comprimento da abertura ao longo da seção “T”.

Mohebkhah (2004) publicou uma pesquisa que trata da avaliação dos valores adotados para o  $Cb$  (fator de modificação do momento fletor não-uniforme), utilizado na previsão da FLT, apresentado tanto na norma nacional NBR8800:2008 quanto na AISC 360-16. A justificativa do autor para a pesquisa é baseada nos efeitos da variação da seção transversal na distribuição do momento, bem como o aumento da esbeltez, levando em consideração para uma viga castelada que normalmente é expandida na razão de 1,5.

Para tal investigação Mohebkhah (2004) realizou um modelo numérico utilizando o software *ANSYS<sup>TM</sup>*, representativo de uma viga simplesmente apoiada com duas cargas concentradas e outro com carga distribuída uniformemente. Como resultado, o autor pode verificar uma diferença em até 60% para o caso de cargas concentradas e 19% para carga uniformemente distribuída (sendo que para esse caso é adotado um valor fixo na AISC). Também foi constatado que a diferença no valor de  $Cb$  é menor quando se aumenta o comprimento do vão das vigas. Assim, o autor conclui que o  $Cb$  não é apenas uma função relacionada ao carregamento, sendo também relacionado a seção transversal, esbeltez e comprimento do vão.

Ellobody (2011) pesquisou os modos de flambagem nas vigas casteladas e também outros tipos de falhas. A pesquisa consistiu em modelagem numérica de um total de um total de 96 vigas, agrupadas em 24 grupos devido a alterações de geometria do furo, viga de origem e comprimento. As condições de contorno são bastante próximas das utilizadas neste trabalho, consistindo uma viga com carga concentrada no meio do vão, o deslocamento lateral também foi impedido nas regiões apoio, fazendo uso também de enrijecedores de alma devido aos altos esforços cortantes na região. Os resultados do modelo numérico previram três modos de falha, sendo eles: formação de mecanismo plástico, flambagem lateral com torção (FLT) e flambagem do montante da alma.

O trabalho constatou que os cálculos propostos em normativas técnicas como AISC e Eurocódigo 3 são bastante conservadores quando relacionadas a previsão de carga para não ocorrência da FLT e até atendem as previsões de formação de mecanismo plástico nas vigas casteladas. Já a flambagem do montante da alma ocorreu principalmente em situações onde a relação altura da viga pela espessura da alma é maior ou igual a 85 e também quando o comprimento da viga pela altura é menor ou igual que 25,5.

Wang *et al.* (2016) investigaram o comportamento das vigas casteladas em relação à falha por flambagem no montante da alma, utilizando as proposições de Redwood e Demirdjian (1998), portanto fazendo uma avaliação elástica do comportamento. O foco da pesquisa foi obter, através da modelagem numérica, um equacionamento para obtenção do valor de “k” (coeficiente de flambagem), até então obtido somente de forma gráfica. A ava-

liação do cálculo de “k” foi feito a partir das relações  $b_w/t_w$ ,  $h_0/t_w$ ,  $h_f/t_w$ ,  $t_w$  e também o ângulo de abertura ( $\alpha$ ) dos furos, contemplando, assim, outros padrões de abertura. Assim, o coeficiente de flambagem pode ser calculado pelas Equações 2.2 a 2.7.

$$k = k_1 \cdot k_2 \cdot k_3 \cdot k_4 \cdot k_5 \leq 0,58 \cdot (f_y/E) \cdot \left(\frac{h_0}{t_w}\right)^2 \quad (2.2)$$

$$k_1 = 0,782 + 19,712 \cdot \left(\frac{b_w}{t_w}\right)^{-1,011} \quad (2.3)$$

$$k_2 = 0,0325 + 0,00292 \cdot \left(\frac{h_0}{t_w}\right) \quad (2.4)$$

$$k_3 = 0,275 + 0,239^{-0,093 \cdot h_f/t_w} \quad (2.5)$$

$$k_4 = 16,998 - 0,312 \cdot t_w \quad (2.6)$$

$$k_5 = 2,037 + 0,0360 \cdot \tan \alpha \quad (2.7)$$

Sendo,  $f_y$  a tensão de escoamento para o aço adotado.

No que tange a normativas técnicas, no cenário nacional tem-se a vigência a da NBR 8800:2008 que trata em seu anexo I as aberturas em almas de vigas. Porém, este anexo trata apenas de situações de vigas com furos circulares não significativas, fazendo as seguintes restrições apresentadas pelas Equações 2.8 e 2.9.

$$\frac{h}{t_w} \leq 3,76 \sqrt{E/f_y} \quad (2.8)$$

$$\frac{b_f}{2t_f} \leq 0,38 \sqrt{E/f_y} \quad (2.9)$$

Caso essas restrições sejam atendidas a norma recomenda seguir os procedimentos padrões de dimensionamento (ABNT, 2008). Assim, a norma não trata situações significativas em termos de furos ou geometria que abranja vigas casteladas, fazendo apenas recomendação de texto complementar para tais projetos, sendo eles:

- Darwin, D. (1990). Steel and composite with web openings. Steel Design Guide 2, American Institute of Steel Construction, Chicago.
- Lawson, R. M. (1987). Design for openings in the webs of composite beams, The Steel Construction Institute, Ascot, Berkshire, UK.

- Veríssimo, G. S.; Fakury, R. H.; Ribeiro, J. C. L. (2006). Design Aids for Unreinforced Web Openings in in Steel and Composite Beams with W-Shapes, AISC Engineering Journal, Third Quarter 2006, pp. 163-172, American Institute for Steel Construction. Chicago.

O guia de projeto “*Steel Design Guide 2*” apresenta uma série de equações para a verificação de vigas com aberturas significativas na alma, incorporando, além de vigas de aço, vigas mistas (aço e concreto), apresentando ainda situações de verificação para a possibilidade de uso de enrijecedores na alma. Como critério de dimensionamento, é apresentado para o momento resistente máximo a Equação 2.10.

$$M_m = M_p \left[ 1 - \frac{d_g \cdot t_w \cdot \left( \frac{h_0}{4} + e \right)}{Z} \right] \quad (2.10)$$

Onde,  $M_p$  é momento fletor para plastificação.

Para o esforço cortante, o respectivo guia apresenta que o esforço resistente máximo ( $V_m$ ) é igual à soma dos esforços resistentes máximos para a o tê inferior ( $V_{mb}$ ) com o tê superior ( $V_{mt}$ ), conforme apresentado na Equação 2.11.

$$V_m = V_{mb} + V_{mt} \quad (2.11)$$

$$V_{mb} = V_{mt} = \frac{f_y \cdot t_w \cdot h_t}{\sqrt{3}} \alpha_v \quad (2.12)$$

$$\alpha_v = \frac{\sqrt{6} + \mu}{\frac{a_0}{h_t} + \sqrt{3}} \quad (2.13)$$

$\mu$  é igual a zero para vigas de aço sem reforço na alma. Caso a viga tenha reforço ou enrijecedor de alma, deverá ser considerado a ajuda do mesmo na resistência ao esforço cortante.

A interação entre momento e esforço cortante também está prevista e regida pela Equação 2.14.

$$\left( \frac{M_n}{M_m} \right)^3 + \left( \frac{V_n}{V_m} \right)^3 \leq 1 \quad (2.14)$$

Sendo,  $M_n$  e  $V_n$  o momento fletor e esforço cortante nominal atuante na seção considerada, respectivamente.

O trabalho *Design Aids for Unreinforced Web Openings in in Steel and Composite Beams with W-Shapes* trata de aberturas significativas na alma das vigas, porém de forma bastante similar ao equacionamento presente na NBR 8800:2008, o trabalho limita as aberturas

à chamada zona neutra, não caracterizando efetivamente o dimensionamento de vigas alveolares.

Já no cenário internacional algumas normas merecem destaque, como por exemplo a norma britânica BS5950-1(1990) que traz o dimensionamento completo de vigas casteladas (item 4.15) para furos hexagonais. Outra referência normativa encontrada foram as tabelas de projeto em aço da Suíça. O conjunto de tabelas estão em vigência desde 2005 e possui integrado ao seu texto diversos valores de referência para diversos tipos de seção transversal com furos hexagonais na alma (STANDARD *et al.*, 1990).

## 2.3 Descrição dos modos de falha da vigas casteladas

Vários estudos experimentais ao longo dos anos mostraram que as vigas casteladas apresentam modos de falha ligados principalmente à esbeltez do feixe, geometria da abertura na alma (dependente da altura, largura e espaçamento entre os furos) e também do carregamento ao qual a viga está submetida. Para situações de suporte lateral adequado e carregamento produzindo tanto momento quanto cisalhamento, Kerdal e Nethercot (1984) afirma que os colapsos podem ser:

- Formação de rótula plástica nas mesas decorrente de momento fletor;
- Ruptura do cordão de solda entre as aberturas;
- Formação do mecanismo de Vierendeel;
- Flambagem do montante da alma devido à força cortante;
- Flambagem por compressão do montante da alma;
- Flambagem lateral com torção (FLT).

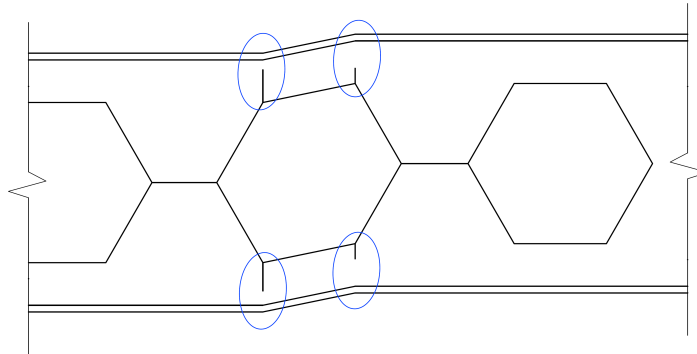
### 2.3.1 Formação de rótula plástica nas mesas decorrente de momento fletor

A formação de rótula plástica está associado ao momento fletor ao qual a viga está submetida (ABREU; FAKURY; SILVA, 2010). Para que não ocorra essa falha o momento fletor solicitante não pode exceder o momento resistente, considerando as regiões com abertura. O momento excessivo causa uma deflexão nas mesas que alcançam o limite de plasticidade e escoam, perdendo seu potencial de suporte (KERDAL; NETHERCOT, 1984).

### 2.3.2 Mecanismo de Vierendeel

A formação do mecanismo de Vierendeel está associado aos elevados esforços cisalhantes que atuam nas vigas casteladas. O processo de formação ocorre na transferência do cisalhamento ao longo da abertura da alma, que resulta na formação de quatro rótulas plásticas, como mostrado na Figura 2.3 (WANG; MA; WANG, 2014).

Figura 2.3 – Formação do mecanismo de Vierendeel



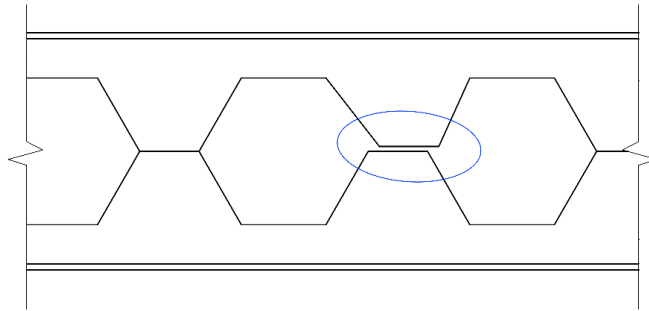
Fonte: (DEMIRDJIAN, 1999).

Segundo Brinkhus (2015) esse tipo de falha é mais frequente em vigas com longos vãos, possuindo também relação entre vão e altura superior a 20. Assim, como o processo é considerado uma redução na capacidade resistente da seção perfurada ao cisalhamento global, conclui-se que quanto maior a abertura e os esforços cisalhantes, a falha por mecanismo de Vierendeel será predominante na viga.

### 2.3.3 Ruptura do cordão de solda entre as aberturas

A ruptura associada a solda na alma ocorre quando as tensões de cisalhamento nas mesmas superam a capacidade resistente do material (BRINKHUS, 2015). Para Kerdal e Nethercot (1984) esse tipo de falha é frequente quando se tenta diminuir a probabilidade de ocorrência do mecanismo de Vierendeel, reduzindo o comprimento das aberturas. Na conclusão de seus trabalhos os referidos autores ainda afirmam que esse tipo de falha é menos frequente que as demais. Na Figura 2.4 é representado a ruptura do cordão de solda.

Figura 2.4 – Ruptura do cordão de solda

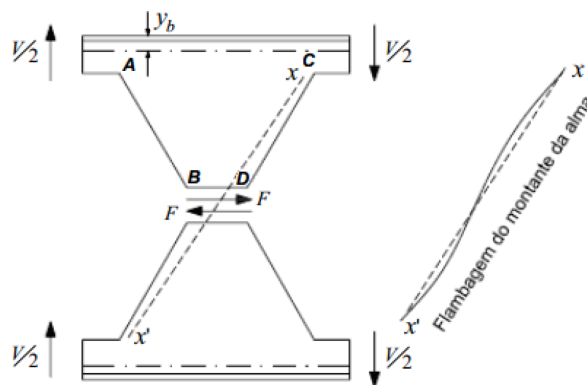


Fonte: (DEMIRDJIAN, 1999).

### 2.3.4 Flambagem do montante da alma devido à força cortante

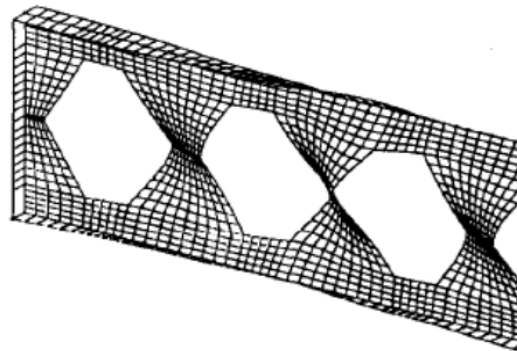
Na solda tem-se a atuação de força cisalhante responsável por gerar um momento na parte montante da alma, ao qual é equilibrada pela força cortante  $V/2$ . Assim, para o equilíbrio, o trecho AB estará sujeito à esforços de tração enquanto BC estará sujeito à compressão (Figura 2.5). Logo, a combinação desses esforços pode levar a flambagem do montante da alma por cisalhamento (KERDAL; NETHERCOT, 1984). Na Figura 2.6 está representado a simulação desse tipo de falha.

Figura 2.5 – Flambagem do montante da alma devido à força cortante.



Fonte: (KERDAL; NETHERCOT, 1984).

Figura 2.6 – Simulação da flambagem do montante da alma devido à força cortante.



Fonte: (REDWOOD; DEMIRDJIAN, 1998).

Algumas relações podem ser citadas com causadores deste tipo de falha, sendo eles:

- Altura da abertura pela altura da seção;
- Altura da abertura pela largura mínima no montante da alma;
- Largura mínima no montante da alma pela espessura da chapa;
- Altura da chapa intermediária pela altura da abertura;
- Altura da chapa intermediária pela espessura da chapa (ZAAROUR; REDWOOD, 1996).

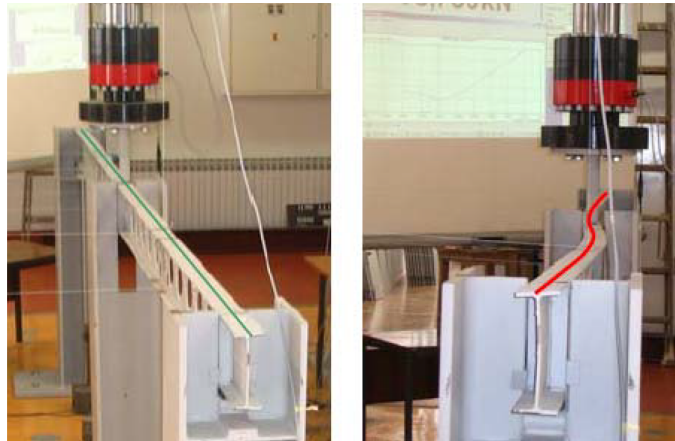
### 2.3.5 Flambagem por compressão da alma

Para Demirdjian (1999) esse tipo de falha ocorre quando são aplicadas cargas concentradas ou uma reação de apoio diretamente no montante da alma. No momento da falha a alma se desloca para fora do plano da viga, sem torção (flambagem por cisalhamento). O autor ainda reforça que o este tipo de falha pode ser evitado com a utilização de reforços na alma.

### 2.3.6 Flambagem lateral com torção (FLT)

Esse tipo de falha possui a mesma ocorrência quando comparadas as vigas de alma cheias, sendo comuns em situações de vigas longas com apoios laterais inadequados (BRINKHUS, 2015). A influência das aberturas nas almas nesse tipo de falha ainda é bastante discutida, sendo que para autores como Demirdjian (1999) e Kerdal e Nethercot (1984) as aberturas não faziam influência, já para Bahrami e Shanmugam (2011) e Abreu, Fakury e Silva (2010) as aberturas causam alteração no momento fletor resistente, fato que propicia a FLT. NA Figura 2.7 é mostrado a ocorrência da FLT em uma viga celular.

Figura 2.7 – Viga falhando por FLT em ensaio experimental.



Fonte: (TKALČEVIĆ; DŽEBA; ANDROIĆ, 2006).

## 2.4 Dimensionamento analítico de vigas casteladas

O ponto de partida para a análise das vigas casteladas está em entender como se dá a diferenciação geométrica adotada para cada padrão de furo e como são definidas as quantidades de furo ao longo do comprimento da viga. Inicialmente os valores geométricos para ganho de resistência em vigas casteladas era adotado para uma expansão de 1,5, quando comparado ao perfil de alma cheia. Esse valor inicial é baseado nos estudos desenvolvidos por [Toprac e Cooke \(1959\)](#) publicado no trabalho “*An experimental investigation of open-web beam*”. Esse trabalho marcou o início de uma série de investigações acerca da geometria mais favorável, em termos econômicos e estruturais.

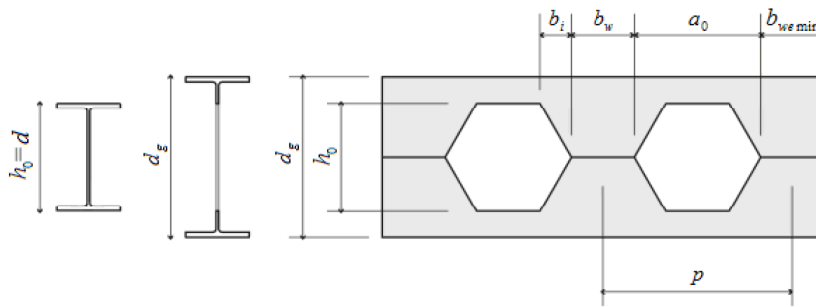
[Oliveira \(2012\)](#) apresenta valores de referência para os parâmetros geométricos das vigas casteladas, em relação a altura total do perfil antes da expansão ( $d$ ), conforme Quadro 2.1. As denotações utilizadas para cada parâmetro são apresentadas na Figura 2.8.

	<b>Litzka</b>	<b>Peiner</b>	<b>Anglo-saxão</b>
$p$	1,7322d	1,5d	1,08d
$b_w$	0,5774d	0,5d	0,25d
$a_0$	1,155d	d	0,83d
$b_i$	$b_w/2$	$b_w/2$	0,29d

Fonte: (OLIVEIRA, 2012).

Quadro 2.1 – Valores de referência para os parâmetros geométricos.

Figura 2.8 – Indicação dos parâmetros geométricos.



Fonte: (OLIVEIRA, 2012).

A fim de se determinar o  $b_{we}$ , Brinkhus (2015) ressalta a necessidade de levar em consideração detalhes construtivos, já que neste local ocorrerá a ligação da viga com o restante da estrutura utilizada. Outro dado abordado pela autora, é o fato de que a montante extrema é o local de atuação da solicitação cortante crítica e para que esta região tenha a resistência mínima do restante da viga é necessário que a largura seja no mínimo igual à largura entre os furos, logo:

$$b_{we, min} \geq b_w \quad (2.15)$$

Determinado o  $b_{we}$  é possível calcular o comprimento útil de distribuição dos furos ( $L_d$ ), podendo ser obtido pela Equação 2.16.

$$L_d \leq L_v - 2 \left( b_{we, min} - \frac{b_w}{2} \right) \quad (2.16)$$

Sendo  $L_v$  o vão adotado em projeto.

O número de furos ( $n$ ) pode ser calculado pela Equação 2.17.

$$n = INT \left( \frac{L_d}{p} \right) \quad (2.17)$$

Sendo que  $INT$  é um arredondamento para números inteiros, logo faz-se necessário corrigir o valor da largura final do montante da extremidade, como mostrado na Equação 2.18.

$$b_{we} = \frac{L_v - (np - b_w)}{2} \quad (2.18)$$

#### 2.4.1 Previsão de carga resistente frente aos estado-limites aplicáveis

As vigas alveolares possuem uma complexidade para verificação de capacidade resistente e análise em termos das suas possíveis falhas (como mencionado na seção 2.3). Como

solução alguns autores como [Veríssimo \*et al.\* \(2012\)](#) e [Brinkhus \(2015\)](#), tratam essa parte do dimensionamento por meio de uma simplificação desenvolvida por [Delesques \(1968\)](#), o qual fez uma analogia entre as vigas alveolares com aquelas que apresentam o mecanismo de Viereendeel. Assim, para o autor as articulações que surgem no ponto médio dos montantes e no segmento do banzo entre os montantes são tratadas como nós, e as ações serão aplicadas nelas, aproximando, então, de uma treliça isostática. Tal simplificação é apresentada na [Figura 2.9](#). É importante ressaltar que o dimensionamento apresentado nesse capítulo pode ser alterado de acordo com a situação de projeto adotada.

Figura 2.9 – Analogia entre vigas casteladas e treliças isostáticas.

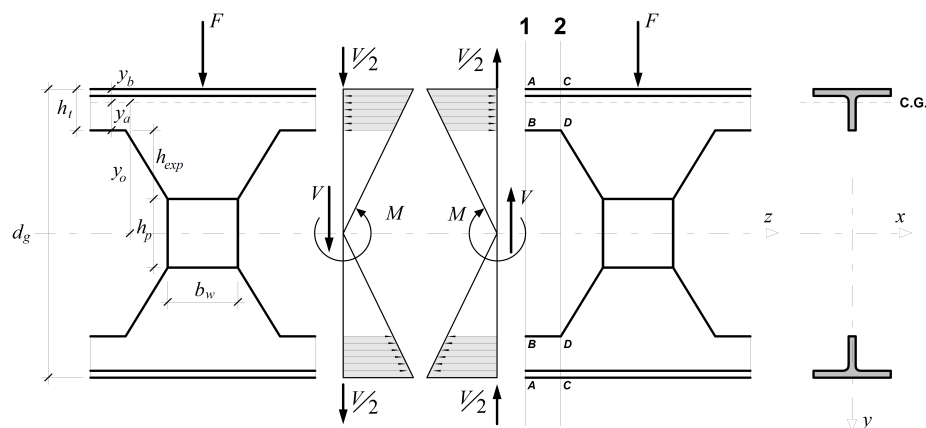


Fonte: ([VERÍSSIMO \*et al.\*, 2012](#))

#### 2.4.1.1 Formação de mecanismo de Viereendeel

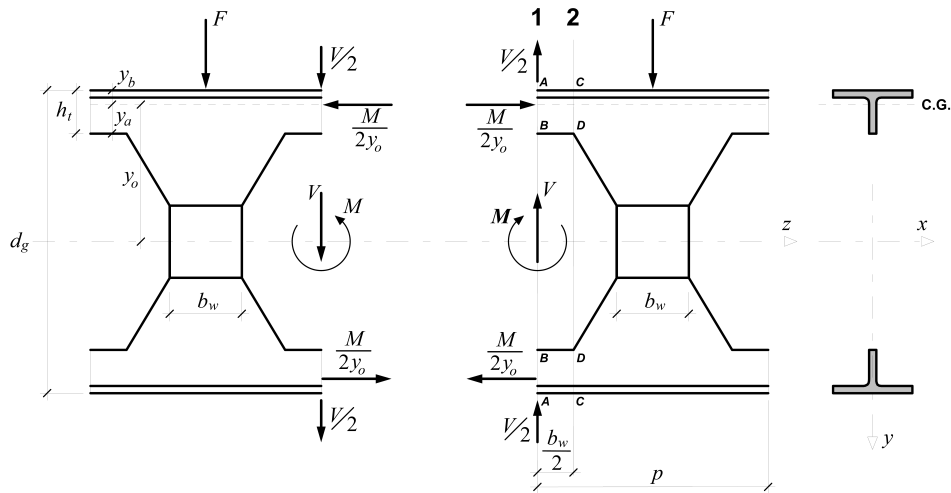
Para compreender a atuação dos esforços nas vigas alveolares são isolados os elementos entre rótulas, como apresentado nas [Figuras 2.10 e 2.11](#).

Figura 2.10 – Tensões atuantes na seção transversal de uma viga castelada.



Fonte: ([VERÍSSIMO \*et al.\*, 2012](#))

Figura 2.11 – Forças atuantes na região de abertura de uma viga castelada.



Fonte: (VERÍSSIMO *et al.*, 2012)

A seção transversal 2, ou seja, a seção que passa por CD, é tida como a mais desfavorável, essa constatação foi feita por [Cimadevilla, Gutiérrez e Rodríguez \(2000\)](#), ao qual mostrou que isso se deve às tensões normais e de cisalhamento causadas pelo momento fletor e o esforço cortante, além da parcela adicional de tensão normal causada pela força cortante que atua na extremidade da seção “tê”.

A força cortante atuante em na seção AB causa um momento fletor na seção CD, que pode ser expresso pela Equação 2.19.

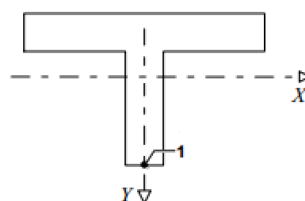
$$M_v = \frac{V}{2} \frac{b_w}{2} = \frac{V b_w}{4} \quad (2.19)$$

O momento  $M_v$  causa uma tensão, na seção 2, com valor máximo na ponta da alma do "tê", onde seu valor pode ser calculado pela Equação 2.20.

$$\sigma_v = \frac{V b_w y_a}{4 I_t} \quad (2.20)$$

Para se ter uma melhor percepção do local de análise das tensões na seção 2, é apresentada a Figura 2.12.

Figura 2.12 – Tensões significativas no cordão da seção 2.



Fonte: (BRINKHUS, 2015).

Conforme apresentado por Brinkhus (2015), o estado de tensões no ponto 1 (mostrado na Figura 2.12), é representado pelas Equações 2.21 e 2.22.

$$\sigma_M = \frac{M}{2y_0 A_t} \quad (2.21)$$

$$\sigma_v = \frac{V b_w y_a}{4 I_t} \quad (2.22)$$

Onde:  $\sigma_M$  são as tensões normais causadas pelo momento fletor;

$\sigma_v$  são as tensões tangenciais causadas pelo esforço cortante;

$A_t$  é a área da seção transversal (calculado conforme Equação 2.23);

$I_t$  é o momento de inércia da seção transversal em “tê” (calculado conforme Equação 2.24).

$$A_t = \frac{A_g}{2} - \frac{h_0 - h_p}{2} t_w \quad (2.23)$$

$$I_t = \frac{(b_f t_f^3)}{12} + b_f t_f \left( \bar{y} - \frac{t_f}{2} \right)^2 + \frac{t_w (h_t - t_f)^3}{12} + t_w (h_t - t_f) \left( \bar{y} - \frac{(h_t + t_f)}{2} \right)^2 \quad (2.24)$$

$$\bar{y} = \frac{b_f t_f^2 + h_t^2 - t_f^2 t_w}{2(b_f t_f + h_t t_w - t_f t_w)} \quad (2.25)$$

$$h_t = \frac{d_g - h_0}{2} \quad (2.26)$$

$$y_0 = \frac{h_0}{2} + h_t - \bar{y} \quad (2.27)$$

Como as tensões atuantes na seção devem ser menores que a tensão de escoamento do aço ( $f_y$ ), Zaarour e Redwood (1996) propõe as Equações 2.28 e 2.29.

$$\sigma_1 = \sigma_M + \sigma_V \leq f_y \quad (2.28)$$

$$\frac{M}{2y_0 A_t} + \frac{V b_w y_a}{4 I_t} \leq f_y \quad (2.29)$$

A equação anterior ainda pode ser reescrita em termos do momento de plastificação  $M_{pl}$ , conforme Equação 2.30 e 2.31.

$$M + \frac{y_0 A_t b_w y_a}{2 I_t} V \leq 2 y_0 A_t f_y = M_{pl} \quad (2.30)$$

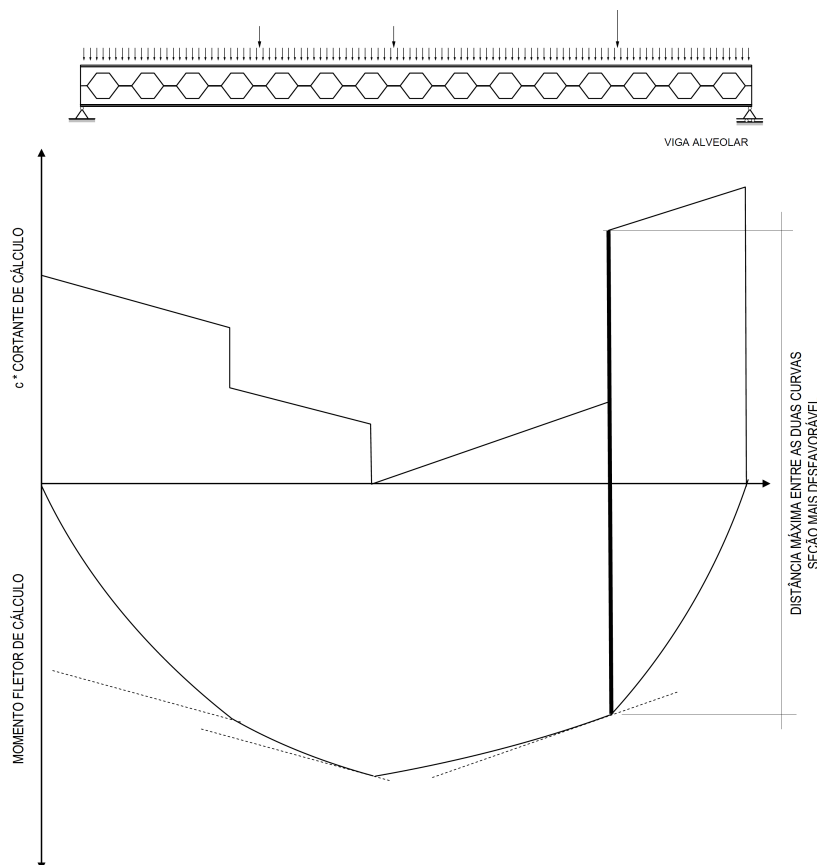
$$M + cV \leq M_{pl} \quad (2.31)$$

Sendo,

$$c = \frac{y_0 A_t b_w y_a}{2I_t} \quad (2.32)$$

Até o momento foi analisado os esforços atuantes restringidos a uma área genérica da viga que contemple um furo, porém para fins de dimensionamento se torna necessário uma análise de toda a viga para se obter os valores mais críticos de esforços. [Delesques \(1968\)](#) sugere a utilização dos diagramas do módulo do momento fletor (M) e do módulo da força cortante. O ponto crítico, conforme a indicação do autor, ocorre no ponto de maior distância entre os gráficos, como apresentado na Figura 2.13.

