

**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO**

Escola de Engenharia de São Carlos

**Desenvolvimento de um modelo de cálculo para  
dimensionamento de cantoneiras pultrudadas PRFV  
submetidas à compressão**

**Anne Caroline Monteiro Diniz**

Tese de Doutorado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil  
(Engenharia de Estruturas) da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade  
de São Paulo.



ANNE CAROLINE MONTEIRO DINIZ

**Desenvolvimento de um modelo de cálculo para dimensionamento  
de cantoneiras pultrudadas PRFV submetidas à compressão**

**VERSÃO CORRIGIDA**

**A versão original encontra-se na Escola de Engenharia de São Carlos**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Doutora em Ciências.

Área de Concentração: Estruturas

Orientador: Prof. Dr. Maximiliano Malite

Coorientador: Prof. Dr. Daniel C. T. Cardoso

SÃO CARLOS

2023

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Prof. Dr. Sérgio Rodrigues Fontes da EESC/USP com os dados inseridos pelo(a) autor(a).

D585d      Diniz, Anne Caroline Monteiro  
Desenvolvimento de um modelo de cálculo para dimensionamento de cantoneiras pultrudadas PRFV submetidas à compressão / Anne Caroline Monteiro Diniz; orientador Maximiliano Malite ; coorientador Daniel Carlos Taissum Cardoso. São Carlos, 2023.

Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) e Área de Concentração em Estruturas -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2023.

1. estruturas pultrudadas PRFV. 2. cantoneiras. 3. dimensionamento à compressão. 4. Confiabilidade estrutural. I. Título.



## FOLHA DE JULGAMENTO

Candidata: Engenheira **ANNE CAROLINE MONTEIRO DINIZ**.

Título da tese: "Desenvolvimento de um modelo de cálculo para dimensionamento de cantoneiras pultrudadas PRFV submetidas à compressão".

Data da defesa: 12/12/2023.

### Comissão Julgadora

### Resultado

**Prof. Titular Maximiliano Malite**

**(Orientador)**

(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC-USP)

APROVADA

**Prof. Associado Rogério Carrazedo**

(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC-USP)

APROVADA

**Prof. Dr. Enio Carlos Mesacasa Júnior**

(Universidade Federal do Rio Grande do Sul/UFRGS)

APROVADA

**Prof. Dr. Evandro Parente Júnior**

(Universidade Federal do Ceará/UFC)

APROVADA

**Prof. Dr. Wanderson Fernando Maia**

(Universidade Federal de Juiz de Fora/UFJF)

APROVADA

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas):

Prof Associado **Ricardo Carrazedo**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:

Prof. Titular **Carlos De Marqui Junior**



*“Porque Dele, por Ele e para Ele são todas as coisas;  
Glória, pois, a Ele eternamente.”  
(Romanos 11 v 36)*



## **AGRADECIMENTOS**

A Deus, meu primeiro grande orientador nesta jornada. É Dele a porta que se abre para o desenvolvimento desta pesquisa. Por meio Dele, fui sustentada durante todo o percurso. A Ele, toda a gratidão, a honra e a glória.

Ao meu esposo Arthur, meu companheiro e incentivador. Sempre compreensivo diante das renúncias e dos desafios desta trajetória. Obrigada pelo amor e pelo apoio em todo o tempo.

Aos meus pais, Elenilson e Ana Cléia, por nunca medirem esforços para proporcionar as melhores condições de estudo que podiam, e a minha irmã, Marianne, pelo carinho e suporte sempre que precisei.

Ao meu orientador, professor Maximiliano Malite, pelo auxílio ao longo destes anos de pesquisa. Agradeço pela atenção, apoio e confiança que tem dedicado desde a primeira reunião ainda no mestrado, quando não tínhamos experiência alguma com os perfis pultrudados. Ao meu coorientador, professor Daniel Carlos Taissum Cardoso, pelo seu esmero na orientação deste trabalho. Obrigada por todo o empenho e assistência.

Ao professor Hidelbrando José Farkat Diógenes por ter me encorajado a participar do processo seletivo da pós-graduação no Departamento de Engenharia de Estruturas (SET) da Escola de Engenharia de São Carlos - EESC/USP. Obrigada por me mostrar o impacto que um professor incentivador pode ter na trajetória de um aluno.

A todos os colegas, amigos, docentes e funcionários do SET, por todo o suporte, momentos de alegria e de descontração e conhecimentos compartilhados.

Por fim, agradeço ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pelo financiamento desta pesquisa.



## RESUMO

DINIZ, A. C. M. **Desenvolvimento de um modelo de cálculo para dimensionamento de cantoneiras pultrudadas PRFV submetidas à compressão**. 2023. 273 p. Tese (Doutorado em Ciências - Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas)) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2023.

As cantoneiras são perfis estruturais de geometria simples que possibilitam a montagem de estruturas treliçadas de forma prática e rápida. Devido ao emprego relativamente recentemente na construção civil, as normas para dimensionamento das cantoneiras pultrudadas de Polímero Reforçado com Fibra de Vidro (pPRFV) ainda estão em fase de desenvolvimento. Atualmente, um único modelo de cálculo normativo disponível é destinado ao projeto das cantoneiras pPRFV submetidas à compressão centrada e se baseia na hipótese de barra ideal. Além disso, o efeito do parafusamento de uma das abas da cantoneira, concepção adotada com frequência em projeto, ainda não é contemplado nos procedimentos de cálculo para dimensionamento dos elementos submetidos à compressão excêntrica. O objetivo deste trabalho consiste em propor novas expressões para a previsão da força axial resistente de cantoneiras pPRFV submetidas à compressão centrada, que considerem aspectos relevantes sobre o desempenho estrutural dessas barras, bem como indicar equações de projeto dedicadas às cantoneiras pPRFV conectadas por uma das abas conectada por meio de dois parafusos. Com este fim, uma extensa revisão sistemática foi desenvolvida, de modo a delinear detalhadamente o estado da arte sobre o tema, identificando de forma clara as lacunas no conhecimento. Com base no panorama estabelecido, a metodologia proposta neste estudo consistiu na ampliação do banco de dados de força máxima resistente de cantoneiras pPRFV por meio de simulação numérica e, posterior, calibração de modelos de cálculo baseados no Método de Resistência Direta (MRD). Para analisar a eficiência das formulações propostas e definir coeficientes de resistência adequados ao nível de segurança requerido para os elementos estruturais pultrudados, análises de confiabilidade foram realizadas.

Palavras-chave: estruturas pultrudadas PRFV; cantoneiras; dimensionamento à compressão; confiabilidade estrutural.





## ABSTRACT

DINIZ, A. C. M. **Development of a calculation model for designing FRP pultruded angles subjected to compression.** 2023. 273 p. Thesis (PhD. in Civil Engineering (Structural Engineering)) – School of Engineering of São Carlos, University of São Paulo, São Carlos, 2023.

Angle members are structural profiles of simple geometry that allow the assembly of truss structures in a practical and quick way. Due to the relatively recent use in civil construction, the design standards for angles made of pultruded Fiberglass Reinforced Polymer (pFRP) are still in the development phase. Currently, only one available normative strength model is intended for the design of pFRP angles subjected to concentric compression and it is based on the ideal column hypothesis. In addition, the end-restraint effect of the attachment through one leg only by a bolted connection (design solution frequently used in practical applications) is not yet considered in the calculation procedures for designing the elements subjected to eccentric compression. The objective of this work is to propose new expressions for predicting the compression resistance of pFRP angles concentrically loaded, which consider relevant aspects of the structural performance of these columns, as well as to indicate design equations dedicated to pFRP angles connected at their ends on one leg by two bolts. For this purpose, an extensive Systematic Review was developed, to outline in detail, the state of the art on the subject, clearly identifying gaps in knowledge. Based on the established panorama, the methodology proposed in this study consisted of expanding the database of maximum resistant strength of pFRP angle columns through numerical simulation and, subsequently, calibration of calculation models based on the Direct Strength Method (DSM). To analyze the efficiency of the proposed formulations and define resistance factors adequate to the safety level required for the pultruded structural elements, reliability analyzes were performed.

Keywords: GFRP pultruded structures; angles; compression design; structural reliability.



## LISTA DE FIGURAS

### Capítulo 1

Figura 1.1 – Perfis pultrudados PRFV .....	30
--	----

### Capítulo 2

Figura 2.1 – Fabricação de perfis estruturais por pultrusão .....	38
Figura 2.2 – Exemplos de seções comerciais de perfis pultrudados.....	38
Figura 2.3 – Sistema de eixos locais e globais em perfis pultrudados.....	39
Figura 2.4 – Modos de falha de compósitos unidirecionais submetidos a diferentes tipos de esforços .....	43
Figura 2.5 – Lâmina: (a) parâmetros de resistência; e (b) estado plano de tensão .....	44
Figura 2.6 – Critério de resistência da máxima tensão: envoltória de segurança.....	44
Figura 2.7 – Modelo de degradação contínua do material compósito .....	47
Figura 2.8 – Etapas de planejamento da revisão sistemática .....	49
Figura 2.9 – Fluxograma da etapa de seleção dos trabalhos .....	53
Figura 2.10 – Histograma das publicações selecionadas na revisão sistemática .....	54
Figura 2.11 – Cantoneiras pultrudadas: (a) perfis; (b) parâmetros geométricos .....	60
Figura 2.12 – Parâmetros relacionados à rigidez secundária ao empenamento .....	64
Figura 2.13 – Comportamento de uma barra ideal e uma barra real sob compressão .....	69
Figura 2.14 – Má conformação das fibras na junção de uma cantoneira pultrudada .....	70
Figura 2.15 – Vazios e trincas em uma cantoneira pultrudada.....	71
Figura 2.16 – Ruptura de cantoneira pultrudada com abertura das abas .....	74
Figura 2.17 – Imperfeições iniciais de geometria em cantoneiras.....	75
Figura 2.18 – Exemplo de dispositivo de apoio auxiliar.....	85
Figura 2.19 – Cantoneira comprimida conectada por meio de uma das abas parafusada.....	91
Figura 2.20 – Probabilidade de falha em função da margem de segurança .....	117
Figura 2.21 – Probabilidade de falha em termos da variável normal padrão $Y$ .....	118
Figura 2.22 – Relação entre $p_f$ e o índice de confiabilidade $\beta$ em problema bidimensional	119
Figura 2.23 – Métodos de resolução do problema de confiabilidade: (a) FORM; e (b) Monte Carlo.....	120

### Capítulo 3

Figura 3.1 – Barras avaliadas (a) experimentalmente por outros pesquisadores; e (b) numericamente neste estudo.....	140
Figura 3.2 – Modelo experimental de referência (MONTEIRO e MALITE, 2021) .....	142
Figura 3.3 – Cantoneira pPRFV: (a) perfil; (b) arquitetura de fibras .....	142
Figura 3.4 – Curvas <i>P versus D</i> : LC.E.6-1 .....	143
Figura 3.5 – Modelo numérico M1 .....	144
Figura 3.6 – Sistema de eixos de referência.....	146
Figura 3.7 – Etapas de simulação numérica.....	147
Figura 3.8 – Deformadas: (a) ALE; (b) Experimento (MONTEIRO e MALITE, 2021) .....	151
Figura 3.9 – Força máxima dos modelos numéricos com diferentes padrões de imperfeição inicial.....	152
Figura 3.10 – Curvas <i>P versus D</i> para alguns modelos simulados na análise de sensibilidade .....	155
Figura 3.11 – Deformadas: (a) ANL: Etapa 1; (b) Experimento (MONTEIRO e MALITE, 2021) .....	157
Figura 3.12 – Curvas <i>P versus D</i> : resultados numéricos e experimental.....	158
Figura 3.13 – Evolução do dano do material: (a) próximo ao dano; e (b) imediatamente após o dano.....	159
Figura 3.14 – Perfil LC.E.6-1 próximo à ruptura .....	159
Figura 3.15 – Vista lateral (a) e frontal (b) do perfil LC.E.6-1 após à ruptura .....	160
Figura 3.16 – Barras avaliadas no estudo paramétrico em função da esbeltez local e global	163
Figura 3.17 – Barras avaliadas no estudo paramétrico em função da esbeltez à flexão e à flexo-torção.....	163
Figura 3.18 – Variação da $P_u/P_{L,c}$ em função de $K_z L_z/r_z$ e $b/t$ .....	165
Figura 3.19 – (a) Curvas <i>P versus D</i> . Deformada dos modelos: (b) C12_10 e (c) C12_3.....	168
Figura 3.20 – Análise da reserva de resistência pós-crítica .....	170
Figura 3.21 – (a) Curvas <i>P versus D</i> . Deformada dos modelos: (b) C3_1; (c) C3_3 e (d) C3_10 .....	171
Figura 3.22 – Deformadas dos modelos (a) C3_1; (b) C4_1; (c) C12_1 .....	172
Figura 3.23 – Erro de modelo: ASCE.....	175
Figura 3.24 – Erro de modelo: ASCE_T e ASCE_FT.....	178
Figura 3.25 – Erro de modelo: MRD, MRD_G, MRD_GL.....	180

Figura 3.26 – Resultados numéricos e previsão analítica a partir dos modelos MRD para série C12 .....	181
Figura 3.27 – Erro de modelo: ASCE e MRD_GL.....	183
Figura 3.28 – Erro de modelo: modelo proposto e demais procedimentos avaliados .....	185
Figura 3.29 – Erro de modelo para os modelos ASCE e modelo proposto.....	186
Figura 3.30 – Magnitude de $ E_M - 1 $ para: (a) modelo ASCE; e (b) modelo proposto	187

## Capítulo 4

Figura 4.1 – Modelo experimental de referência (MONTEIRO e MALITE, 2021) .....	192
Figura 4.2 – Curvas $P$ versus $D$ : LE2.E.13 .....	193
Figura 4.3 – Modelo numérico M2: furos e partições .....	194
Figura 4.4 – Modelo numérico M2: malha de elementos finitos.....	195
Figura 4.5 – Modelo numérico M2: (a) condições de contorno; e (b) de carregamento .....	196
Figura 4.6 – Curva $P$ versus $D$ : resultados numéricos e experimental .....	197
Figura 4.7 – Configurações deformadas: (a) modelo experimental; (b) modelo numérico ...	198
Figura 4.8 – Curvas $P$ versus $D$ numéricas e experimentais: (a) LE2.E.10 e (b) LE2.E.7 ....	199
Figura 4.9 – Barras analisadas numericamente por meio do modelo M2 em função de $L/r_z$ e $b/t$ .....	201
Figura 4.10 – Barras analisadas numericamente por meio do modelo M2 em função de $\lambda_{FT}$ e $\lambda_F$ .....	203
Figura 4.11 – Erosão da resistência dos modelos avaliados na análise paramétrica .....	206
Figura 4.12 – Variação da $P_{u,num}/P_{L,c}$ nas seções avaliadas em função de $L/r_z$ .....	207
Figura 4.13 - Deformadas das barras (a) E4_3250; (b) E5_3250, (c) E6_3250 obtidas na análise linear .....	209
Figura 4.14 – Curvas $P$ versus $D$ : (a) E1_1000; (b) E1_1750, (c) E6_2500.....	210
Figura 4.15 – Espécime E2_1250: (a) Curvas $P$ versus $D$ ; (b) configuração deformada.....	211
Figura 4.16 – Modos de ruptura das cantoneiras pPRFV conectadas por dois parafusos ....	211
Figura 4.17 – Erro de modelo para diferentes procedimentos.....	214
Figura 4.18 – Aplicação do modelo proposto M2 na previsão dos dados de referência .....	216
Figura 5.1 – Distribuição Gumbel Máximo da variável aleatória erro de modelo .....	221

## Capítulo 5

Figura 5.2 – Seções selecionadas para determinação de $\gamma_R$ : (a) modelo M1; (b) modelo M2 .....	223
Figura 5.3 – Influência da razão $L_n/D_n$ sobre o $\beta$ ( $127 \times 12,7 \times 2400$ mm): (a) M1; (b) M2 .....	228
Figura 5.4 – $\beta$ ( $L/D = 4$ ): (a) M1-CV05-ASCE; (b) M1-CV05-EURO; (c) M1-CV20-ASCE; (d) M1-CV20-EURO .....	229
Figura 5.5 - Coeficiente de sensibilidade $\alpha_i^2$ obtidos na análise de perfis $127 \times 12,7$ mm ....	230

## LISTA DE TABELAS

### Capítulo 2

Tabela 2.1 – Imperfeições iniciais de geometria em perfis pultrudados.....	76
Tabela 2.2 – Programas experimentais com cantoneiras pultrudadas axialmente comprimidas .....	90
Tabela 2.3 – Programas experimentais com cantoneiras pultrudadas excentricamente comprimidas .....	102
Tabela 2.4 – Elementos finitos utilizados na modelagem de perfis pultrudados .....	105
Tabela 2.5 – Energias de fratura utilizadas em estudos com perfis pultrudados.....	108
Tabela 2.6 – Imperfeições iniciais de geometria em cantoneiras de aço .....	109
Tabela 2.7 – Distribuição de probabilidades para materiais pPRFV .....	127
Tabela 2.8 – Valores experimentais de coeficiente de variação de propriedades pPRFV .....	129
Tabela 2.9 – Fatores de resistência propostos pelo grupo de pesquisa de Alqam.....	135