Figura 2.13 – Seção mais desfavorável pelo diagrama de esforço cortante e momento fletor.



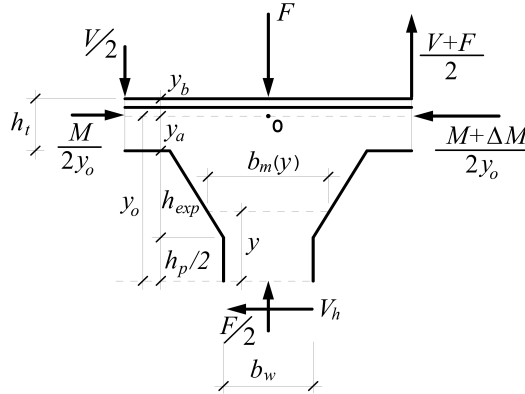
Fonte: ([VERÍSSIMO et al., 2012](#))

#### 2.4.1.2 Escoamento por cisalhamento do montante da alma

Esse estado limite está ligada à geometria e carregamento ao qual a estrutura está submetida ([VERÍSSIMO et al., 2012](#)). O estudo da capacidade resistente das vigas parte do

equilíbrio de forças a partir do ponto O na menor seção entre os furos, como apresentado na Figura 2.14.

Figura 2.14 – Esforços atuantes nos montantes das vigas casteladas.



Fonte: (VERÍSSIMO *et al.*, 2012)

O somatório dos momentos em relação ao ponto O é apresentado pela Equação 2.33.

$$V_h = \left( V + \frac{F}{2} \right) \frac{p}{2y_0} \quad (2.33)$$

Para a distribuição elástica de tensões, a tensão máxima cisalhante na seção em que o montante de alma apresenta menor largura é dada pela Equação 2.34.

$$\tau_{max} = \frac{3}{2} \frac{V_h}{b_w t_w} = \frac{3}{4} \frac{(V + F/2) p}{b_w t_w y_0} \quad (2.34)$$

Como a tensão máxima cisalhante tem que ser menor ou igual a tensão cisalhante de escoamento, tem-se a Equação 2.35.

$$\tau_{max} = \frac{3}{4} \frac{(V + F/2) p}{b_w t_w y_0} \leq \tau_y = \frac{f_y}{\sqrt{3}} \quad (2.35)$$

Logo,

$$V + \frac{F}{2} \leq \frac{4}{3\sqrt{3}} \frac{b_w t_w y_0 f_y}{p} \quad (2.36)$$

De acordo com Brinkhus (2015) essa verificação é relativa ao esforço cortante máximo, sendo aplicada para uma situação de carregamento uniforme, onde a parcela  $F/2$  é desprezível em relação a  $V$ , conforme mostrado na Equação 2.37.

$$V_{Rk1} = \frac{4}{3\sqrt{3}} \frac{b_w t_w y_0 f_y}{p} \quad (2.37)$$

Onde o valor da força cortante de cálculo é dado pela Equação 2.38.

$$V_{Rd1} = \frac{V_{Rk1}}{\gamma_{a1}} \quad (2.38)$$

### 2.4.1.3 Escoamento por flexão do montante da alma

A articulação virtual é admitida no centro do montante mostrada na Figura 2.14, sendo, assim, a força cortante  $V_h$  produz um momento fletor por meio da distância  $y$ , logo esse momento será dado por  $V_h y$ , o qual é responsável por produzir uma tensão normal máxima na seção de área  $t_w b_m(y)$ , dada pela Equação 2.39.

$$\sigma = \frac{V_h y}{\frac{t_w b_m^2}{6}} = \frac{6V_h y}{t_w b_m^2} \quad (2.39)$$

Substituindo o valor de  $V_h$  obtido no item anterior, tem-se a Equação 2.40.

$$\sigma = \frac{V p y}{y_0 t_w b_m^2(y)} \quad (2.40)$$

Como pode ser vista na Figura 2.14 o valor de  $b_m(y)$  varia conforme a abertura, de acordo com as Equações 2.41 e 2.42.

$$b_m = b_w \quad \text{para} \quad y \leq \frac{h_p}{2} \quad (2.41)$$

$$b_m = b_w + \frac{b_i}{h_{exp}}(2y - h_p) \quad \text{para} \quad \frac{h_p}{2} < y \leq h_{exp} + \frac{h_p}{2} \quad (2.42)$$

Sendo:

$b_i$  a projeção do lado inclinado do furo na horizontal;

$y$  é a altura do ponto de máxima tensão em relação a base da seção “tê”, obtida pela Equação 2.43).

$$y = \frac{b_w h_{exp}}{2b_i} - \frac{h_p}{2} \quad (2.43)$$

Porém, de acordo com Veríssimo *et al.* (2012), quando  $y < h_p/2$  o valor de  $b_m$  deve ser considerado igual a  $b_w$ , e, assim, a coordenada  $y$  da tensão máxima será  $h_p/2$ .

Pelos valores de  $b_m$  definidos, a tensão máxima para vigas casteladas é obtida conforme as Equações 2.44 e 2.45.

$$\sigma_{max} = \frac{3}{8} \frac{h_{exp}^2 p V}{y_0 t_w b_i (b_w h_{exp} - b h_p)} \leq f_y \quad \text{para} \quad 0 \leq h_p \leq \frac{b_w h_{exp}}{2b_i} \quad (2.44)$$

$$\sigma_{max} = \frac{3}{2} \frac{pVh_p}{y_0 t_w b_w^2} \leq f_y \quad \text{para } h_p \geq \frac{b_w h_{exp}}{2b_i} \quad (2.45)$$

As equações de tensão máxima podem reescritas, para facilitar o dimensionamento, em termos das forças cortantes, como apresentado pelas Equações 2.46 e 2.47.

$$V_{Rk2} \leq \frac{8}{3} \frac{y_0 t_w b_i (b_w h_{exp} - b h_p)}{h_{exp}^2 p} f_y \quad \text{para } 0 \leq h_p \leq \frac{b_w h_{exp}}{2b_i} \quad (2.46)$$

$$V_{Rk2} \leq \frac{2}{3} \frac{y_0 t_w b_w^2}{p h_p} f_y \quad \text{para } h_p \geq \frac{b_w h_{exp}}{2b_i} \quad (2.47)$$

#### 2.4.1.4 Flambagem do montante da alma (FMA)

De acordo com Delesques (1968) a força cortante crítica ligada ao estado limite último de instabilidade do montante da alma é dada pela Equação 2.48.

$$V_{cr} = \frac{Et_w^3}{1,18y_0} \left[ 1 + \left( 1 - \frac{2b_w}{p} \right) \left( \frac{y_0 - 0,8h_{exp} - h_p}{y_0} \right) \right] \quad (2.48)$$

Sendo que, para as verificações de segurança, são propostos os seguintes critérios:

$$V_{Sd} \leq \frac{2}{3} V_{cr} \quad \text{caso } \frac{V_{cr}}{V_{Rk2}} \leq 1 \quad (2.49)$$

$$V_{Sd} \leq \frac{V_{cr} + V_{Rk2}}{2} \quad \text{caso } 1 \leq \frac{V_{cr}}{V_{Rk2}} \leq 2 \quad (2.50)$$

$$V_{Sd} \leq V_{Rk2} \quad \text{caso } \frac{V_{cr}}{V_{Rk2}} \geq 2 \quad (2.51)$$

#### 2.4.1.5 Flambagem lateral com torção (FLT)

De acordo com Brinkhus (2015) as verificações quanto as possibilidades de ocorrer FLT seguem os mesmos parâmetros daqueles normatizados pela ABNT na NBR 8800:2008, sendo modificados os parâmetros de esbeltez ( $\lambda_p$  e  $\lambda_r$ ), além de:

- Propriedades geométricas, que agora devem considerar as aberturas, utilizando a constante de empenamento ( $C_w$ ), demonstrada por Kohnepooshi e Showkati (2009), conforme Equação 2.52.

$$C_w = \frac{I_y h^2}{4} \quad (2.52)$$

Sendo h a distância entre as mesas, medidas entre os eixos centrais;

- Alterar o valor de  $L_r$ , que agora deve ser multiplicado por 1,2, como mostrado na Equação 2.59;
- Considerar o momento fletor resistente máximo como 90% do momento de plastificação.

Devido à presença das aberturas na alma, as vigas casteladas possuem propriedades diferentes em seus trechos, já que na situação de análise de uma seção específica pode-se ter um corte em seção cheia ou seção vazada. Essa variação implica diretamente no cálculo do momento de inércia ( $I_y$ ), constante de torção ( $J$ ) e constante de empenamento ( $C_w$ ), que assim, podem ser feitos para a seção cheia, vazada e também considerando uma ponderação das situações anteriores.

Bradley (2003) realizou um estudo na determinação dessas características que variam nas vigas casteladas, sendo propostas as Equações 2.53 e 2.54 para seção com abertura e as Equações 2.55 e 2.56 para seção onde não há abertura. Assim, para o dimensionamento será considerado a ponderação, levando em consideração a quantidade de furos pelo tamanho da viga.

$$J = \frac{1}{3}(b_i t_f^3 + h_t t_w^3) \quad (2.53)$$

$$I_y = 2 \left( \frac{1}{12} t_f b_i^3 + \frac{1}{12} \left( h_t - \frac{t_f}{2} \right) t_w^3 \right) \quad (2.54)$$

$$J = \frac{1}{3}(2b_i t_f^3 + h_t t_w^3) \quad (2.55)$$

$$I_y = \frac{1}{6} t_f b_i^3 + \frac{1}{12} (h - t_f) t_w^3 \quad (2.56)$$

Para o cálculo do módulo de resistência elástico em relação ao eixo x ( $W_x$ ) é necessário o momento de inércia em relação ao eixo x ( $I_x$ ), obtido pela Equação 2.57.

$$I_x = 2(I_t + A_t y_0^2) \quad (2.57)$$

Os limites para o comprimento ligados à plastificação e ao escoamento (já corrigido) são calculados a partir das Equações 2.58 e 2.59, respectivamente.

$$L_p = 1,76 r_y \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.58)$$

$$L_{(r,cor)} = \frac{1,66\sqrt{I_y J}}{J\beta_1} \sqrt{1 + \sqrt{1 + \frac{27C_w\beta_1^2}{I_y}}} \quad (2.59)$$

$$\text{Sendo, } \beta_1 = \frac{0,7f_y W_x}{EJ}$$

Definidas as propriedades é possível obter o momento fletor resistente, em termos do comprimento destravado ( $L_b$ ), por meio das Equação 2.60, 2.61 ou 2.62, que são, respectivamente para vigas esbeltas, semi-esbeltas e curtas.

$$M_{Rk} = M_{cr} = \frac{C_b \Pi^2 EI_y}{L_b^2} \sqrt{\frac{C_w}{I_y} \left(1 + 0,039 \frac{JL_b^2}{C_w}\right)} \quad \text{para } L_b > L_{r,cor} \quad (2.60)$$

$$M_{Rk} = M_{cr} = C_b \left[ 0,9M_{pl} - (0,9M_{pl} - M_{r,cor}) \frac{L_b - L_p}{L_{(r,cor)} - L_p} \right] \leq 0,9M_{pl} \quad \text{para } L_p \leq L_b \leq L_{r,cor} \quad (2.61)$$

$$M_{Rk} = 0,9M_{pl} \quad \text{para } L_b \leq L_p \quad (2.62)$$

Sendo,

$C_b$  o fator de modificação do diagrama de momento fletor não-uniforme;

$M_{pl}$  o momento de plastificação da seção transversal;

$M_{r,cor}$  o momento fletor para o início do escoamento, corrigido em função do valor de  $L_{r,cor}$ , obtido pela Equação 2.63.

$$M_{r,cor} = \frac{0,31E}{L_{r,cor}^2} \sqrt{I_y(1000C_w + 39JL_b^2)} \quad (2.63)$$

#### 2.4.1.6 Estado limite de serviço para deslocamento excessivo

Nas vigas casteladas essa verificação tem por objetivo limitar a deformação decorrente do uso da peça estrutural causada tanto pelo esforço cortante como pelo momento fletor (VERÍSSIMO *et al.*, 2012). Os deslocamentos causados pela flexão e cisalhamento são apresentados na Equação 2.64 e 2.65, respectivamente, sendo,  $q$  o carregamento ao qual a viga está submetida,  $L$  o vão e  $G$  o módulo de elasticidade transversal do aço.

$$\delta_M = \frac{5}{384} \frac{qL^4}{EI_e} \quad (2.64)$$

$$\delta_V = \frac{qL^2}{8GA_e} \quad (2.65)$$

Assim, o deslocamento total é dado pela Equação 2.66.

$$f = f_M + f_V = \frac{5}{384} \frac{qL^4}{EI_e} + \frac{qL^2}{8GA_e} \quad (2.66)$$

Sendo,  $A_e$  a área equivalente da viga castelada, dada pela Equação 2.67.

$$\begin{aligned} \frac{1}{A_e} = & \frac{54}{t_w y_0^2 p^2} \frac{G}{E} [0,2h_{exp}^3 + 0,375h_{exp}h_p(h_{exp} + 0,75h_p) + 0,125h_p^3] \\ & + \frac{0,6}{t_w y_0^2} (2,08h_{exp} + 1,5h_p) + \frac{p^2}{648I_t} \frac{G}{E} + \frac{2t_w y_a^5}{45I_t^2} \end{aligned} \quad (2.67)$$

E  $I_e$  o momento de inércia equivalente, obtido conforme Equação 2.68 para vigas casteladas no padrão Litzka e Peiner, com uma relação  $p/b_w = 3$ , sendo que para o padrão Anglo-saxão a equação também possui boa aproximação (CIMADEVILLA; GUTIÉRREZ; RODRÍGUEZ, 2000).

$$\begin{aligned} I_e = & 2(A_t y_0^2 + I_t) + \frac{t_w}{24} [6h_{exp}^3 + 3h_{exp}h_p^2 + 8h_{exp}^2h_p \\ & + \frac{2b_w}{p}(h_p + h_{exp})(h_p^2 + 2h_{exp}h_p + 2h_{exp}^2)] \end{aligned} \quad (2.68)$$

#### 2.4.1.7 Estado limite de serviço para vibrações excessivas

Os limites de vibrações são tratados no anexo L “Vibrações em pisos” da NBR 8800:2008 ao qual estabelece limites para deslocamentos máximos oriundos da vibração, sendo 20 mm para pisos submetidos apenas a atividades de caminhadas, 9 mm para pisos submetidos a atividades esportivas ou rítmicas pouco repetitivas e 5 mm para o mesmo caso anterior, mas agora para atividades repetitivas (ABNT, 2008).

As avaliações das vibrações partem de uma combinação normal de cargas de serviço, sendo que para a viga a vibração é diretamente proporcional à rigidez e inversamente proporcional a massa. Como as vigas casteladas possuem o mesmo peso, porém rigidez maior que as vigas de alma cheia, tem-se que a presença dos furos confere um nível menor de vibração (BRINKHUS, 2015).

## Capítulo 3

---

# MATERIAIS E MÉTODOS

---

Para investigar, de forma analítica e numérica, o comportamento das vigas casteladas com diferentes tipos de furos, a pesquisa foi dividida em três itens fundamentais, com materiais e metodologias diferentes, sendo eles:

a) Validação do procedimento analítico apresentado na seção 2.4 por meio da comparação com os trabalhos experimentais de [Al-Thabhawe](#) (2017), [Ellobody](#) (2011), [Housain e Speirs](#) (1973) e [Vieira](#) (2015). A descrição destes trabalhos está apresentada na seção 3.2;

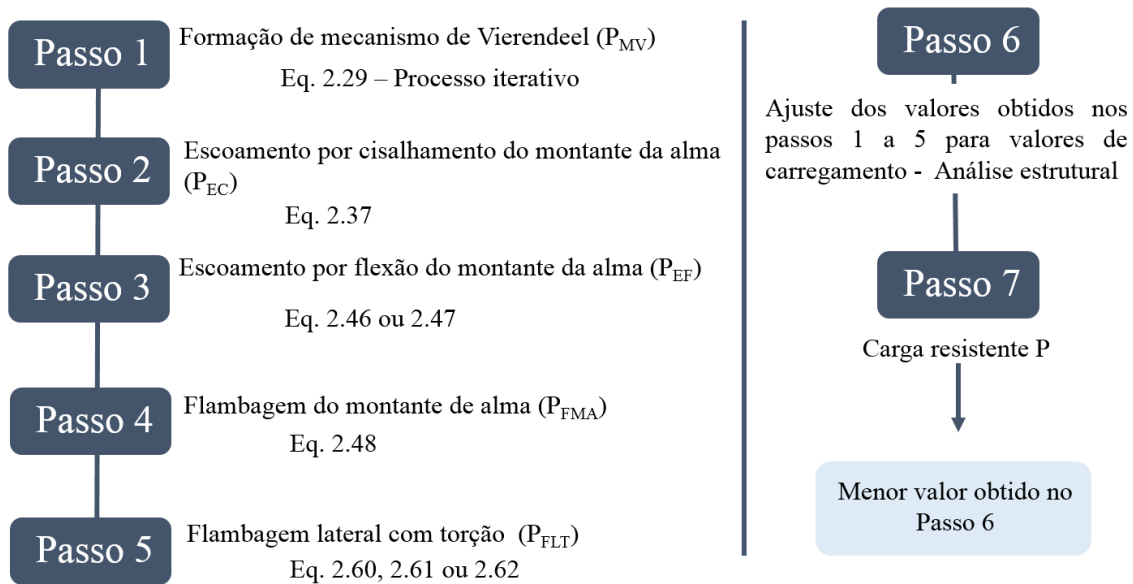
b) Análise Numérica (MEF) das vigas do trabalho experimental de [Housain e Speirs](#) (1973). E validação da curva tensão x deformação multilinear apresentada por [Maggi](#) (2004) que está descrita na seção 3.3.5;

c) Análise Numérica (MEF) e Analítica de três vigas nos padrões Anglo-saxão, Litzka e Peiner, respectivamente.

### 3.1 Procedimento analítico para previsão de carga resistente

Para a previsão de carga resistente de forma analítica foram utilizadas as Equações apresentadas na seção 2.4, o procedimento cálculo está resumido na Figura 3.1.

Figura 3.1 – Esquema das etapas de cálculo analítico para previsão de carga resistente.



Fonte: Próprio autor.

## 3.2 Vigas adotadas para avaliação do procedimento analítico e modelagem numérica

Para avaliação do procedimento analítico e modelagem, foram utilizadas as pesquisas experimentais realizadas por [Al-Thabhwae \(2017\)](#), [Ellobody \(2011\)](#), [Housain e Speirs \(1973\)](#) e [Vieira \(2015\)](#), conforme apresentado na Tabela 3.1. O número restrito de pesquisas adotadas se deu pela necessidade de descrição completa tanto da geometria das vigas utilizadas como do procedimento experimental utilizado, demonstrado nos dados exigidos no procedimento analítico disposto na Figura 3.1. A utilização de pesquisas que apresentam dados mais completos também visa garantir confiabilidade na discussão dos resultados obtidos.

Tabela 3.1 – Vigas selecionadas para avaliação da previsão de carga analítica e modelagem numérica.

<b>Autor</b>	<b>Ano</b>	<b>Título do trabalho</b>	<b>Vigas selecionadas</b>	<b>Padrão</b>	<b>Código adotado</b>
H. W. Al-Thabthawee	2016	Experimental study of effect of hexagonal holes dimensions on ultimate strength of castellated steel beam	CB - 1	Não definido	VCE1
			CB - 2	Não definido	VCE2
			CB - 3	Não definido	VCE3
			CB - 4	Não definido	VCE4
			CB - 5	Não definido	VCE5
			CB - 6	Não definido	VCE6
E. Ellobody	2011	Interaction of buckling modes in castellated steel beams	C180-3600	Peiner	VCE7
			C180-4400	Peiner	VCE8
			C180-5200	Peiner	VCE9
			C210-3600	Peiner	VCE10
			C210-4400	Peiner	VCE11
			C210-5200	Peiner	VCE12
M. U. Hosain e W. G. Speirs	1973	Experiments on castellated steel beams	A - 1	Não definido	VCE13
			A - 2	Não definido	VCE14
			B - 1	Não definido	VCE15
			B - 3	Não definido	VCE16
			G - 1	Não definido	VCE17
W. B. Vieira	2015	Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma em vigas casteladas de aço	A1	Litzka	VCE18
			B2	Anglo-saxão	VCE19
			B3	Anglo-saxão	VCE20
			B5	Anglo-saxão	VCE21

Fonte: Próprio autor.

### 3.2.1 Dados da pesquisa experimental de Al-Thabthawee (2017)

Os dados de geometria das vigas ensaiadas experimentalmente são apresentados na Tabela 3.2, sendo que cada variável apresentada nesta tabela está ilustrada na Figura 2.1, exceto  $L_t$  o comprimento total da viga e  $L_v$  que é o comprimento do vão da viga.

Tabela 3.2 – Geometria das vigas, conforme Figura 2.1, estudadas por Al-Thabhawe (2017).

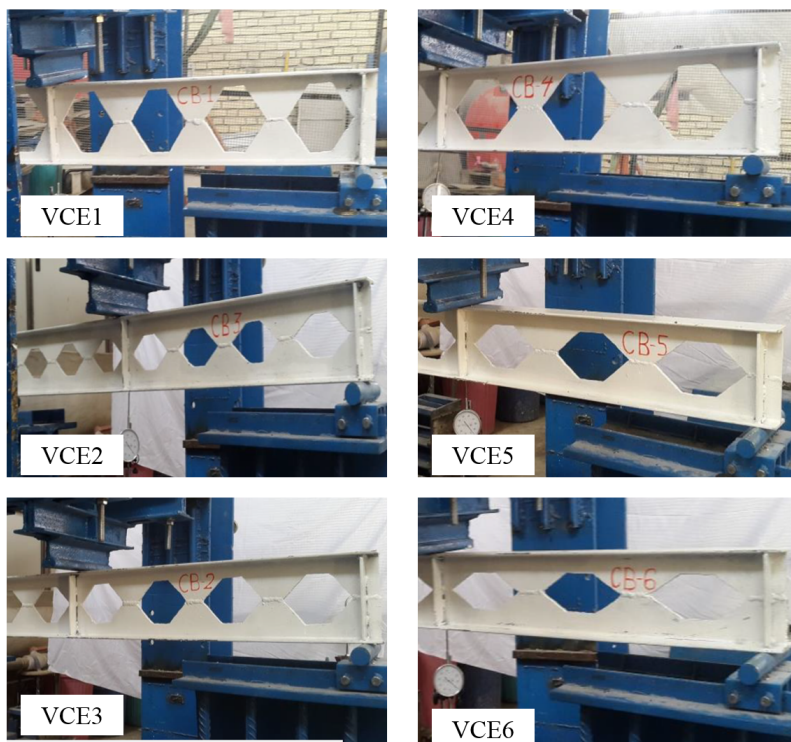
Geometria (mm)											
Vigas	furos	dg	tw	bf	tf	Lt	Lv	h	p	bi	bw
VCE1	8	218	4,70	73	6,90	1650	1600	156	200	50	50
VCE2	8	194	4,70	73	6,90	1650	1600	108	200	50	50
VCE3	8	181	4,70	73	6,90	1650	1600	82	200	50	50
VCE4	6	218	4,70	73	6,90	1675	1600	156	268	67	67
VCE5	6	194	4,70	73	6,90	1675	1600	108	268	67	67
VCE6	6	181	4,70	73	6,90	1675	1600	82	268	67	67

Fonte: Próprio autor.

A pesquisa de Al-Thabhawe (2017) avaliou a resistência última de vigas com aberturas hexagonais na alma, fazendo comparativo com a viga de origem, ou seja, a viga sem expansão. Em termos de material, foi utilizado aço com tensão de escoamento igual a 279 MPa e tensão última igual a 432 MPa. O módulo de elasticidade obtido na caracterização do material foi  $2,01 \cdot 10^5$  MPa.

As vigas estudadas apresentavam enrijecedores no meio do vão, local de aplicação do carregamento para todos os ensaios, e também na região dos apoios, como apresentado na Figura 3.2.

Figura 3.2 – Esquema de ensaio experimental das vigas VCE1 a VCE6.



Fonte: Al-Thabhawe (2017).

As seis vigas ensaiadas falharam pelo surgimento do mecanismo de Vierendeel no alvéolo adjacente ao local de aplicação da carga concentrada, sendo a carga registrada graficamente para o início da formação da falha apresentada na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Resistência obtida no ensaio experimental das vigas VCE1 a VCE6.

Vigas	Resistência experimental (kN)
VCE1	70
VCE2	60
VCE3	70
VCE4	60
VCE4	70
VCE5	75

Fonte: Próprio autor.

### 3.2.2 Dados da pesquisa experimental de Ellobody (2011)

Os dados de geometria das vigas ensaiadas experimentalmente são apresentados na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Geometria das vigas, conforme Figura 2.1, estudadas por Ellobody (2011).

Vigas	furos	Geometria (mm)									
		dg	tw	bf	tf	Lt	Lv	h	a0	bi	bw
VCE7	18	176,30	4,40	64	6,30	3600	3300	120	180	30	60
VCE8	22	176,30	4,40	64	6,30	4400	4100	120	180	30	60
VCE9	26	176,70	4,40	64	6,30	5200	4900	120	180	30	60
VCE10	16	206,50	4,70	73	6,90	3600	3300	140	210	35	70
VCE11	18	210,30	4,70	73	6,90	4400	4100	140	210	35	70
VCE12	22	211,70	4,70	73	6,90	5200	4900	140	210	35	70

Fonte: Próprio autor.

As vigas estudadas por Ellobody (2011) foram inicialmente ensaiadas por Zirakian e Sowkati (2006), o foco do trabalho é a análise de FLT. Para as propriedades do material usado, tem-se que as vigas do grupo C180 (VCE7, VCE8 e VCE9) possuem tensão de escoamento igual 279 e 234 MPa, respectivamente para a mesa e alma. Já as vigas C220 (VCE10, VCE11 e VCE12) são caracterizadas por uma tensão de escoamento de 280 e 332 MPa, novamente para a mesa e alma. O módulo de elasticidade das vigas é de 200 GPa.

O ensaio experimental foi executado a partir de uma carga concentrada aplicada no meio do vão, sendo a viga travada lateralmente nos pontos de apoio e também no local de aplicação da carga. Neste ensaio experimental os travamentos são hastes fixadas na mesa superior e inferior, e articulados na vertical, impedindo, assim, o movimento lateral e permitindo o deslocamento vertical.

Os autores esclarecem que as demais falhas (que não for FLT) foram efetivamente evitadas e que, caso ocorressem, eram desconsideradas e o experimento continuado até a ocorrência do modo de falha FLT. Os valores de resistência a FLT obtidos com o experimento são mostrados na Tabela 3.5.

Tabela 3.5 – Resistência obtida no ensaio experimental das vigas VCE7 a VCE12.

<b>Vigas</b>	<b>Resistência experimental (kN)</b>
VCE7	21,58
VCE8	15,63
VCE9	14,48
VCE10	37,22
VCE11	28,91
VCE12	24,90

Fonte: Próprio autor.

### 3.2.3 Dados da pesquisa experimental de Housain e Speirs (1973)

Os dados de geometria das vigas ensaiadas experimentalmente são apresentados na Tabela 3.6.

Tabela 3.6 – Geometria das vigas, conforme Figura 2.1, estudadas por Housain e Speirs (1973).

<b>Geometria (mm)</b>											
<b>Vigas</b>	<b>furos</b>	<b>dg</b>	<b>tw</b>	<b>bf</b>	<b>tf</b>	<b>Lt</b>	<b>Lv</b>	<b>h</b>	<b>a0</b>	<b>bi</b>	<b>bw</b>
VCE13	6	381	5,84	101,60	6,83	3670,30	3505,20	254	584,20	127	165,10
VCE14	3	381	5,84	101,60	6,83	1852,60	1752,60	254	584,20	127	165,10
VCE15	4	381	5,84	101,60	6,83	1700,20	1600,20	254	400,05	73,33	127
VCE16	6	381	5,84	101,60	6,83	2500,30	2400,30	254	400,05	73,33	127
VCE17	8	381	5,84	101,60	6,83	3136,90	3048	254	381	146,08	44,45

Fonte: Próprio autor.

O estudo de Housain e Speirs (1973) avaliou-se a formação de mecanismo de Vierendeel em diferentes vigas casteladas e também em situações de uso diferentes. Na caracterização do material foram obtidas as tensões de escoamento e última dispostas na Tabela 3.7.

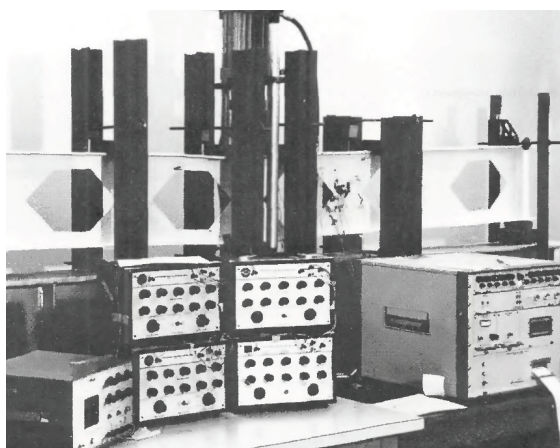
Tabela 3.7 – Valores da caracterização do aço das vigas VCE13 a VCE17.

<b>Vigas</b>	<b>fy (MPa)</b>	<b>fu (MPa)</b>
VCE13	446,47	557,75
VCE14	334,78	446,40
VCE15	334,78	446,40
VCE16	334,78	446,40
VCE17	304,95	471,00

Fonte: Próprio autor.

Em relação ao ensaio experimental, as vigas VCE13, VCE16 e VCE17 apresentavam um ponto local de carregamento (meio do vão) e cinco travamentos laterais (nos apoios, 1/4, 1/2 e 3/4 do vão), possuindo enrijecedores de alma nos pontos de apoio e de aplicação do carregamento. Já as vigas VCE14 e VCE15 foram submetidas a dois locais de carregamento, possuindo travamento lateral nos apoios e nas regiões de aplicação do carregamento, porém os enrijecedores de alma estavam presentes apenas na região dos apoios. Na Figura 3.3 mostra-se o esquema experimental adotado para a viga VCE16, sendo possível verificar o travamento lateral na região do apoio, sendo constituído por duas hastes fixadas na mesa superior e articuladas na vertical.

Figura 3.3 – Esquema de ensaio experimental da vigas VCE16.



Fonte: Housain e Speirs (1973).

O ensaio experimental obteve os resultados apresentados na Tabela 3.8, sendo importante ressaltar que os valores informados são para o surgimento de mecanismo de Vierendeel, mesmo que outra falha pudesse surgir primeiro, como ocorreu na viga VCE15, onde a primeira falha registrada foi o escoamento da montante por cisalhamento.

Tabela 3.8 – Resistência obtida no ensaio experimental das vigas VCE13 a VCE17.

Vigas	Resistência experimental (kN)
VCE13	142,00
VCE14	142,40
VCE15	215,74
VCE16	186,38
VCE17	106,76

Fonte: Próprio autor.

### 3.2.4 Dados da pesquisa experimental de Vieira (2015)

Os dados de geometria das vigas ensaiadas experimentalmente são apresentados na Tabela 3.9.

Tabela 3.9 – Geometria das vigas, conforme Figura 2.1, estudadas por Vieira (2015).

Geometria (mm)											
Vigas	furos	dg	tw	bf	tf	Lt	Lv	h	a0	bi	bw
VCE18	4	454,50	5,10	101	5,70	2424,20	2274,20	303	524,80	87,50	174,90
VCE19	6	454,50	5,10	101	5,70	2189,20	2039,20	303	327,40	87,90	75,80
VCE20	6	463,50	6	102	8,90	2229,60	2079,60	309	333,80	89,60	77,30
VCE21	6	475,50	7,60	167	13,20	2283,40	2133,40	317	342,40	91,90	79,30

Fonte: Próprio autor.

Os ensaios realizados por Vieira (2015) objetivaram estudar o modo de falha FMA (flambagem do montante da alma), caracterizado principalmente pelas altas tensões de cisalhamento na alma. Na caracterização do material foi obtido uma tensão de escoamento de 345, 350, 389 e 426 MPa (respectivamente para as vigas VCE18, VCE19, VCE20 e VCE21), já o módulo de elasticidade adotado foi 200 GPa para todas as vigas.

No ensaio todas as vigas foram carregadas com carga pontual no meio do vão, sendo que todas também contavam com suporte lateral no meio do vão e nos apoios. As almas das vigas também possuíam enrijecedores, estes colocados no ponto de aplicação da força e nos apoios. Na figura 3.4 é apresentada a configuração do ensaio experimental utilizado.

Figura 3.4 – Esquema de ensaio experimental da viga VCE18.



Fonte: Vieira (2015).

Os valores de resistência obtidos com os experimentos para o modo de falha FMA estão apresentados na Tabela 3.10.

Tabela 3.10 – Resistência obtida no ensaio experimental das vigas VCE18 a VCE21.

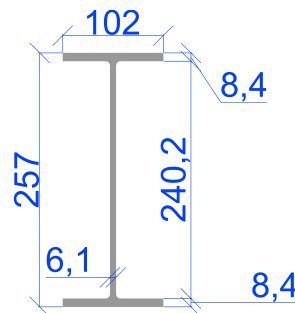
Vigas	Resistência experimental (kN)
VCE18	170,24
VCE19	176,68
VCE20	318,39
VCE21	492,49

Fonte: Próprio autor.

### 3.2.5 Vigas propostas para estudo paramétrico

O estudo paramétrico visa avaliar as diferenças comportamentais, em termos de resistência e modos de falha para vigas de mesmo vão com padrões de geométricos diferentes, sendo eles os padrões Anglo-saxão, Litzka e Peiner. Para o estudo foi adotado um perfil W250 x 25,3, sendo esse um perfil comum e amplamente empregado na indústria da construção civil. Na Figura 3.5 é apresentada a geometria transversal do perfil adotado.

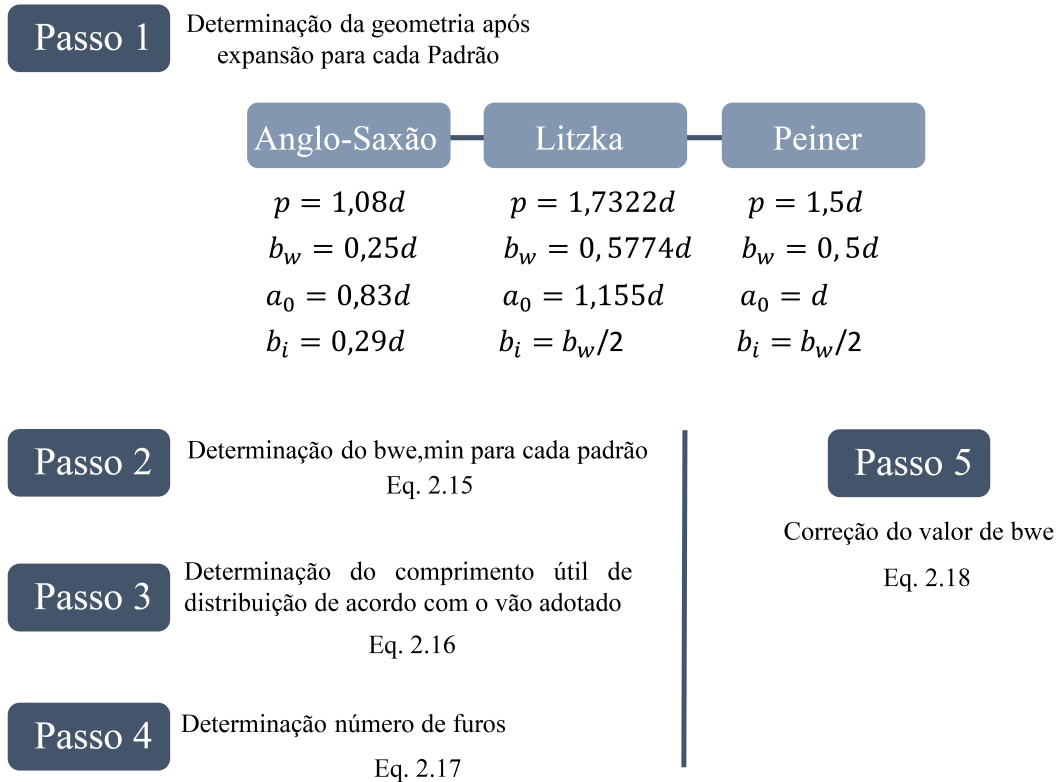
Figura 3.5 – Perfil W250 x 25,3.



Fonte: Próprio autor.

As vigas foram expandidas na razão de 1,5, seguindo os critérios apresentados na seção 2.4 e resumidos em forma de esquema na Figura 3.6, para cada padrão geométrico de viga castelada.

Figura 3.6 – Esquema para obtenção da geometria para cada padrão.



Fonte: Próprio autor.

A nomenclatura adotada para as três vigas é mostrada na Tabela 3.11.

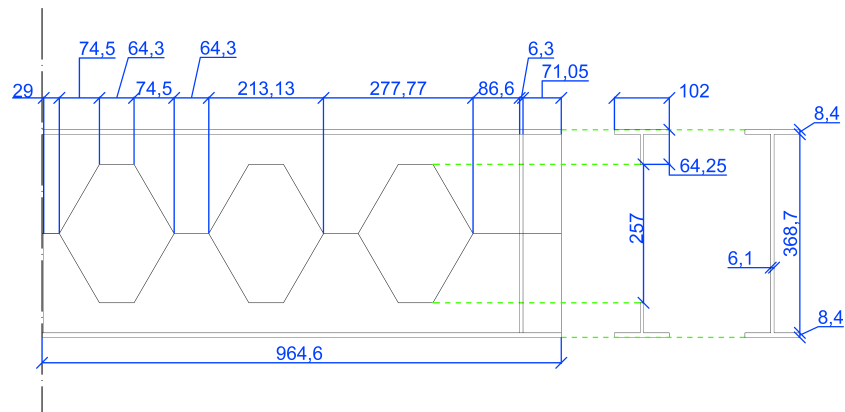
Tabela 3.11 – Nomenclatura para as vigas de estudo paramétrico.

<b>Padrão geométrico</b>	<b>Código adotado</b>
Viga Castelada Anglo-saxão	VCA
Viga Castelada Litzka	VCL
Viga Castelada Peiner	VCP

Fonte: Próprio autor.

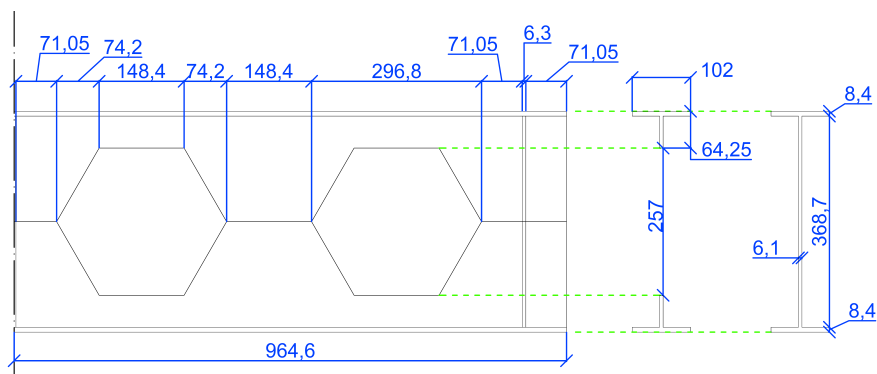
Aplicando o esquema mostrado na Figura 3.6, tem-se a geometria adotada para cada padrão, conforme apresentado nas Figuras 3.7, 3.8 e 3.9.

Figura 3.7 – Geometria da viga VCA.



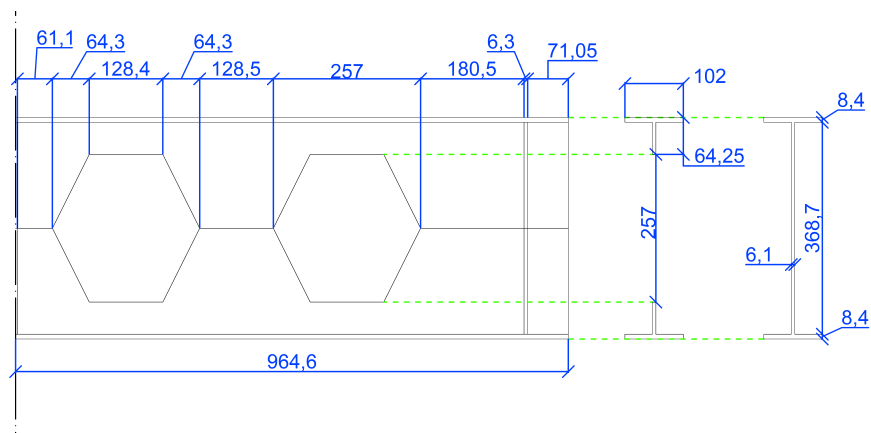
Fonte: Próprio autor.

Figura 3.8 – Geometria da viga VCL.



Fonte: Próprio autor.

Figura 3.9 – Geometria da VCP.



Fonte: Próprio autor.

Os parâmetros geométricos de cada padrão estão resumidos na Tabela 3.12.

Tabela 3.12 – Parâmetros geométricos das vigas VCA, VCL E VCP.

Geometria (mm)									
Vigas	Nº de furos	H	h	$a_0$	$b_i$	$b_w$	$b_{we}$	$L_t$	$L_v$
VCA	6	385	257	213,30	74,50	64,30	163,95	1929,20	1780,80
VCL	4	385	257	296,80	74,20	148,40	148,40	1929,20	1780,80
VCP	4	385	257	257,00	64,30	128,50	128,50	1929,20	1780,80

Fonte: Próprio autor.

Para as vigas, apresentadas anteriormente, também foi utilizado enrijecedores de alma, posicionados na região dos apoios e também na região de aplicação do carregamento, meio do vão. É importante ressaltar que o valor reduzido de vão adotado para as vigas VCA, VCL e VCP visa a possibilidade de uma futura pesquisa experimental, utilizando as mesmas vigas. Assim, o valor do comprimento da viga foi ajustado de forma a possibilitar o manuseio e a compatibilidade aos instrumentos do laboratório de estruturas da Universidade Federal de Goiás – Regional Catalão.

Outro ponto importante é que para as vigas VCA, VCL e VCP foi adotado um aço com comportamento elastoplástico perfeito, possuindo as seguintes propriedades:

- Módulo de elasticidade: 200000 MPa;
- Coeficiente de Poisson: 0,3.

A adoção destas propriedades é recomendada em diversas pesquisas, como por exemplo as realizadas por [Ellobody \(2011\)](#), [Wang, Wang e Ma \(2014\)](#), [Wang \*et al.\* \(2016\)](#) e [Tohidi e Sharifi \(2015\)](#)

Para as tensões de escoamento e última do material foi realizado uma busca de trabalhos experimentais que possuíam a caracterização do aço ASTM A572 Grau 50, sendo este o tipo de aço empregado para a fabricação do perfil W250 x 25,3 no Brasil. A Tabela 3.13 apresenta os valores levantados na literatura, sendo utilizados para a modelagem numérica o valor médio, como mostrado.

Tabela 3.13 – Valores caracterizados para o aço A572 na literatura e valor médio que será adotado na modelagem numérica.

$f_y$	$f_u$	<b>Autor</b>
373,60	523,00	Bessa, Goncalves <i>et al.</i> (2012)
364,10	451,20	
380,27	493,49	Pereira (2014)
393,80	491,87	Borges (2015)
394,91	473,42	
400,66	509,11	Vieira (2015)
365,00	458,00	
358,00	455,00	
<b>378,67</b>	<b>481,89</b>	<b>Média</b>

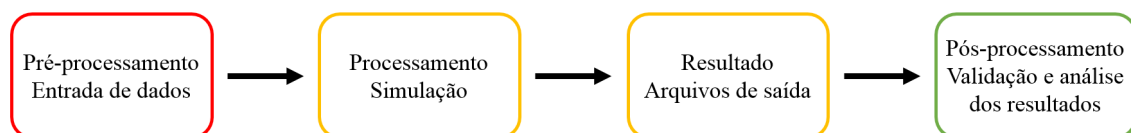
Fonte: Próprio autor.

### 3.3 Modelagem numérica

#### 3.3.1 Introdução

Os modelos numéricos possuem o objetivo de representar com a maior fidelidade possível tanto a geometria quanto as propriedades físicas dos materiais. A representação dessas propriedades é feita através do Método dos Elementos Finitos, internacionalmente abreviado para MEF, a qual é feita por meio de um modelo discreto com o auxílio de elementos e nós com comportamentos bem definidos. O conjunto de elementos e nós é comumente chamado de malha, sendo que, quanto mais refinada, com um maior número de elementos e nós, maior será a precisão do modelo proposto, porém haverá um maior gasto computacional (MIRLISENNA, 2016). A solução de problemas empregando MEF é resumida na Figura 3.10.

Figura 3.10 – Esquema do processo de utilização do MEF.



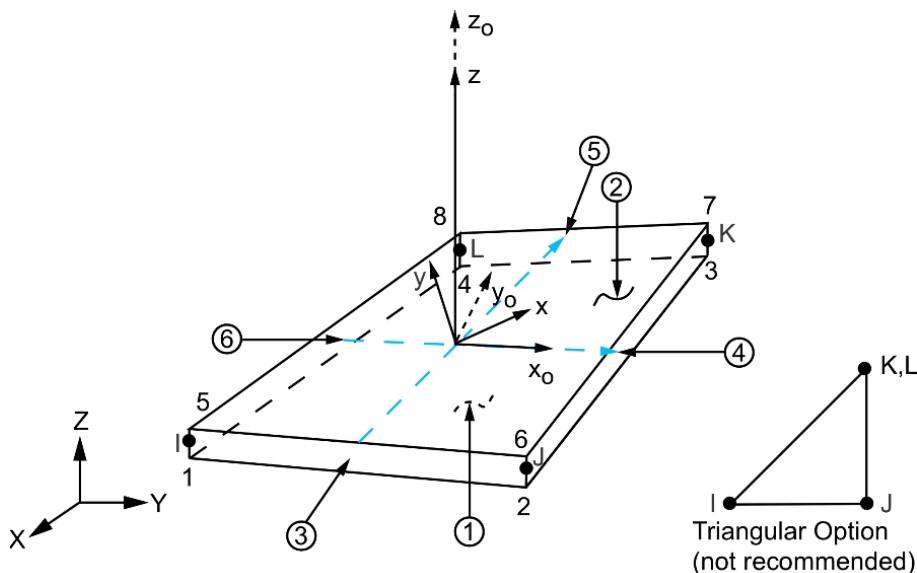
Fonte: Próprio autor.

O método de elementos finitos, conforme apresentado anteriormente, é empregado por meio da utilização do software *ANSYS<sup>TM</sup> versão 18.2 Academic*, sendo que este permite a entrada de dados por meio de código de programação, chamado *ANSYS Parametric Design Language* (APDL). A utilização dessa ferramenta permite o uso de ferramentas comuns de programação, como por exemplo *loops* ou *if*, além de permitir ao usuário, em caso de erro, fazer apenas pequenas modificações nas linhas de código (MADENCI; GUVEN, 2015). As-

sim, a modelagem realizada no software *ANSYS<sup>TM</sup>* utilizou a ferramenta de programação em APDL, permitindo um maior controle e também facilidade em possíveis alterações.

Em relação à execução do trabalho, a viga castelada foi modelada utilizando o elemento de casca SHELL181, o qual é composto por quatro nós cada um com seis graus de liberdade, sendo possível a translação nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ , bem como a rotação em torno dos eixos  $x$ ,  $y$  e  $z$ . O uso deste elemento tem aplicabilidade para análises lineares e também para análises que envolvam não-linearidade física e/ou geométrica (BANERJEE; CHEN; KATHIRGAMANATHAN, 2011). Em termos de respostas o elemento SHELL181 fornece os deslocamentos nodais, bem como a resultante da tensão em termos de esforços normais, cisalhantes e momentos, avaliada em termos de critérios específicos. A Figura 3.11 apresenta as características do elemento.

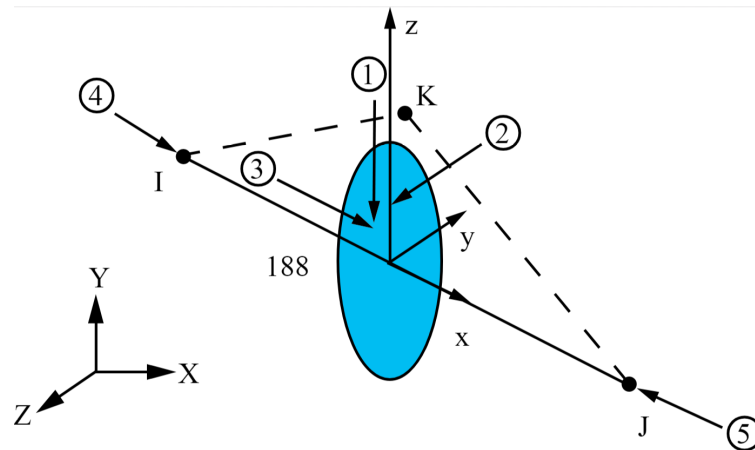
Figura 3.11 – Detalhes do elemento SHELL181.



Fonte: (BANERJEE; CHEN; KATHIRGAMANATHAN, 2011).

O elemento SHELL181 permite apenas a aplicação de pressão em uma área delimitado por nós, assim, para a transferência do carregamento de forma linear-distribuída para a viga castelada (fidelizando o modelo numérico ao modelo experimental) foi utilizado o elemento BEAM188. O BEAM188 é um elemento de barra, possuindo seis graus de liberdade, sendo eles translação nodal nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$  e a rotação também nodal nos mesmos eixos, como apresentado na Figura 3.12 (DAMAS, 2016). Uma característica importante a se destacar é que nesse elemento a deformação de cisalhamento transversal é constante por toda seção transversal, e em relação as propriedades geométricas adotadas, foi utilizada uma majoração da seção transversal de forma a minimizar as deformações, sendo a barra utilizada apenas para transferir os esforços.

Figura 3.12 – Detalhes do elemento BEAM188.



Fonte: (MADENCI; GUVEN, 2015).

### 3.3.2 Definição da malha e modelos numéricos utilizados

Para o desenvolvimento do trabalho foi adotada uma malha estruturada que permitisse o refinamento. A finalidade dessa metodologia é encontrar uma malha bem ajustada, ou seja, aquela a partir da qual os próximos refinamentos não apresentem modificação significativa ao ajuste da curva de estudo (força x deslocamento ou rotação), levando em consideração tempo de processamento e gasto computacional. A malha e uma possibilidade de refinamento estão apresentadas na Figura 3.13.

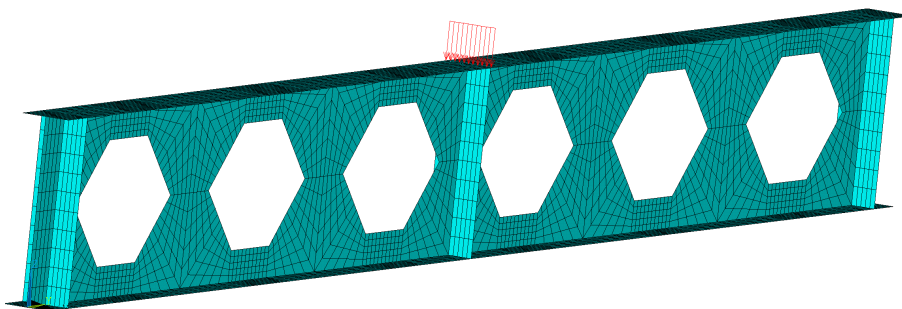
Figura 3.13 – Uma das possibilidades do refinamento de malha.



Fonte: Próprio autor.

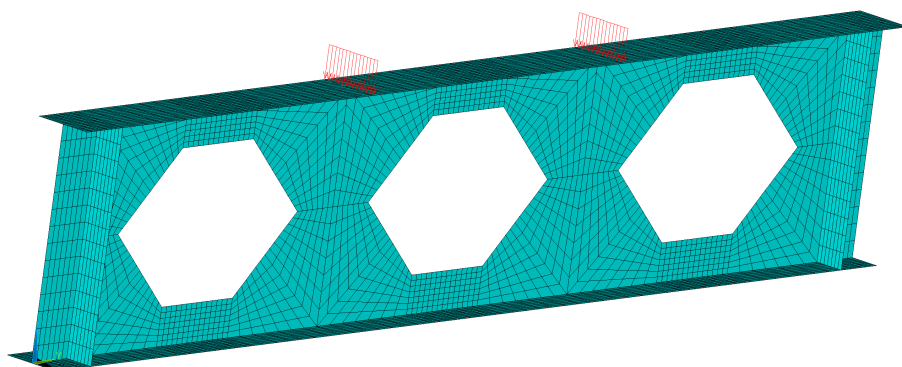
Paras vigas modeladas numericamente neste trabalho tem-se as malhas mostradas nas Figura 3.14 a 3.21, sendo que as setas em vermelho indicam a posição do elemento BEAM188, local de aplicação do carregamento:

Figura 3.14 – Malha da viga VCE13.



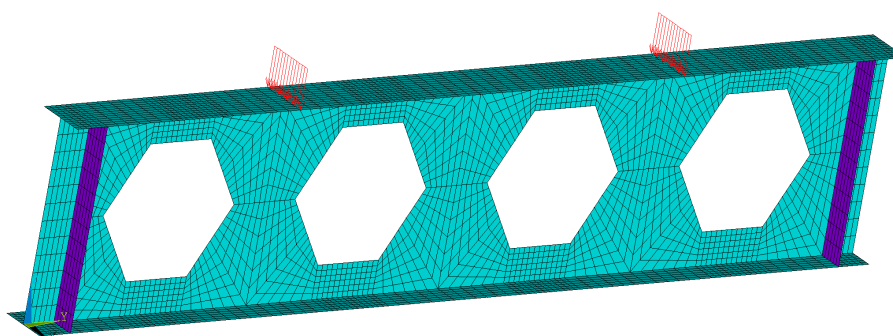
Fonte: Próprio autor.

Figura 3.15 – Malha da viga VCE14.



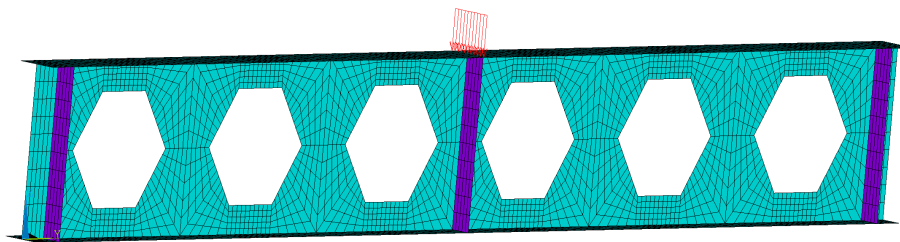
Fonte: Próprio autor.

Figura 3.16 – Malha da viga VCE15.



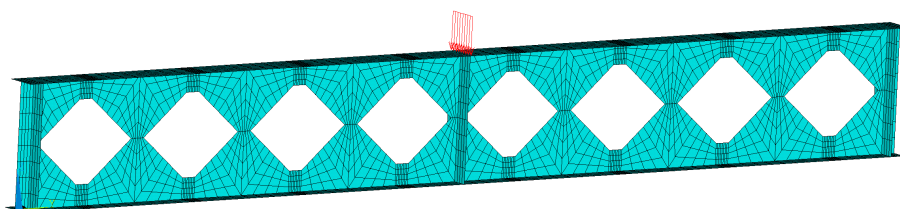
Fonte: Próprio autor.

Figura 3.17 – Malha da viga VCE16.



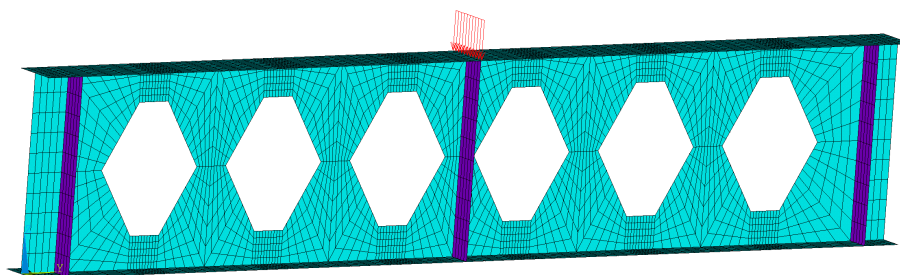
Fonte: Próprio autor.

Figura 3.18 – Malha da viga VCE17.



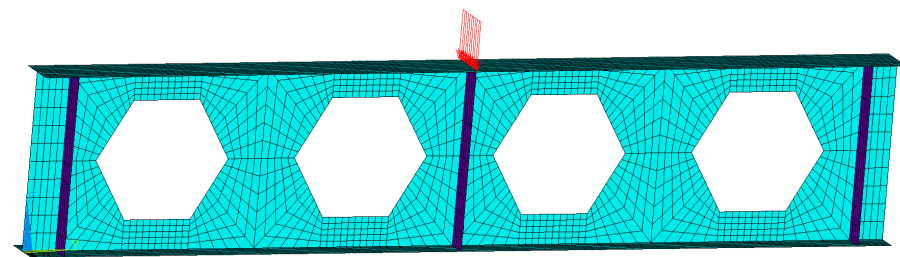
Fonte: Próprio autor.

Figura 3.19 – Malha da viga VCA.



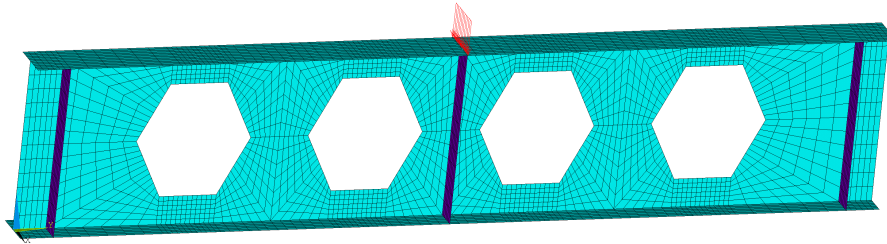
Fonte: Próprio autor.

Figura 3.20 – Malha da viga VCL.



Fonte: Próprio autor.

Figura 3.21 – Malha da viga VCP.



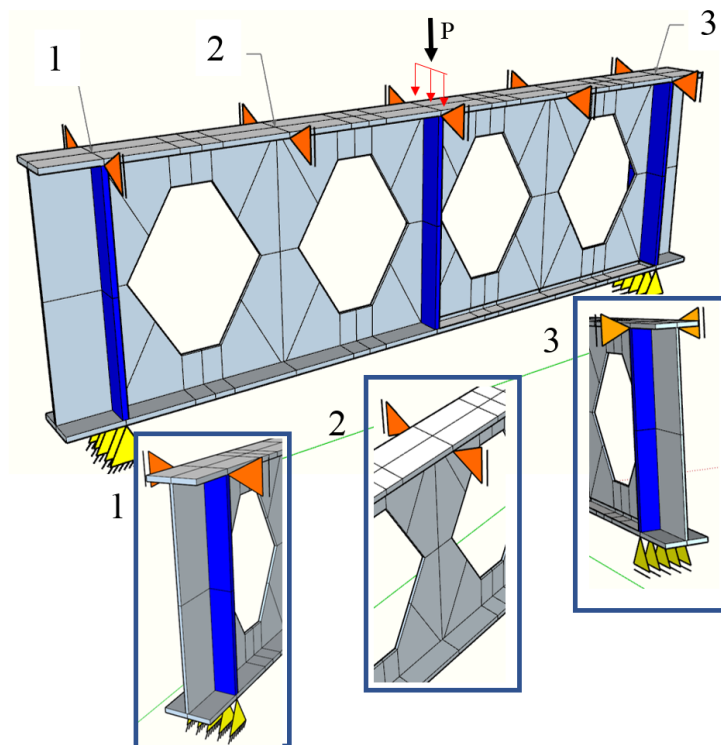
Fonte: Próprio autor.

### 3.3.3 Condições de contorno

Para a modelagem as vigas foram consideradas biapoiadas, sendo que o primeiro apoio (próximo a origem de sistema de coordenadas) é de 2º gênero, permitindo livre rotação e impedindo translação em qualquer direção. Já o segundo apoio é de 1º gênero, impedindo apenas translação ao longo do eixo vertical (aqui considerado eixo Z) e permitindo livre rotação.