### Capítulo 3

Tabela 3.1 – Panorama geral dos estudos sobre dimensionamento à compressão de cantoneiras pPRFV .....	141
Tabela 3.2 – Módulos de elasticidade do material pPRFV (MPa) .....	145
Tabela 3.3 – Resistências do material pPRFV (MPa).....	145
Tabela 3.4 – Energias de fratura do material PRFV (N/mm).....	149
Tabela 3.5 – Modelos avaliados na análise de sensibilidade às imperfeições e resultados ...	153
Tabela 3.6 – Módulos de elasticidade do material pPRFV (MPa) .....	164
Tabela 3.7 – Resistências do material pPRFV (MPa).....	164
Tabela 3.8 – Resultado das análises paramétricas .....	166
Tabela 3.9 – Influência da rigidez ao empenamento na previsão de $P_{crFT}$ .....	176
Tabela 3.10 – $E_M$ para diferentes modelos de cálculo: dados advindos da análise numérica	182
Tabela 3.11 – $E_M$ para diferentes modelos de cálculo: dados numéricos e experimentais ....	186

## **Capítulo 4**

Tabela 4.1 – Resultados de força crítica e força máxima obtidos na análise paramétrica de M2 .....	205
--	-----

## **Capítulo 5**

Tabela 5.1 – Índices de confiabilidade mínimos para calibração dos coeficientes de resistência .....	218
Tabela 5.2 – Variáveis aleatórias.....	220
Tabela 5.3 – Dimensões das seções avaliadas na análise de confiabilidade .....	222
Tabela 5.4 – Descrição das análises avaliadas no estudo de confiabilidade .....	225
Tabela 5.5 – Descrição das análises avaliadas no estudo de confiabilidade .....	226



## LISTA DE QUADROS

### Capítulo 2

Quadro 2.1 – Modos de falha previstos para as cantoneiras pultrudadas PRFV.....	79
Quadro 2.2 – Modelos de cálculo para cantoneiras pultrudadas de abas iguais axialmente comprimidas .....	82
Quadro 2.3 – Programas computacionais para análise de instabilidade de perfis compósitos .....	103



## LISTA DE SÍMBOLOS

### Letras romanas minúsculas

$b$	Largura da aba da cantoneira
c.o.v.	Coefficiente de variação
$d$	Coefficiente de dano
$d_f$	Coefficiente de dano da fibra
$d_m$	Coefficiente de dano da matriz
$d_s$	Coefficiente de dano por cisalhamento
$f_X(x)$	Função densidade de probabilidades de $X$
$g$	Equação do estado limite
$h_k$	Espessura da lâmina $k$
$i$	Subscrito utilizado como contador
$k$	Posição da lâmina em um laminado
$m$	Operador dano
$n$	Número total de lâminas que compõe o laminado
$p_f$	Probabilidade de falha
$p_k$	Nível de confiança
$r$	Raio de giração
$r_0$	Raio de giração polar
$r_z$	Raio de giração em tonro do eixo $z$
$t$	Espessura da aba da cantoneira
$u$	Deslocamento
$x$	Coordenada global do eixo longitudinal das barras
$x$	Realização do vetor $X$
$y$	Coordenada global do eixo de maior inércia
$y_0$	Distância entre o Centro de Cisalhamento e o Centro Geométrico na direção $y$
$y_1$	Coordenada do eixo perpendicular à aba conectada
$y^*$	Ponto de projeto no espaço normal padrão
$z$	Coordenada global do eixo de menor inércia
$z_0$	Distância entre o Centro de Cisalhamento e o Centro Geométrico na direção $z$
$z_1$	Coordenada do eixo paralelo à aba conectada

$z_k$	Distância do plano médio do laminado ao topo da lâmina $k$
$\bar{z}_k$	Distância do plano médio do laminado até centro da lâmina $k$

### **Letras romanas maiúsculas**

$A$	Área
$A_{ij}$	Coefficiente de rigidez axial do laminado
$A_g$	Área bruta
$C_w$	Constante de empenamento
$C_{ws}$	Constante de empenamento secundária
$D$	Ação permanente; deslocamento
$D_{ij}$	Coefficiente de rigidez flexional do laminado
$D_f$	Domínio de falha
$D_n$	Valor nominal da ação permanente
$D_s$	Domínio de sobrevivência
$E$	Módulo de elasticidade
$E_1$	Módulo de elasticidade longitudinal
$E_2$	Módulo de elasticidade transversal
$E_6$	Módulo de cisalhamento no plano 12
$E_L$	Módulo de elasticidade longitudinal
$E_{L,c}$	Módulo de elasticidade à compressão longitudinal
$E_{L,cn}$	Módulo de elasticidade à compressão longitudinal nominal
$E_{L,f}$	Módulo de elasticidade à flexão longitudinal
$E_{L,t}$	Módulo de elasticidade à tração longitudinal
$E_M$	Erro de modelo
$E_T$	Módulo de elasticidade transversal
$E_{T,c}$	Módulo de elasticidade à compressão transversal
$E_{T,t}$	Módulo de elasticidade à tração transversal
$F_{cr}$	Tensão crítica de flambagem elástica
$F_{crFT}$	Tensão crítica de flambagem por flexo-torção
$F_{crx}$	Tensão crítica de flambagem por torção
$F_{cry}$	Tensão crítica de flambagem por flexão em torno do eixo $y$
$F_{crz}$	Tensão crítica de flambagem por flexão em torno do eixo $z$

$F_{L,c}$	Resistência à compressão longitudinal
$F_{L,cn}$	Resistência à compressão longitudinal nominal
$F_{L,f}$	Resistência à flexão longitudinal
$F_{L,t}$	Resistência à tração longitudinal
$F_{LT}$	Resistência ao cisalhamento no plano
$F_{T,c}$	Resistência à compressão transversal
$F_{T,t}$	Resistência à tração transversal
$G$	Módulo de cisalhamento
$G_{12}$	Módulo de cisalhamento no plano 12
$G_{13}$	Módulo de cisalhamento no plano 13
$G_{23}$	Módulo de cisalhamento no plano 23
$G_{f,c}$	Energia de fratura da fibra à compressão
$G_{f,t}$	Energia de fratura da fibra à tração
$G_{LT}$	Módulo de cisalhamento no plano
$G_{LTn}$	Módulo de cisalhamento no plano nominal
$G_{m,c}$	Energia de fratura da matriz à compressão
$G_{m,t}$	Energia de fratura da matriz à tração
$I$	Momento de inércia
$I_{z1}$	Momento de inércia em relação ao eixo $z_1$
$J$	Momento de inércia à torção
$K$	Coefficiente de flambagem
$K_x$	Coefficiente de flambagem por torção
$K_y$	Coefficiente de flambagem por flexão em torno do eixo $y$
$K_z$	Coefficiente de flambagem por flexão em torno do eixo $z$
$K_{z1}L_{z1}$	Comprimento de flambagem equivalente
$K_xL_x$	Comprimento de flambagem global por torção
$K_yL_y$	Comprimento de flambagem global em relação ao eixo $y$
$K_zL_z$	Comprimento de flambagem global em relação ao eixo $z$
$L$	Comprimento
$M$	Variável aleatória Margem de Segurança
$E_M$	Erro de modelo
$P$	Força de compressão

$P[ ]$	Operador de probabilidades
$P_{c,R}$	Força de compressão resistente
$P_{cr}$	Força crítica de flambagem global
$P_{crF}$	Força crítica de flambagem global por flexão (Euler)
$\bar{P}_{crF}$	Força crítica de flambagem global por flexão (Engesser)
$P_{crFT}$	Força crítica de flambagem global por flexo-torção
$P_{crT}$	Força crítica de flambagem global por torção
$P_{crz1}$	Força crítica de flambagem global por flexão em torno do eixo z
$P_{crz1,TP}$	Força crítica de flambagem global por flexão em torno do eixo z, calculada conforme procedimento para treliças planas (AISC, 2016)
$P_{crz1,TE}$	Força crítica de flambagem global por flexão em torno do eixo z, calculada conforme procedimento para treliças espaciais (AISC, 2016)
$P_{exp,u}$	Força última experimental
$P_f$	Probabilidade de falha
$P_{mod}$	Força normal determinado através de modelo teórico
$P_n$	Força normal resistente nominal
$P_{Rd}$	Força normal resistente de cálculo
$P_{u,exp}$	Força máxima obtida experimentalmente
$P_{u,num}$	Força máxima obtida numericamente
$Q_{ij}$	Coefficiente de rigidez da lâmina
$R$	Resistência
$R_d$	Resistência de cálculo
$R_n$	Resistência nominal
$S$	Solicitação
$S$	Resistência ao cisalhamento no plano do laminado
$S_{ij}$	Resistência no plano ij
$S_d$	Solicitação de cálculo
$S_n$	Solicitação nominal
$T_{ws}$	Momento torçor secundário
$X_c$	Resistência longitudinal à compressão
$X_n$	Variável aleatória $n$
$X_t$	Resistência longitudinal à tração
$Y$	Variável normal padrão

$Y_c$	Resistência transversal à compressão
$Y_t$	Resistência transversal à tração

### Letras gregas minúsculas

$\alpha$	Fator de contribuição do cisalhamento na falha por tração das fibras
$\alpha_i^2$	Coefficiente de sensibilidade da variável aleatória $i$
$\beta$	Índice de confiabilidade alvo
$\gamma_D$	Coefficiente de ponderação da ação permanente
$\gamma_L$	Coefficiente de ponderação da ação variável
$\gamma_m$	Coefficiente de ponderação da resistência do material
$\gamma_R$	Coefficiente de ponderação de resistência
$\gamma_{Rd1}$	Coefficiente de ponderação de resistência associado às incertezas do modelo
$\gamma_{Rd2}$	Coefficiente de ponderação de resistência associado às imperfeições de geometria
$\gamma_S$	Coefficiente de ponderação das ações
$\delta_0$	Imperfeição inicial de geometria
$\delta_{eq}$	Deslocamento equivalente
$\delta_{eq}^0$	Deslocamento equivalente para o qual o critério de falha é satisfeito
$\delta_{eq}^f$	Deslocamento equivalente no qual os materiais são totalmente danificados
$\delta_t$	Deslocamento transversal
$\varepsilon$	Deformação
$\varepsilon_i$	Deformação na direção $i$
$\theta$	Ângulo entre os eixos coordenados locais da lâmina e globais do laminado
$\lambda$	Fator de efeito do tempo
$\lambda_F$	Esbeltez à flexão em torno do eixo de menor inércia
$\lambda_{FT}$	Esbeltez à flexo-torção
$\mu$	Média
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$\nu_{12}$	Coefficiente de Poisson em relação ao plano 12
$\nu_{13}$	Coefficiente de Poisson em relação ao plano 13
$\nu_{23}$	Coefficiente de Poisson em relação ao plano 23
$\nu_{LT}$	Coefficiente de Poisson maior
$\nu_{TL}$	Coefficiente de Poisson menor

$\sigma$	Desvio padrão
$\sigma$	Tensão
$\sigma_{eq}$	Tensão equivalente
$\sigma_{eq}^0$	Tensão equivalente obtida quando o critério de falha é atendido
$\bar{\sigma}$	Tensão efetiva
$\bar{\sigma}_i$	Tensão efetiva na direção $i$
$\sigma_i$	Tensão solicitante na direção $i$
$\sigma_{ij}$	Tensão solicitante no plano $ij$
$\tau_{xn}$	Tensão de cisalhamento gerada devido às tensões normais secundárias
$\varphi$	Fator de ponderação da resistência

### **Letras gregas maiúsculas**

$\Phi$	Função de distribuição acumulada normal padrão
$X$	Espaço amostral
$\Omega_f$	Domínio de falha
$\Omega_s$	Domínio de sobrevivência



## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>29</b>
1.1	JUSTIFICATIVA .....	32
1.2	OBJETIVOS.....	33
1.3	ORGANIZAÇÃO DA TESE .....	34
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>36</b>
2.1	SOBRE O MATERIAL PULTRUDADO PRFV.....	36
2.1.1	O processo de fabricação por pultrusão .....	37
2.1.2	Propriedades mecânicas do material pultrudado .....	39
2.1.3	Análise de falhas em materiais compósitos pultrudados .....	42
2.2	REVISÃO SISTEMÁTICA DA LITERATURA.....	48
2.2.1	Protocolo de revisão.....	50
2.2.2	Resultados .....	53
2.3	CANTONEIRAS PULTRUDADAS AXIALMENTE COMPRIMIDAS.....	59
2.3.1	Características geométricas das cantoneiras pultrudadas.....	59
2.3.2	Comportamento à compressão axial de cantoneiras pultrudadas .....	61
2.3.3	Modelos de cálculo .....	79
2.3.4	Trabalhos experimentais .....	84
2.4	CANTONEIRAS PULTRUDADAS EXCENTRICAMENTE COMPRIMIDAS .....	89
2.4.1	Aspectos gerais sobre a geometria.....	91
2.4.2	Comportamento à compressão excêntrica de cantoneiras pultrudadas.....	92
2.4.3	Modelos de cálculo .....	94
2.4.4	Trabalhos experimentais .....	96
2.5	SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE ESTRUTURAS PULTRUDADAS .....	103
2.5.1	Panorama atual da simulação numéricas de elementos pultrudados .....	103
2.5.2	Técnicas de modelagem para simulação de elementos pultrudados via MEF .....	104

2.5.3 Pesquisas com simulação numérica de cantoneiras pultrudadas .....	110
2.5.4 Considerações finais .....	113
2.6 CONFIABILIDADE DE ESTRUTURAS PULTRUDADAS.....	114
2.6.1 Fundamentação teórica .....	115
2.6.2 Panorama atual da confiabilidade de estruturas pultrudadas .....	124
2.6.3 Confiabilidade dos modelos de cálculo das cantoneiras pPRFV .....	131
2.6.4 Considerações finais .....	138
<b>3 MODELO DE CÁLCULO PARA CANTONEIRAS de pPRFV AXIALMENTE COMPRIMIDAS .....</b>	<b>139</b>
3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS .....	139
3.2 SIMULAÇÃO NUMÉRICA .....	141
3.2.1 Metodologia de simulação .....	141
3.2.2 Resultados e discussões .....	150
3.3 ANÁLISE NUMÉRICA PARAMÉTRICA.....	162
3.3.1 Metodologia de simulação .....	162
3.3.2 Resultados e discussões .....	165
3.4 MODELO DE CÁLCULO PROPOSTO.....	173
3.4.1 Estudo do erro de modelo.....	174
3.4.2 Formulação proposta.....	184
<b>4. MODELO DE CÁLCULO PARA CANTONEIRAS DE pPRFV CONECTADAS POR UMA ABA.....</b>	<b>189</b>
4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS .....	189
4.2 SIMULAÇÃO NUMÉRICA .....	190
4.2.1 Metodologia de simulação .....	191
4.2.2 Resultados e discussões .....	197
4.3 ANÁLISE NUMÉRICA PARAMÉTRICA.....	200
4.1.1 Metodologia de simulação .....	200
4.1.2 Resultados e discussões .....	203

4.4	MODELO DE CÁLCULO PROPOSTO.....	212
4.1.3	Estudo do erro de modelo.....	213
4.1.4	Formulação proposta.....	215
<b>5</b>	<b>ANÁLISE DE CONFIABILIDADE .....</b>	<b>218</b>
5.1	METODOLOGIA.....	218
5.2	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	224
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES .....</b>	<b>232</b>
	<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>237</b>
	<b>APÊNDICE A – CÁLCULO DE PROPRIEDADES ELÁSTICAS DO PRFV .....</b>	<b>251</b>
	<b>APÊNDICE B – IMPERFEIÇÃO INICAL: MÉTODO DE SOUTHWELL .....</b>	<b>253</b>
	<b>APÊNDICE C – MODOS DE FALHA DAS CANTONEIRAS pPRFV .....</b>	<b>254</b>
	<b>APÊNDICE D – ESTUDO DO ERRO DE MODELO: DADOS EXPERIMENTAIS ..</b>	<b>257</b>
	<b>APÊNDICE E – RESULTADOS DA ANÁLISE DE CONFIABILIDADE.....</b>	<b>262</b>



# 1 INTRODUÇÃO

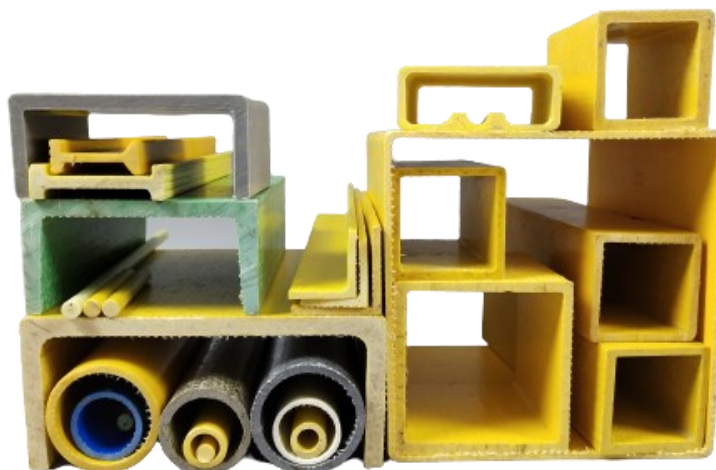
Compósitos reforçados com fibras podem ser definidos como materiais formados por duas fases distintas (fibras e matriz) que são artificialmente projetados de modo que propriedades físicas e mecânicas específicas sejam obtidas a partir da combinação entre as partes constituintes. Normalmente, os compósitos reforçados com fibras se destacam entre outros materiais devido à elevada resistência mecânica, ao baixo peso específico, à boa capacidade de resistir à degradação química quando expostos a ambientes com elevado potencial corrosivo, e às excelentes propriedades térmicas e elétricas. Tais vantagens podem ser altamente desejáveis em aplicações estruturais específicas no setor da construção civil, como estruturas *offshore*, estruturas principais ou secundárias de edifícios industriais, torres de transmissão de energia elétrica, pontes e passarelas.