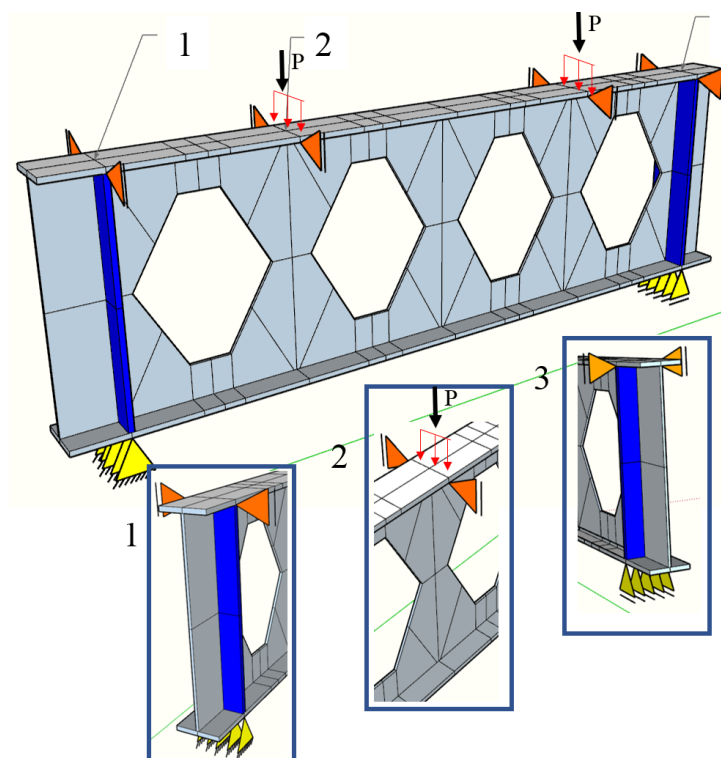
Todas as vigas modeladas também foram impedidas de deslocar lateralmente por meio travamento (ou contenção) das mesas superiores, posicionados em regiões variadas ao longo do comprimento, como apresentado nas Figura 3.22, 3.23 e 3.24. O tipo de travamento representa a possibilidade da ocorrência de deslocamento vertical e busca simular de forma fiel a possibilidade de travamento em ensaio experimental. As demais condições de contorno também são resumidas, de forma genérica para grupos de vigas.

Figura 3.22 – Condições de contorno genérica para as vigas VCE13, VCE16 e VCE17.



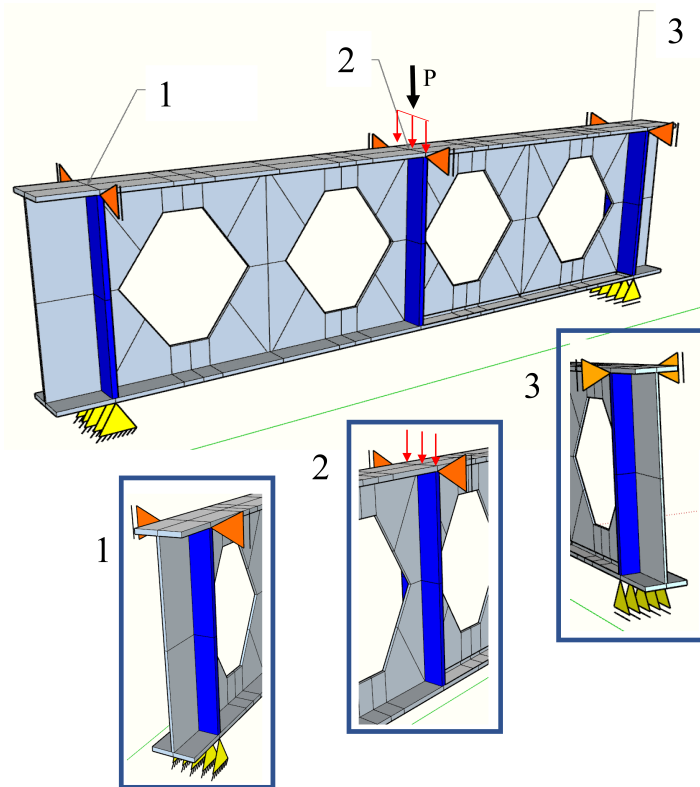
Fonte: Próprio autor.

Figura 3.23 – Condições de contorno genérica para as vigas VCE14 e VCE15.



Fonte: Próprio autor.

Figura 3.24 – Condições de contorno genérica para as vigas VCA, VCL e VCP.



Fonte: Próprio autor.

### 3.3.4 Análise Não-linear Geométrica e Física

Na modelagem numérica das vigas foi considerado os efeitos da não-linearidade geométrica aplicada a estrutura carregada, ou seja, são consideradas as diferentes configurações que a estrutura assume, em termos de deslocamento, rotação e deformação, para cada parcela do carregamento a qual está submetida. A fundamentação desta análise está no fato de grandes modificações na geometria requererem novas equações de equilíbrio válidas para a nova posição assumida pela estrutura (FERREIRA, 2009).

A não-linearidade geométrica no software *ANSYS<sup>TM</sup>* para o elemento *SELL181* é considerada por meio da descrição Cinemática Corrotacional (CR), a qual divide os movimentos de cada elemento componente da viga em dois sistemas distintos, fazendo assim, a análise separada dos movimentos de corpo rígido e os movimentos deformacionais. Os movimentos de corpo rígido utilizam como configuração uma referência fixa utilizada para medir os deslocamentos de corpo rígido. Já os movimentos deformacionais utilizam um sistema de eixos locais corrotacionados para cada elemento, sendo capaz de medir exclusivamente os deslocamentos deformacionais, dos quais se obterão a tensões e deformações da estrutura (MENIN, 2006).

Com a análise separada dos movimentos são obtidas as novas equações de equilí-

brio do problema, que são resolvidas por um processo iterativo e incremental, onde, a cada atualização da matriz de rigidez, é adicionado uma parcela do carregamento, objetivando definir um novo caminho de equilíbrio para a análise. O método de solução das equações de equilíbrio não-lineares no software *ANSYS<sup>TM</sup>* é mostrado na seção 3.3.5.

Para a não-linearidade física foi considerada a plasticidade em todas as vigas modeladas numericamente, por se tratar da modelagem de um material que vai além do regime elástico, ou seja, o descarregamento da estrutura recupera apenas a porção elástica da deformação, permanecendo a chamada “deformação plástica no material” (MÜTZENBERG; VEIT; SILVEIRA, 2004). O software *ANSYS<sup>TM</sup>* trabalha com alguns critérios do material que são importantes se destacar, como por exemplo o endurecimento do material isotrópico, sendo este o critério adotado para deformação do aço neste trabalho. Este critério caracteriza um comportamento onde ocorre um aumento das tensões na superfície de escoamento para uma determinada deformação, diferente daquela inicial do processo de deformação plástica (OWEN; PRAKASH; ZIENKIEWICZ, 1974).

Outro critério de adoção do software importante a se destacar é a plasticidade aplicada por meio do critério do von Mises, ao qual apresenta boa aproximação para materiais dúcteis, como o aço. Nesse critério o elemento estrutural terá sua falha caso a energia associada a sua mudança de forma, em um carregamento multiaxial, superar a energia de distorção que o mesmo apresenta quando submetido a um ensaio de tração uniaxial. A tensão equivalente de von Mises é dada pela Equação 3.1 :

$$\sigma_{vM} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}{2}} \quad (3.1)$$

Onde,  $\sigma_{vM}$  ou  $\sigma_e$  é a tensão equivalente de von Mises;

$\sigma_1$  é a tensão máxima principal;

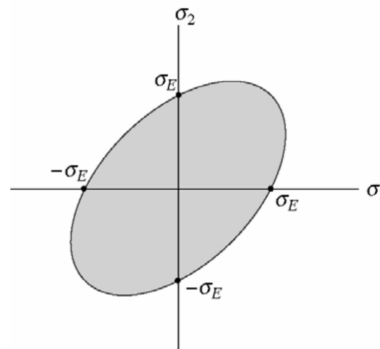
$\sigma_2$  é a tensão média principal;

$\sigma_3$  é a tensão mínima principal;

Para o estado plano de tensões, tem-se a Equação 3.2 e a Figura 3.25 com o gráfico representativo das tensões.

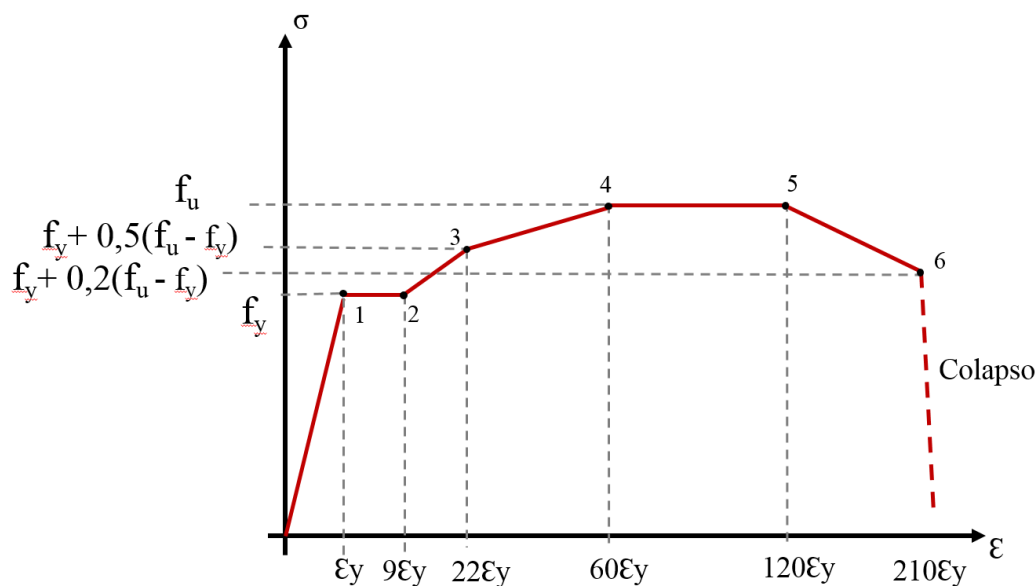
$$\sigma_{vM} = \sqrt{(\sigma_1)^2 - (\sigma_1\sigma_3) + (\sigma_3)^2} \quad (3.2)$$

Figura 3.25 – Estado plano de tensões para o critério de von Mises.



Em relação ao diagrama de tensão pela deformação foi adotado a proposição multilinear proposta por Maggi (2004) para perfis, conforme apresentado na Figura 3.26, capaz de representar o comportamento não-linear do aço para determinadas tensões. É importante ressaltar que o diagrama proposto pelo autor tem boa aproximação ao comportamento real do aço, sendo adotado tanto para perfis ASTM A36 e A572 conforme trabalhos de Machado (2013) e Tineo (2016).

Figura 3.26 – Diagrama tensão x deformação.



Fonte: (MAGGI, 2004).

### 3.3.5 Método de solução das Equações de Equilíbrio Não-lineares

A solução do problema não-linear no software *ANSYS<sup>TM</sup>* é comumente resolvida por meio da utilização do método de Gauss e a avaliação do equilíbrio pelo método Newton-Raphson, sendo que, antes de cada solução, o método avalia o vetor de carga fora do equilíbrio, pela diferença entre a carga para restaurar o equilíbrio e a carga aplicada. Após essa

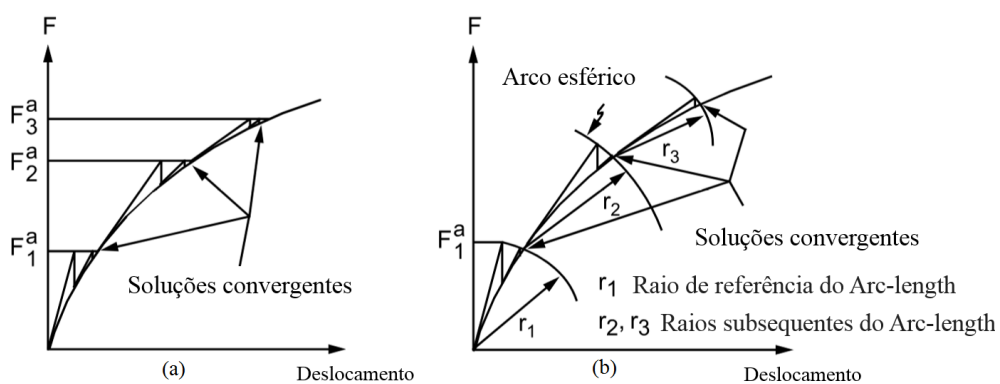
avaliação, no método de Gauss é executada a solução, utilizando as cargas desbalanceadas e verifica-se a convergência.

Caso a convergência não seja satisfeita, o vetor de carga fora do equilíbrio é novamente avaliado, atualizando a matriz de rigidez e obtendo uma nova solução, o processo se repete até que o critério de convergência seja atendido (VIEIRA, 2014). No *ANSYS<sup>TM</sup>* os critérios de convergência podem estar baseados em forças, momentos ou deslocamentos, e até mesmo em uma combinação dos três, com tolerâncias iguais ou diferentes. As etapas do funcionamento do método podem ser resumidas por:

- Passo 1: Assuma o vetor deslocamento inicial igual a zero;
- Passo 2: Calcule o valor da matriz tangente atualizada conforme deslocamento do passo anterior e força para restaurar o equilíbrio anterior;
- Passo 3: Atualize o deslocamento para os valores alterados no Passo 2;
- Passo 4: Repita os Passos 2 e 3 até obter a convergência.

Em algumas situações a convergência não pode ser alcançada utilizando apenas o método do Newton-Raphson, sendo necessário o uso do método “Arc-Length” ou Comprimento de Arco. O uso desse complemento faz com que as iterações convirjam ao longo de um arco, de forma a se evitar divergências, mesmo em casos onde a inclinação curva carga x deflexão se torne negativa ou igual a zero (MOHEBKHAH, 2004). Um comparativo do funcionamento dos dois métodos é apresentado na Figura 3.27. Para a realização da modelagem numérica deste trabalho foi sempre utilizado o método Arc-Length, como forma de padronizar e até otimizar o processamento.

Figura 3.27 – Comparativo dos métodos Newton-Raphson (a) e Arc-Length (b).



Fonte: Madenci e Guven (2015)

É importante destacar que as parcelas do carregamento podem ser adicionadas por meio da utilização das etapas de carga ou “load step” ao qual define um determinado car-

regamento em um intervalo de tempo, sendo que dentro desse “load step” podem ser definidos “substep”, direcionando o *ANSYS<sup>TM</sup>* a realizar várias soluções com acréscimo de carga gradual. Outra forma de implementar o carregamento é por meio de incrementos de carga, onde, independente da variável tempo, as cargas são incrementadas em pequenas parcelas definidas. Para a execução deste trabalho foi utilizado os incrementos de carga, por este possibilitar maior controle do processamento, e poder diminuir os incrementos de forma a minimizar a ocorrência de não-convergência. Os incrementos de carga adotados foram de 2,8 kN, para todos os modelos numéricos.

## Capítulo 4

---

# RESULTADOS E DISCUSSÃO

---

Nesta seção serão apresentados e discutidos os resultados obtidos nas partes compõe o trabalho, sendo elas:

- Avaliação do roteiro analítico de previsão de carga resistente, conforme apresentado na seção 2.5, em comparação com os resultados experimentais das vigas ensaiadas por [Al-Thabhawe](#) (2017), [Ellobody](#) (2011), [Housain e Speirs](#) (1973) e [Vieira](#) (2015);
- Modelagem numérica:
  - Análise do modelo numérico empregado para cada uma das vigas de [Housain e Speirs](#) (1973), discutindo o comportamento do modelo, valores de referência e comparação com os aspectos experimentais;
  - Avaliação do comportamento das vigas no modelo numérico, comparando com os valores de cada falha obtidos no procedimento analítico;
  - Valores de tensão, deformação e deslocamento, bem como avaliação do comportamento estrutural das geometrias nas vigas VCA, VCL e VCP.

### 4.1 Análise analítica

Os valores de carga resistente para a verificação analítica, conforme os critérios apresentados na seção 3.1, das vigas VCE1 a VCE6, estudadas por [Al-Thabhawe](#) (2017), estão apresentados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Carga resistente para as vigas VCE1 a VCE6.

	VCE1	VCE2	VCE3	VCE4	VCE5	VCE6
$P_{MV}$ (kN)	64	70,50	70,20	58	66,60	67,40
$P_{EC}$ (kN)	103,68	88,96	80,76	103,68	88,96	80,76
$P_{EF}$ (kN)	115,10	142,68	170,60	154,24	191,18	228,60
$P_{FMA}$ (kN)	115,10	142,68	170,60	154,24	191,18	228,60
$P_{FLT}$ (kN)	73,65	71,75	70,22	80,85	77,27	74,07
<b>Modo de falha Experimental</b>	Mec. de Vier.	Mec. de Vier.	Mec. de Vier.	Mec. de Vier.	Mec. de Vier.	Mec. de Vier.
<b>Carga experimental (kN)</b>	70	60	70	60	70	75
<b>Analítico/Experimental</b>	0,91	1,18	1	0,97	0,95	0,90

Fonte: Próprio autor.

A aplicação do procedimento analítico, conforme seção 3.1, para as vigas por Al-Thabhawe (2017) apresentaram valores bem próximos ao obtido no resultado experimental, identificando a mesma falha registrada já que a menor carga resistente foi  $P_{MV}$ , ou seja, a menor resistência foi apresentada para o surgimento do mecanismo de Vierendeel. A diferença apresentada pode ser atribuída ao processo construtivo da viga, capaz em algumas situações de modificar a distribuição das tensões, alterando o comportamento final da estrutura e também às não-linearidades não consideradas no procedimento analítico.

Já para as vigas VCE7 a VCE12, estudadas por Ellobody (2011), tem-se os resultados apresentados na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Carga resistente para as vigas VCE7 a VCE12.

	VCE7	VCE8	VCE9	VCE10	VCE11	VCE12
$P_{MV}$ (kN)	20,00	16,70	14,30	40,75	35,10	30,02
$P_{EC}$ (kN)	43,48	43,48	43,56	77,30	78,50	78,94
$P_{EF}$ (kN)	75,32	75,32	75,46	133,88	135,98	159,54
$P_{FMA}$ (kN)	75,32	75,32	75,46	133,88	135,98	159,54
$P_{FLT}$ (kN)	24,55	15,85	10,60	42,33	28,84	18,74
<b>Modo de falha Experimental</b>	FLT	FLT	FLT	FLT	FLT	FLT
<b>Carga experimental (kN)</b>	21,58	15,63	14,48	37,22	28,91	24,90
<b>Analítico/Experimental</b>	1,14	1,01	0,73	1,14	1,00	0,75

Fonte: Próprio autor.

Lembrando que o foco de estudo realizado por Ellobody (2011) era a ocorrência do modo de falha FLT, desprezando as demais falhas que poderiam ocorrer antes, assim, o procedimento analítico também obteve boa aproximação. Por meio do procedimento ainda foi possível mostrar que as VCE7 e VCE10 falhariam, por exemplo, por mecanismo de Vierendeel, pelo baixo valor apresentado pelo  $P_{MV}$ , sendo esta falha relatada pelo autor, mas sem seu valor apresentado, já que o foco era o estudo do modo de falha FLT.

Para as vigas VCE13 a VCE17, estudadas por [Housain e Speirs \(1973\)](#), a aplicação do procedimento analítico apresentou os resultados exibidos na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Carga resistente para as vigas VCE13 a VCE17.

	VCE13	VCE14	VCE15	VCE16	VCE17
$P_{MV}$ (kN)	134,60	138,20	187,20	191	115,80
$P_{EC}$ (kN)	192,72	150,43	168,68	216,48	229,28
$P_{EF}$ (kN)	667,60	521,11	337,97	749,92	913,54
$P_{FMA}$ (kN)	301,63	301,62	259,70	294,08	268,98
$P_{FLT}$ (kN)	174,42	203,75	209,99	241,23	150,02
<b>Modo de falha Experimental</b>	Mec. de Vier.	Mec. de Vier.	Mec. de Vier.	Mec. de Vier.	Mec. de Vier.
<b>Carga experimental (kN)</b>	142	142,40	*	186,38	106,76
<b>Analítico/Experimental</b>	0,95	0,97	*	1,02	1,08

Fonte: Próprio autor.

O marcador "\*" apresentado na Tabela 4.3, faz referência ao fato do experimento, realizado por [Housain e Speirs \(1973\)](#), registrar que a primeira falha seria por escoamento por cisalhamento do montante, conforme também mostrado na Tabela 4.3 pelo baixo valor de  $P_{EC}$ , mas como o foco da trabalho era o estudo do mecanismo de Vierendeel, a primeira falha foi ignorada pelos autores, não possuindo, assim, seu valor foi registrado na pesquisa.

Mais uma vez o procedimento analítico foi bastante fiel a realidade, registrando até falhas que ocorreram no experimento e que não estavam sendo planejadas pelos autores, como o caso do modo de falha escoamento por cisalhamento do montante. As divergências nos valores ainda podem ser atribuídas aos processos construtivos, como por exemplo o corte e soldagem das vigas casteladas, bem como as não-linearidades não consideradas no procedimento analítico.

Já para as vigas VCE18 a VCE19, estudadas por [Vieira \(2015\)](#), com a aplicação do procedimento analítico, obteve-se os resultados apresentados na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 – Carga resistente para as vigas VCE18 a VCE21.

	VCE18	VCE19	VCE20	VCE21
$P_{MV}$ (kN)	166	223	342	684,50
$P_{EC}$ (kN)	379	267,08	358,28	517,04
$P_{EF}$ (kN)	379,12	268,42	359,90	519,24
$P_{FMA}$ (kN)	162,94	175,22	258,26	446,26
$P_{FLT}$ (kN)	170,69	177,64	328,14	915,80
<b>Modo de falha Experimental</b>	FMA	FMA	FMA	FMA
<b>Carga experimental (kN)</b>	170,24	176,68	318,39	492,49
<b>Análítico/Experimental</b>	0,96	0,99	0,81	0,91

Fonte: Próprio autor.

Com um procedimento experimental bastante completo, a fidelidade dos dados utilizados no procedimento analítico gerou boa previsão das falhas, sendo fieis ao objetivo de estudo de [Vieira \(2015\)](#). Com base no levantamento bibliográfico realizado na seção 2.4, pode-se afirmar que o modo de falha FMA ainda é pouco estudado na área de vigas casteladas, porém, observa-se que o procedimento analítico proposto Seção 3.1, apresenta uma boa precisão de carga última estimada ( $P_{FMA}$ ) para esse modo de falha, fato que pode ser observado na relação analítico/experimental da Tabela 4.4. É importante destacar ainda que no procedimento analítico não foram utilizados os coeficientes de ponderação do critério de segurança, na busca de se estimar os valores reais de carga para os modos de falha.

Já as vigas VCA, VCL e VCP, com padrão Anglo-saxão, Litzka e Peiner, respectivamente, possuem os valores de carga resistente estimados pelo procedimento analítico conforme dado apresentados na Tabela 4.5.

Tabela 4.5 – Valor de carga resistente para cada estado-limite para as vigas VCA, VCL e VCP.

	VCA	VCL	VCP
$P_{MV}$ (kN)	234	156,40	169,80
$P_{EC}$ (kN)	147,32	212,22	212,22
$P_{EF}$ (kN)	296,36	424,96	368,20
$P_{FMA}$ (kN)	274,2	304,64	285,72
$P_{FLT}$ (kN)	717,71	724,58	736,35

Fonte: Próprio autor.

A discussão relacionada aos valores mostrados nas Tabelas 4.5 é apresentada na seção 4.2.6, em conjunto a modelagem numérica.

## 4.2 Análise numérica

Conforme já definido no Capítulo 3, com respeito a modelagem numérica, inicialmente será apresentado o estudo comparativo entre os resultados experimentais obtidos por [Housain e Speirs \(1973\)](#) e os modelos numéricos, via MEF, desenvolvidos neste trabalho. A pesquisa experimental realizada por [Housain e Speirs \(1973\)](#) apresenta duas formas de curvas força (carga) x deslocamento, sendo a primeira relacionada a translação vertical no meio vão e a segunda relacionada a rotação apresentada pela viga na região dos apoios. Assim, a ordem na qual será apresentada a modelagem numérica se iniciará pela viga VCE14, VCE15 e VCE16 a qual serão utilizadas as curvas força x deslocamento vertical (translação) e depois as vigas VCE13 e VCE17, onde a curva comparativa será força x rotação. Por fim, são apresentados e discutidos os resultados obtidos para as vigas do estudo paramétrico VCA, VCL e VCP.

### 4.2.1 Modelos numéricos de Housain e Speirs (1973)

As vigas modeladas numericamente a partir dos dados da pesquisa de [Housain e Speirs \(1973\)](#), apresentadas na seção 3.2, obtiveram os valores de resistência e modos de falha mostrados na Tabela 4.6.

Tabela 4.6 – Cargas últimas resistentes obtidas no modelo numérico das vigas de [Housain e Speirs \(1973\)](#).

	VCE14	VCE15	VCE16	VCE13	VCE17
Carga última resistente (kN)	178,89	230,00	195,80	162,87	133,45
Modo de falha apresentado	Mec. Vierendeel	Mec. Vierendeel + FMA	Mec. Vierendeel	FMA	Mec. Vierendeel

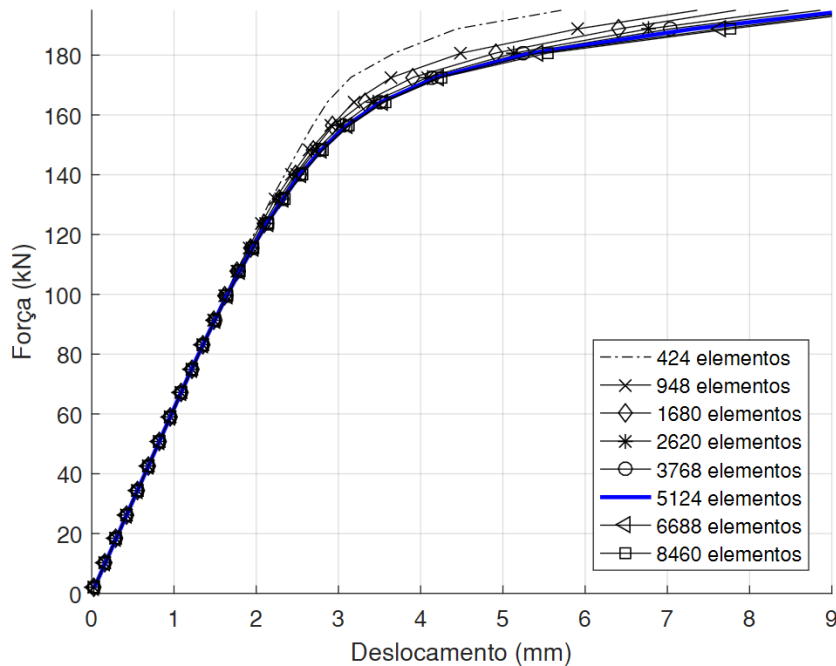
Fonte: Próprio autor.

O comportamento de cada viga, posição da falha e outras informações são discutidas nas seções a seguir.

#### 4.2.1.1 Housain e Speirs (1973): viga VCE14

A análise do modelo numérico se inicia pela busca do refinamento de malha que melhor represente de forma subjetiva o comportamento experimental das vigas, levando em consideração parâmetros como tempo de processamento e espaço ocupado em disco para cada refinamento. A figura 4.1 apresenta a curva força x deslocamento vertical para oito refinamentos de malha.

Figura 4.1 – Estudo de objetividade de malha para a viga VCE14.



Fonte: Próprio autor.

Na Tabela 4.7 é possível observar, para cada refinamento, os parâmetros que norteiam a escolha da malha ideal.

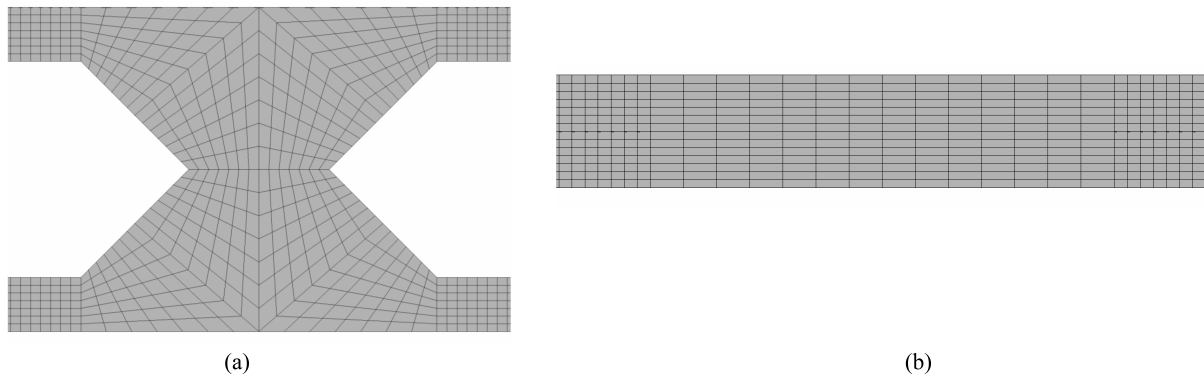
Tabela 4.7 – Dados de cada refinamento de malha para a viga VCE14.

Número de elementos	Dimensão do maior elemento (mm <sup>2</sup> )	Tempo de processamento (segundos)	Espaço em disco (Gb)
424	4133,06	46	0,58
948	1836,91	70	1,24
1680	1033,26	121	2,19
2620	661,29	201	3,39
3768	459,23	291	4,87
5124	337,39	428	6,61
6688	258,32	698	8,62
8486	204,10	1130	10,80

Fonte: Próprio autor.

Logo, para a viga VCE14 estudada por Housain e Speirs (1973), foi considerado no modelo numérico um refinamento de malha com 5124 elementos, pelo fato das curvas refinadas com maior número de elementos não apresentarem diferença significativa quando levado em consideração ao aumento do tempo de processamento e espaço ocupado em disco. Na Figura 4.2 apresenta-se uma corte da viga para demonstrar a malha refinada com 5124 elementos.

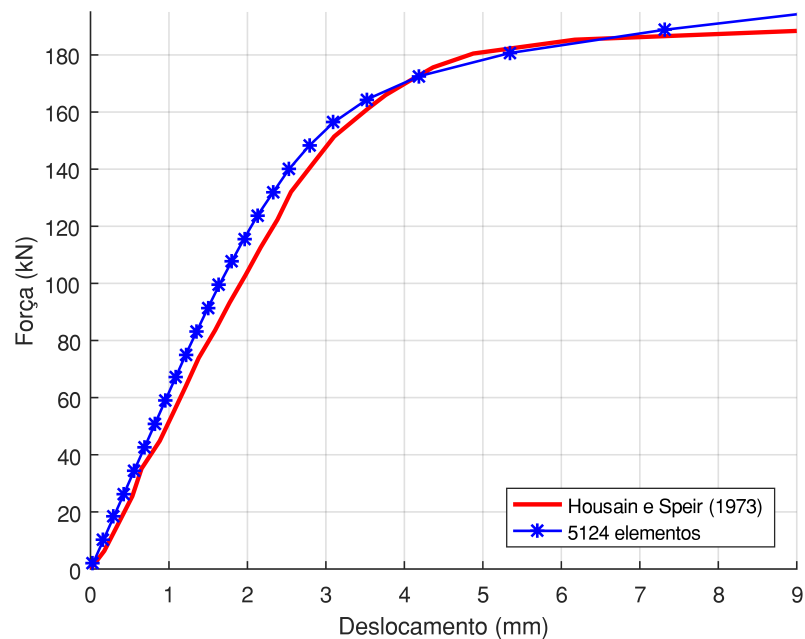
Figura 4.2 – Detalhe do refinamento de malha adotado para a (a) alma e para as (b) mesas da viga VCE14.