Os elementos estruturais feitos de material compósito polimérico podem ser fabricados de diferentes formas. Segundo Starr (2000), cerca de vinte métodos distintos estão disponíveis. As tecnologias variam entre procedimentos artesanais de baixo custo e procedimentos automatizados de custo mais elevado. Devido à excelente capacidade de produzir elementos de elevada qualidade, de forma automatizada e com ótimo custo-benefício, a fabricação por pultrusão ganhou destaque entre os demais métodos. Para Bank (2006), o desenvolvimento a pultrusão na década de 50 torna-se um marco importante para o início das aplicações dos compósitos no setor da construção civil. É a partir do avanço desta tecnologia de fabricação que o uso dos perfis pultrudados começa a ter maior visibilidade na indústria da construção. No processo de pultrusão, fibras unidirecionais são impregnadas em uma matriz polimérica e puxadas através de um molde aquecido que confere ao conjunto fibra-matriz a geometria desejada (Figura 1.1). Devido às propriedades relativamente elevadas em comparação ao custo, as fibras de vidro têm sido amplamente adotadas na fabricação dos chamados perfis pultrudados Poliméricos Reforçados com Fibra de Vidro (PRFV) ou perfis pPRFV.

Diversas pesquisas científicas desenvolvidas nas últimas décadas buscam comprovar que o material pultrudado PRFV tem potencial estrutural para substituir, total ou parcialmente, o aço e a madeira, em aplicações estruturais onde a durabilidade destes materiais é um fator limitante (BALAGOPAL, PRASAD RAO e ROKADE, 2020; GODAT et al., 2013). Embora a viabilidade técnica seja atestada nestas pesquisas e estruturas pultrudadas PRFV venham sendo utilizadas em aplicações diversas da engenharia civil em todo o mundo, Bank (2023) afirma que ainda existem três grandes desafios para a efetiva absorção deste material no setor da

construção: o estabelecimento de especificações padronizadas de material, o desenvolvimento de normas padronizadas para o projeto estrutural e a redução do custo de aquisição.

Figura 1.1 – Perfis pultrudados PRFV



Fonte: Tasuns Composite Technology, 2021

No que se refere à padronização dos perfis pultrudados, a flexibilidade na obtenção de materiais com características e propriedades específicas, que inicialmente é a grande vantagem dos compósitos, torna-se um grande desafio no estabelecimento de orientações normativas que orientem fabricantes e projetistas. Os primeiros documentos especificamente dedicados ao projeto de estruturas pultrudadas começaram a ser publicados a partir dos anos 2000. Destacam-se, neste cenário, o regulamento europeu EN 13706 (CEN, 2002), que trata das propriedades do material pultrudado utilizado para fins estruturais, e a pré-norma americana (ASCE, 2010), que define procedimentos de cálculo para o dimensionamento de estruturas pultrudadas.

A dificuldade encontrada na proposição de normas amplamente aceitas para o projeto de estruturas pultrudadas pode ser atribuída a diversos fatores, dentre os quais podem-se destacar: a experiência ainda limitada dos pesquisadores e engenheiros, devido à inserção relativamente recente do material no setor da construção, e a complexidade do comportamento mecânico deste material, se comparado aos materiais usuais, como o aço e o concreto. Os perfis pultrudados de fibra de vidro apresentam comportamento ortotrópico, módulos de elasticidade relativamente reduzidos e comportamento frágil. Tais características afetam o seu desempenho estrutural e, portanto, devem ser consideradas na proposição das expressões recomendadas nas normas de projeto.

Devido à elevada resistência do material, os elementos estruturais com perfis pultrudados são normalmente fabricados com seção transversal reduzida em relação ao comprimento e com paredes de espessura reduzida em relação às dimensões da seção

transversal, isto é, com esbelteza elevada. O comportamento à compressão destes elementos, portanto, torna-se um ponto crítico em projeto. Pode-se dizer que os modelos de cálculo dedicados ao dimensionamento dos perfis pultrudados comprimidos ainda estão em fase de desenvolvimento. Dois aspectos definem a condição atual: o primeiro se refere à abordagem de cálculo adotada nas normas vigentes e o segundo diz respeito aos tipos de perfis cobertos pelas normas.

Quanto à abordagem de cálculo, grande parte das expressões que definem os modelos de cálculo para barras pultrudadas são baseadas na hipótese de barras ideais, portanto a influência que as imperfeições de geometria e de material e o efeito que as eventuais interações entre os modos de falha exercem sobre a capacidade resistente dos perfis comprimidos não são consideradas nas formulações. Este é o caso da abordagem adotada atualmente pela pré-norma americana (ASCE, 2010). Os primeiros avanços para a proposição de modelos de cálculo mais robustos podem ser encontrados na norma italiana DT 205:2007 (CNR, 2008) e na pré-norma europeia (ASCIONE et al., 2016). Os documentos apresentam uma curva de resistência empiricamente calibrada, que prevê a possível interação entre modos global e local de instabilidade. Contudo, a formulação é exclusivamente dedicada aos perfis pultrudados com seção I. Atualmente, o único modelo de cálculo normativo disponível para o dimensionamento à compressão de perfis com seção transversal monossimétrica é o procedimento apresentado na pré-norma americana (ASCE, 2010). Dentre os perfis pultrudados comerciais com apenas um eixo de simetria na seção transversal, destacam-se as cantoneiras ou perfil L. Devido à facilidade da montagem de estruturas treliçadas compostas por cantoneiras, os perfis em L são amplamente utilizados no projeto de torres, passarelas e coberturas. Estruturas essas em que a elevada resistência mecânica na direção das fibras e o baixo peso específico dos perfis pultrudados são particularmente vantajosos estruturalmente e construtivamente.

Diante do exposto, acredita-se que a proposição de um modelo de cálculo robusto e amplamente aceito, aplicável ao projeto das cantoneiras pultrudadas PRFV submetidas à compressão, pode auxiliar o processo de efetiva absorção do material pultrudado no setor da construção.

## 1.1 JUSTIFICATIVA

Apesar da geometria simples, o comportamento à compressão das cantoneiras apresenta particularidades que podem afetar a sua capacidade resistente. A complexidade da resposta estrutural destes perfis pode justificar, de certo modo, o número de pesquisas ainda limitado no contexto dos elementos pultrudados.

Desde a divulgação da primeira pesquisa experimental abrangente sobre as cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão (ZUREICK e STEFFEN, 2000), novos trabalhos têm sido realizados e a base de dados gradualmente ampliada. Contudo, ainda existem faixas de esbeltez não cobertas pelos programas experimentais.

Para a proposição de modelos de cálculo, o ideal é que uma base de informações ampla e representativa seja considerada. Neste sentido, a simulação numérica torna-se uma estratégia interessante para a ampliação dos dados disponíveis. Com uma menor demanda de recursos que aquela requerida para a realização de ensaios em laboratório, os modelos computacionais, por meio de análises paramétricas, permitem extrapolar os resultados experimentais, gerando um novo banco de dados.

Até o momento, a abordagem de análise por meio de simulação numérica praticamente não tem sido explorada no campo de estudos das cantoneiras pPRFV. Esta ferramenta, além de permitir ampliar a base de dados, pode auxiliar a análise da influência de diferentes variáveis sobre a resposta estrutural, o que experimentalmente seria muito difícil ou até mesmo inviável.

Um outro aspecto que merece atenção em relação ao estado da arte sobre o estudo das cantoneiras pultrudadas PRFV submetidas à compressão diz respeito à condição de vinculação das extremidades que têm sido estudadas nas pesquisas desenvolvidas e aquela que, de fato, é adotada usualmente em projeto. Os trabalhos desenvolvidos até o momento se dedicam, em sua maioria, ao estudo dos elementos submetidos à compressão centrada, enquanto a resposta à compressão excêntrica dos perfis que apresentam uma das abas conectadas por meio de parafusos (concepção comum em projeto) tem sido pouco explorada. Além do campo de pesquisas deficiente, atualmente não existem modelos de cálculo específicos para o projeto de cantoneiras pultrudadas excêntrica e comprimidas com carregamento inserido por meio de uma das abas parafusada.

Para que o material pultrudado possa ser de fato considerado como uma alternativa para o projeto de estruturas civis, é fundamental que a ausência ou a limitação dos atuais modelos de cálculo destinados às cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão seja superada por meio da proposição de modelos simples e eficientes.



Por fim, diante das características dos materiais compósitos pultrudados, no que tange a flexibilidade das propriedades mecânicas que podem ser obtidas no processo de pultrusão e o comportamento frágil do material, destaca-se a importância da avaliação da confiabilidade dos modelos de cálculo propostos, por meio da análise do índice de confiabilidade associado.

## 1.2 OBJETIVOS

Este trabalho visa propor procedimentos de cálculo simples e eficientes dedicados ao dimensionamento de cantoneiras pultrudadas PRFV (pPRFV) sujeitas à compressão centrada e à compressão excêntrica com solicitação inserida por meio de uma das abas parafusada. Com este fim, a primeira etapa desta pesquisa consiste no desenvolvimento de uma ampla revisão sistemática da literatura e no delineamento do estado da arte da base de dados científica sobre o comportamento à compressão das cantoneiras pPRFV.

De modo que a fronteira do conhecimento que esta pesquisa se propõe a ultrapassar seja superada os seguintes objetivos específicos devem ser atingidos nas etapas subsequentes:

- i. Desenvolver um modelo de cálculo para análise dos Estados Limites Últimos (ELU) de cantoneiras pPRFV axialmente comprimidas, sujeitas a diferentes modos de falhas, a partir de uma base de dados de força máxima normal resistente ampliada por meio de simulações numéricas;
- ii. Propor um modelo de cálculo capaz de prever a capacidade resistente de cantoneiras pPRFV excentricamente solicitadas por meio de uma das abas conectada por dois parafusos, sujeitas à falha por instabilidade, a partir do desenvolvimento de um banco de dados de força de compressão resistente de cantoneiras com geometrias ainda não avaliadas por meio de ensaios experimentais;
- iii. Avaliar os modelos de cálculo propostos por meio de análises de confiabilidade, visando determinar os coeficientes de segurança que garantam índices de confiabilidade alvo aceitáveis para o projeto com barras pultrudadas.

Os desenvolvimentos propostos têm como objetivo preencher lacunas no conhecimento sobre o dimensionamento à compressão de cantoneiras pultrudadas, contribuindo assim para a elaboração de projetos estruturais seguros e racionais.

### 1.3 ORGANIZAÇÃO DA TESE

A seguir são apresentados os principais conteúdos abordados nos seis capítulos que estruturam esta tese.

O primeiro capítulo é dedicado à contextualização do tema de pesquisa, à justificativa da relevância do assunto e ao delineamento do escopo de trabalho. Neste capítulo, são listados os objetivos de pesquisa e apresenta-se a estruturação da tese.

No Capítulo 2 é dividido em seis partes. A primeira delas apresenta a metodologia e os resultados da revisão sistemática da literatura. Nesta etapa, é definido o estado da arte sobre o tema e as lacunas no conhecimento são identificadas. Na segunda seção são apresentadas as características e propriedades ao material estrutural pultrudado PRFV (pPRFV). As seções três e quatro definem o referencial teórico e bibliográfico sobre as cantoneiras pPRFV submetidas à compressão centrada e excêntrica, respectivamente. Já as seções cinco e seis são dedicadas, respectivamente, à revisão da literatura sobre a análise numérica e a análise de confiabilidade com perfis pultrudados.

Os Capítulos 3 e 4 apresentam estrutura semelhante e são ambos dedicados à proposição de um modelo de cálculo destinado às cantoneiras pPRFV comprimidas. No Capítulo 3, a ênfase são os perfis axialmente solicitados de forma concêntrica. Neste capítulo é apresentada a metodologia e os resultados das simulações numéricas desenvolvidas neste estudo, para a calibração de modelos e para a ampliação da base de dados, por meio de análises paramétricas. O banco de dados de força normal resistente é avaliado por meio do estudo de erro de modelo e expressões baseadas no Método da Resistência Direta (MRD) são propostos ao final da análise.

No Capítulo 4, o foco são as cantoneiras pPRFV submetidas à compressão e conectadas por meio de uma das abas com parafusos. Para a proposição de uma expressão dedicada ao projeto destes perfis, a primeira etapa consistiu na ampliação da base de dados de força normal resistente por meio da simulação numérica. Os dados obtidos são analisados, na sequência, por meio da avaliação de diferentes abordagens de cálculo. A partir dos resultados obtidos nesta etapa, o modelo desenvolvido anteriormente para as cantoneiras pPRFV axialmente solicitadas é ajustado e uma nova formulação destinada às cantoneiras pPRFV conectada pela aba por dois parafusos é proposta.

O Capítulo 5 é destinado à análise de confiabilidade dos modelos de cálculo propostos nos Capítulos 3 e 4. Neste capítulo, os resultados do estudo de confiabilidade desenvolvido neste trabalho são apresentados.

No Capítulo 6, as principais conclusões obtidas nesta pesquisa são apresentadas e são feitas sugestões para trabalhos futuros.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo, inicialmente, são discutidos aspectos relevantes sobre as características e propriedades do material pultrudado Polimérico Reforçado com Fibra de Vidro (pPRFV) (tópico 2.1). Na sequência, é apresentado o estado da arte das pesquisas científicas que tratam sobre as cantoneiras pultrudadas pPRFV. O mapeamento dos trabalhos foi obtido por meio da revisão sistemática da literatura, apresentada no item 2.2. Os artigos selecionados nesta etapa são, então, utilizados para a elaboração do referencial teórico e da revisão bibliográfica sobre o desempenho à compressão das cantoneiras pPRFV, apresentados nos tópicos 2.3 e 2.4, bem como sobre o desenvolvimento de análises numéricas e de confiabilidade estrutural, no contexto das estruturas pultrudadas, temas abordados nos tópicos 2.5 e 2.6, respectivamente.

### 2.1 SOBRE O MATERIAL PULTRUDADO PRFV

O anseio por soluções construtivas eficientes que atendam às demandas cada vez mais específicas e exigentes do mercado da construção civil é um estímulo à inovação das práticas e das tecnologias construtivas convencionais. Nas últimas décadas, os compósitos pultrudados Poliméricos Reforçados com Fibra de Vidro (pPRFV) têm sido uma solução amplamente estudada para a obtenção de estruturas com características especiais (elevada resistência mecânica, resistência à corrosão, baixo peso específico e/ou “transparência” eletromagnética) na construção civil.

Segundo Bank (2023), o mercado global da pultrusão é avaliado, atualmente, em 2,5 bilhões de dólares, aproximadamente, com uma taxa de crescimento anual composto (CAGR, do inglês *Compound Annual Growth Rate*) de cerca de 4% a 5% até o ano de 2028. Taxa similar ao que se espera para o mercado de aço bruto entre os anos de 2021 e 2026 (MORDOR INTELLIGENCE, 202- ?).

Embora ainda não sejam amplamente disseminados entre os profissionais da engenharia civil, os perfis pultrudados são utilizados na indústria da construção desde 1950, tendo maior ascensão entre 1980 e 2000, quando o governo americano incentivou o financiamento desses perfis em obras de infraestrutura (BANK, 2006). Bakis et al. (2002) levantaram três aspectos que, segundo os autores, seriam os principais desafios para a efetiva absorção do “novo material” pela indústria da construção civil. Seriam eles: (i) elaboração de uma especificação de material aceita internacionalmente; (ii) desenvolvimento de normas de cálculo; e (iii) custo

de aquisição. 21 anos após as considerações feitas por Bakis et al. (2002), Bank (2023) reavaliou o panorama das estruturas pultrudadas na construção civil e concluiu que os desafios pontuados por Bakis et al. (2002) ainda continuam atuais.

Para superar o obstáculo que a ausência de padronização impõe ao desenvolvimento do setor das estruturas pultrudadas, pesquisas científicas sobre o comportamento do material e o desempenho dos sistemas estruturais pPRFV devem ser continuamente desenvolvidas.

### 2.1.1 O processo de fabricação por pultrusão

Em linhas gerais, os compósitos compõem um grupo de materiais com propriedades específicas, obtidas a partir da associação a nível macroscópico de duas ou mais fases distintas. Nos compósitos Poliméricos Reforçados com Fibra com Vidro (PRFV), as fibras de vidro e a matriz polimérica são as principais fases que compõem o material.

Devido ao baixo custo e à elevada resistência mecânica e à corrosão, as fibras tipo E (*E-glass*) são preferencialmente utilizadas na fabricação de perfis pultrudados (BARBERO, 2017). Nestes perfis, os polímeros mais utilizados são o poliéster, o viniléster e o epóxi. Devido ao baixo custo e às boas propriedades mecânicas, o poliéster torna-se a opção preferencialmente escolhida. Contudo, indicam-se as resinas vinilester e epóxi para os casos em que se são desejadas maior resistência química e maior resistência mecânica, respectivamente. As propriedades dos diferentes tipos de fibras de vidro e de resinas mais utilizadas em perfis estruturais compósitos podem ser encontradas no trabalho de Monteiro (2020).

Segundo Bank (2006), dentre os métodos que podem ser empregados para a fabricação dos perfis compósitos estruturais, a pultrusão (Figura 2.1) é o processo que oferece maior custo-benefício na obtenção de perfis de alta qualidade. A pultrusão consiste em um método de fabricação contínuo e automatizado, no qual fibras unidirecionais e fibras na forma de manta são banhadas em uma resina e, após a impregnação, conduzidas a um molde aquecido, que confere a geometria desejada ao perfil.

Durante o processo de pultrusão, as fibras são puxadas de forma contínua por meio de tracionadores posicionados após um molde, que mantém o reforço em posições pré-definidas, especificadas em projeto. Ao final desse processo, perfis com geometria semelhante à dos perfis comerciais de aço são obtidos (Figura 2.2).

Figura 2.1 – Fabricação de perfis estruturais por pultrusão



Fonte: Krafton (20-- ?)

Segundo Bank (2023), as seções transversais dos perfis pultrudados assumem formas cujas dimensões ainda não são formalmente padronizadas de acordo com uma especificação regulamentadora. Cada fabricante produz perfis com geometrias ligeiramente distintas.

Figura 2.2 – Exemplos de seções comerciais de perfis pultrudados



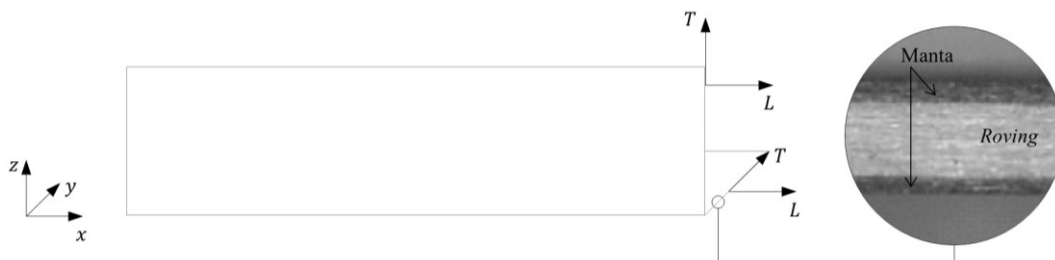
Fonte: Engineered Composites (2021)

Quanto às propriedades mecânicas, devido à disposição majoritariamente unidirecional das fibras, os perfis pultrudados apresentam comportamento distinto nas direções longitudinal e transversal à pultrusão, o que pode exercer uma significativa influência sobre o desempenho mecânico dos elementos estruturais feitos com esse material. No tópico seguinte, as principais propriedades do material pultrudado são discutidas.

### 2.1.2 Propriedades mecânicas do material pultrudado

Os perfis pultrudados convencionais são normalmente formados por chapas (também referidas como “paredes”) finas que se inserem em uma classe especial de chapas ortotrópicas, chamadas: especialmente ortotrópicas. Nesta classe, as fases constituintes do compósito são dispostas simetricamente em relação aos três planos do sistema de referência e o sistema de eixos locais de cada chapa isolada (sistema de eixos LT na Figura 2.3) está alinhado ao sistema de eixos globais do perfil (sistema de eixos  $xyz$  na Figura 2.3). A condição especial de ortotropia dos perfis pultrudados é obtida posicionando as fibras de forma balanceada e simétrica através da espessura, como ilustra a fotografia da seção em detalhe na Figura 2.3. Na foto é apresentada a seção transversal de um perfil pultrudado composto por três camadas de fibras, sendo duas camadas externas, na forma de manta, e uma camada interna de fibras, na forma de *roving*.

Figura 2.3 – Sistema de eixos locais e globais em perfis pultrudados



Fonte: desenho elaborado pela autora e fotografia adaptada de Gribniak et al. (2021)

Entende-se por balanceamento a condição segundo a qual, para cada lâmina com fibras dispostas a  $+\theta$ , existir outra idêntica (mesma espessura e material) com fibras a  $-\theta$ , onde  $\theta$  é o ângulo entre os eixos coordenados locais da lâmina e globais do laminado. Tal organização é desejável nos perfis pultrudados, pois resulta no desacoplamento entre as deformações axiais e as deformações por cisalhamento, bem como entre as deformações axiais geradas por forças normais e momentos fletores. Assim, a lei constitutiva “no plano” da chapa especialmente ortotrópica resulta na seguinte relação apresentada pela Equação 2.1:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_6 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{E_6} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \bar{\sigma}_1 \\ \bar{\sigma}_2 \\ \bar{\sigma}_6 \end{Bmatrix} \quad (2.1)$$

em que  $\varepsilon_i$  é a deformação axial no plano da chapa e  $\bar{\sigma}_i$  é a tensão normal média no plano da chapa nas direções longitudinal às fibras (1), transversal às fibras (2) e cisalhante (6). A “direção 6” faz referência ao plano da chapa, i.e., o plano 12. As propriedades  $E_1$ ,  $E_2$  e  $E_6$  (ou  $G_{12}$ ) referem-se, respectivamente, aos módulos de elasticidade longitudinal, transversal e de cisalhamento plano; e  $\nu_{12}$  e  $\nu_{21}$  são o maior e o menor coeficiente de Poisson, respectivamente.

A notação apresentada na Equação (2.1) é bastante utilizada na literatura técnica sobre compósitos. No contexto dos perfis pultrudados, normalmente as propriedades mecânicas e as direções de análise são identificadas em função da direção das fibras unidirecionais da seguinte forma:  $E_L$ ,  $E_T$ ,  $G_{LT}$ ,  $\nu_{LT}$  e  $\nu_{TL}$ , onde as letras  $E$ ,  $G$  e  $\nu$  referem-se, respectivamente, ao módulo de elasticidade (módulo de Young), ao módulo de cisalhamento e ao coeficiente de Poisson; e os subscritos  $L$  e  $T$  fazem a distinção entre as direções longitudinal ( $L$ ) e transversal ( $T$ ) às fibras unidirecionais.

Quanto às propriedades mecânicas de resistência, a bibliografia sobre os compósitos costuma identificá-las da seguinte forma:  $X_t$ , resistência à tração longitudinal;  $X_c$ , resistência à compressão longitudinal;  $Y_t$ , resistência à tração transversal;  $Y_c$ , resistência à compressão transversal; e  $S$ , resistência ao cisalhamento no plano. No campo da engenharia de estruturas pultrudadas, as mesmas propriedades podem ser identificadas de diferentes formas, dentre elas destaca-se a notação que será adotada neste estudo:  $F_{L,t}$ ,  $F_{L,c}$ ,  $F_{T,t}$ ,  $F_{T,c}$  e  $F_{LT}$ , respectivamente.

Um aspecto que merece atenção sobre as propriedades mecânicas “no plano” das chapas pultrudadas, diz respeito à distinção entre a rigidez da chapa associada a esforços normais e a rigidez associada ao esforço de flexão. Como as chapas pultrudadas não são de fato homogêneas (embora essa hipótese seja assumida frequentemente no cálculo estrutural), essas rigidezes são diferentes.

Conforme Liu, Harries e Guo (2018), a diferença entre rigidezes associadas aos esforços normais e de flexão em perfis pultrudados está diretamente relacionada à espessura das chapas que compõem os perfis. Segundo os autores, como as chapas pultrudadas esbeltas possuem normalmente uma camada única de fibras unidirecionais, localizada próxima à linha média da seção, tendem a ser desproporcionalmente menos rígidas e menos resistentes à flexão que as de maior espessura.

Uma vez que os perfis pultrudados são normalmente solicitados axialmente, a distinção entre as propriedades não tem sido levada em consideração em projeto. Contudo, segundo Silva et al. (2011), essa abordagem pode não ser adequada no caso de elementos comprimidos, sujeitos a modos de instabilidade segundo os quais as chapas do perfil sofrem acentuada flexão.



Outro ponto relacionado à hipótese de homogeneidade do perfil pultrudado, que também requer uma análise cautelosa, se refere às propriedades da junção entre as chapas dos perfis pultrudados. Idealmente, a rigidez e a resistência de toda a seção transversal do perfil deveriam ser iguais (ou muito próximas). Contudo, o que se verifica na prática é a que região entre as chapas do perfil é bastante sensível às deficiências que podem ocorrer no processo de pultrusão e, por isso, apresentam normalmente propriedades inferiores. Como tal característica tem se mostrado relevante no comportamento de cantoneiras pultrudadas comprimidas, este assunto será posteriormente retomado com maior profundidade.

As propriedades mecânicas dos perfis pultrudados podem ser determinadas por meio de modelos de cálculo analíticos ou de ensaios experimentais. Normalmente, testes de laboratório são utilizados por fabricantes e pesquisadores. A partir dos ensaios são extraídas curvas tensão *versus* deformação que permitem identificar a natureza frágil do material compósito pultrudado até a falha. Quanto à magnitude das propriedades mecânicas dos perfis pultrudados, a influência da distribuição unidirecional das fibras sobre o desempenho mecânico do material é evidente. Os elementos pultrudados apresentam excelente resistência na direção longitudinal às fibras, tanto à tração como à compressão e módulos de elasticidade longitudinais significativamente maiores que os módulos de elasticidade na direção transversal às fibras e que os módulos de cisalhamento.

Para definição dos valores mínimos aceitáveis para as propriedades mecânicas dos perfis pultrudados comerciais, o Comitê Europeu de Normalização (CEN) publicou, em 2002, a EN 13706 (CEN, 2002). Trata-se de um documento de caráter normativo em que são estabelecidos os requisitos necessários à especificação desses perfis. No documento são definidas duas classes de resistência para perfis pultrudados: E17 e E23. A denominação adotada faz menção ao valor mínimo do módulo de elasticidade (E) à tração do material (17 GPa e 23 GPa, respectivamente). Para Bank (2023), os valores mínimos das propriedades indicadas pelo CEN (2002) são baixos, o que compromete a escolha desse material em projetos estruturais por parte dos engenheiros.

Por fim, pode-se dizer que, quando comparado aos materiais estruturais convencionais, as principais vantagens do material pultrudado são a elevada resistência mecânica na direção das fibras unidirecionais (igual ou superior à do aço); o baixo peso específico (em média 20% do peso específico do aço); e a alta resistência à corrosão. No Brasil, tais vantagens tem atraído particularmente a atenção da indústria *offshore*.

### 2.1.3 Análise de falhas em materiais compósitos pultrudados

Conhecidas as propriedades mecânicas do material pultrudado, deve ser definido um critério capaz de prever a falha do elemento estrutural feito deste material, quando submetido a solicitações externas. Para isto, primeiramente é necessário entender o que, de fato, configura a falha dos materiais compósitos e quais são os possíveis modos de ocorrência.

A “falha” de um elemento estrutural ocorre quando a função para a qual ele foi projetado é comprometida. No caso de elementos estruturais feitos de material compósito, a identificação da ocorrência ou não da falha não é uma tarefa simples, pois os danos internos podem ocorrer sem causar inicialmente uma alteração aparente no comportamento mecânico da estrutura ou em sua aparência macroscópica (SOUZA, 2003).

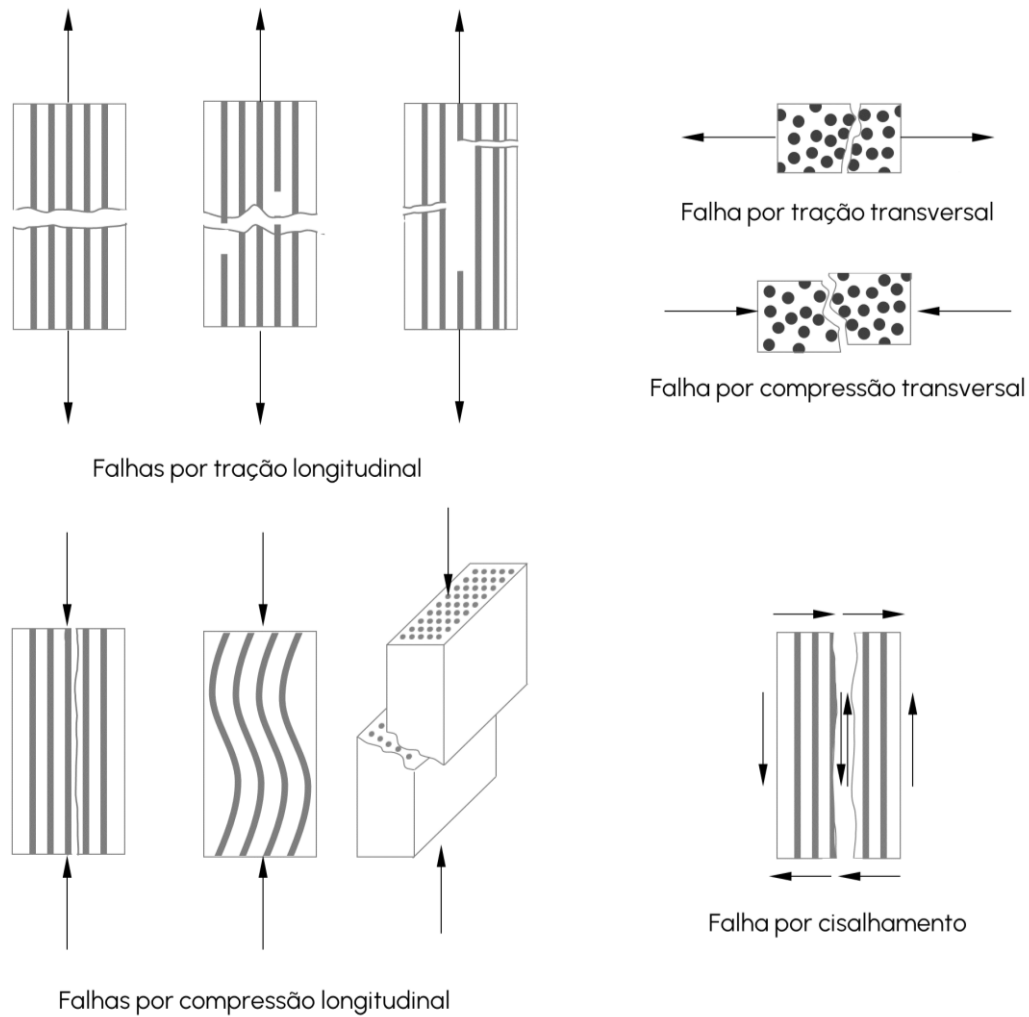
Os danos internos em compósitos reforçados com fibras podem ocorrer de diferentes maneiras: ruptura transversal ou longitudinal das fibras, fissuramento da matriz, separação entre as fibras e a matriz (descolamento entre as interfaces fibra-matriz), delaminação (deslocamento entre as camadas do compósito) e microflambagem das fibras (AGARWAL e BROUTMAN, 1990). Na Figura 2.4 é apresentado um esquema ilustrativo dos principais modos de falha em compósitos reforçados com fibras unidirecionais em função do principal esforço solicitante que os provocam.

A falha do material compósito pode ser matematicamente avaliada aplicando-se limites de tensão no nível do laminado ou, alternativamente, no nível das lâminas que formam o compósito. Entende-se por lâmina e laminado, respectivamente: a incorporação de várias fibras em uma fina camada de matriz e o empilhamento de lâminas. A abordagem que se baseia na análise no nível da lâmina é a mais utilizada.