Fonte: Próprio autor.

Assim, a curva força x deslocamento vertical comparando apenas as respostas experimental e numérica para a malha adotada (5124 elementos) é apresentada na Figura 4.3.

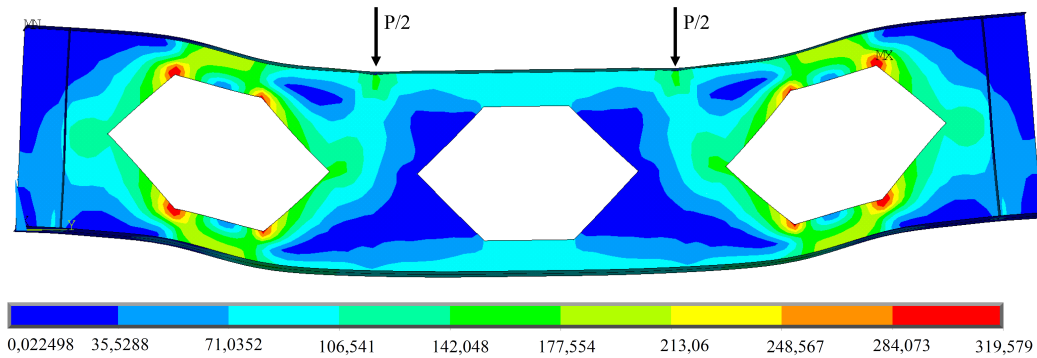
Figura 4.3 – Comparativo das curvas de força x deslocamento vertical entre o experimento e o modelo numérico para a viga VCE14.



Fonte: Próprio autor.

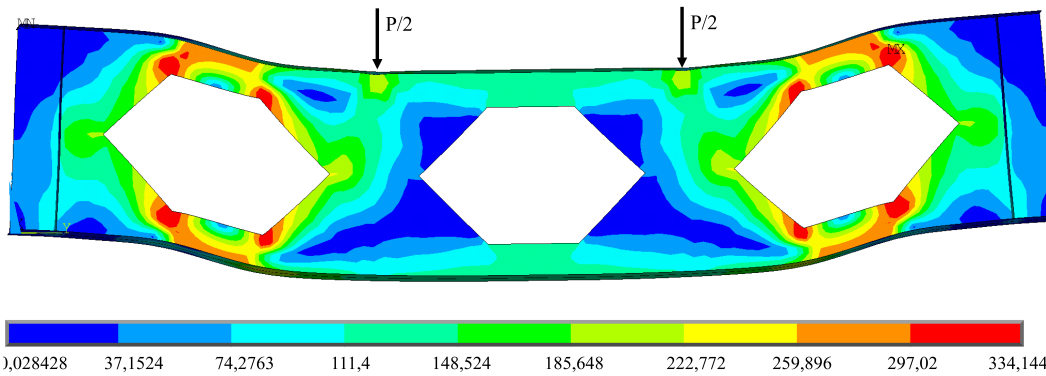
Processado o modelo numérico, é possível analisar o comportamento da viga ao longo dos incrementos de carga, sendo que, [Housain e Speirs \(1973\)](#) afirmaram que a viga VCE14 falhou prioritariamente pelo mecanismo de Vierendeel, apresentando os primeiros sinais da falha com carregamento próximo a 142,40 kN, se tornando totalmente evidente aos 178,89 kN. Assim, utilizando a modelagem numérica é possível obter a tensão ao longo da viga nesses estágios de carga, como apresentado nas Figuras 4.4, 4.5 e 4.6.

Figura 4.4 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE14 com carga  $P = 101,6$  kN



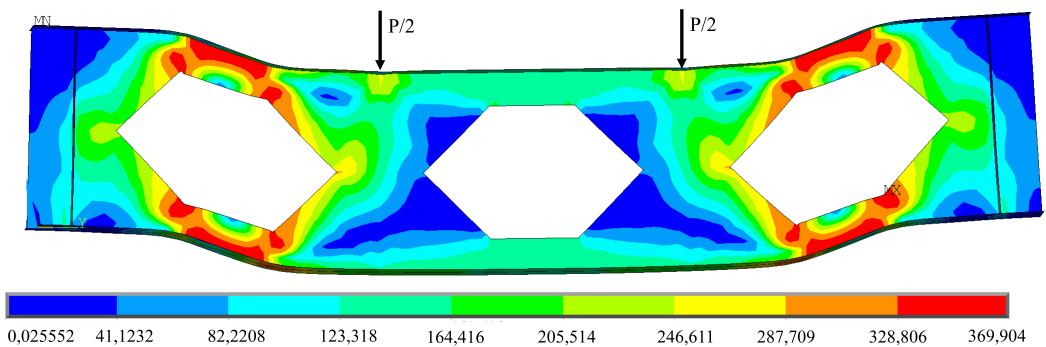
Fonte: Próprio autor.

Figura 4.5 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE14 com carga  $P = 142,24$  kN



Fonte: Próprio autor.

Figura 4.6 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE14 com carga  $P = 178,82$  kN



Fonte: Próprio autor.

Com um carregamento de 101,6 kN já é possível perceber os altos valores de tensão na região de formação do mecanismo de Vierendeel, ou seja, extremidades superior e inferior do furo. Na Figura 4.4 observa-se os primeiros tons em vermelhos, onde as tensões são limitadas a 319,59 MPa, sendo este valor ainda inferior à tensão de escoamento do material

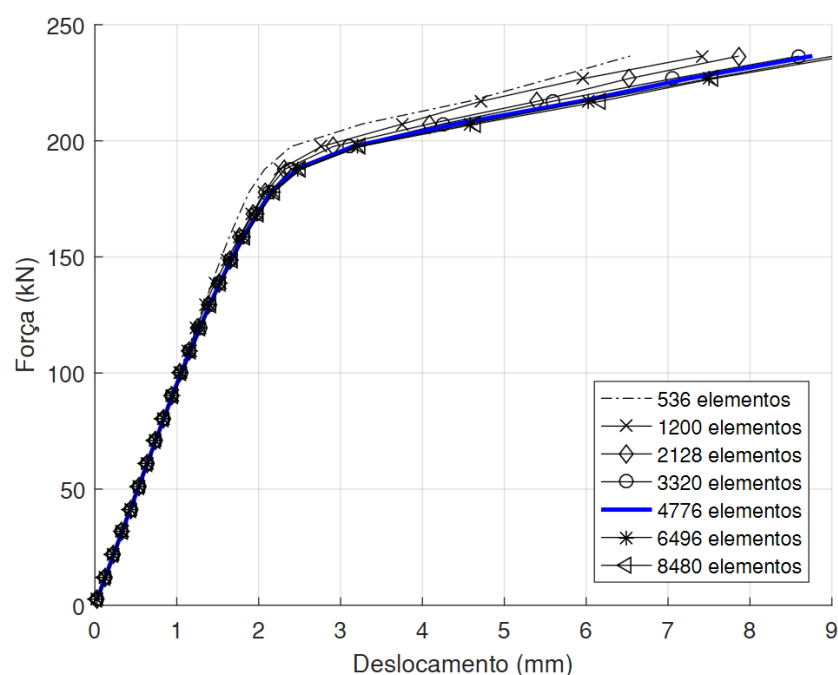
que é igual a 334,78 kN. Com um carregamento de 142,24 kN a formação das rótulas plásticas se tornam bem delineadas, como mostrado pela região em vermelho nas extremidades do primeiro e último furo da Figura 4.5. Já com um carregamento de 178,82 kN a tensão de escoamento do material é superada, atingindo 369,90 MPa. Essa alta tensão é concentrada na região da falha, pontos em vermelho na Figura 4.6 e como o mecanismo de Vierendeel é associado principalmente pelas altas tensões de cisalhamento na região do furo, fica explicado o surgimento da falha apenas nos furos das extremidades, já que na região central essas tensões são nulas ou bem próximas de zero.

Em relação à previsão de carga analítica, tem-se que a falha foi por mecanismo de Vierendeel, com valor de carga igual a 138,20 kN, bem próximo ao que foi obtido no modelo numérico e experimental. Outro ponto importante a se destacar foi a posição de ocorrência da falha, reafirmando a proposição de Delesques (1968), ocorrendo no ponto de maior distância entre os gráficos de momento fletor e esforço cortante.

#### 4.2.1.2 Housain e Speirs (1973): viga VCE15

De forma análoga ao apresentado na seção anterior, para a viga VCE15 também foi feito o estudo de objetividade de malha, na busca da curva força x deslocamento vertical que melhor represente o comportamento da viga estudada experimentalmente por Housain e Speirs (1973), levando em consideração o gasto de tempo e espaço ocupado em disco pelos arquivos do modelo. Na Figura 4.7 observa-se a curva tensão x deformação para sete refinamentos de malha

Figura 4.7 – Estudo de objetividade de malha para a viga VCE15.



Fonte: Próprio autor.

Os parâmetros que norteiam a escolha da malha são apresentados na Tabela 4.8.

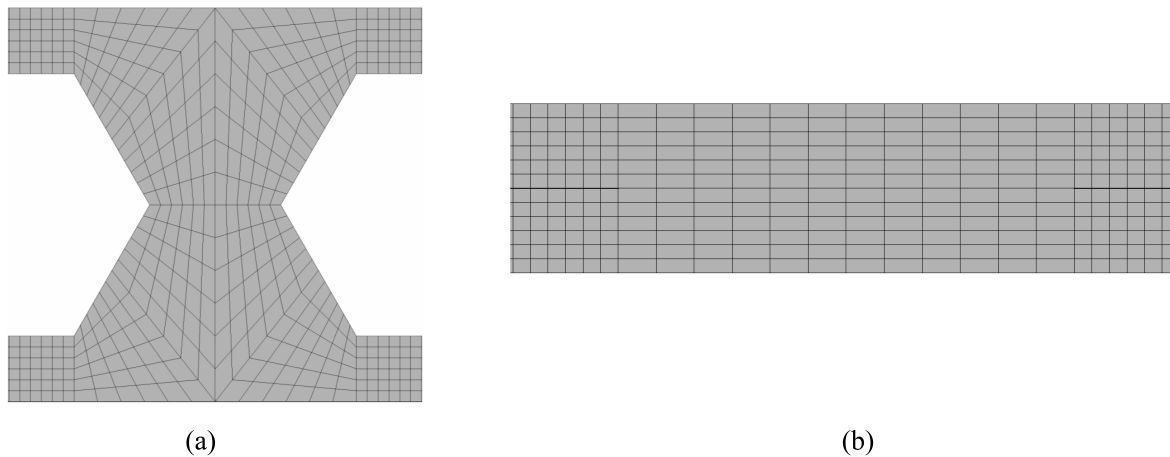
Tabela 4.8 – Dados de cada refinamento de malha para a viga VCE15.

Número de elementos	Dimensão do maior elemento (mm <sup>2</sup> )	Tempo de processamento (segundos)	Espaço em disco (Gb)
536	3024,22	43	0,73
1200	1344,10	94	1,56
2128	756,05	178	2,76
3320	483,87	285	4,29
4776	336,02	434	6,17
6496	246,87	606	8,38
8480	189,01	844	10,70

Fonte: Próprio autor.

Por meio da Figura 4.7 nota-se que o refinamento com 4776 elementos pode ser considerado ideal, sendo justificado pelo fato dos próximos refinamentos não obterem alteração significativa na curva, demandando espaço em disco e tempo de processamento bem maiores. Na Figura 4.8 é mostrado o refinamento na alma e mesa do perfil para a malha de 4776 elementos.

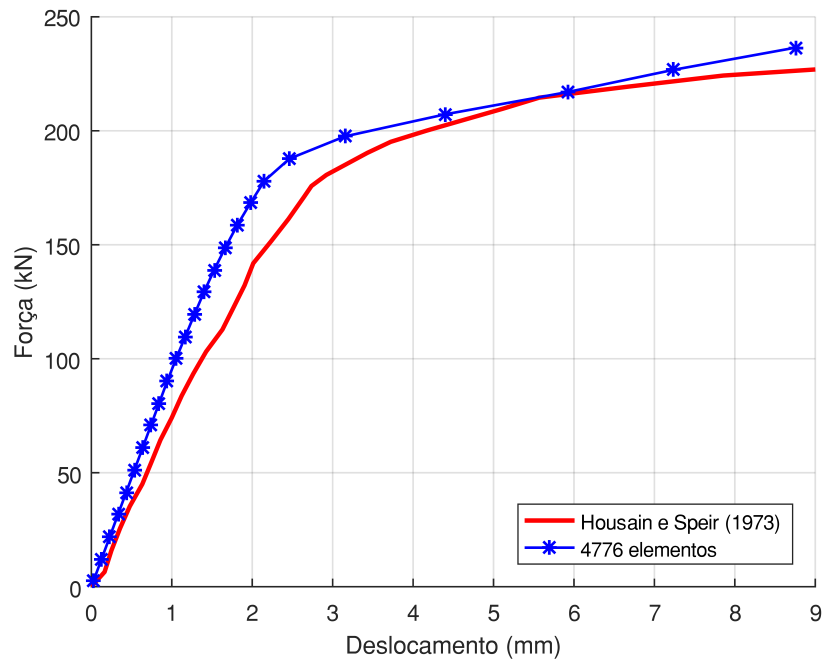
Figura 4.8 – Detalhe do refinamento de malha adotado para a (a) alma e para as (b) mesas da viga VCE15.



Fonte: Próprio autor.

A curva força x deslocamento vertical comparando apenas os dados experimentais de Housain e Speirs (1973) e a malha com 4776 elementos é mostrada na Figura 4.9.

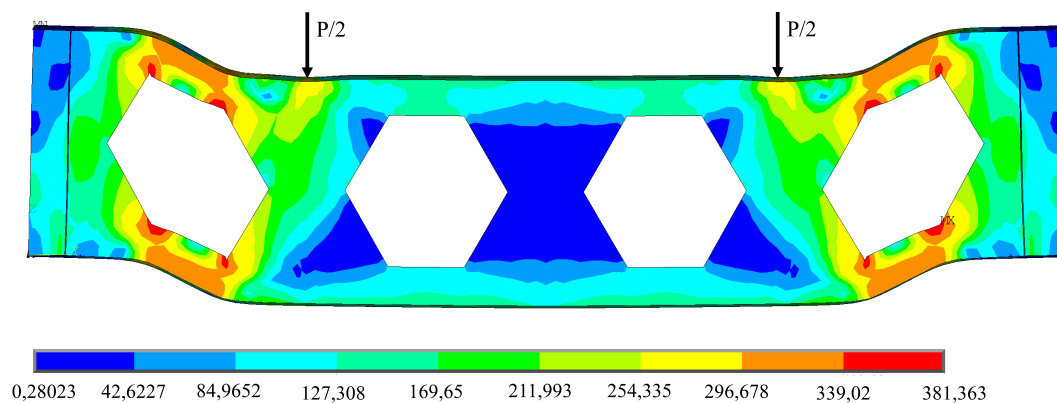
Figura 4.9 – Comparativo das curvas de força x deslocamento vertical entre o experimento e o modelo numérico para a viga VCE15.



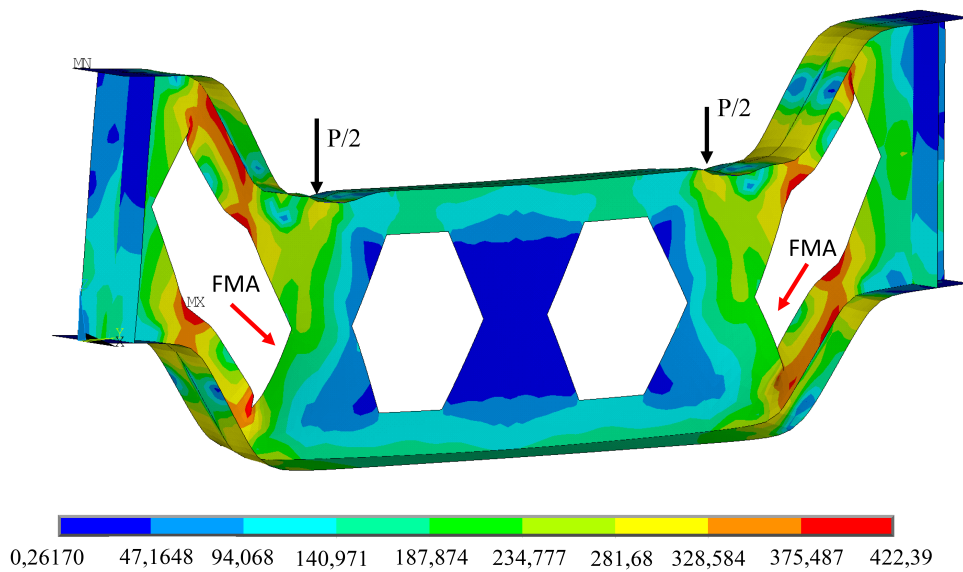
Fonte: Próprio autor.

Como apresentado no resultado experimental de [Housain e Speirs \(1973\)](#), a viga VCE15 falhou pela formação do mecanismo de Vierendeel e também pelo escoamento do montante da alma com uma carga acima de 230 kN. O modelo numérico foi eficiente ao prever a formação das duas falhas anteriormente citadas, sendo apresentado na Figura 4.10 o estado de tensões para uma carga  $P$  igual a 230 kN e na Figura 4.11 para uma carga de 248 kN. É importante ressaltar que na Figura 4.11 a escala do desenho foi maior, de forma a facilitar a visualização do escoamento.

Figura 4.10 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE15 com uma carga  $P = 230$  kN.



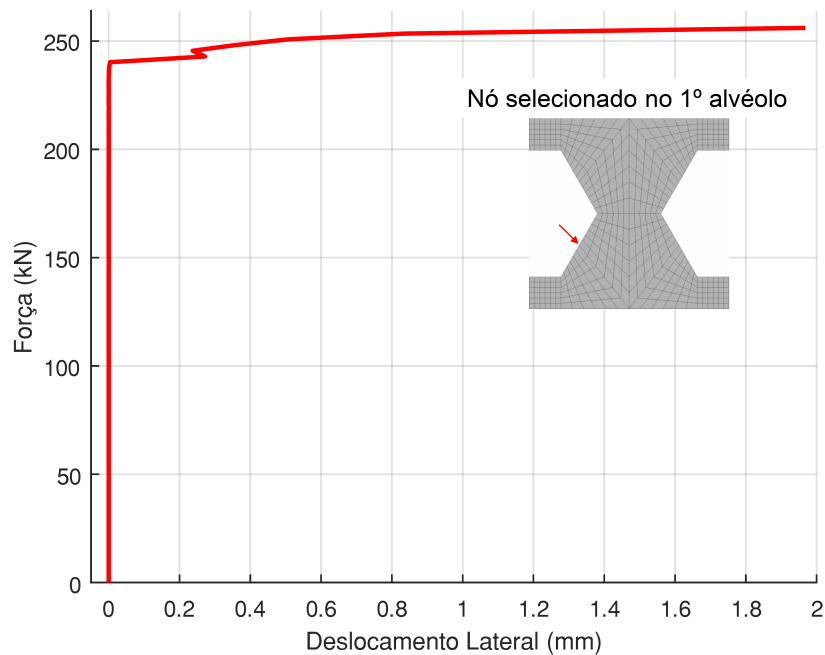
Fonte: Próprio autor.

Figura 4.11 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE15 com uma carga  $P = 243$  kN.

Fonte: Próprio autor.

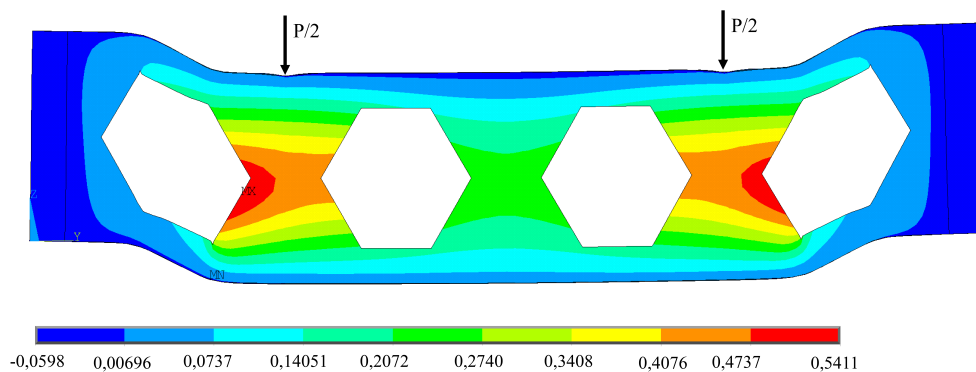
Como especificado por [Housain e Speirs \(1973\)](#) com a carga de 230 kN a única falha visível foi o início do mecanismo de Vierendeel, porém para valores maiores de carregamento o modo de falha FMA, caracterizada pelo escoamento por cisalhamento da montante da alma, predominou antes mesmo da formação total do mecanismo de Vierendeel, como pode ser visto nos furos de extremidade na Figura 4.11, onde as altas tensões são mostradas pela escala em vermelho e predominam nos cantos superior e inferior do furo. O estudo dos autores tinha como proposta o estudo do mecanismo de Vierendeel, assim, não continuaram o experimento após o início do modo de falha FMA. Logo, por meio da análise numérica, via software *ANSYS<sup>TM</sup>*, é possível mapear o deslocamento lateral do montante da alma com os incrementos de carga, a fim de se encontrar o carregamento crítico para o surgimento desta falha. Na Figura 4.12 pode se observar o deslocamento lateral de um nó da alma ao longo do carregamento.

Figura 4.12 – Curva força x deslocamento lateral na região inclinada do alveolo para a viga VCE15.



Fonte: Próprio autor.

De forma gráfica, o deslocamento lateral para um carregamento  $P$  igual a 250,80 kN é mostrado para toda a viga na Figura 4.13.

Figura 4.13 – Deslocamento lateral da alma em mm para  $P = 250,80$  kN na viga VCE15.

Fonte: Próprio autor.

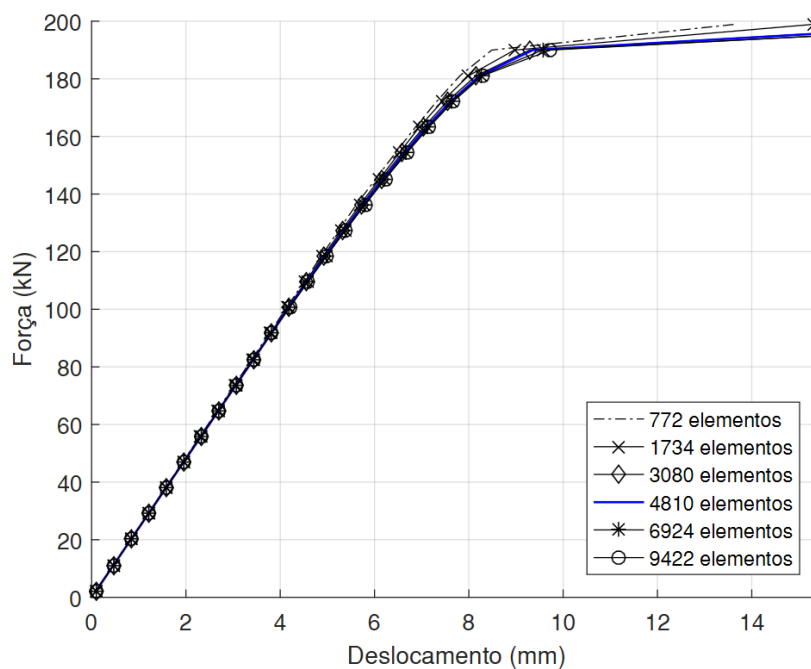
Em comparação à previsão analítica de carga tem-se que o tipo de falha foi adequada ao ocorrido no modelo numérico e no experimento, ou seja, apresentou o modo de falha FMA, porém com valor menor (168,98 kN, enquanto no modelo numérico foi 243 kN e no experimental 215,74 kN). O deslocamento máximo apresentado ocorreu na região em vermelho da Figura 4.13 indo de encontro ao exposto por Housain e Speirs (1973) na análise dos resultados de seu ensaio experimental. O procedimento analítico de cálculo também previu valores próximos para a ocorrência do mecanismo de Vierendeel, mostrando que a

próxima falha a ocorrer seria essa, fato que ocorreu no ensaio experimental de Housain e Speirs (1973).

#### 4.2.1.3 Housain e Speirs (1973): viga VCE16

A seguir, na Figura 4.14, apresenta-se o estudo de objetividade de malha para viga VCE16, por meio do gráfico força x deslocamento vertical para as diversas malhas de elementos finitos estudadas

Figura 4.14 – Estudo de objetividade de malha para a viga VCE16.



Fonte: Próprio autor.

Na Tabela 4.9 é apresentado os parâmetros que norteiam a escolha da malha para cada refinamento obtido.

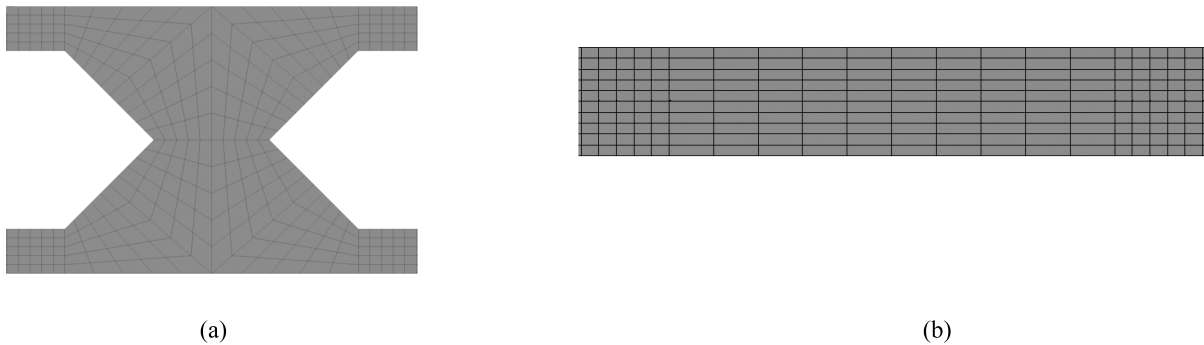
Tabela 4.9 – Dados de cada refinamento de malha para a viga VCE16.

Número de elementos	Dimensão do maior elemento (mm <sup>2</sup> )	Tempo de processamento (segundos)	Espaço em disco (Gb)
772	3024,13	68	0,98
1734	1344,06	139	2,03
3080	756,03	249	3,69
4810	483,86	407	5,59
6924	336,01	628	8,04
9422	246,87	915	10,80

Fonte: Próprio autor.

Pela análise conjunta da Figura 4.14 e da Tabela 4.9 é possível perceber que o refinamento com 4810 elementos pode ser considerado o ideal a ser adotado para a viga VCE16, já que possui pouca diferença quando comparada às curvas com 6924 e 9422 elementos, tendo um custo computacional menor. Assim, na Figura 4.16 é apresentada a malha de 4810 elementos adotada para a viga VCE16.

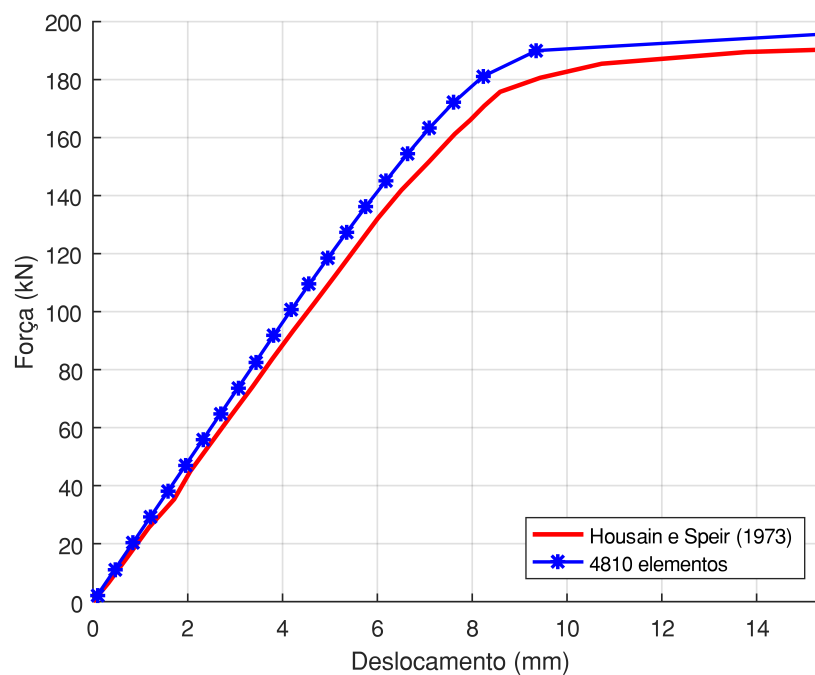
Figura 4.15 – Detalhe do refinamento de malha adotado para a (a) alma e para as (b) mesas da viga VCE16.



Fonte: Próprio autor.

A curva força x deslocamento vertical comparando apenas os dados experimentais de Housain e Speirs (1973) e a malha com 4810 elementos é mostrada na Figura 4.9

Figura 4.16 – Comparativo das curvas de força x deslocamento vertical entre o experimento e o modelo numérico para a viga VCE16.

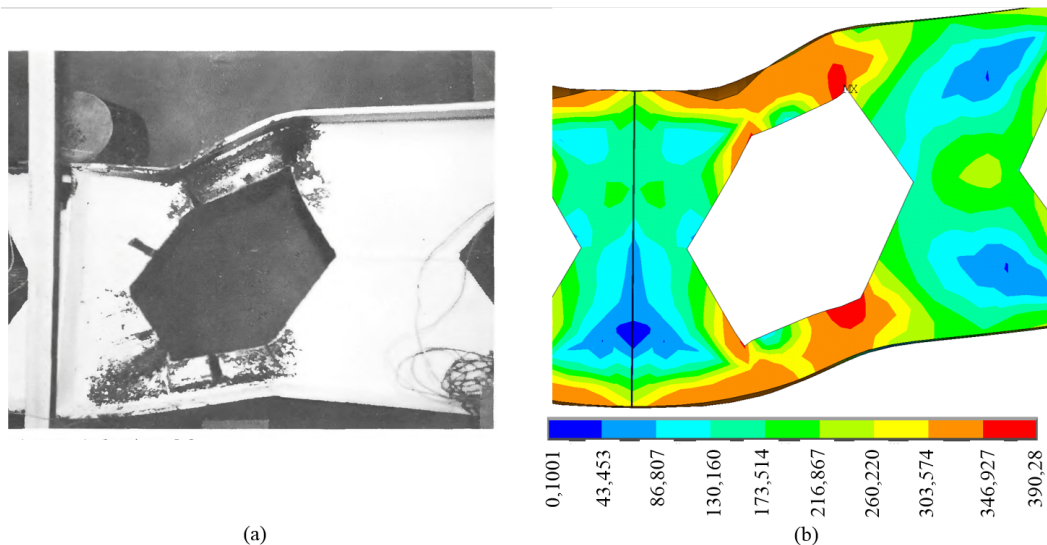


Fonte: Próprio autor.

A viga VCE16 estudada experimentalmente por Housain e Speirs (1973) falhou pela

formação do mecanismo de Vierendeel, com formação das rótulas plásticas no alvéolo, ou furo, adjacente ao carregamento. Por meio do modelo numérico, foi possível prever a falha por mecanismo de Vierendeel para uma carga de 195,80 kN, conforme demonstrado na Figura 4.17, onde o delineamento da falha é caracterizado pelas altas tensões em laranja e vermelho.

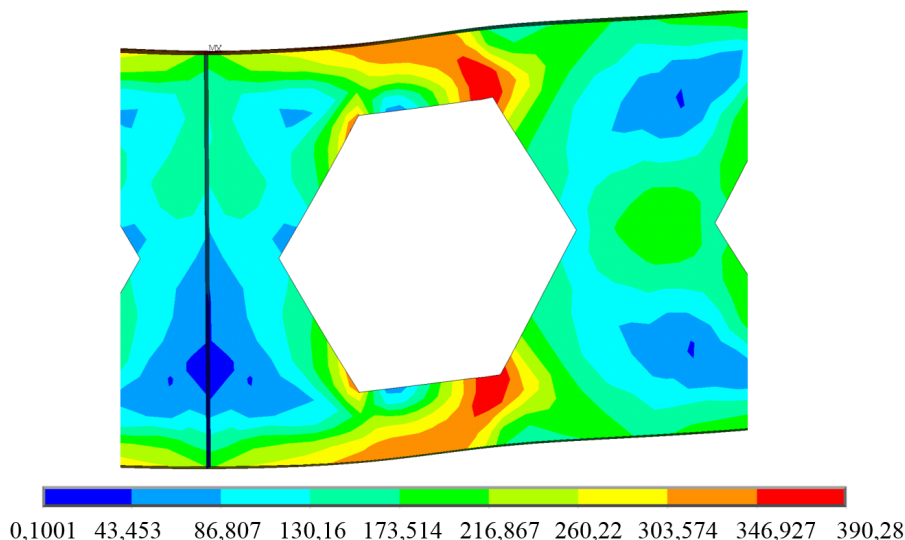
Figura 4.17 – Formação do mecanismo de Vierendeel na viga VCE16 (a) experimental e (b) distribuição de tensões de von Mises em MPa e deformação, para uma carga de 195,80 kN.



Fonte: (a) Housain e Speirs (1973) e (b) Próprio autor.

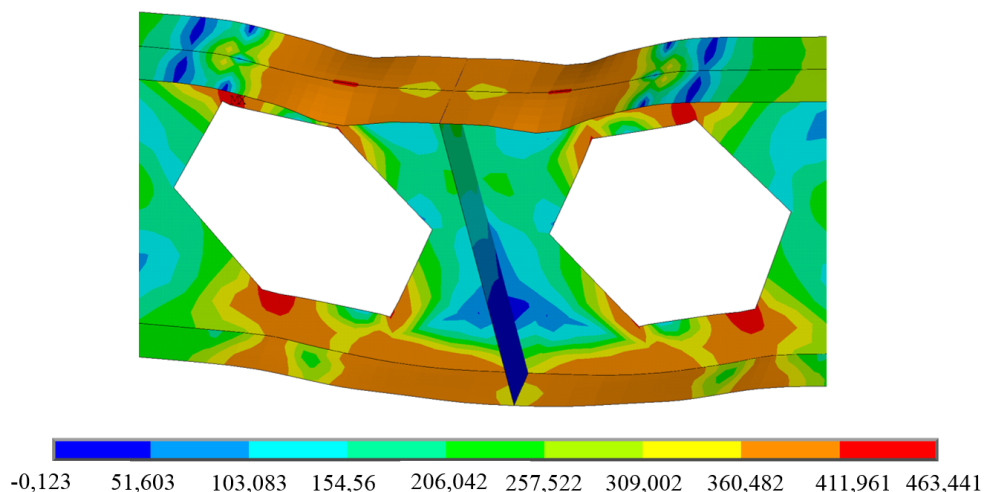
Com o uso do modelo numérico é possível obter o carregamento inicial para a formação do mecanismo de Vierendeel, sendo que os as extremidades dos alvéolos atingem a tensão de escoamento, que é 334,78 MPa, a partir de 193 kN, região em laranja e vermelho na Figura 4.17, já no modelo experimental Housain e Speirs (1973) obtiveram o valor de 186,38 kN, valor este muito próximo do anterior. Já carga última para o modelo numérico foi de 202,32 kN, valor este que atinge o patamar da tensão de ruptura do material (446,40 MPa), sendo experimentalmente obtido um valor de 195,72 kN.

Como apresentado na seção 4.1 a previsão analítica da carga resistente para a viga VCE16 foi de 191 kN, prevendo a ocorrência justamente do mecanismo de Vierendeel, atingindo nos extremos da seção “T” a tensão de escoamento. Com a mesma carga o modelo numérico não atinge a tensão de escoamento nos extremos superiores e inferiores do alvéolo, sendo a tensão máxima igual a 390,28 MPa apenas em um dos lados do furo, como mostrado na Figura 4.18.

Figura 4.18 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE16 para carga  $P = 191\text{kN}$ .

Fonte: Próprio autor.

O uso do enrijecedor no ponto de aplicação da carga (ou meio do vão) no modelo experimental visou justamente evitar a ocorrência do escoamento do montante da alma, por meio da distribuição das tensões entre a alma e a mesa inferior. O modelo numérico permite validar essa distribuição de tensão, como apresentado na Figura 4.19, sendo possível notar as altas tensões na região laranja na mesa superior e inferior, e também as baixas tensões na alma demarcadas pela cor verde.

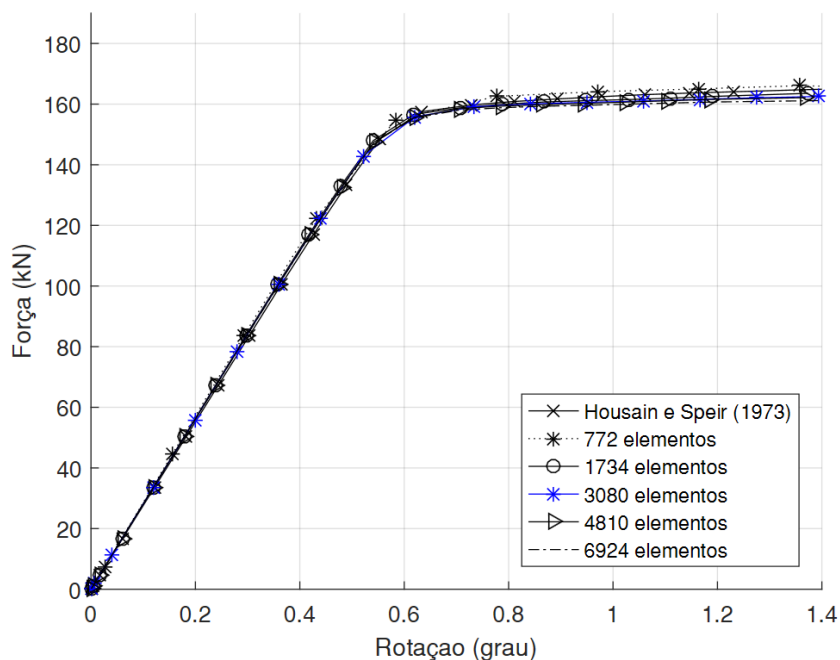
Figura 4.19 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE16 entre mesas e alma com o uso do enrijecedor no local de aplicação da carga  $P = 198,97\text{ kN}$ .

Fonte: Próprio autor.

#### 4.2.1.4 Housain e Speirs (1973): viga VCE13

Na Figura 4.20 apresenta-se o estudo de objetividade de malha para a viga VCE13. Nota-se que o refinamento de malha para esta viga e as próximas estão baseados na rotação do elemento central do apoio, diferente das vigas anteriores, onde o refinamento era baseado no deslocamento vertical das vigas no meio do vão.

Figura 4.20 – Estudo de objetividade de malha para a viga VCE13.



Fonte: Próprio autor.

Na Tabela 4.10 apresenta-se os parâmetros para cada refinamento aplicado à malha da viga VCE13.

Tabela 4.10 – Dados de cada refinamento de malha para a viga VCE13.

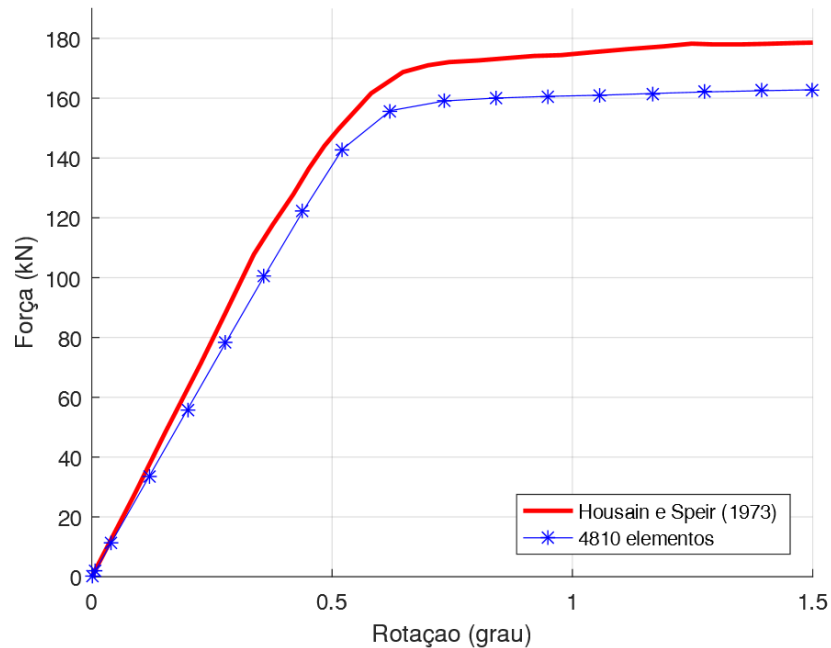
Número de elementos	Dimensão do maior elemento (mm <sup>2</sup> )	Tempo de processamento (segundos)	Espaço em disco (Gb)
772	4133,06	130	0,88
1734	1836,91	318	3,26
3080	1033,26	478	4,72
4810	661,29	682	5,36
6924	459,23	860	5,85
9422	337,39	1102	8,68

Fonte: Próprio autor.

Por meio dos dados apresentados na Tabela 4.10 em conjunto com a Figura 4.20 verifica-se a que a partir malha de 4810 elementos a convergência gráfica pouco se altera se compa-

rado com grande ganho no custo computacional. Assim, para a análise da viga VCE13 foi adotado o refinamento de 4810 elementos, sendo apresentado na Figura 4.21 a curva força x rotação para o modelo numérico e o ensaio experimental realizados pelos autores.

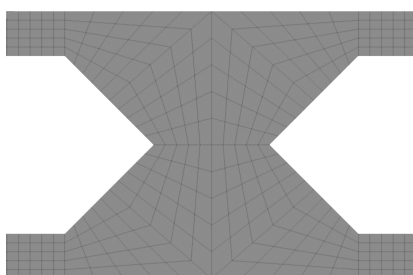
Figura 4.21 – Comparativo das curvas de força x deslocamento vertical entre o experimento e o modelo numérico para a viga VCE13.



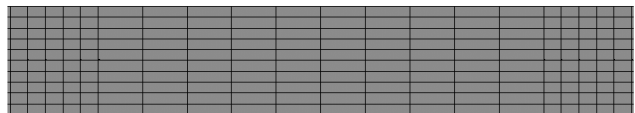
Fonte: Próprio autor.

A malha de 4810 elementos é mostrada para a mesa e alma da viga VCE13 na Figura 4.22.

Figura 4.22 – Detalhe do refinamento de malha adotado para a (a) alma e para as (b) mesas da viga VCE13.



(a)



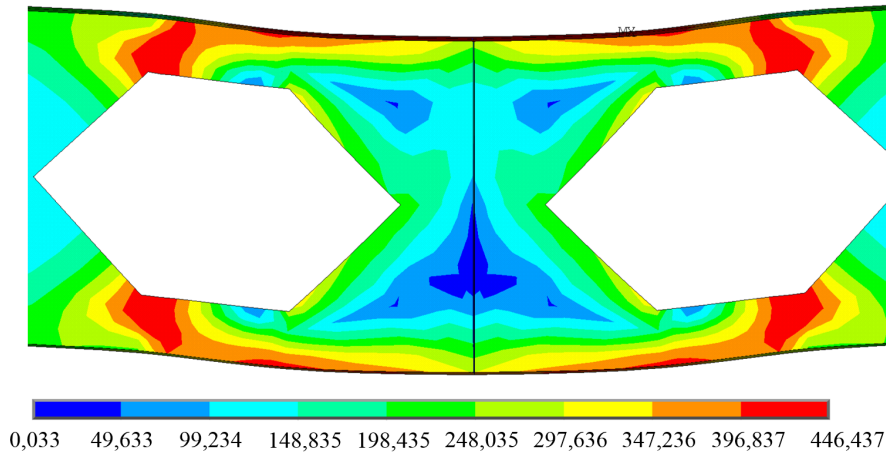
(b)

Fonte: Próprio autor.

De acordo com [Housain e Speirs \(1973\)](#) a viga VCE13 teve comportamento similar ao apresentado para as vigas VCE14 e VCE16, sendo a primeira falha o mecanismo de Vierendeel, suportando a carga última aplicada de 178,81 kN brevemente devido ao surgimento do

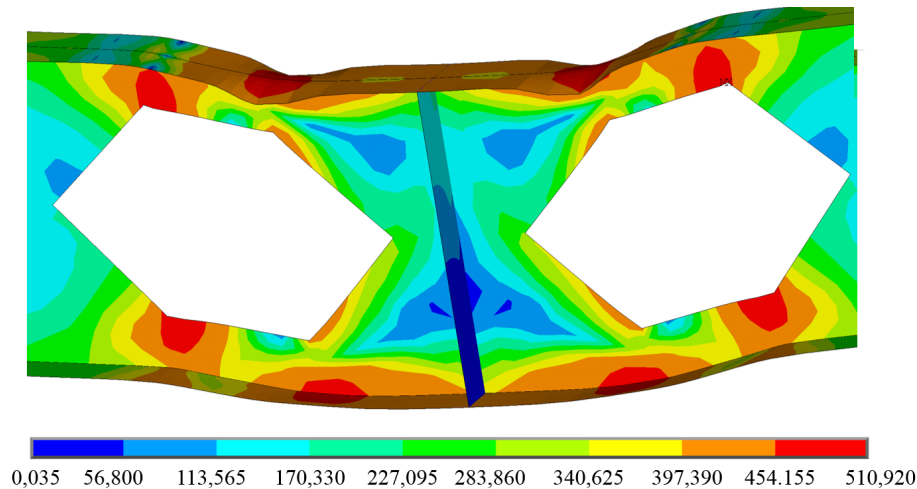
modo de falha FMA por escoamento do montante por cisalhamento. Por meio da análise de tensões no modelo numérico é possível notar que o início do mecanismo de Vierendeel se dá com uma carga próxima a 142 kN, valor próximo ao encontrado experimentalmente. Já a carga última para total formação do mecanismo de Vierendeel foi de 162,87 kN, não sendo registrado o FMA. As figuras 4.23 e 4.24 mostram a distribuição de tensão nos dois estágios (início e formação completa do mecanismo de vierendeel) no modelo numérico.

Figura 4.23 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE13 para uma carga  $P = 142,90$  kN.



Fonte: Próprio autor.

Figura 4.24 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE13 para uma carga  $P = 162,87$  kN.



Fonte: Próprio autor.

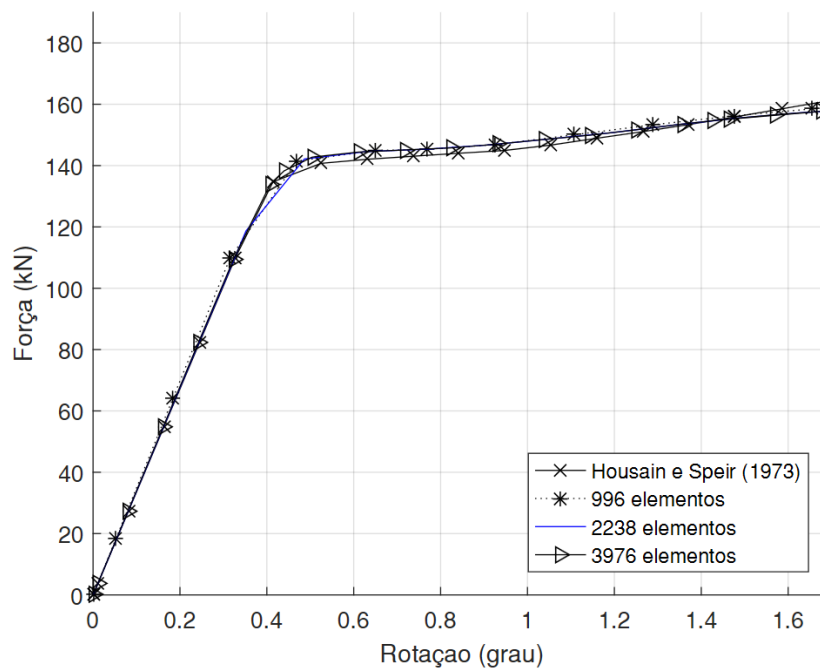
O resultado da previsão de carga analítica, mostrada na seção 4.1, foi bastante próximo do resultado da análise numérica da viga VCE13, onde a falha foi por formação do mecanismo de Vierendeel, com uma carga de 134,60 kN, valor este para o início da formação do mecanismo, ou seja, ao atingir a tensão de escoamento na região. No modelo numérico, com uma carga de 132 kN, a viga VCE13 já apresenta tensão nas extremidades do furo acima

da tensão de escoamento para o aço utilizado, mostrando que o modelo analítico é válido para a previsão dessa falha na viga VCE13.

#### 4.2.1.5 Housain e Speirs (1973): viga VCE17

A seguir, na Figura 4.25 e na Tabela 4.11, apresenta-se o estudo de objetividade de malha para viga VCE17, por meio do gráfico força x rotação nos apoios para as diversas malhas de elementos finitos estudadas

Figura 4.25 – Estudo de objetividade de malha para a viga VCE17.



Fonte: Próprio autor.

Tabela 4.11 – Dados de cada refinamento de malha para a viga VCE17.

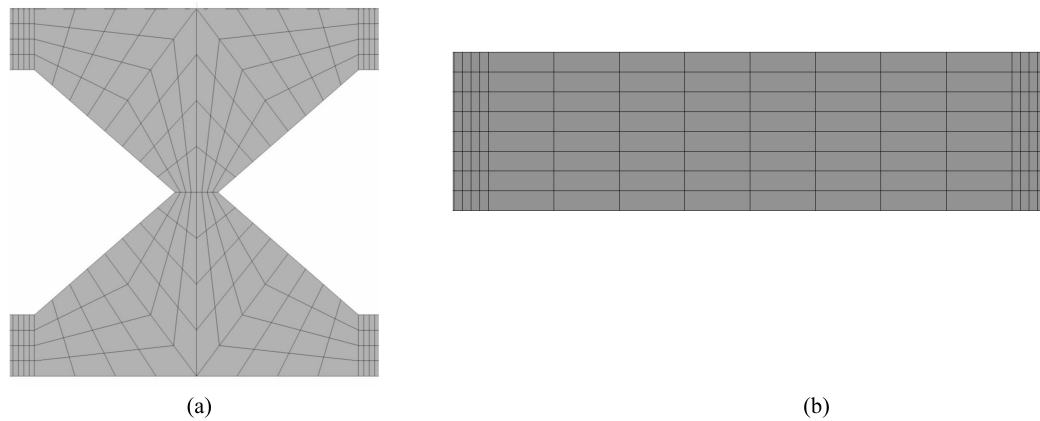
Número de elementos	Dimensão do maior elemento (mm <sup>2</sup> )	Tempo de processamento (segundos)	Espaço em disco (Gb)
996	3251,56	349	3,31
2238	1445,14	690	7,8
3976	812,89	765	9,12
8940	361,28	961	13,26

Fonte: Próprio autor.

Assim, para a modelagem numérica da viga VCE17 foi adotado o refinamento de malha com 3976, a escolha é baseada no fato do próximo refinamento possuir praticamente os mesmos valores na curva força x rotação apresentando um ganho computacional elevado. Na Figura 4.26 é mostrado o refinamento de malha com 3976 elementos em um trecho da

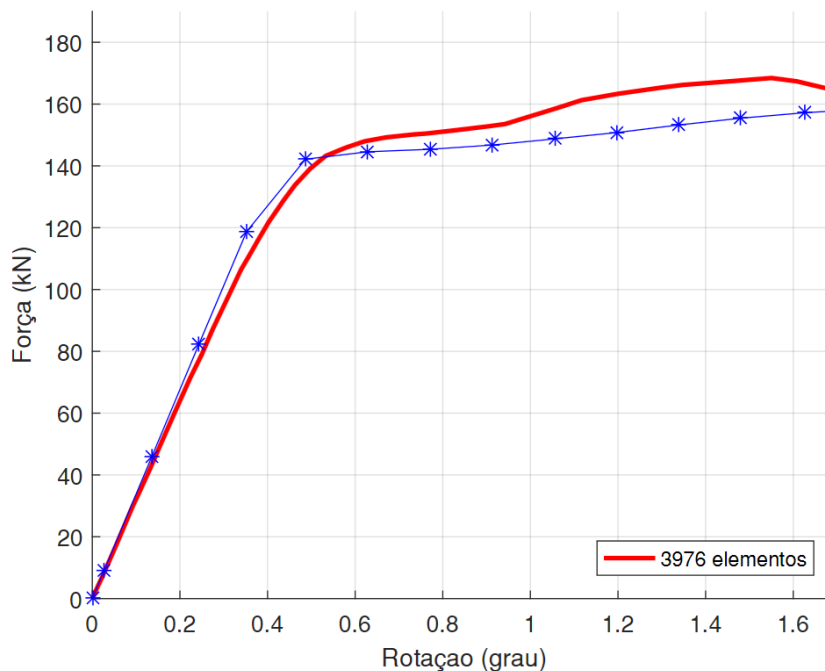
alma e da mesa da viga VCE17 e na Figura 4.27 o comparativo com da curva força x rotação do modelo numérico com o obtido no ensaio experimental de Housain e Speirs (1973).

Figura 4.26 – Detalhe do refinamento de malha adotado para a (a) alma e para as (b) mesas da viga VCE17.



Fonte: Próprio autor.

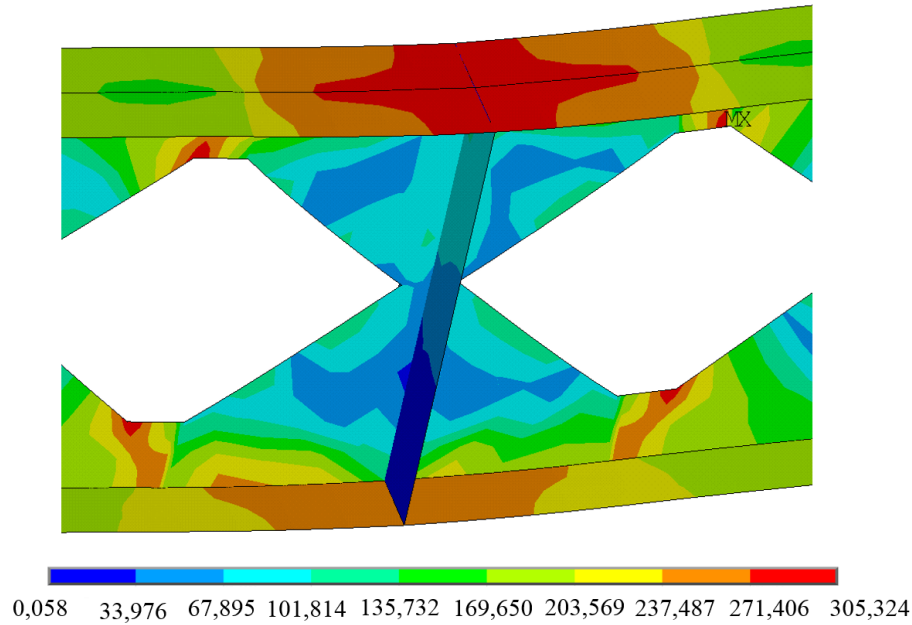
Figura 4.27 – Comparativo das curvas de força x deslocamento vertical entre o experimento e o modelo numérico para a viga VCE17.



Fonte: Próprio autor.

Em relação ao comportamento da viga VCE17 durante o experimento, Housain e Speirs (1973) relataram o surgimento da primeira falha como sendo a formação do mecanismo plástico, com um carregamento de 106,76 kN. Pelo modelo numérico é possível notar a tensão de escoamento do aço, que é 304,95 MPa, sendo atingida para o mesmo carregamento, conforme mostrado pelas regiões em vermelho na Figura 4.28.

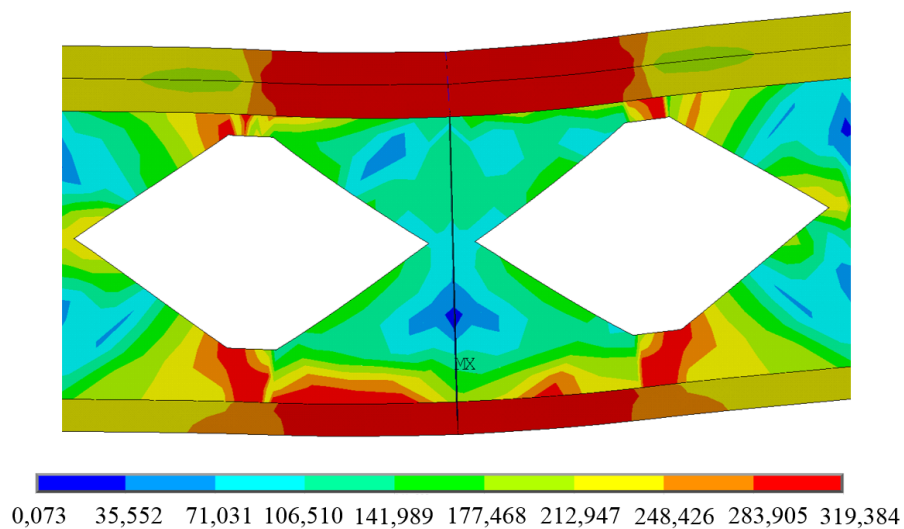
Figura 4.28 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE17 com um carregamento  $P = 106,70$  kN.



Fonte: Próprio autor.

Ainda segundo os autores do experimento o escoamento do aço na região das mesas se tornou totalmente evidente com carregamento de 133,45 kN, podendo também ser verificado pelo modelo numérico, onde a região em vermelho atingiu uma tensão de 319,38 MPa, como apresentado na Figura 4.29.

Figura 4.29 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga VCE17 com um carregamento  $P = 133,45$  kN.

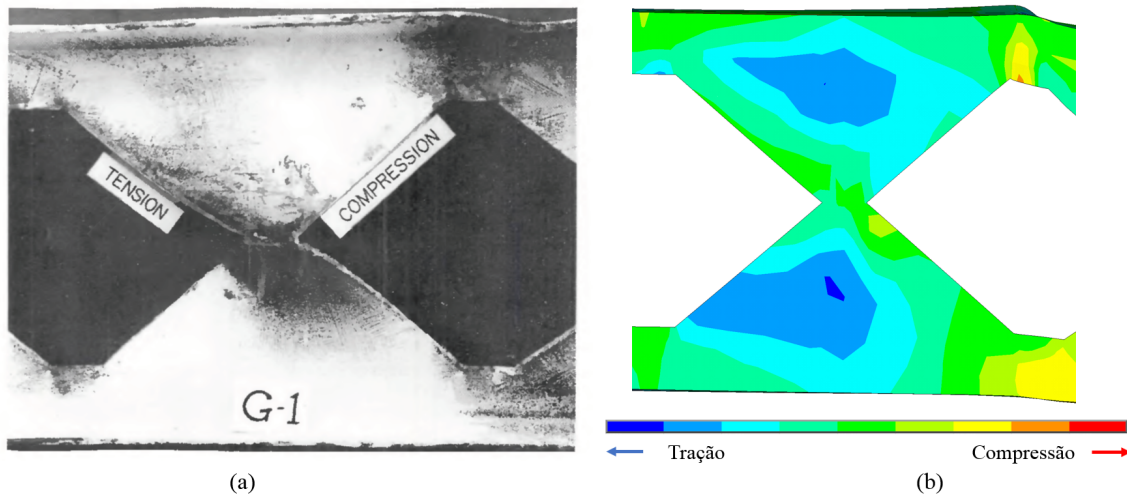


Fonte: Próprio autor.

Para um carregamento de 168,59 kN ocorreu o modo de falha FMA na região adjacente

ao ponto de carga. A Figura 4.30 apresenta um comparativo entre a falha experimental e a previsão do modelo numérico, sendo apresentado a distribuição das tensões que levam ao modo de falha FMA.

Figura 4.30 – Deformação devido a FMA (a) e plano de tensões numérico para formação do modo de falha FMA (b).



Fonte: (a) Housain e Speirs (1973) e (b) Próprio autor.

A previsão de carga analítica, apresenta o mesmo modo de falha FMA, devido as altas tensões de cisalhamento, apresentados no modelo numérico e no ensaio experimental, porém, com uma carga de 229,28 kN. A formação do mecanismo plástico foi prevista com valor inferior ao do modo de falha FMA, caracterizado pelo escoamento por cisalhamento, sendo sua formação com uma carga de 115,80 kN, novamente um valor consideravelmente próximo ao obtido numericamente.