Ao longo dos anos diversos estudiosos têm proposto modelos matemáticos para prever a falha das lâminas de materiais compósitos, por meio de expressões analíticas que delimitam, a partir das propriedades mecânicas do material obtidas em ensaios de tração, compressão e cisalhamento, a “superfície de segurança” desses materiais, quando sujeitos a um conjunto de carregamentos quaisquer. Tais expressões definem os chamados “critérios de falha”. Dentre os critérios de falha clássicos para materiais compósitos, destacam-se: o critério da máxima tensão, o critério de falha de Tsai-Wu e o critério de falha de Hashin.

Uma vez que na análise da falha de materiais compósitos o estudo de tensões é normalmente feito no nível da lâmina, como foi mencionado anteriormente, nestas análises as propriedades mecânicas do material são atribuídas à própria lâmina (Figura 2.5a). Além disso, normalmente assume-se que lâmina está sujeita a um estado plano de tensões (Figura 2.5b).

Figura 2.4 – Modos de falha de compósitos unidirecionais submetidos a diferentes tipos de esforços

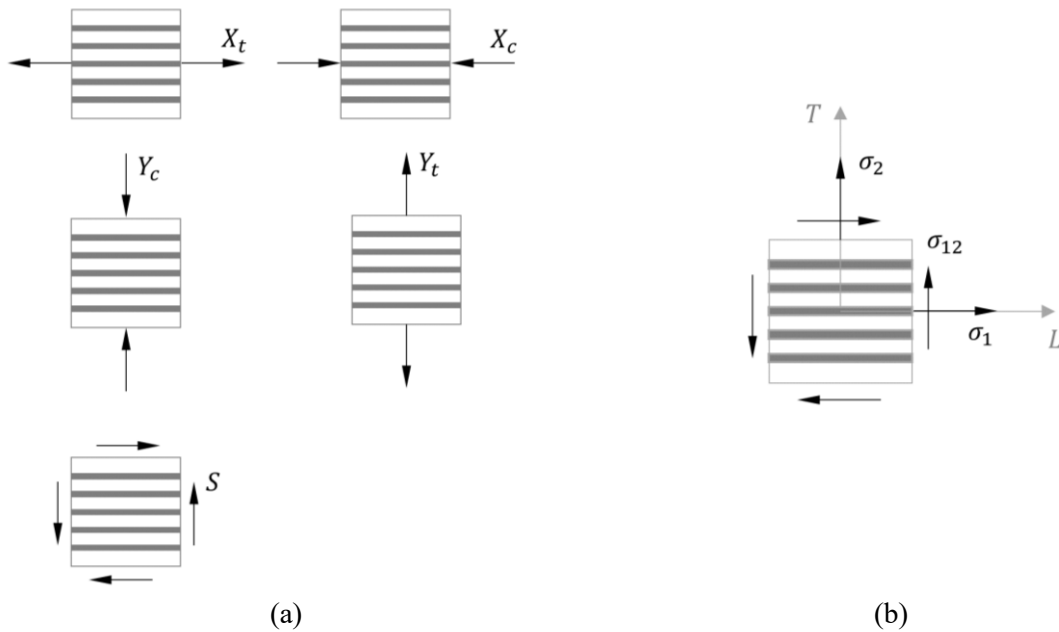


Fonte: adaptado de Souza (2003)

Na Figura 2.5a,  $X$  e  $Y$  representam as resistências longitudinal e transversal do material, respectivamente, sendo os subscritos  $c$  e  $t$  referentes à compressão e à tração, respectivamente; e  $S$ , representa a resistência ao cisalhamento no plano. Na Figura 2.5b,  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$  são, respectivamente, as tensões solicitantes na direção longitudinal e transversal às fibras; e  $\sigma_{12}$  é a tensão solicitante no plano do laminado.

Do ponto de vista da autora, o principal desafio na proposição de um critério de falha para materiais compósitos reforçados com fibras consiste na determinação de um modelo matemático capaz de prever todos os possíveis modos de falhas ilustrados na Figura 2.4 e que se baseie em expressões tão simples e acuradas quanto possível. Dentre os critérios de falha da máxima tensão, de Tsai-Wu e de Hashin, o mais simples é o critério da máxima tensão.

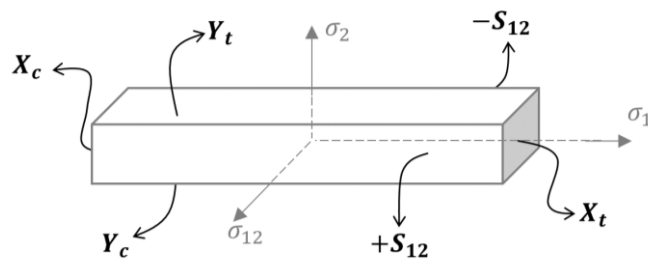
Figura 2.5 – Lâmina: (a) parâmetros de resistência; e (b) estado plano de tensão



Fonte: elaborado pela autora

O critério da máxima tensão estabelece que a falha na lâmina ocorrerá quando uma das tensões atuantes nos eixos principais do material exceder o correspondente limite de resistência à tração ( $X_t$  ou  $Y_t$ ), à compressão ( $X_c$  ou  $Y_c$ ) e ao cisalhamento no plano ( $S$ ). Assim, para que a falha não ocorra, a tensão principal na direção da fibra ( $\sigma_1$ ), a tensão principal na direção transversal à fibra ( $\sigma_2$ ) e a tensão de cisalhamento no plano ( $\sigma_{12}$ ) da lâmina devem manter-se no interior da superfície de segurança ilustrada na Figura 2.6.

Figura 2.6 – Critério de resistência da máxima tensão: envoltória de segurança



Fonte: elaborado pela autora

A limitação do critério de falha da máxima tensão reside no fato de não se considerar a possível interação entre as componentes de tensão. O critério de falha de Tsai-Wu supera essa limitação ao propor um modelo matemático polinomial na forma quadrática, cuja expressão, definida a partir de resultados experimentais, utiliza todos os componentes de tensão para determinar se a falha da lâmina ocorre ou não.

Apesar de se ajustar bem aos resultados experimentais, o critério de Tsai-Wu apresenta como limitador a dificuldade em se determinar o fator de interação entre as tensões normais, que é utilizado na definição da superfície de segurança deste critério (SOUZA, 2003). Souza (2003) destaca ainda que, devido aos vários modos de falha possíveis em lâminas compósitas (vide Figura 2.4), a forma da expressão utilizada pelo critério de Tsai-Wu é limitada à medida que não permite a distinção entre esses modos.

Hashin (1980) propôs um critério de falha para compósitos unidirecionais que supera a limitação do critério de Tsai-Wu na identificação dos modos de falha. A metodologia proposta por Hashin consistiu em dividir o critério de falha em quatro subcritérios, a partir dos quais são avaliadas: a falha das fibras por tração, a falha das fibras por compressão, a falha da matriz por tração e a falha da matriz por compressão.

Assim como o critério de Tsai-Wu, o critério de falha de Hashin também se baseia no polinômio quadrático de tensões, porém os termos de interação de tensões considerados no critério de Tsai-Wu (que, como mencionado, são difíceis de se determinar) não aparecem no modelo matemático de Hashin. Para o estado plano de tensões, o critério de Hashin é definido conforme as Equações 2.2 a 2.5 (BARBERO, 2013):

a) Modo de falha das fibras por tração ( $\sigma_1 > 0$ ):

$$\left(\frac{\sigma_1}{X_t}\right)^2 + \alpha \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 < 1 \quad (2.2)$$

b) Modo de falha das fibras por compressão ( $\sigma_1 < 0$ ):

$$\left(\frac{\sigma_1}{X_c}\right)^2 < 1 \quad (2.3)$$

c) Modo de falha da matriz por tração ( $\sigma_2 > 0$ ):

$$\left(\frac{\sigma_2}{Y_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 < 1 \quad (2.4)$$

d) Modo de falha da matriz por compressão ( $\sigma_2 < 0$ ):

$$\left(\frac{\sigma_2}{2S_{23}}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y_c}{2S_{23}}\right)^2 - 1\right] \frac{\sigma_2}{Y_c} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 < 1 \quad (2.5)$$

Nas Equações (2.2) a (2.5),  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$  são, respectivamente, as tensões solicitantes longitudinal e transversal às fibras;  $\sigma_{12}$  é a tensão solicitante no plano 12;  $X$  e  $Y$  representam a resistência longitudinal e transversal do material, sendo os subscritos  $c$  e  $t$  referentes à compressão e à tração, respectivamente; e  $S_{ij}$ , representa a resistência ao cisalhamento no plano  $ij$ . Na Equação (2.2), o parâmetro  $\alpha$  define a contribuição da tensão de cisalhamento no modo de falha por tração das fibras. Segundo Nunes, Silvestre e Correia (2016), quando a tração não é condicionante para a falha do material admite-se  $\alpha$  igual a zero.

Embora o Critério de Hashin não aborde todos os modos de falha possíveis em materiais compósitos (Figura 2.4), a identificação do modo de falha permitida por este critério é um aspecto importante para que este possa ser utilizado em análises de falha progressiva. Nestas análises, a falha da primeira lâmina, identificada por meio do critério de falha, não implica necessariamente na falha do laminado e, sim, no início da evolução do dano, cujo acúmulo culminará na falha do laminado.

Na análise de falha progressiva de um material compósito, compreender como o compósito falhou inicialmente é fundamental, pois a partir dessa informação é possível definir o seu estado atual. Nas análises que se baseiam no Método dos Elementos Finitos (MEF), a atualização do estado atual é feita modificando a sua matriz de rigidez. A nova matriz de rigidez pode então ser utilizada para a identificação de novas falhas (SOUZA, 2003).

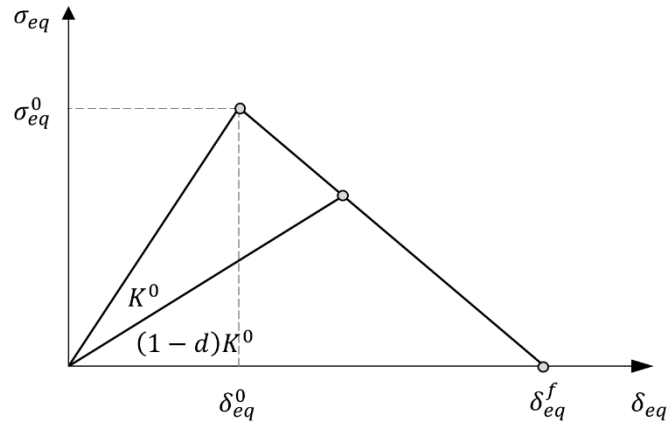
Quando a análise da falha do compósito é baseada exclusivamente na falha da primeira lâmina (abordagem simplificada alternativa à análise progressiva da falha, conhecida como “falha na primeira lâmina” ou *First Ply Failure*), parte da capacidade resistente do elemento estrutural é desprezada. Trata-se, portanto, de uma abordagem conservadora. Por outro lado, quando a falha do compósito é avaliada considerando o processo iterativo no qual a distribuição de tensões, o critério de falha e o nível de dano são avaliados repetidas vezes, toda a capacidade resistente da peça é considerada.

A principal dificuldade na realização da análise da falha baseada na progressão do dano consiste na determinação da rigidez residual do elemento danificado, isto é, a rigidez que define o trecho descendente da curva ilustrada na Figura 2.7. Como as falhas ocorrem de forma progressiva, a energia de deformação deve ser redistribuída, o que causa a modificação da distribuição de tensões dentro do material (PIETROPAOLI, 2012).

A rigidez residual do elemento danificado pode ser quantificada utilizando diferentes abordagens. Na Figura 2.7, é apresentado o modelo de cálculo proposto por Lapczyk e Hurtado (2007), segundo o qual a redução dos coeficientes de rigidez dos elementos é controlada por coeficientes de dano ( $d$ ), que variam de 0 e 1. O coeficiente  $d = 0$  representa o estado “não

danificado”, enquanto  $d = 1$  indica o estado “totalmente danificado” do modo de falha avaliado. O início da falha no modelo proposto por Lapczyk e Hurtado (2007) é avaliado conforme o critério de Hashin.

Figura 2.7 – Modelo de degradação contínua do material compósito



Fonte: adaptado de Lapczyk e Hurtado (2007)

A metodologia de análise da progressão de falha proposta por Lapczyk e Hurtado (2007) assume que a falha pode ocorrer no nível das fibras ou da matriz, segundo um dos cinco modos: falha por tração ou compressão das fibras, falha por tração ou compressão da matriz ou falha por cisalhamento. Para cada modo de falha, é atribuído um coeficiente de dano  $d$ , que será então utilizado para penalização da matriz constitutiva do material  $[K]$  conforme Equações 2.6 e 2.7:

$$[K] = \frac{1}{D} \begin{bmatrix} (1-d_f)E_1 & (1-d_f)(1-d_m)v_{21}E_1 & 0 \\ (1-d_f)(1-d_m)v_{12}E_2 & (1-d_m)E_2 & 0 \\ 0 & 0 & D(1-d_s)G_{12} \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

em que

$$D = 1 - (1-d_f)(1-d_m)v_{12}v_{21} \quad (2.7)$$

Nas Equações (2.6) e (2.7),  $d_f$ ,  $d_m$  e  $d_s$  são os coeficientes associados ao dano da fibra, ao dano da matriz e ao dano por cisalhamento, respectivamente, sendo o último obtido a partir dos dois primeiros. Tais coeficientes podem ser calculados pela Equação (2.8):

$$d = \frac{\delta_{eq}^f (\delta_{eq} - \delta_{eq}^0)}{\delta_{eq} (\delta_{eq}^f - \delta_{eq}^0)}, \quad \delta_{eq}^0 \leq \delta_{eq} \leq \delta_{eq}^f \quad (2.8)$$

em que  $\delta_{eq}^0$  é um deslocamento equivalente para o qual o critério de falha é satisfeito,  $\delta_{eq}$  é o deslocamento equivalente; e  $\delta_{eq}^f$  é deslocamento equivalente no qual os materiais são totalmente danificados. Sendo  $\delta_{eq}^f$  obtido pela Equação 2.9:

$$\delta_{eq}^f = \frac{2G}{\sigma_{eq}^0} \quad (2.9)$$

em que  $G$  é a energia de fratura associada ao modo de falha avaliado e  $\sigma_{eq}^0$  é a tensão equivalente obtida quando o critério de falha é atendido. Nota-se, portanto, que a energia de fratura  $G$  define a área sob o gráfico  $\sigma_{eq}$  versus  $\delta_{eq}$  na Figura 2.7.

Com base no procedimento exposto ao longo desta seção, verifica-se que, para realizar análises que considerem o dano progressivo do material compósito, é necessário conhecer pelo menos nove propriedades mecânicas deste material: as resistências à compressão e à tração nas direções longitudinal e transversal do compósito, a resistência ao cisalhamento no plano no laminado e as energias de fratura à tração e à compressão da fibra e da matriz. Até o momento, não existe um procedimento normativo que estabeleça um método de ensaio padronizado para a determinação das energias de fratura dos compósitos pultrudados. Quanto à determinação experimental das propriedades de resistência, embora diversas normas estejam disponíveis, nota-se que, em geral, existe pouco rigor nos trabalhos com perfis pultrudados na caracterização do material.

A ausência e/ou deficiência dos ensaios de caracterização do material pode justificar o desenvolvimento ainda limitado (ou inexistente, como no caso das cantoneiras) de estudos que abordem a análise da falha progressiva do material na avaliação da capacidade resistente do elemento estrutural pultrudado.