## 4.2.2 Modelo numérico para as vigas VCA, VCL e VCP

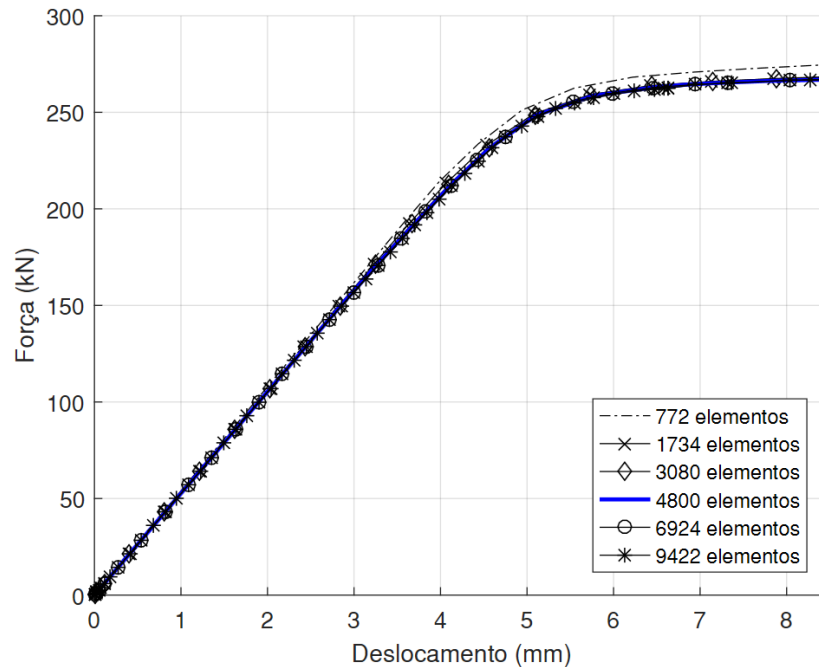
Através da seção 4.2 foi possível perceber que o comportamento do material, através da curva tensão x deformação de Maggi (2004), em conjunto a adoção do critério endurecimento do material isotrópico, aplicação da plasticidade por meio do critério de von Mises e consideração da não-linearidade geométrica, possuem boa aproximação ao comportamento real das vigas, comprovando a validade do modelo numérico. Essa validade proporciona confiabilidade aos resultados que são apresentados e discutidos a seguir.

### 4.2.2.1 Viga VCA

Assim como feito para as vigas de validação, para as vigas do estudo paramétrico também será realizado o estudo de objetividade de malha, buscando obter uma malha a partir da qual o próximo refinamento não há grandes modificações na curva força x deslocamento,

avaliando tempo de processamento e custo computacional. Na Figura 4.31 são apresentadas as curvas força x deslocamento para 6 refinamentos de malha.

Figura 4.31 – Estudo de objetividade de malha para a viga VCA.



Fonte: Próprio autor.

Na Tabela 4.12 apresenta-se o resumo das diferenças entre número de elementos, tempo de processamento e gasto computacional para cada refinamento.

Tabela 4.12 – Dados de cada refinamento de malha para a viga VCA.

Número de elementos	Dimensão do maior elemento (mm <sup>2</sup> )	Tempo de processamento (segundos)	Espaço em disco (Gb)
772	3780,71	42	1,01
1734	1680,31	205	1,94
3080	945,18	334	3,32
4800	604,91	467	4,38
6924	420,08	526	4,88
9422	308,63	772	6,39

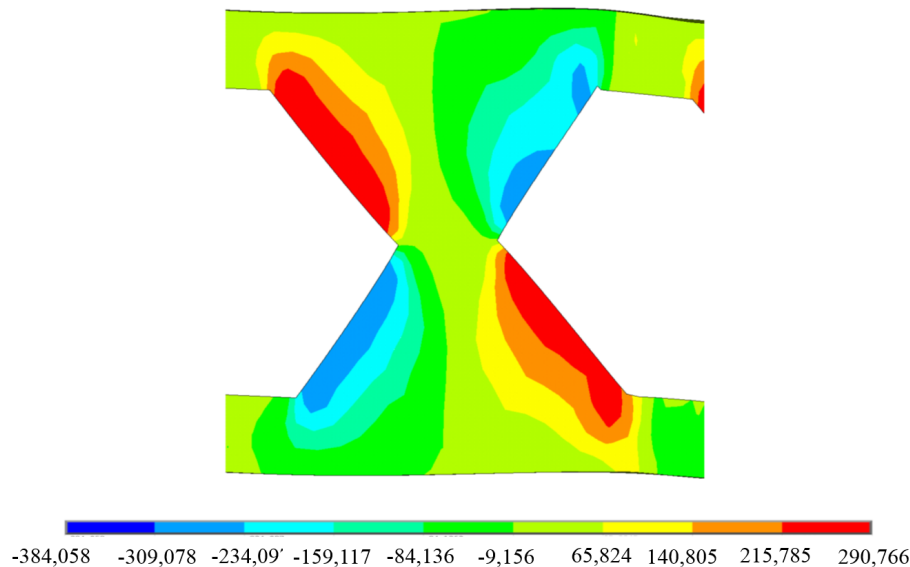
Fonte: Próprio autor.

Assim, para o modelo numérico da viga VCA com geometria Anglo-saxão foi adotado o refinamento para 4800 elementos, já que as curvas mais refinadas não possuem mudanças significativas na curva força x deslocamento quando comparado ao custo computacional de cada uma.

O modelo numérico da viga VCA obteve falha causada por uma instabilidade no montante da mesa, causando o início de uma FMA. Na Figura 4.32 é apresentada a componente

da tensão em z, ou seja, direção da força cortante. A previsão analítica também apontou para esta falha, mostrando sua validade quando comparado à modelagem numérica.

Figura 4.32 – Distribuição de tensões na direção vertical (em z) em MPa para a viga VCA com uma carga  $P = 180$  kN.



Fonte: Próprio autor.

O valor analítico para o estado último de escoamento por cisalhamento do montante da alma é igual a 147,32 kN, podendo ser validado pelo modelo numérico, já que, para esse carregamento o modelo numérico já apresentou a tensão próxima à de escoamento limite na região das partes inclinadas das aberturas, nos cantos da abertura (inferior e superior) para esse carregamento a tensão é registrada igual a 372,84 MPa. Pelo modelo numérico a região de formação apenas atinge a tensão de escoamento do material com uma carga de 165,65 kN. A diferença entre a previsão analítica e numérica para a carga resistente é mostrada na Tabela 4.13.

Tabela 4.13 – Comparativo de carga resistente entre o valor obtido numericamente e o dimensionamento analítico para a viga VCA.

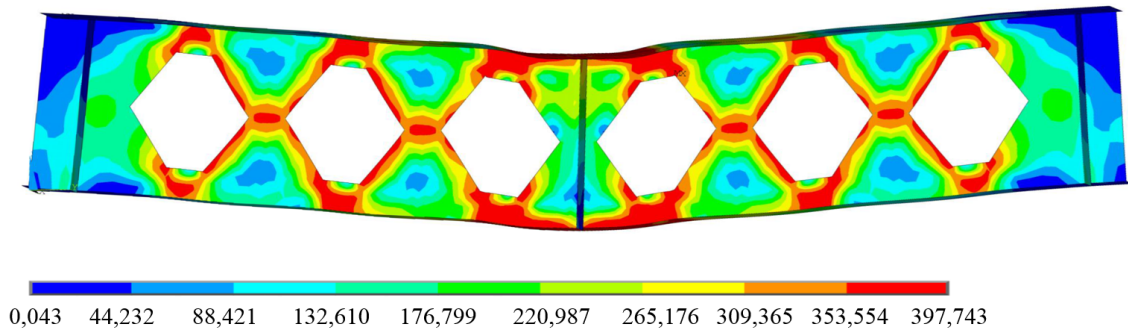
	Falha	Carga (kN)	Panal/Pnum
Analítico	FMA	147,32	0,89
Numérico	FMA	165,65	

Fonte: Próprio autor.

A geometria Anglo-saxão apresenta abertura com valor de  $a_0$  e  $b_w$  substancialmente menores que os das demais aberturas, fazendo com que ao longo da abertura tenha um acúmulo de tensões na região inclinada, além disso, o valor reduzido de  $b_w$  (espaço entre os furos) causa uma elevação nas tensões da região de solda construtiva, que podem falhar caso não suportem seu valor limite (tensão de escoamento da solda), conforme apresentado por

Kerdal e Nethercot (1984), disposto na seção 2.3.3 (Ruptura do cordão de solda). Observa-se na Figura 4.32 apresenta a distribuição das tensões de von Mises ao longo de toda a viga.

Figura 4.33 – Distribuição das tensões de von Mises para a viga VCA.

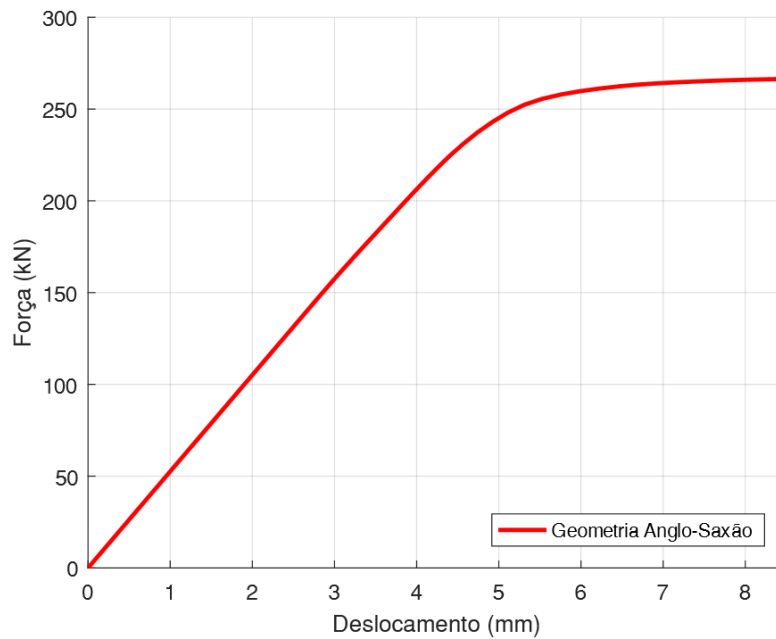


Fonte: Próprio autor.

Na Figura 4.32 pode-se observar que as regiões em vermelho apresentam os maiores níveis de tensão e estão diretamente associadas aos modos de falha. A exemplo, para a situação estrutural das vigas propostas, a viga VCA deverá ser construída com material de solda com tensão de escoamento superior a 397,73 MPa, de forma a não se ter ruptura do cordão de solda. O acúmulo de tensões na região inclinada dos furos também é evidenciada na Figura 4.32 por meio da escala vermelha, a qual caracteriza as elevadas tensões na região.

Algumas representações gráficas são importantes por mostrar o comportamento da viga ao longo do carregamento aplicado, como por exemplo na Figura 4.34 é apresentada curva força x deslocamento vertical da viga no meio vão (mostrando apenas a malha utilizada).

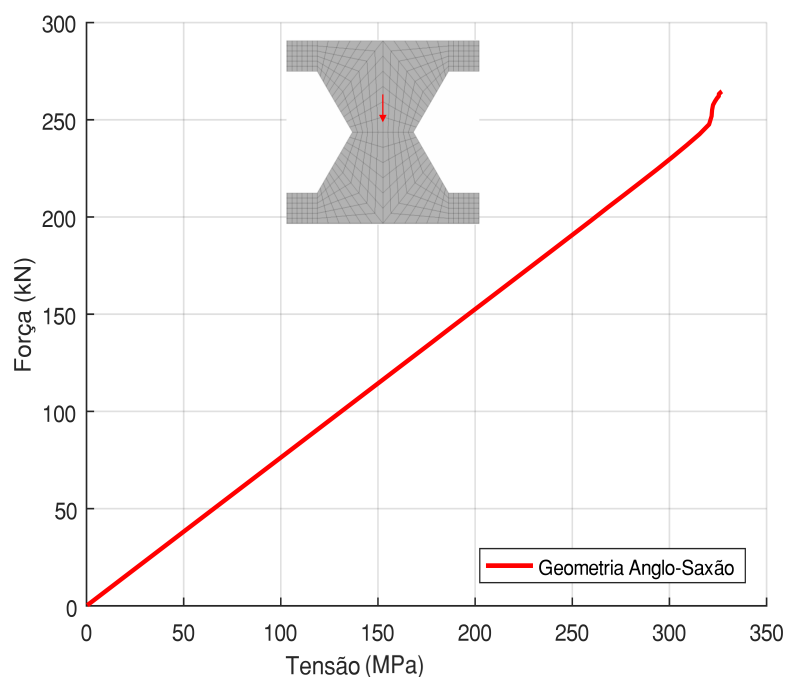
Figura 4.34 – Força x Deslocamento no meio do vão para a viga VCA.



Fonte: Próprio autor.

O aumento das tensões na região entre aberturas também pode ser mapeado de acordo com o aumento do carregamento, como disposto na Figura 4.35, de forma a facilitar o dimensionamento do material de solda a ser adotado para o nível de carregamento ao qual a viga estará exposta.

Figura 4.35 – Relação entre a força aplicada e a tensão entre alvéolos para a viga VCA.

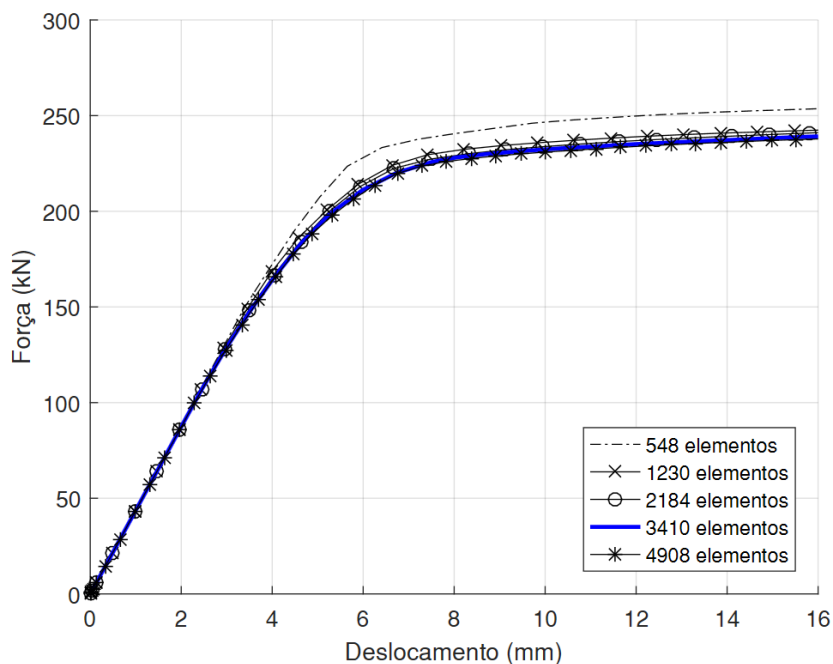


Fonte: Próprio autor.

### 4.2.2.2 Viga VCL

O estudo de objetividade de malha, com 5 curvas força x deslocamento vertical para a viga VCL, com o padrão geométrico Litzka, é apresentado na Figura 4.36 e na Tabela 4.14.

Figura 4.36 – Estudo de objetividade de malha para a viga VCL.



Fonte: Próprio autor.

Tabela 4.14 – Dados de cada refinamento de malha para a viga VCL.

Número de elementos	Dimensão do maior elemento (mm <sup>2</sup> )	Tempo de processamento (segundos)	Espaço em disco (Gb)
548	3575,51	198	1,56
1230	1589,12	635	4,72
2184	893,78	814	7,06
3410	572,08	1210	9,73
4908	397,28	1902	16,20

Fonte: Próprio autor.

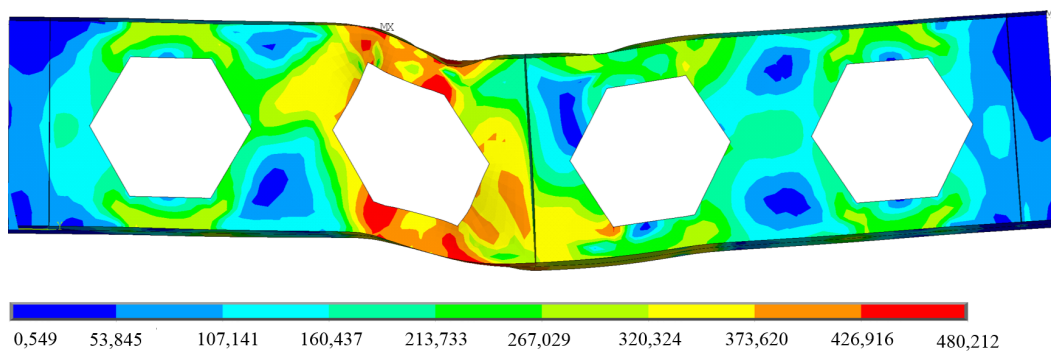
Pelas curvas apresentadas na Figura 4.36 é possível notar que as curvas após o refinamento de 3410 elementos não obtiveram diferença significativa quando comparado ao ganho computacional. Assim, para a viga VCL de geometria Litzka foi adotado o refinamento de malha com 3410 elementos.

O modelo numérico da viga VCL apresentou o modo de falha por formação do mecanismo de Vierendeel, localizada no furo de maior distância em gráfico das linhas de momento fletor e esforço cortante, ou seja, a abertura adjacente ao carregamento da viga (con-

forme apresentado por Delesques (1968) e apresentado na seção 2.3), essa região é evidenciada na Figura 4.37 pela escala em vermelho no furo central, região com as tensões máximas. O procedimento analítico para a viga VCL apresentou como resultado o mesma falha, mostrando seu potencial de uso.

Para a situação de deformação total é apresentada a Figura 4.37 com a distribuição de tensões.

Figura 4.37 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga viga VCL com uma carga  $P = 180$  kN.



Fonte: Próprio autor.

O padrão Litzka utilizado na viga VCL é o mais favorável ao surgimento do mecanismo de Vierendeel, já que, conforme explicado na seção 2.3.2, a largura  $a_0$  grande potencializa as tensões devido ao esforço cortante e momento que atua na extremidade da seção “te”. Para o modelo numérico o surgimento do mecanismo se iniciou com uma carga de 118,24 kN, estando formadas as quatro dobradiças com 153,81 kN, como mostrado pela região em vermelho da Figura 4.37, com tensão de von Mises com valor superior a 373,62 MPa. Em comparação, no procedimento de carga analítica o mecanismo de Vierendeel surgiria com uma carga de 156,40 kN. A diferença entre a previsão de carga resistente analítica e numérica é resumida na Tabela 4.15.

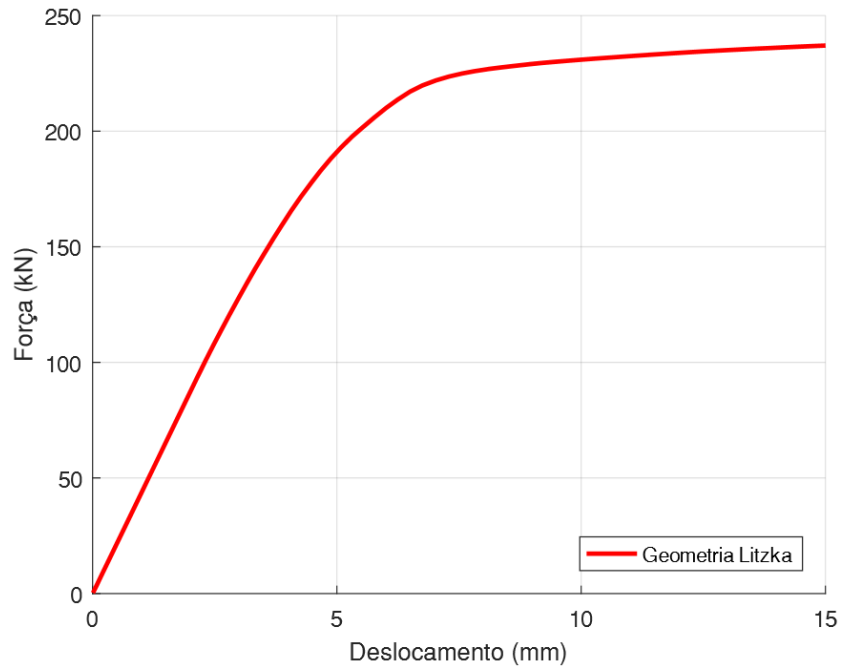
Tabela 4.15 – Comparativo de carga resistente entre o dimensionamento analítico e os valor obtido numericamente para a viga VCL.

	Falha	Carga (kN)	Panal/Pnum
Analítico	Mec. de Vier.	156,40	1,02
Numérico	Mec. de Vier.	153,81	

Fonte: Próprio autor.

O comportamento da viga com padrão Litzka pode ser mostrado de forma gráfica, sendo apresentado na Figura 4.38 a curva força x deslocamento vertical no meio do vão.

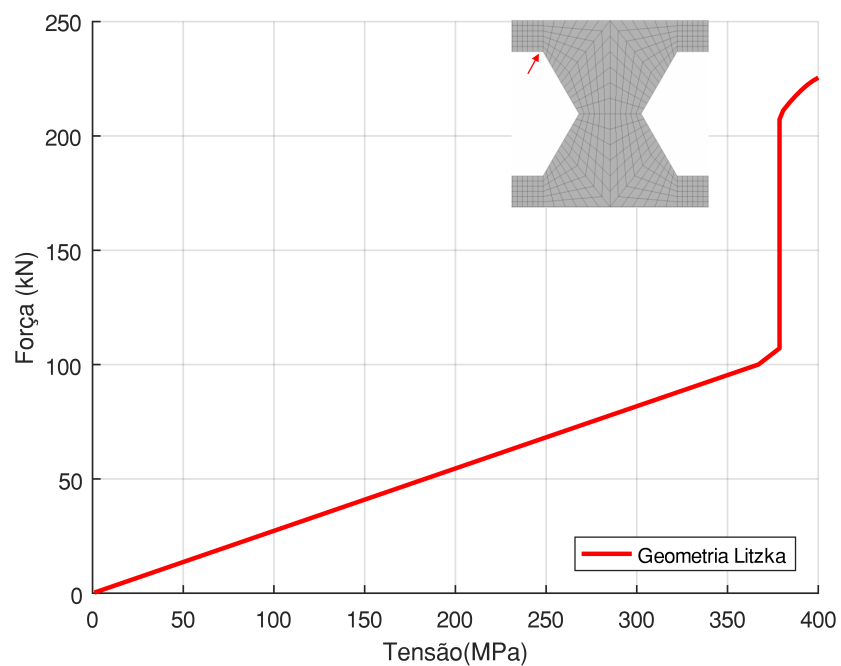
Figura 4.38 – Força x Deslocamento no meio do vão para a viga VCL.



Fonte: Próprio autor.

O desenvolvimento das tensões na região das arestas, local de formação do mecanismo de Vierendeel, também são mostrados para aumento gradual do carregamento na viga VCL, conforme mostrado na Figura 4.39, para o elemento indicado.

Figura 4.39 – Relação entre força e tensão no nó mais suscetível a formação do mecanismo de Vierendeel para a viga VCL.



Fonte: Próprio autor.

Por meio da Figura 4.39 nota-se que a partir do carregamento próximo a 110 kN o nó selecionado atinge a tensão próxima a de escoamento, porém esse ponto é considerado o mais desfavorável em termos de composição de tensões para formação da falha por mecanismo de Vierendeel, sendo que para que a falha efetivamente ocorra, toda a região das dobradiças (extremos superior e inferior do furo) devem atingir esta tensão, conforme apresentado na seção 2.3.3.

#### 4.2.2.3 Viga VCP

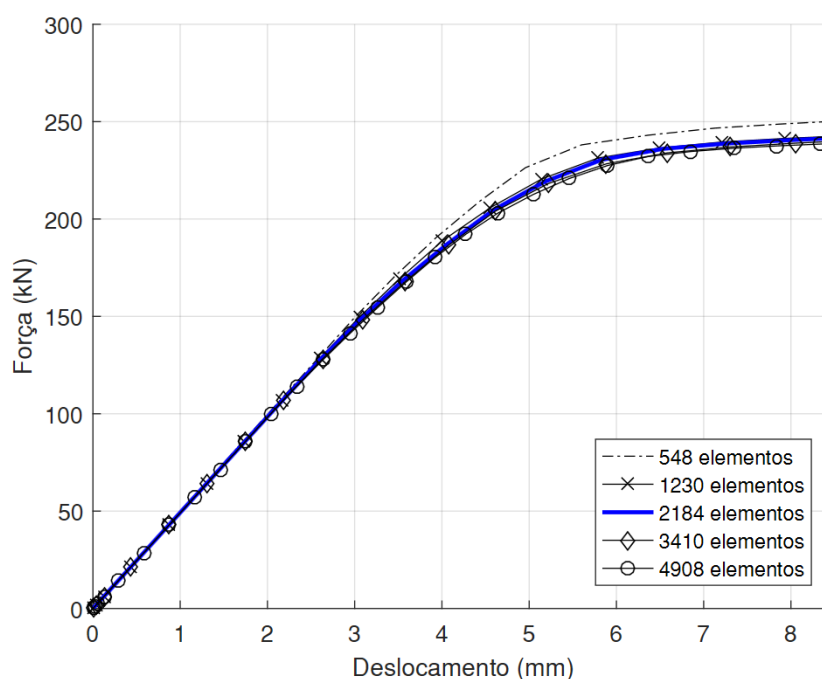
O estudo de objetividade de malha para a viga VCP de geometria Peiner é apresentado por meio das curvas força x deslocamento vertical no meio do vão para 5 refinamentos, conforme apresentado da Tabela 4.16 e Figura 4.40.

Tabela 4.16 – Dados de cada refinamento de malha para a viga VCP.

Número de elementos	Dimensão do maior elemento (mm <sup>2</sup> )	Tempo de processamento (segundos)	Espaço em disco (Gb)
548	6674,37	249	1,88
1230	2966,39	492	4,45
2184	1668,59	982	8,04
3410	1067,9	1745	14,3
4908	741,6	2236	23,67

Fonte: Próprio autor.

Figura 4.40 – Estudo de objetividade de malha para a viga VCP.

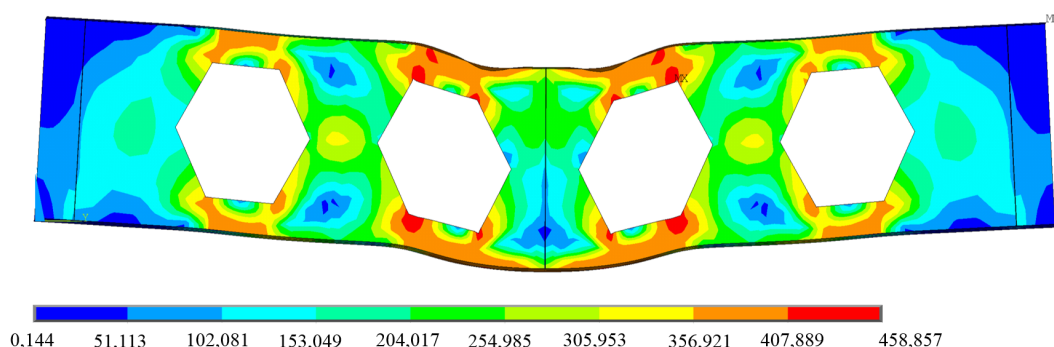


Fonte: Próprio autor.

A análise conjunta das curvas mostradas na Figura 4.40 com os dados apresentados na Tabela 4.16 permite inferir que a malha com 3410 teve bom comportamento com um gasto computacional razoável, ao se comparar com o próximo refinamento que obteve pouca modificação na curva força x deslocamento, ocupando um espaço bem maior em disco. Assim, para as análises da viga com padrão geométrico Peiner foi adotada a malha com 3410 elementos.

Por meio da análise numérica da viga VCP obtém-se que a falha da mesma ocorre por formação do mecanismo de Vierendeel, também no furo adjacente ao carregamento, como ocorrido na viga VCL e especificado na literatura técnica (abordada na seção 2.3 deste trabalho). O procedimento analítico foi bastante próximo à modelagem numérica, apresentando o carregamento restritivo para a formação justamente do mecanismo de Vierendeel. Na Figura 4.41 é apresentada a viga deformada mostrando a variação de tensão ao longo de seu comprimento.

Figura 4.41 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa para a viga viga VCP com uma carga  $P = 180$  kN.



Fonte: Próprio autor.

Pela a análise do modelo numérico da viga VCP tem-se que a falha por formação do mecanismo de Vierendeel se inicia com 117,95 kN, sendo sua total formação com 154,67 kN. O procedimento anlítico previu um valor próximo, sendo apresentado para a formação do mecanismo de Vierendeel um carregamento de 169,80 kN. A diferença apresentada entre os valores obtidos nos dois modelos é mostrado na Tabela 4.17.

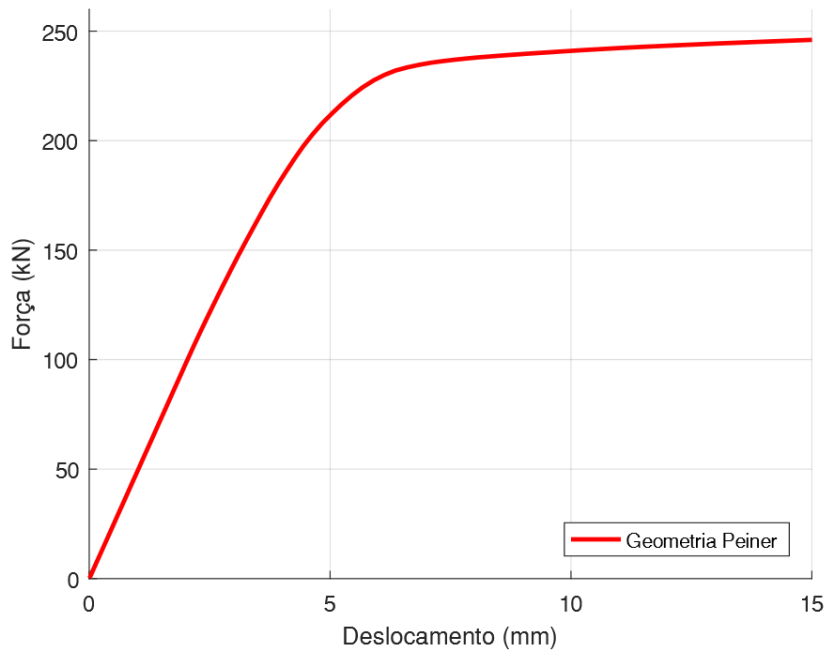
Tabela 4.17 – Comparativo de carga resistente entre o dimensionamento analítico e os valor obtido numericamente para a viga VCP.

	Falha	Carga (kN)	Panal/Pnum
Analítico	Mec. de Vier.	156,40	1,02
Numérico	Mec. de Vier.	153,81	

Fonte: Próprio autor.

Para a análise do comportamento da viga durante o carregamento foi feito também o mapeamento do deslocamento vertical no meio do vão, o mesmo apresentado para o estudo de objetividade de malha. Assim, na Figura 4.42 é apresentada a curva força x deslocamento vertical para a viga VCP de padrão geométrico Peiner.