## 2.2 REVISÃO SISTEMÁTICA DA LITERATURA

Devido à inclusão relativamente recente dos materiais pultrudados na indústria da construção civil, observa-se um desenvolvimento acelerado e crescente no número de pesquisas sobre o comportamento estrutural desse novo material. Como consequência, uma série de novas

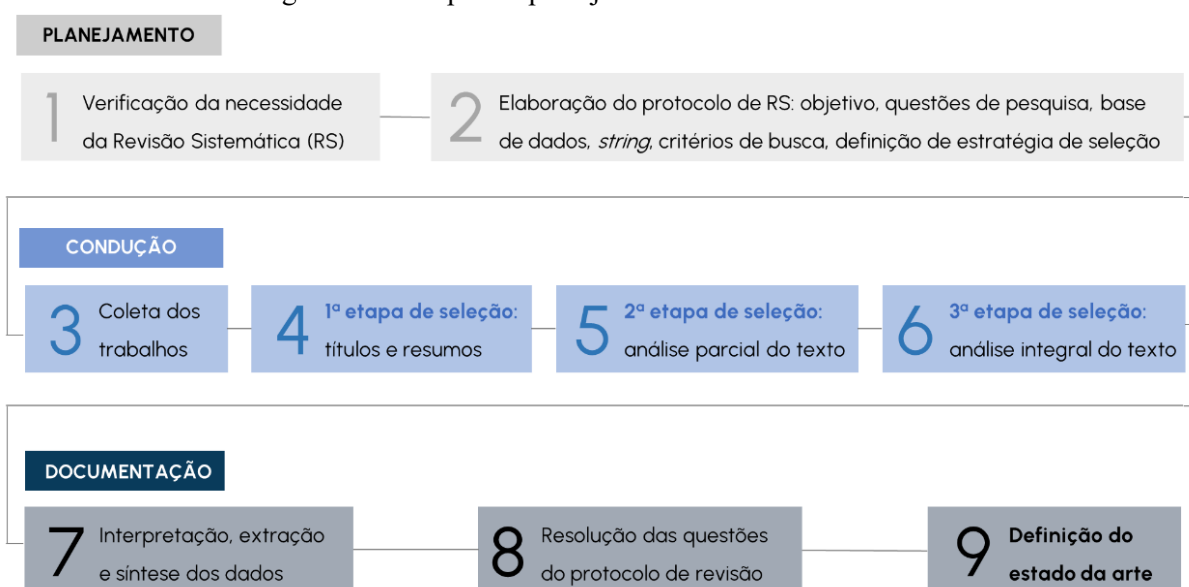


descobertas têm sido continuamente publicadas. Assim, é fundamental que os resultados dessas pesquisas sejam adequadamente identificados, avaliados, interpretados e, por fim, organizados, formando, desse modo, uma base de dados sólida para o desenvolvimento de novos estudos que efetivamente ultrapassem a fronteira do conhecimento.

A revisão sistemática é um processo rigoroso e confiável que permite mapear o estado da arte de um determinado tema por meio de uma metodologia sistematizada, que pode ser conferida, auditada e continuada. Embora laboriosa, a pesquisa bibliográfica sistematizada fornece os subsídios necessários para que as lacunas no conhecimento científico sejam identificadas de forma precisa. Diante da inexistência de trabalhos de revisão sistemática sobre cantoneiras pultrudadas PRFV e da necessidade de se delinear de forma clara a fronteira do conhecimento técnico e científico sobre o tema, foi realizada neste trabalho uma revisão sistemática da literatura sobre o estado da arte em relação às cantoneiras pPRFV solicitadas à compressão.

A Figura 2.8 ilustra, sequencialmente, as três etapas da revisão sistemática desenvolvida neste estudo: planejamento, condução e documentação de dados. Na fase de planejamento, definiu-se o protocolo de condução, especificando as questões que motivam o estudo e a metodologia a ser empregada na fase seguinte (fase de condução), quanto aos critérios aplicados para inclusão ou exclusão de estudos; às bases de dados científicas selecionadas como fontes de referência; e às palavras-chave usadas para construir a *string* de busca.

Figura 2.8 – Etapas de planejamento da revisão sistemática



Fonte: elaborado pela autora

A segunda etapa, referida como fase de condução, consistiu na busca e na seleção dos estudos de interesse de acordo com os critérios de inclusão e exclusão definidos no protocolo de condução, elaborado na fase anterior. A seleção dos artigos é feita por meio de um processo de funil de triagem, a partir do qual os critérios de seleção, inicialmente mais abrangentes, vão se tornando cada vez mais rigorosos.

Por fim, na terceira e última etapa (fase de documentação) foi realizada a interpretação e a extração dos dados, ou seja, a partir dos artigos selecionados na etapa anterior foram coletadas as respostas das perguntas definidas no protocolo de revisão, atingindo-se assim o objetivo final da revisão sistemática: a definição do estado da arte sobre o tema.

### 2.2.1 Protocolo de revisão

Segundo De-la-Torre-Ugarte-Guanilo, Takahashi e Bertolozzi (2011), documentar os procedimentos utilizados na escolha e no tratamento dos trabalhos científicos reduz o risco de subjetividade na análise dos dados, promove a transparência do processo e permite a revisão dos métodos previstos. Com este fim, o protocolo de revisão deste estudo foi elaborado definindo-se os seguintes pontos:

- (i) Objetivos da revisão;
- (ii) Questões de pesquisa;
- (iii) Fontes de extração de dados;
- (iv) *String* de busca;
- (v) Critérios de inclusão e exclusão de trabalhos;
- (vi) Estratégia de extração de informações e sumarização dos resultados.

Quanto ao objetivo (i), esta revisão sistemática visa identificar o estado da arte em relação ao comportamento estrutural e ao dimensionamento de cantoneiras pultrudadas solicitadas a compressão. Com este fim, foram formuladas três perguntas-chave, que definem as questões de pesquisa (ii):

- (a) Quais são os principais aspectos relacionados ao comportamento físico (do material) e mecânico (do elemento estrutural) das cantoneiras pultrudadas PRFV que devem ser considerados para a determinação teórica da sua resistência à compressão?

- (b) Como a simulação numérica tem sido utilizada para investigar o comportamento à compressão de cantoneiras pultrudadas?
- (c) Quais são os modelos de cálculo disponíveis atualmente para o dimensionamento à compressão das cantoneiras pultrudadas?

A pergunta (a) tange o tema em uma perspectiva mais geral. Espera-se que essa questão seja respondida a partir de estudos experimentais, analíticos ou numéricos em que informações relevantes sobre o desempenho estrutural das cantoneiras pultrudadas sejam apresentadas, sem que este perfil tenha sido necessariamente o foco do trabalho. As questões (b) e (c), por sua vez, são mais específicas. Elas visam comprovar a necessidade — previamente observada pela autora — de estudos que utilizem a simulação numérica e os princípios da confiabilidade estrutural como ferramentas para a análise do comportamento estrutural destes perfis, bem como para a proposição de modelos de cálculo adequados ao seu dimensionamento.

Além de nortear a pesquisa, as questões propostas deverão: auxiliar a coleta da base de dados pré-existent sobre as cantoneiras pultrudadas; e evidenciar como esta tese de doutorado pode contribuir para a ampliação da base de conhecimentos já estabelecida até o momento.

Quanto à fonte de extração de dados, as bases Scopus, *Web of Science*, Google Scholar, Biblioteca Digital de Teses e Dissertações e Periódico CAPES foram escolhidas para a busca. Para a pesquisa dos trabalhos científicos nas bases de dados listadas, foi utilizada a seguinte *string* de busca: pultru\* AND (*compression* OR *column\** OR *buckling*) AND ("*angle section\**" OR "*angle column\**" OR "*angle profile\**" OR "*angle member\**" OR "*equal leg angle\**"). O processo de escolha e montagem da *string* foi baseada em dois critérios: análise das palavras-chaves dos principais artigos de referência sobre o tema (previamente coletados); e em testes de busca realizados, preliminarmente, nas bases de dados.

O processo de seleção dos trabalhos foi realizado em três etapas. Na primeira etapa, os artigos foram selecionados com base no título e no resumo do trabalho; na segunda etapa, os termos que compõem a terceira parte da *string* ("*angle section\**" OR "*angle column\**" OR "*angle profile\**" OR "*angle member\**" OR "*equal leg angle\**") foram pesquisados no corpo do texto e uma análise parcial do conteúdo foi realizada, a fim de verificar se o artigo selecionado na primeira etapa apresentava conteúdo relevante para a revisão sistemática. Nesta segunda etapa de seleção, foram excluídos, por exemplo, artigos em que um dos termos da terceira parte da *string* estava presente apenas na seção de referências bibliográficas.

Definidos os trabalhos incluídos na segunda etapa de seleção, os artigos foram lidos na íntegra, avaliando-se novamente a relevância do trabalho quanto aos objetivos e às questões de pesquisa desta revisão sistemática. Em todas as etapas de seleção (na última com maior rigor) foram aplicados os critérios de inclusão e exclusão listados abaixo:

***Critérios de inclusão***

- (a) Foram incluídos trabalhos publicados e disponibilizados integralmente em bases de dados científicas;
- (b) Foram incluídos trabalhos em inglês e português;
- (c) Foram incluídos trabalhos que se propunham a abordar aspectos relevantes sobre o comportamento físico e mecânico dos perfis pultrudados, ainda que não sejam exclusivamente dedicados às cantoneiras.

***Critérios de exclusão***

- (d) Foram excluídos trabalhos cujo foco são estruturas feitas de aço, concreto ou outro material diferente de perfis compósitos poliméricos reforçados com fibras;
- (e) Foram excluídos trabalhos cujo foco são estruturas híbridas ou mistas com perfis pultrudados;
- (f) Foram excluídos trabalhos cujo foco é o uso de perfis pultrudados como reforço de estruturas pré-existentes feitas de aço, concreto ou qualquer outro material diferente dos compósitos pultrudados;
- (g) Foram excluídos trabalhos de áreas do conhecimento não relacionadas à engenharia de estruturas e que não apresentem afinidade com a linha de pesquisa delineada no objetivo desta revisão sistemática.

Devido à semelhança entre os comportamentos dos materiais e das suas aplicações, trabalhos sobre perfis compósitos laminados também podem ter sido inseridos na extração de dados desta revisão sistemática. De todo modo, enfatiza-se que o foco deste estudo se manteve na revisão da literatura acerca dos perfis pultrudados.

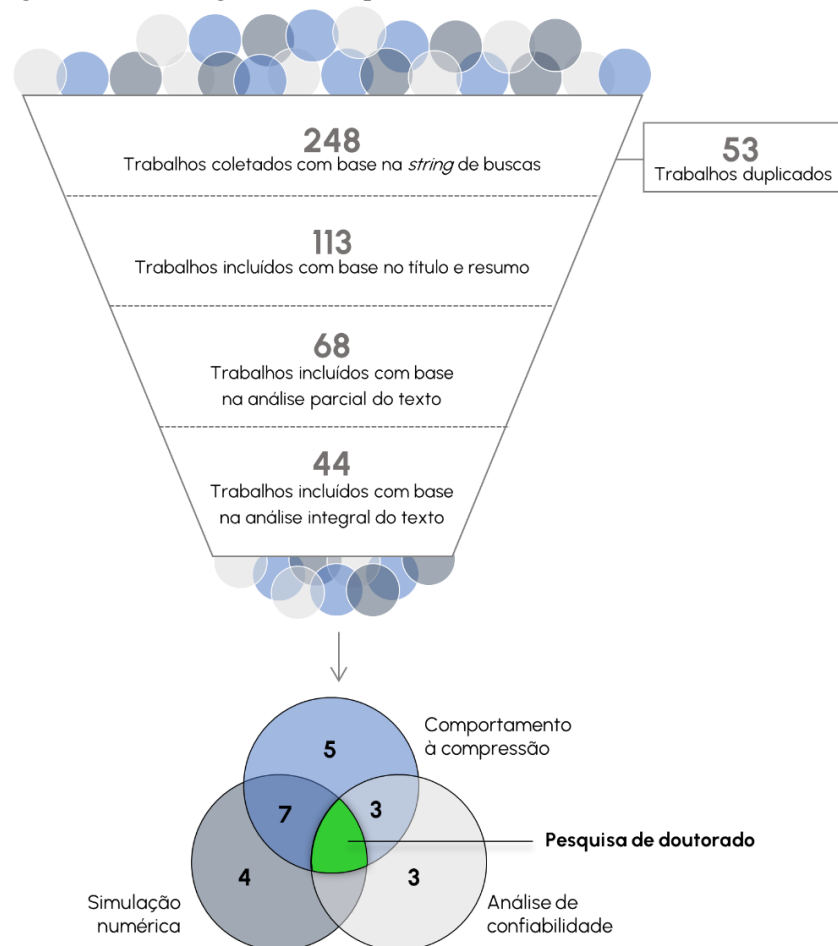
Para cada trabalho selecionado foi preenchido um formulário de extração de dados, contendo informações básicas, como dados bibliográficos (título, autor, data de publicação); e dados referentes aos eventuais: (i) programa experimental (propriedades do material, métodos de caracterização das propriedades do material, faixa de esbeltez local e global dos perfis avaliados, condições de ensaio); (ii) estudo analítico (modelos de cálculo avaliados, considerações assumidas nas análises, características da análise de confiabilidade); (iii) análise

numérica (metodologia de análise, características do modelo, parâmetros adotados, *software* utilizado); (iv) objetivos e (iv) principais avanços.

## 2.2.2 Resultados

A Figura 2.9 mostra o histórico da seleção dos trabalhos coletados na revisão sistemática desenvolvida entre os meses de maio e agosto de 2021. Na imagem, destaca-se o número de artigos obtidos desde a primeira até a última triagem.

Figura 2.9 – Fluxograma da etapa de seleção dos trabalhos



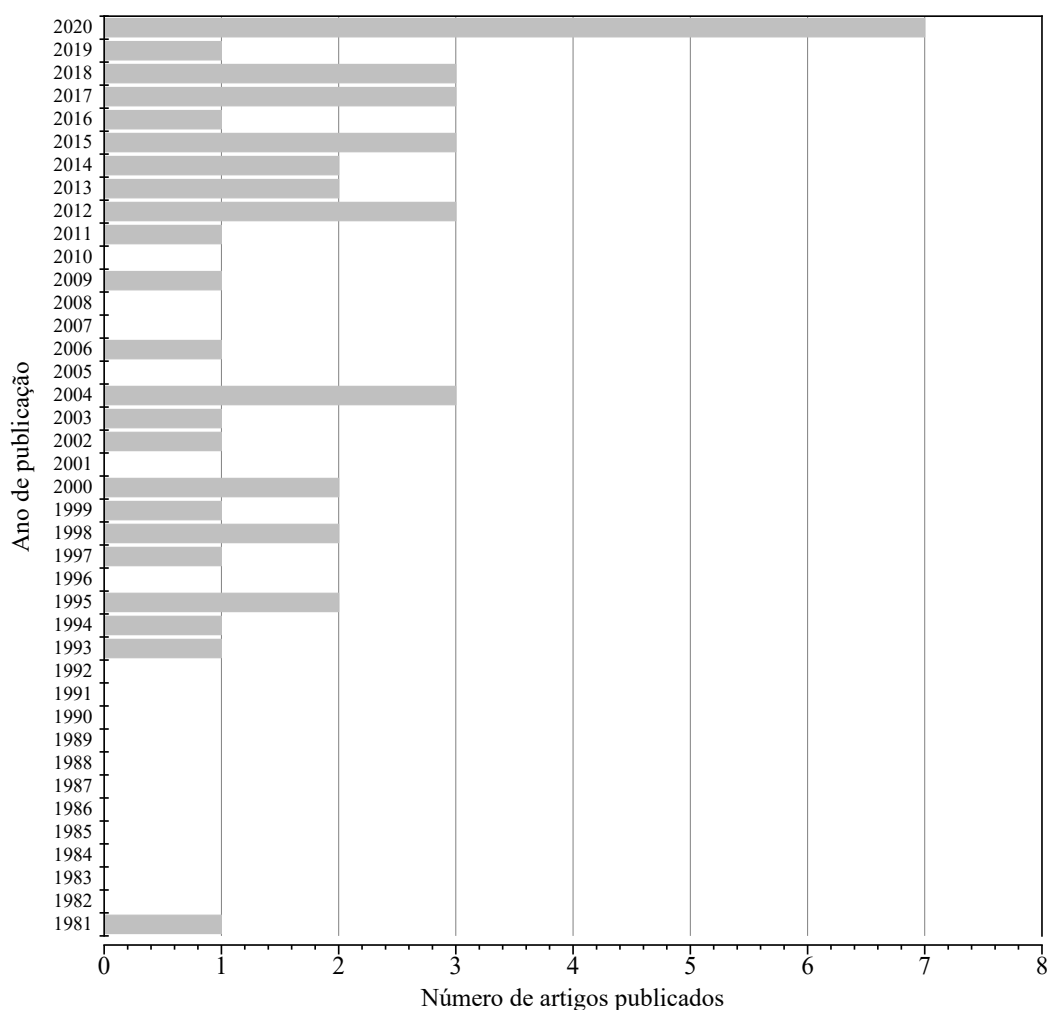
Fonte: elaborado pela autora

No total, foram coletados 248 trabalhos, sendo 135 deles extraídos da base de dados do Google Acadêmico, 59 da Scopus, 8 da *Web of Science* e 46 da base de periódicos Capes. Do número total de artigos encontrados, 53 estavam duplicados. Após descartada uma das cópias, 195 trabalhos foram submetidos à primeira etapa de seleção, que se baseou na análise do título

e do resumo do trabalho. Nesta etapa, 113 trabalhos foram selecionados e 82 descartados. Na etapa seguinte, o corpo do texto de 106 artigos, dentre os 113 selecionados na etapa anterior, foi submetido à análise parcial, conforme procedimento descrito no tópico 2.2.1. Como a versão digital do texto na íntegra de sete trabalhos não foi identificada, estes foram descartados nesta etapa. Da segunda etapa de seleção, resultaram 68 artigos. Por fim, a partir da análise integral (todo corpo de texto) dos 68 trabalhos selecionados na segunda etapa, foi concluído que o conteúdo de 44 deles está efetivamente relacionado ao escopo desta revisão sistemática. A partir destes 44 trabalhos foram extraídas as informações apresentadas adiante.

Na Figura 2.10 é apresentada a distribuição temporal dos 44 trabalhos selecionados desde a primeira publicação há mais de 40 anos. Com base na evolução histórica do uso dos perfis pultrudados na construção civil, o primeiro trabalho publicado, selecionado nesta revisão sistemática (LEE, 1981), se insere no contexto do início da fabricação de perfis pultrudados para as aplicações de construção de pontes e edificações, em meados da década de 80 (BANK, 2006).

Figura 2.10 – Histograma das publicações selecionadas na revisão sistemática



Fonte: elaborado pela autora

Após uma lacuna de mais de uma década após a publicação do trabalho de Lee (1981), na década de 90, o número de artigos publicados apresenta certa constância. Entre o final dos anos 80 e início dos anos 2000, o número elevado de estruturas que necessitava de recuperação estrutural (sobretudo em obras de infraestrutura) estimulou o governo americano a investir em projetos-piloto e pesquisas sobre estruturas pultrudadas (BANK, 2023), o que pode justificar o aumento do número de pesquisas nesta época. Desde então, o emprego gradualmente crescente dos perfis pultrudados em setores variados da indústria e o particular interesse por parte da indústria da construção civil na elaboração de normas para o projeto de estruturas pultrudadas justificam o aumento no número de pesquisas observado nos últimos anos.

Quanto ao escopo dos trabalhos selecionados, com base no protocolo de extração de dados, podem ser tecidas as seguintes considerações sobre as pesquisas científicas publicadas sobre as cantoneiras pultrudadas:

- (i) Dos 44 trabalhos selecionados, 15 apresentam programas experimentais cujo foco é o estudo do comportamento estrutural à compressão das cantoneiras pultrudadas. Na análise da compressão centrada destaca-se o trabalho de Zureick e Steffen (2000), o qual é utilizado como base para vários artigos publicados posteriormente e para a pré-norma americana em desenvolvimento;
- (ii) Apenas três programas experimentais (EVERNDEN E SMITH, 2011; GODAT et al., 2013; MONTEIRO e MALITE, 2021) avaliaram efetivamente a influência que forças solicitantes excêntricas podem exercer sobre a resistência das cantoneiras pultrudadas comprimidas. Dentre estes trabalhos, apenas Godat et al. (2013) e Monteiro e Malite (2021) consideraram o carregamento solicitante aplicado por meio da ligação com parafusos. Ensaios experimentais com cantoneiras solicitadas à compressão excêntrica também são encontrados nos trabalhos de Prasad Rao, Rokade e Balagopal (2017), Vazquez, Corona e Talavera (2016), Selvaraj, Kulkarni e Babu (2012), Turvey (2013) e Vazquez et al. (2019). Nestes artigos, o enfoque é o comportamento global das torres com perfis pultrudados e o efeito da excentricidade do carregamento não é estudado diretamente;
- (iii) As cantoneiras pultrudadas têm sido objeto de programas experimentais com diferentes enfoques. Fluência (MCCLURE e MOHAMMADP, 1995; MOHAMMADI, 1993), desempenho pós-crítico (BARBERO, RAFTOYIANNIS e GODOY, 1995; CARDOSO e TOGASHI, 2018; THUMRONGVUT, PAKWAN e KRATHUMKLANG, 2020;

TOGASHI, 2017), caracterização das propriedades do material (MOHAMMADI, 1993; TURVEY e ZHANG, 2018), comportamento estrutural sob temperatura elevada (KHANEGHAHI et al., 2020) e métodos de ensaio (LITTLES, JACOB e ZUREICK, 1997) são alguns dos temas abordados;

- (iv) Dentre os trabalhos com enfoque diferente daquele a que se destina esta pesquisa (i.e., o comportamento estrutural à compressão), destacam-se os estudos sobre as cantoneiras pultrudadas como elemento de ligação nas conexões parafusadas entre vigas e barras (COELHO e MOTTRAM, 2015; MOTTRAM e ZHENG, 1999; QURESHI e MOTTRAM, 2012; QURESHI e MOTTRAM, 2014; QURESHI e MOTTRAM, 2015, TURVEY, 2013). Embora o objetivo destes trabalhos, de certo modo, se distancie do escopo desta revisão sistemática, conclusões sobre o comportamento mecânico da região de união entre as abas da cantoneira (referida neste estudo como “junção”) são fornecidas nestes trabalhos. Tal consideração é importante, pois, como será oportunamente discutido, essa região exerce influência direta sobre desempenho das barras pultrudadas;
- (v) Estudos que tratam especificamente sobre a influência das junções no comportamento estrutural das cantoneiras pultrudadas foram desenvolvidos por Hassan e Mosallam (2004), Mosallam et al. (2014), Qureshi (2012), Turvey (2013) e Turvey e Wang (2009). As falhas são normalmente associadas a problemas na fabricação por pultrusão. A fim de melhorar a qualidade dos perfis, estudiosos como Freed (2002) têm se dedicado à análise do processo e das variáveis de fabricação das cantoneiras;
- (vi) O foco dos artigos com abordagem analítica é predominantemente o cálculo da força máxima resistente das cantoneiras. Nestes trabalhos, expressões simples baseadas na análise de estabilidade elástica (BHOWMIK, GUPTA e CHAKRABORTI, 2020; RAGHEB, 2017; SEANGATITH, 2004; SELVARAJ; KULKARNI e BABU., 2012; SIRAJUDEEN et al., 2020; ZUREICK e STEFFEN, 2000); em manuais de projeto fornecidos por fabricantes (GODAT et al., 2013; MCCLURE e MOHAMMADP, 1995; MOHAMMADI, 1993; RAMESHKUMAR, RAJ e NADU, 2018) em normas de estruturas de aço (MONTEIRO, 2020; MONTEIRO e MALITE, 2021; POLYZOIS e RAFTOYIANNIS, 2000); e/ou em equações propostas (BALAGOPAL, PRASAD RAO e ROKADE, 2020; CARDOSO e TOGASHI, 2018; TETER; KOLAKOWSKI e JANKOWSK; 2020; TOGASHI, 2017), são utilizados. De modo geral, é possível afirmar que pouco rigor tem sido empregado na obtenção e na definição dos parâmetros de cálculo, especialmente nas propriedades do material;



- (vii) No único trabalho em que a influência da excentricidade da solicitação e da rigidez da ligação parafusada foi considerada na previsão teórica da capacidade resistente de cantoneiras pPRFV, um procedimento de cálculo originalmente destinado às cantoneiras de aço foi utilizado como alternativa (MONTEIRO e MALITE, 2021);
- (viii) Embora vários artigos listados no tópico (vi) avaliem a precisão dos modelos de cálculo para dimensionamento à compressão das cantoneiras pultrudadas, apenas seis consideram critérios de confiabilidade estrutural em suas análises (ALQAM, 2003; ALQAM, BENNETT e ZUREICK, 2004; SÁ et al.; 2021; SEANGATITH, 2004; ZUREICK, 2006; ZUREICK e STEFFEN, 2000). Todos eles são dedicados à compressão centrada;
- (ix) Dentre os 44 artigos selecionados, 11 possuem estudos numéricos com cantoneiras pultrudadas. Em sete deles (BARBERO, RAFTOYIANNIS e GODOY, 1995; CARDOSO e TOGASHI, 2018; POLYZOIS e RAFTOYIANNIS, 2000; RAMESHKUMAR, RAJ e NADU, 2018; SELVARAJ, KULKARNI e BABU, 2012; SIRAJUDEEN e SEKAR, 2020; TOGASHI, 2017) são realizadas análises lineares. Em 4 (BALAGOPAL, PRASAD RAO e ROKADE, 2020; BHOWMIK, GUPTA e CHAKRABORTI, 2020; PRASAD RAO, ROKADE e BALAGOPAL, 2017; VAZQUEZ et al., 2019), análises não-lineares geométricas. O Método de Elementos Finitos foi utilizado em todos os trabalhos, exceto em Togashi (2017) e Cardoso e Togashi (2018). Nesses últimos, as análises foram feitas com base na Teoria Generalizada de Vigas. Nenhum estudo numérico incluiu a análise do comportamento das cantoneiras sob compressão excêntrica.

Os trabalhos sobre as cantoneiras pultrudadas descritos nos tópicos anteriores fornecem a base científica para que os conhecimentos adquiridos até o momento sejam aplicados no dia a dia de projetos da construção civil. Nos trabalhos selecionados, os estudos se destinam às aplicações de cantoneiras em torres e outras estruturas treliçadas. Com menor frequência, aplicações em obras rodoviárias também foram identificadas (LITTLES, JACOB e ZUREICK, 1997; TABIEI et al., 1998). Discussões sobre a viabilidade da substituição das cantoneiras de aço pelas pultrudadas em diferentes aplicações podem ser encontrados em Hancox e Mayer (1994), Jensen (2015) e Peterman et al. (2020).

Por fim, a etapa de extração de dados da revisão sistemática forneceu as informações necessárias para formulação das seguintes respostas às questões de pesquisa propostas no protocolo desta revisão sistemática:

- (a) Quais são os principais aspectos relacionados ao comportamento físico (do material) e mecânico (do elemento estrutural) das cantoneiras pultrudadas PRFV que devem ser considerados para a determinação teórica da sua resistência à compressão?

A previsão analítica acurada da capacidade resistente de cantoneiras pultrudadas requer a caracterização das propriedades mecânicas do material pultrudado à compressão, à flexão e ao cisalhamento. Embora se trate de um requisito simples, são poucos os trabalhos que utilizam esse procedimento.

Para uma previsão teórica mais precisa, os trabalhos revisados mostram que os seguintes aspectos devem ser incluídos nos modelos de cálculo para dimensionamento à compressão das cantoneiras pultrudadas: (i) propriedades da junção (região de contato entre as abas); (ii) reserva pós-crítica de resistência de barras curtas; (iii) imperfeições iniciais de geometria e de material; e (iv) rigidez das extremidades parafusadas e excentricidade do carregamento solicitante, no caso das cantoneiras sujeitas à compressão com carregamento inserido pela ligação parafusada em uma das abas.

- (b) Como a simulação numérica tem sido utilizada para investigar o comportamento à compressão de cantoneiras pultrudadas?

A simulação numérica ainda não tem sido utilizada em sua potencialidade para o estudo do comportamento à compressão de cantoneiras pultrudadas. As pesquisas até então realizadas envolvem, em sua maioria, modelos numéricos de torres com cantoneiras. Nestes estudos, o foco é a resposta global da estrutura. As análises numéricas desenvolvidas com cantoneiras isoladas são normalmente baseadas na hipótese de barra ideal. A influência das imperfeições de geometria e/ou de material; da compressão excêntrica (com esforço inserido por meio de uma das abas parafusada ou não); e da rigidez das junções sobre a capacidade resistente das cantoneiras são aspectos que permanecem inexplorados.

- (c) Quais são os modelos de cálculo disponíveis atualmente para o dimensionamento à compressão das cantoneiras pultrudadas?

Atualmente, o único modelo de cálculo divulgado em documento com caráter de norma, que está disponível para o projeto de cantoneiras pultrudadas, está publicado na pré-norma americana em desenvolvimento (ASCE, 2010). O procedimento da ASCE (2010) é baseado em métodos semiprobabilísticos e destina-se às barras sob compressão centrada. Atualmente, não

existem recomendações normativas para o cálculo das barras sob compressão excêntrica solicitadas com esforço inserido por meio de uma das abas parafusada.

Alguns pesquisadores (ALQAM, 2003; MONTEIRO e MALITE, 2021; SÁ et. al, 2021; SEANGATITH, 2004) têm sugerido ajustes às equações destinadas ao cálculo da resistência das barras sob compressão centrada que são atualmente recomendadas pelas ASCE (2010). Para as barras sob compressão excêntrica, Monteiro e Malite (2021) mostraram recentemente que o procedimento baseado no Método do Comprimento de Flambagem Equivalente, conforme utilizado na norma brasileira destinadas às estruturas de aço NBR 8800 (ABNT, 2008), pode ser uma alternativa interessante para as cantoneiras pultrudadas.

Diante do panorama apresentado, o estudo proposto nesta pesquisa de doutorado tem por objetivo preencher a lacuna no conhecimento sobre o comportamento e o dimensionamento à compressão de cantoneiras pultrudadas evidenciada por meio da revisão sistemática. A interseção do diagrama de Venn na Figura 2.9 ilustra o campo de contribuições proposto por este trabalho. Nas próximas seções, são apresentadas a fundamentação teórica e bibliográfica desenvolvidas com base nos trabalhos selecionados nesta revisão sistemática

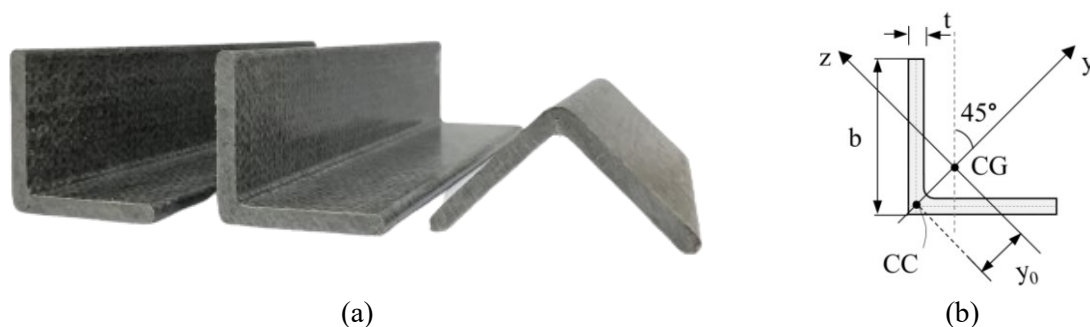
## 2.3 CANTONEIRAS PULTRUDADAS AXIALMENTE COMPRIMIDAS

Uma vez que os perfis pultrudados possuem elevada resistência mecânica na direção longitudinal da peça, apresentam excelente desempenho em sistemas estruturais treliçados. Nessas estruturas, perfis com seção L (cantoneiras) são comumente adotados, pois possibilitam um procedimento de montagem simples e rápido. A seguir são discutidos os principais temas relacionados ao desempenho à compressão axial das cantoneiras feitas de material pultrudado PRFV (pPRFV).

### 2.3.1 Características geométricas das cantoneiras pultrudadas

Os perfis L ou cantoneiras são perfis formados por apenas duas chapas, referidas como abas, o que lhes confere uma geometria simples como mostra a Figura 2.11.

Figura 2.11 – Cantoneiras pultrudadas: (a) perfis; (b) parâmetros geométricos



Fonte: elaborado pela autora

As cantoneiras podem ter abas com dimensões iguais ou não. Normalmente, a variação na geometria das abas, se existir, se dá na largura da aba. Cantoneiras formada por chapas de mesma largura e espessura são chamadas cantoneiras de abas iguais; enquanto isso, aquelas com uma aba maior que a outra são chamadas cantoneiras de abas desiguais. Neste estudo, o foco será dado às primeiras.

A Figura 2.11b ilustra a seção transversal típica de uma cantoneira de abas iguais com largura da aba  $b$  e espessura  $t$ . Nesta figura, o eixo  $y$  (eixo de simetria da seção transversal) é o eixo de maior inércia; o eixo  $z$  é o eixo de menor inércia; o plano  $yz$  define o plano da seção transversal da cantoneira, de modo que o eixo longitudinal do perfil coincide com o eixo  $x$ ; e os pontos  $CC$  e  $CG$  correspondem, respectivamente, ao Centro de Cisalhamento e do Centro Geométrico da seção transversal. Como todas as chapas que formam a cantoneira coincidem em um único ponto, esse perfil apresenta uma baixa rigidez torcional, tornando-o particularmente suscetível a fenômenos que envolvam a torção, como a instabilidade por flexo-torção nos elementos comprimidos.

As dimensões comerciais médias das cantoneiras pultrudadas variam entre 50 e 150 mm, para a largura das abas, e entre 5 e 13 mm, para a espessura das abas. Tais dimensões são semelhantes às dos perfis de aço laminado comercializados no Brasil.

O raio interno e externo que define a transição entre as abas das cantoneiras pultrudadas têm sido fabricados com diferentes dimensões. Starr (2000) define a condição ideal como sendo aquela em que o raio interno assume 1,5 mm e o raio externo  $1,5 \text{ mm} + t$ , onde  $t$  é a espessura da aba. Conforme o autor, cantos retos devem ser evitados, pois são potenciais pontos de trincas ou outras falhas em serviço. Embora os bordos arredondados configurem a forma ideal de transição entre as chapas pultrudadas, a fabricação dessas junções por pultrusão enfrenta algumas dificuldades. Segundo Starr (2000), as junções entre chapas são regiões difíceis de se “preencher” com as fibras, o que resulta na tendência do acúmulo de resina na região e,

consequentemente, na diminuição das propriedades mecânicas desta parte da seção transversal do perfil.