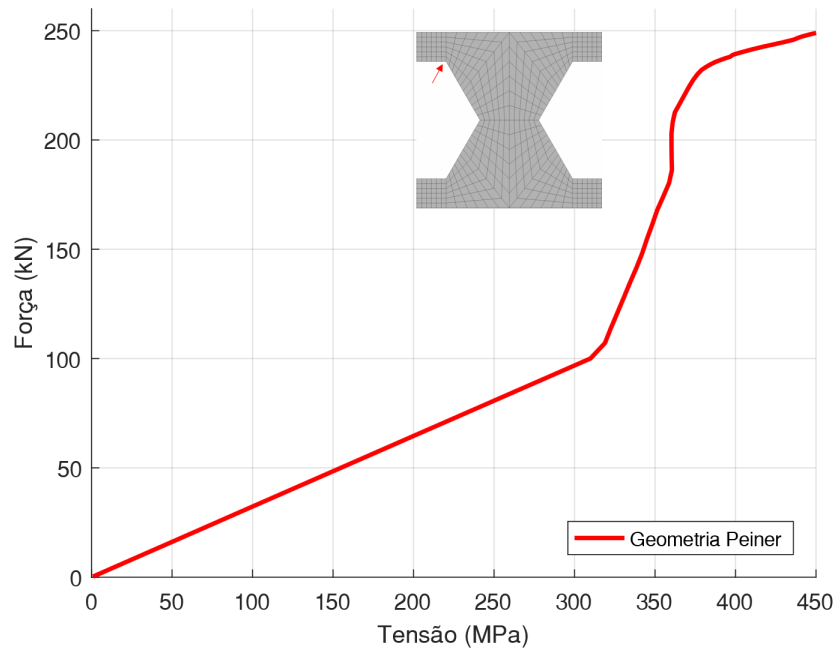
Figura 4.42 – Força x Deslocamento no meio do vão para a viga VCP.



Fonte: Próprio autor.

A evolução das tensões para o carregamento aplicado no modelo numérico, na região de aresta da abertura com ocorrência do mecanismo de Vierendeel é apresentada na Figura 4.43. Sendo possível notar que a partir do carregamento próximo a 100 kN as tensões na região aumentam em proporção maior até uma carga próxima a 230 kN.

Figura 4.43 – Relação entre força e tensão no nó mais suscetível a formação do mecanismo de Vierendeel para a viga VCP.



Fonte: Próprio autor.

### 4.2.3 Comparativo de geometrias

Com os dados apresentados na seção 4.2.2 é possível fazer um comparativo do comportamento das vigas VCA, VCL e VCP, sendo as vigas de mesmo vão, porém com três geometrias diferentes. Os valores de carga resistente obtido numericamente para as três geometrias estão dispostos na Tabela 4.18.

Tabela 4.18 – Comparativo de carga resistentes numéricas entre as vigas VCA, VCL e VCP.

	<b>Anglo-Saxão (VCA)</b>	<b>Litzka (VCL)</b>	<b>Peiner (VCP)</b>
Carga resistente (kN)	165,65	153,81	154,67
Falha	FMA	Mec. de Vier.	Mec. de Vier.

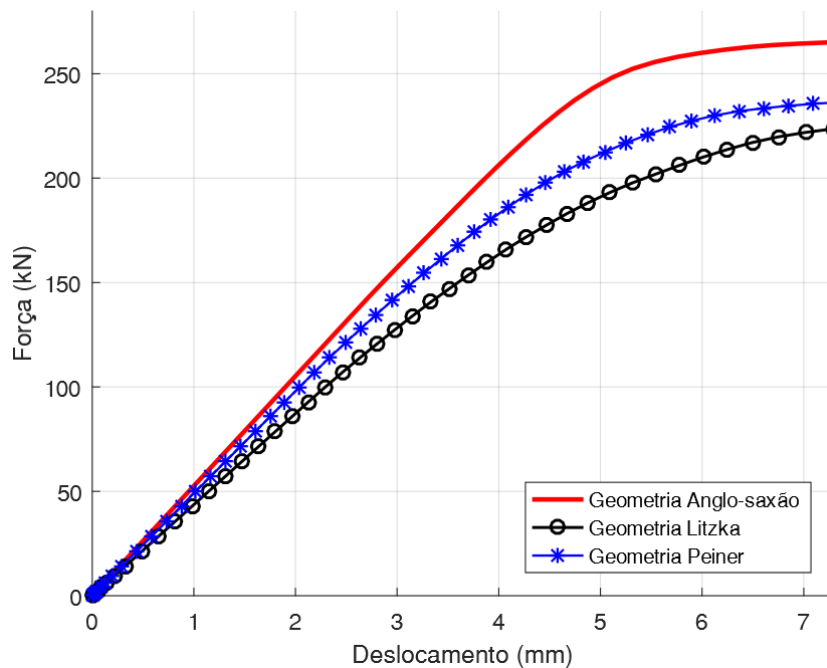
Fonte: Próprio autor.

A diferença nos valores de carga resistente obtido para as vigas VCA, VCL e VCP está diretamente associado a geometria do furo utilizado. A viga VCA apresentou o modo de falha FMA, caracterizado pelas altas tensões de cisalhamento na região montante da alma, sendo que a geometria adotada, quando comparada às outras duas, apresenta a menor região inclinada, propiciando uma distribuição de tensões menor na região. Já as viga VCL e VCP possuem geometrias bastante próximas, onde o modo de falha por formação do mecanismo de Vierendeel é pautado principalmente pelas elevadas tensões na região da borda superior

e inferior do furo, essas tensões são elevadas na região devido ao grande comprimento da abertura, quando comparada a viga VCA de padrão Anglo-saxão.

Na figura 4.44 é mostrado o comparativo do deslocamento vertical das vigas no meio vão (região de carregamento).

Figura 4.44 – Comparação entre os deslocamentos no meio do vão entre as vigas VCA, VCL e VCP.

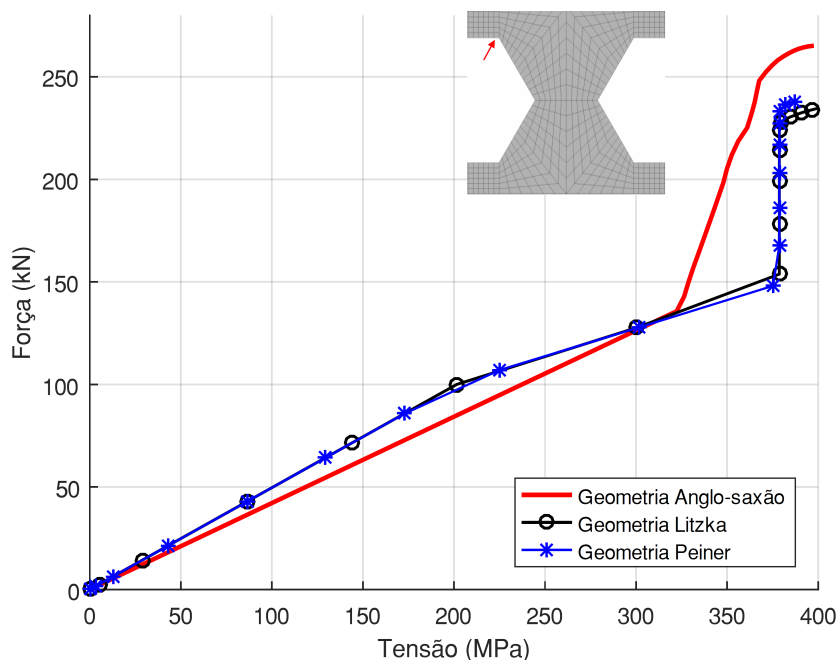


Fonte: Próprio autor.

Pela Figura 4.44 é possível notar que a geometria Anglo-saxão possui um menor deslocamento vertical no meio do vão em relação às demais geometrias estudadas, sendo possível perceber, pelo gráfico, que para deslocar 7 milímetros a viga VCA precisou de uma carga próxima a 260 kN, já para as vigas VCL e VCP foram necessários 240 kN e 225 kN, respectivamente. É possível explicar esse comportamento analisando a forma de atuação das tensões que levam a cada falha característica dos padrões Litzka e Peiner. Ao se estudar o desenvolvimento do mecanismo de Vierendeel tem-se que o mesmo é caracterizado pelo somatório das tensões causadas pelo esforço cortante e momento fletor, o cálculo dessa tensão é diretamente relacionado à largura da abertura (em específico a região entre as faces inclinadas), assim quanto maior essa distância maior será a tensão atuante e maior a deformação e deslocamento total da viga. Essa maior distância é apresentada pela viga Litzka, que teve maior deslocamento.

A modelagem numérica também permite a comparação do desenvolvimento das tensões na região das arestas das aberturas, como mostrado na Figura 4.45.

Figura 4.45 – Comparação do desenvolvimento de tensão no nó mais suscetível à formação do mecanismo de Vierendeel entre as vigas VCA, VCL e VCP.

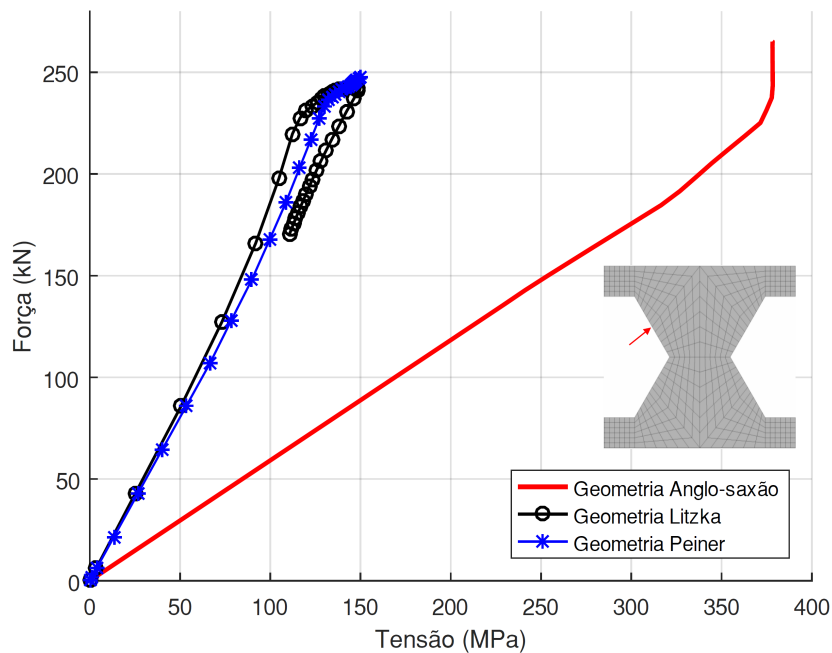


Fonte: Próprio autor.

No mesmo sentido da explicação anterior, a viga com padrão Litzka atingiu a tensão de escoamento na região das arestas do furo para uma carga aplicada menor, quando comparada às demais geometrias. Este fato era esperado para pelo fato da viga Litzka apresentar uma maior largura de abertura. Em números, a viga VCA necessitou de uma carga de próxima a 210 kN para atingir uma tensão de 378,61 MPa, já as vigas VCL e VCP foram bastante próxima, porém a viga VCL para a mesma tensão necessitou de 151 kN, enquanto a VCP necessitou de 165 kN.

Como a viga com padrão Anglo-saxão falhou pelo surgimento do modo de falha FMA, faz-se necessário verificar como o comportamento das tensões que levou a essa falha também agem nas demais geometrias. Na Figura 4.46 é apresentado o desenvolvimento das tensões para o aumento de carregamento na região central da face inclinada do furo.

Figura 4.46 – Comparação do desenvolvimento de tensão no nó mais suscetível à formação do modo de falha FMA entre as vigas VCA, VCL e VCP.



Fonte: Próprio autor.

Observando os dados apresentados nas Figura 4.46 é possível perceber que as tensões aumentam em maior proporção, na região destacada, na geometria Anglo-saxão, atingindo a tensão de escoamento do aço para uma carga aplicada menor. Nas geometrias Litzka e Peiner a configuração do furo faz com que a distribuição de tensão nessa região seja maior, ocasionando em valores de tensão local menores, a exemplo, para uma carga de 100 kN a VCA apresenta tensão no nó selecionado próximo a 165 MPa, enquanto nas vigas VCL e VCP essa tensão é próxima a 60 MPa e 65 MPa, respectivamente. Como apresentado na seção 2.3, na região do nó destacado o esforço predominante é o esforço cortante, indo de encontro com a teoria apresentada para a viga Anglo-saxão, como sendo pouco indicada para utilização em situações de esforços cortantes são mais predominantes, justamente pela distancia entre furos ser a menor entre as geometrias estudadas.

## Capítulo 5

---

# CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

---

Com o presente trabalho foi possível constatar que as vigas alveolares dos tipos casteladas falham prioritariamente devido aos aspectos relacionados à mudança geométrica nas almas, principalmente termos da distribuição dos esforços ao longo do furo e alteração na seção transversal da viga durante seu comprimento. Essa última relacionada principalmente o modo de falha FLT, já que as vigas alveolares, no geral devido a redução do peso próprio, objetiva vencer grandes vão.

Os modelos analíticos de previsão de carga geralmente são apresentados para cada falha a qual a viga está sujeita, ou seja, avaliam a ocorrência de apenas um tipo de falha por vez, ignorando a possibilidade de ocorrência de duas ou mais falhas com carregamentos próximos. Trabalhos de destaque já reúnem as informações desses cálculos analíticos para as vigas, como o apresentado por [Veríssimo \*et al.\* \(2012\)](#), a qual ainda pode ser complementado por contribuição de outros autores, como apresentado neste trabalho. O roteiro analítico mostrado foi validado com os dados experimentais [Al-Thabhwawee \(2017\)](#), [Ellobody \(2011\)](#), [Housain e Speirs \(1973\)](#) e [Vieira \(2015\)](#).

O dimensionamento analítico teve boa precisão quando comparado aos resultados experimentais das vigas VCE1 a VCE6 e VCE13 a VCE17 (seção 3.2) nos trabalhos de [Al-Thabhwawee \(2017\)](#) e [Housain e Speirs \(1973\)](#), respectivamente, avaliando a ocorrência da formação do mecanismo de Vierendeel, uma das falhas mais comuns nas vigas casteladas. Já o dimensionamento analítico para as vigas VCE7 a VCE12 (seção 3.2) ensaiadas experimentalmente por [Ellobody \(2011\)](#), possuíam uma aproximação não tão fiel quanto para as demais validações, porém analisando o trabalho, o autor esclarece que algumas falhas foram ignoradas, com a finalidade de se estudar apenas a FLT, assim, este trabalho apresentou outras falhas com o valor de resistência bem mais próximo daquele registrado pelo autor, validando, assim, o roteiro adotado. Com boa aproximação, o dimensionamento analítico para as vigas

VCE18 a VCE21 (seção 3.2) ensaiadas experimentalmente por [Vieira \(2015\)](#) também tiveram boa aproximação para a FMA, sendo o dimensionamento capaz de prever outras falhas que ocorreram no experimento realizado pelos autores.

Com o uso do *ANSYS<sup>TM</sup> v.18.2 Academic* foram modeladas numericamente as cinco vigas ensaiadas experimentalmente por [Housain e Speirs \(1973\)](#), sendo que os critérios utilizados na implementação, como por exemplo a consideração dos efeitos de não-linearidade geométrica e física, se mostraram bastante fiéis ao experimento. Nos modelos numéricos as vigas falharam exatamente da forma relatada pelos autores, possibilitando ainda perceber o comportamento gradual das vigas durante a fase de carregamento, dando a possibilidade de entender ainda mais a cerca do comportamento da viga até colapso, como foi mostrado para na análise numérica da viga VCE17, na seção 4.2.

Outro ponto de destaque para os modelos numéricos das vigas de [Housain e Speirs \(1973\)](#), foi a validade da curva elastoplástica multilinear tensão x deformação adotada para o aço estrutural, a qual foi proposta por [Maggi \(2004\)](#). O comportamento do aço proposto pelo autor, utilizado em todos modelos numéricos, foi bastante próximo ao apresentado experimentalmente, tanto em análise elástica como plástica. Assim, os critérios adotados nos modelos se mostraram bastante eficientes, sendo capazes de reproduzir com fidelidade o comportamento e falhas das vigas casteladas, gerando confiabilidade para análise das vigas VCA, VCL e VCP.

As vigas VCA, VCL e VCP foram dimensionadas analiticamente e também modeladas numericamente. É importante ressaltar que estas vigas possuem o mesmo comprimento de vão, apresentado geometria de furo Anglo-saxão, Litzka e Peiner, respectivamente. O dimensionamento analítico previu a falha escoamento por cisalhamento no montante da alma, caracterizando uma FMA, para a geometria Anglo-saxão e formação do mecanismo de *Vierendeel* para as geometrias Litzka e Peiner, sendo que as mesmas falhas foram apresentadas no modelo numérico.

A análise conjunta dos critérios analíticos e numéricos possibilita identificar as principais variáveis geométricas que influenciam na resistência final das vigas casteladas nas geometrias propostas. No estudo a viga que resistiu a maior carga foi a com geometria Anglo-saxão (VCA), falhando com uma carga de 165,65 kN, enquanto o padrão Litzka (VCL) e Peiner (VCP) falharam com 153,81 kN e 154,67 kN. A resistência do padrão Anglo-saxão neste estudo está associada principalmente a largura do furo ou abertura, que neste caso é o menor apresentado entre as geometrias.

As diferenças geométricas das aberturas mostraram, pelo modelo numérico, que na região dos cantos dos furos (parte superior e inferior) as tensões se elevam mais rapidamente nas vigas Litzka e Peiner, porém analisando as tensões na região inclinada das aberturas, tem-se que a geometria Anglo-saxão apresenta tensões bem maiores, para um mesmo carregamento, que as geometrias Litzka e Peiner, que se comportam de maneira bastante

similar. Mostrando, assim, que as diferenças na geometria estão diretamente relacionadas a falha que uma viga estará sujeita, mesmo que o carregamento suportado seja próximo.

Como sugestão para os trabalhos futuros, tem-se:

- Estudo de novas geometrias, utilizando ferramentas de otimização;
- Avaliação da relação entre custo e ganho em performance de resistência do uso das vigas casteladas;
- Aplicação do dimensionamento para vigas experimentais com carregamentos distribuídos, validando o mesmo para diversas situações reais de uso das vigas casteladas;
- Ensaio experimental das vigas propostas, complementando os resultados obtidos até o momento;
- Estudo da utilização das vigas casteladas submetidas à cargas dinâmicas, ou seja, vibrações induzidas por pessoas ou por pressão dinâmica do vento;
- Estudo de vigas mistas do tipo casteladas;
- Estudo de ligações viga-pilar para vigas casteladas.



---

## REFERÊNCIAS

---

- ABCEM. *ABCEM Estatísticas 2017*. 2017. Disponível em: <<http://www.abcem.org.br/site/estatisticas-da-construcao-metalica>>. Citado na página 29.
- ABNT. Nbr 8800:2008. *Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios*, 2008. Citado 2 vezes nas páginas 37 e 54.
- ABREU, L.; FAKURY, R. H.; SILVA, A. Castro e. Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares. *Mecânica Computacional*, v. 29, p. 7255–7271, 2010. Citado 2 vezes nas páginas 39 e 42.
- AL-THABHAWEE, H. W. Experimental study of effect of hexagonal holes dimensions on ultimate strength of castellated steel beam. *Kufa Journal of Engineering*, University of Kufa, v. 8, n. 1, p. 97–107, 2017. Citado 10 vezes nas páginas 19, 23, 32, 55, 56, 57, 58, 79, 80 e 117.
- BADKE-NETO, A.; CALENZANI, A. F. G.; FERREIRA, W. G. Estudo de metodologias para o dimensionamento de vigas mistas de aço e concreto com perfil celular. *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais*, Scielo, v. 8, p. 843 – 859, dez. 2015. ISSN 1983-4195. Disponível em: <[http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci\\_arttext&pid=S1983-41952015000600843&nrm=iso](http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S1983-41952015000600843&nrm=iso)>. Citado 2 vezes nas páginas 25 e 27.
- BAHRAMI, A.; SHANMUGAM, N. Finite element studies on profiled steel composite beams. *The IES Journal Part A: Civil & Structural Engineering*, Taylor & Francis, v. 4, n. 1, p. 1–7, 2011. Citado na página 42.
- BAILEY, J. *et al.* Evidence relating to object-oriented software design: A survey. In: IEEE. *Empirical Software Engineering and Measurement, 2007. ESEM 2007. First International Symposium on*. [S.l.], 2007. p. 482–484. Citado na página 29.
- BANERJEE, B.; CHEN, J.; KATHIRGAMANATHAN, A. Comparison of ansys elements shell181 and solsh190. *Res. Rep., Univ. of Auckland, New Zealand*, 2011. Citado na página 68.
- BESSA, W. O.; GONCALVES, R. M. *et al.* Análise experimental e numérica de ligações viga mista-pilar com cantoneiras de alma e assento–pavimento tipo e ligações isoladas. *Cadernos de Engenharia de Estruturas*, São Carlos, v. 14, n. 62, p. 19–34, 2012. Citado na página 67.
- BORGES, R. S. F. Análise experimental da resistência à flexão simples de vigas de aço tipo "i" compostas de perfis laminados dotadas de emendas soldadas. UFG: Goiânia. Dissertação (Mestrado)206 p, 2015. Citado na página 67.

- BRADLEY, T. P. *Stability of Castellated Beams During Erection*. Tese (Doutorado) — Virginia Polytechnic Institute and State University, 2003. Citado 2 vezes nas páginas 31 e 52.
- BRINKHUS, R. N. *Análise de vigas casteladas e vigas casteladas mistas*. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2015. Disponível em: <<http://hdl.handle.net/10183/115556>>. Citado 11 vezes nas páginas 26, 31, 40, 42, 44, 45, 46, 47, 49, 51 e 54.
- BUDI, L.; PARTONO, W. *et al.* Optimization analysis of size and distance of hexagonal hole in castellated steel beams. *Procedia engineering*, Elsevier, v. 171, p. 1092–1099, 2017. Citado na página 31.
- CHUNG, K. Recent advances in design of steel and composite beams with web openings. *Advances in Structural Engineering*, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 15, n. 9, p. 1521–1536, 2012. Citado na página 31.
- CIMADEVILLA, F. J. E.; GUTIÉRREZ, E. M.; RODRÍGUEZ, J. A. V. *Vigas alveoladas*. [S.l.]: Belisco, 2000. Citado 3 vezes nas páginas 31, 46 e 54.
- DELESQUES, R. Stabilité des montants de poutres ajourées. *Construction Métallique*, v. 3, p. 26–33, 1968. Citado 6 vezes nas páginas 31, 45, 48, 51, 87 e 108.
- DEMIRDJIAN, S. *Stability of castellated beam webs*. Tese (Doutorado) — McGill University Montreal, Canada, 1999. Citado 3 vezes nas páginas 40, 41 e 42.
- ELLOBODY, E. Interaction of buckling modes in castellated steel beams. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, v. 67, n. 5, p. 814–825, 2011. Citado 11 vezes nas páginas 19, 23, 32, 36, 55, 56, 59, 66, 79, 80 e 117.
- FERREIRA, I. *Análise dinâmica não linear geométrica de treliças espaciais*. Tese (Doutorado) — Dissertação (Mestrado), Curso de Engenharia Civil, Centro Federal de educação Tecnológica de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2009. Citado na página 74.
- GUEIROS, I. P. *Comportamento estrutural de vigas casteladas em aço inoxidável*. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2015. Disponível em: <[http://www.bdttd.uerj.br/tde\\_busca/arquivo.php?codArquivo=8762](http://www.bdttd.uerj.br/tde_busca/arquivo.php?codArquivo=8762)>. Citado na página 27.
- HOUSAIN, M. U.; SPEIRS, G. Experiments in castellated steel beams. *Welding Research*, American Welding Society, 1973. Citado 26 vezes nas páginas 19, 24, 31, 32, 55, 56, 60, 61, 79, 81, 83, 84, 85, 87, 88, 89, 90, 91, 92, 93, 94, 97, 100, 102, 117 e 118.
- IBGE. *Pesquisa Industrial Anual - Produto*. 2016. Disponível em: <<https://sidra.ibge.gov.br/pesquisa/pia-produto/quadros/brasil/2013>>. Citado na página 29.
- KERDAL, D.; NETHERCOT, D. Failure modes for castellated beams. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, v. 4, n. 4, p. 295–315, 1984. Citado 7 vezes nas páginas 31, 34, 39, 40, 41, 42 e 105.
- KNOWLES, P. R. Castellated beams. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, v. 90, n. 3, p. 521–536, 1991. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1680/iicep.1991.14728>>. Citado na página 25.
- KOHNEHPOOSHI, O.; SHOWKATI, H. Numerical modeling and structural behavior of elastic castellated section. *European Journal of Scientific Research*, v. 31, n. 2, p. 306–318, 2009. Citado na página 51.

LITZKA, H. La production automatique de poutres à âme évitée de tous typer et de toutes dimensions. *Acier = Stahl = Steel*, v. 25, n. 11, p. 499–503, 1960. Citado na página 25.

LIU, T.; CHUNG, K. Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: finite element investigation. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, v. 59, n. 9, p. 1159–1176, 2003. Citado 2 vezes nas páginas 31 e 35.

MACHADO, R. M. Análise numérica e experimental de ligações soldadas na direção de menor inércia do pilar. *UFOP: Ouro Preto. Tese (Doutorado) 211 p*, 2013. Citado na página 76.

MADENCI, E.; GUVEN, I. *The finite element method and applications in engineering using ANSYS®*. [S.l.]: Springer, 2015. Citado 3 vezes nas páginas 67, 69 e 77.

MAGGI, Y. I. Análise do comportamento estrutural de ligações parafusadas viga-pilar com chapa de topo estendida. *UFSCAR: São Carlos. Tese (Doutorado) 281p*, 2004. Citado 5 vezes nas páginas 32, 55, 76, 102 e 118.

MENIN, R. C. G. *Aplicação da descrição cinemática co-rotacional na análise não-linear geométrica de estruturas discretizadas por elementos finitos de treliças, vigas e cascas*. Tese (Doutorado) — Tese (Doutorado), Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, 2006. Citado na página 74.

MIRLISENNA, G. *MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS: O QUE É?* 2016. Disponível em: <<http://www.esss.com.br/blog/2016/01/metodo-dos-elementos-finitos-o-que-e/>>. Acesso em: 16/7/2017. Citado na página 67.

MOHEBKHAH, A. The moment-gradient factor in lateral–torsional buckling on inelastic castellated beams. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, v. 60, n. 10, p. 1481–1494, 2004. Citado 3 vezes nas páginas 31, 36 e 77.

MÜTZENBERG, L. A.; VEIT, E. A.; SILVEIRA, F. L. d. Elasticidade, plasticidade, histerese... e ondas. *Revista brasileira de ensino de fisica. Vol. 26, n. 4 (out./dez. 2004), p. 307-313*, SciELO Brasil, 2004. Citado na página 75.

OLIVEIRA, L. B. d. *Procedimentos para definição das características geométricas de vigas alveolares de aço para sistemas de piso e de cobertura*. Universidade Federal de Viçosa, 2012. Disponível em: <<http://locus.ufv.br/handle/123456789/3777>>. Citado 4 vezes nas páginas 25, 29, 43 e 44.

OWEN, D.; PRAKASH, A.; ZIENKIEWICZ, O. Finite element analysis of non-linear composite materials by use of overlay systems. *Computers & Structures*, Elsevier, v. 4, n. 6, p. 1251–1267, 1974. Citado na página 75.

PEREIRA, R. S. Ligações em estruturas de aço utilizando emendas com parafusos de alta resistência solicitadas na flexão simples. UFG: Goiânia. Dissertação (Mestrado)135 p, 2014. Citado na página 67.

REDWOOD, R.; DEMIRDJIAN, S. Castellated beam web buckling in shear. *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, v. 124, n. 10, p. 1202–1207, 1998. Citado 3 vezes nas páginas 31, 35 e 42.

SILVEIRA, E. G. d. *Avaliação do comportamento de vigas alveolares de aço com ênfase nos modos de colapso por plastificação*. Universidade Federal de Viçosa, 2011. Disponível em: <<http://locus.ufv.br/handle/123456789/3763>>. Citado 3 vezes nas páginas 26, 27 e 28.

STANDARD, B. *et al.* Structural use of steelwork in building. *Part-1*, v. 1, p. 5950–1, 1990. Citado na página 39.

TINEO, R. P. Ligação mista viga-pilar preenchido com chapa passante: Modelagem numérica e análise paramétrica. UFSCAR: São Carlos. *Dissertação (Mestrado) 154p*, 2016. Citado na página 76.

TKALČEVIĆ, V.; DŽEBA, I.; ANDROIĆ, B. Proračun sačastih nosača prema eurokodu 3. *Građevinar*, Hrvatski savez građevinskih inženjera, v. 58, n. 09., p. 709–716, 2006. Citado na página 43.

TOHIDI, S.; SHARIFI, Y. Inelastic lateral-torsional buckling capacity of corroded web opening steel beams using artificial neural networks. *The IES Journal Part A: Civil & Structural Engineering*, Taylor & Francis, v. 8, n. 1, p. 24–40, 2015. Citado na página 66.

TOPRAC, A.; COOKE, B. *An experimental investigation of open-web beams*. [S.l.]: Welding Research Council, 1959. Citado na página 43.

VERÍSSIMO, G. d. S. *et al.* DIMENSIONAMENTO DE VIGAS ALVEOLARES DE AÇO. 2012. Disponível em: <<http://www.abcem.org.br/construmetal/2012/arquivos/Cont-tecnicas/06-Construmetal2012-dimensionamento-de-vigas-alveolares-de-aco.pdf>>. Acesso em: 03/01/2017. Citado 8 vezes nas páginas 31, 45, 46, 48, 49, 50, 53 e 117.

VIEIRA, H. C. *Análise numérica da flambagem do montante de alma devida ao cisalhamento em vigas de aço celulares*. 77 p. *Dissertação (Mestrado)* — UFMG, 2014. Citado na página 77.

VIEIRA, W. B. *Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma em vigas casteladas de aço*. 2015. 209 f. *Tese (Doutorado)* — Universidade Federal de Viçosa, 2015. Citado 14 vezes nas páginas 19, 24, 31, 32, 55, 56, 61, 62, 67, 79, 81, 82, 117 e 118.

WANG, P. *et al.* Shear buckling strengths of web-posts in a castellated steel beam with hexagonal web openings. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, v. 121, p. 173–184, 2016. Citado 3 vezes nas páginas 31, 36 e 66.

WANG, P.; MA, Q.; WANG, X. Investigation on vierendeel mechanism failure of castellated steel beams with fillet corner web openings. *Engineering Structures*, Elsevier, v. 74, p. 44–51, 2014. Citado na página 40.

WANG, P.; WANG, X.; MA, N. Vertical shear buckling capacity of web-posts in castellated steel beams with fillet corner hexagonal web openings. *Engineering Structures*, Elsevier, v. 75, p. 315–326, 2014. Citado na página 66.

ZAAROUR, W.; REDWOOD, R. Web buckling in thin webbed castellated beams. *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, v. 122, n. 8, p. 860–866, 1996. Citado 5 vezes nas páginas 31, 34, 35, 42 e 47.

ZIRAKIAN, T.; SOWKATI, H. Distortional buckling of castellated beams. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, v. 62, n. 1, p. 863–871, 2006. Citado na página 59.