### 2.3.2 Comportamento à compressão axial de cantoneiras pultrudadas

Colunas pultrudadas submetidas à compressão axial podem apresentar essencialmente dois modos de falha: por instabilidade ou por esmagamento do material. Neste tópico, aspectos relevantes sobre o comportamento destes perfis quando sujeitos a um desses modos de falha são discutidos. Inicialmente, a instabilidade global das cantoneiras pultrudadas é vista à luz da teoria da estabilidade elástica, assim, nesta etapa, o fenômeno é tratado assumindo-se a hipótese de barra ideal e as discussões baseiam-se na análise de flambagem. Na sequência, discute-se o fenômeno da flambagem local nas cantoneiras pultrudadas e a possível atípica reserva de resistência pós-crítica desses perfis. Partindo-se para o estudo da instabilidade são analisados os efeitos que as imperfeições de geometria e de material podem exercer no comportamento à compressão axial das cantoneiras pultrudadas; e, por fim é abordado o modo de falha das cantoneiras curtas e de chapas espessas: o esmagamento do material.

#### 2.3.2.1 Teoria da estabilidade elástica

Conforme a teoria proposta por Euler para o estudo de estabilidade de barras, existe um determinado nível de carregamento, conhecido como força crítica de flambagem, para o qual a condição de equilíbrio em uma posição deformada é mantida inalterada, ainda que pequenas perturbações atuem sobre o elemento comprimido. Quando tal fronteira de carregamento é ultrapassada, os deslocamentos transversais ao eixo da barra que definem a sua configuração deformada estável, se tornam elevados, caracterizando a flambagem da barra.

A teoria de Euler foi proposta assumindo-se uma série de hipóteses básicas que definem o conceito de “barra ideal”. Entende-se por barra ideal qualquer elemento de barra feito de material homogêneo, que deve resistir à compressão axial perfeitamente centrada, mantendo o comportamento elástico-linear do material até a falha.

No estudo da estabilidade das barras ideais, o problema descrito matematicamente por Euler define o fenômeno de flambagem global por flexão, segundo o qual o deslocamento

lateral da seção transversal da barra no seu próprio plano, em torno de um dos eixos principais de inércia, é a configuração deformada que caracteriza a perda de estabilidade. A perda de estabilidade das barras ideais pode ocorrer de outras maneiras, tais como pela torção do perfil ou ainda pela combinação da torção e da flexão. O estudo dos modos alternativos de flambagem pode ser feito por meio da teoria da estabilidade elástica.

À luz da teoria da estabilidade elástica, a tensão crítica de flambagem global ( $F_{cr}$ ) de uma barra esbelta corresponde à solução da seguinte equação algébrica (Equação (2.10a)) (GALAMBOS, 1968):

$$r_0^2(F_{cry} - F_{cr})(F_{crz} - F_{cr})(F_{crx} - F_{cr}) - (F_{cry} - F_{cr})F_{cr}^2 z_0^2 - (F_{crz} - F_{cr})F_{cr}^2 y_0^2 = 0 \quad (2.10a)$$

em que  $z_0$  e  $y_0$  são as coordenadas do Centro de Cisalhamento (CC) da seção em relação ao Centro Geométrico (CG);  $r_0$  é o raio de giração polar da seção; e  $F_{crx}$ ,  $F_{cry}$  e  $F_{crz}$  são as tensões críticas de flambagem por torção, flexão em torno do eixo  $y$  (maior inércia) e flexão em torno do eixo  $z$  (menor inércia) definidos conforme as Equações (2.10b-d)). Os parâmetros geométricos apresentados na Equação (2.10a)) podem ser identificados 2.10b.

$$F_{cry} = \frac{\pi^2 E I_y}{(K_y L_y)^2 A}; \quad F_{crz} = \frac{\pi^2 E I_z}{(K_z L_z)^2 A} \quad (2.10b,c)$$

$$F_{crx} = \frac{1}{r_0^2} \left( GJ + \frac{\pi^2 E C_w}{(K_x L_x)^2} \right) \frac{1}{A} \quad (2.10d)$$

Nas Equações (2.10b-d),  $A$  é a área da seção transversal;  $K_x L_x$ ,  $K_y L_y$  e  $K_z L_z$  são os comprimentos efetivos de flambagem por torção; flexão em relação ao eixo de maior inércia (eixo  $y$ ) e flexão em relação ao eixo de menor inércia (eixo  $z$ ), respectivamente;  $E$  é o módulo de elasticidade;  $I_x$ ,  $I_y$  e  $I_z$  são, respectivamente, os momentos de inércia em relação aos eixos  $x$ ,  $y$  e  $z$ ;  $G$  é o módulo de cisalhamento;  $J$  é o momento de inércia à torção e  $C_w$  é a constante de empenamento.

Para as cantoneiras, a solução do problema de estabilidade é obtida substituindo  $z_0$  por 0 na Equação (2.10a)). Resolvendo a equação resultante, as seguintes soluções são obtidas:

$$F_{crz} = \frac{\pi^2 E I_z}{(K_z L_z)^2 A} \quad (2.11)$$

$$F_{crFT} = \frac{1}{2 \left(1 - \left(\frac{y_0}{r_0}\right)^2\right)} \left[ F_{cry} + F_{crx} - \sqrt{(F_{cry} + F_{crx})^2 - 4 \left(1 - \left(\frac{y_0}{r_0}\right)^2\right) F_{cry} F_{crx}} \right] \quad (2.12)$$

As Equações (2.11) e (2.12) definem respectivamente as tensões críticas para os modos de flambagem global das cantoneiras por flexão em torno do eixo de menor inércia ( $F_{crz}$ ) e por flexão em torno do eixo de maior inércia combinada com torção, isto é, por flexo-torção ( $F_{crFT}$ ). Devido à influência limitada do modo de flexão em torno do eixo de maior inércia sobre o modo de flambagem por flexo-torção, este modo é, por vezes, aproximado ao de torção na análise de estabilidade das cantoneiras.

Para as cantoneiras pultrudadas, a tensão crítica de flambagem por torção (originalmente definida a partir da Equação 2.10d) para barras feitas de material isotópico) pode ser calculada a partir da Equação (2.13) (ZUREICK e STEFFEN, 2000):

$$P_{crx} = \left[ \frac{G_{LT}}{\left(\frac{b}{t}\right)^2} + \frac{\pi^2 E_L}{12(1 - \nu_{LT}\nu_{TL}) \left(\frac{K_x L_x}{t}\right)^2} \right] \quad (2.13)$$

em que  $G_{LT}$  é o módulo de cisalhamento no plano do material compósito pultrudado;  $E_L$  é o módulo de elasticidade longitudinal;  $\nu_{LT}$  é o maior coeficiente de Poisson;  $\nu_{TL}$  é o menor coeficiente de Poisson; e  $K_x L_x$  é o comprimento efetivo de flambagem em torno do eixo  $x$ .

Destaca-se que a rigidez ao empenamento, apresentada na Equação (2.10d) como  $EC_w$ , assume na Equação (2.13) o valor da rigidez ao empenamento secundária ( $EC_{ws}$ ). A rigidez  $EC_{ws}$  é calculada em função das propriedades do material ( $E_L$ ,  $\nu_{LT}$  e  $\nu_{TL}$ ) e da área da seção transversal ( $A$ ) da seguinte forma (Equação (2.14)):

$$EC_{ws} = \frac{E_L}{(1 - \nu_{LT}\nu_{TL})} \frac{A^3}{144} \quad (2.14)$$

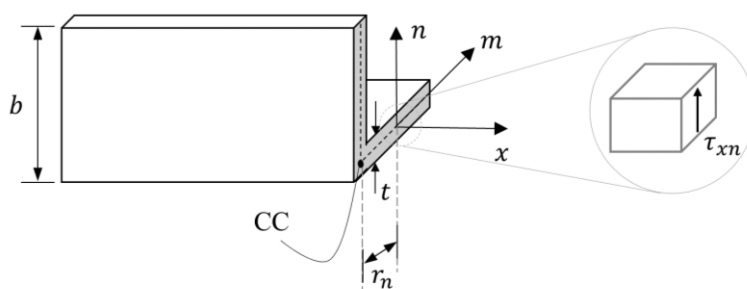
De acordo com a teoria proposta por Vlasov (1961), os perfis com seções constituídas por chapas cujas linhas médias convergem em um único ponto, como é o caso das cantoneiras, apresentam rigidez nula ao empenamento. Isto significa que, quando submetidos à torção, esses

perfis giram em torno do seu eixo longitudinal sem sofrer empenamento. Matematicamente, esse comportamento é representado pela constante de empenamento primária ( $C_w$ ) igual a zero.

A teoria de Vlasov sobre a constante de empenamento primária das seções abertas de paredes delgadas se baseia em algumas hipóteses simplificadoras, dentre elas a de que a tensão normal desenvolvida ao longo da espessura do perfil, devido ao empenamento, é constante, o que na verdade é uma aproximação da realidade. Para perfis em que  $C_w$  é diferente de zero, a hipótese é bastante justa, pois a consideração da distribuição não uniforme de tensões têm pouco impacto sobre a rigidez ao empenamento. Por outro lado, no caso dos perfis com  $C_w$  igual a zero, a distribuição não uniforme de tensões poderá ter impacto significativo sobre a análise (REIS e CAMOTIM, 2000).

Considerando a distribuição real (não-uniforme) das tensões normais ao longo da espessura  $t$  dos perfis de seção aberta com paredes finas, tem-se o surgimento de uma flexão em relação à linha média do contorno (linha paralela ao eixo  $m$  na Figura 2.12), que, por equilíbrio, gera tensões de cisalhamento na direção do eixo  $n$  contido no plano da seção transversal e normal à linha média do contorno ( $\tau_{xn}$ ). As tensões  $\tau_{xn}$ , por sua vez, são responsáveis pelo aparecimento de um momento torçor resistente  $T_{ws}$ , referido como “secundário”, pois surgem a partir das tensões normais de 2ª ordem. A rigidez associada ao momento torçor adicional é, então, contabilizada por meio da constante de empenamento secundária  $C_{ws}$ .

Figura 2.12 – Parâmetros relacionados à rigidez secundária ao empenamento



Fonte: elaborado pela autora

Trabalhos experimentais com cantoneiras pultrudadas têm demonstrado que a parcela de rigidez referente ao empenamento secundário é relevante para a previsão analítica da capacidade resistente desses perfis (EVERNDEN e SMITH, 2011; SEANGATITH, 2004; TOGASHI, 2017; ZUREICK e STEFFEN, 2000; MONTEIRO e MALITE, 2021).

Outros aspectos que merecem atenção acerca da descrição matemática do problema de flambagem das cantoneiras pultrudadas dizem respeito à definição ainda não consensual acerca:



(i) da natureza do módulo de elasticidade longitudinal do material utilizado no cálculo das tensões críticas de flambagem por flexão e por flexo-torção; e (ii) da necessidade ou não da correção da tensão crítica de flambagem por flexão, devido à contribuição das deformações cisalhantes na configuração deformada final das barras pultrudadas.

No que se refere à influência do módulo de elasticidade longitudinal utilizado no cálculo das tensões crítica de flambagem por flexão e por flexo-torção, segundo Silva et al. (2011), barras pultrudadas sujeitas a modos de flambagem em que a flexão da parede do perfil é mais significativa que as deformações axiais da barra (como pode ocorrer em modos de flambagem local e torcional), o módulo de elasticidade longitudinal à flexão ( $E_{L,f}$ ) pode traduzir de forma mais acurada a resposta mecânica esperada, enquanto o módulo de elasticidade longitudinal à compressão ( $E_{L,c}$ ) representaria de forma mais realista o comportamento das barras sujeitas à flambagem por flexão. A conclusão de Silva et al. (2011) leva em consideração o efeito que a heterogeneidade do material compósito pultrudado exerce sobre os comportamentos axiais distintos à flexão e à força normal e está de acordo com os resultados experimentais obtidos por Liu, Harries e Guo (2018) apresentados no item 2.1.2.

Considerando a orientação de Silva et al. (2011), o módulo de elasticidade longitudinal ( $E_L$ ) nas Equações 2.10b,c) (tensões críticas de flambagem por flexão) e na Equação 2.10d) (tensão crítica de flambagem por torção) deveriam ser relacionados aos valores obtidos nos ensaios de compressão ( $E_{L,c}$ ) e de flexão ( $E_{L,f}$ ), respectivamente. Dentre os trabalhos com cantoneiras pultrudadas, que apresentam a previsão analítica da capacidade resistente à compressão desses perfis, apenas Cardoso e Togashi (2018) e Monteiro e Malite (2021) realizaram ensaios para obtenção de  $E_{L,f}$  e utilizaram esse valor para a previsão da força crítica de flambagem por flexo-torção.

Quanto à influência que as deformações cisalhantes podem exercer sobre a capacidade resistente das cantoneiras pultrudadas, alguns estudiosos entendem que, devido à elevada razão entre o módulo de elasticidade longitudinal e o módulo de cisalhamento no plano do laminado ( $E_L/G_{LT}$ ) em perfis pultrudados, a hipótese de cisalhamento transversal desprezível assumida na teoria de Euler na proposição da expressão de força crítica de flambagem para materiais homogêneos e isotrópicos pode acarretar erros na previsão da força crítica de flambagem das barras pultrudadas. Como alternativa, a equação de força crítica de flambagem proposta por Engesser (1889) para materiais compósitos é indicada por alguns pesquisadores, porém seu emprego não é consensual. Atualmente, a clássica formulação de Euler é a expressão

recomendada pelos principais manuais de projeto e regulamentos normativos vigentes (ASCE, 2010; ASCIONE et al., 2016; CNR, 2008) destinado aos perfis pultrudados.

Por fim, é interessante pontuar que a descrição matemática do problema de estabilidade por meio da Equação 2.10a) já consagrada no estudo dos elementos estruturais homogêneos e isotrópicos (GALAMBOS, 1968) foi obtida mediante a condição desacoplada das deformações axial, por flexão e por torção, característica da lei constitutiva dessa classe de materiais. Segundo Bauld e Lih-Shyng (1984), o desacoplamento dessas deformações também pode ser verificado em compósitos balanceados e simétricos, classe em que se enquadram os compósitos pultrudados.

### 2.3.2.2 Flambagem local e a reserva de resistência pós-crítica das cantoneiras pultrudadas

Quando as abas da cantoneira possuem razão largura-espessura ( $b/t$ ) elevada, ou seja, uma elevada esbeltez local, deslocamentos transversais ao seu plano podem ocorrer na forma de ondulações, caracterizando a flambagem local do elemento. O estudo da flambagem local pode ser feito a partir da análise do comportamento à compressão axial das placas que formam a seção transversal do perfil. No caso das cantoneiras, placas com um bordo apoiado e outro livre.

A tensão crítica de flambagem local ( $\sigma_{cr,l}$ ) pode ser obtida em função da razão entre a largura e a espessura ( $b/t$ ) da placa, da condição de apoio das suas extremidades na direção do carregamento e das propriedades do material (especificamente, do módulo de elasticidade  $E$  e do coeficiente de Poisson  $\nu$ ), de acordo com a Equação 2.15:

$$\sigma_{cr,l} = k \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2) \left(\frac{b}{t}\right)^2} \quad (2.15)$$

em que  $k$  é um coeficiente que leva em consideração a geometria e as condições de apoio da placa.

Para cantoneiras de abas iguais feitas de material compósito pultrudado, a Equação (2.15) é reescrita como se apresenta na Equação (2.16) e o coeficiente  $k$  pode ser calculado a partir da Equação (2.17)) (CARDOSO, 2014).

$$\sigma_{cr,l} = k \frac{\pi^2 E_{L,f}}{12(1 - \nu_{LT}\nu_{TL}) \left(\frac{b}{t}\right)^2} \quad (2.16)$$

$$k = \left(\frac{b}{l}\right)^2 + \frac{12}{\pi^2} (1 - \nu_{LT}\nu_{TL}) \frac{G_{LT}}{E_{L,f}} \quad (2.17)$$

em que  $l$  é o comprimento da placa. Assim, para  $l \gg b$ , a Equação (2.16) assume a forma da Equação 2.18:

$$\sigma_{cr,l} = \frac{G_{LT}}{\left(\frac{b}{t}\right)^2} \quad (2.18)$$

Nota-se que a Equação (2.18) coincide com a expressão da tensão crítica de flambagem por torção para cantoneiras pultrudadas, quando a parcela de rigidez associada ao empenamento secundário é desconsiderada. Possivelmente, é com base nisto que Zureick e Steffen (2000) afirmam que o valor teórico da tensão crítica de flambagem por torção difere em no máximo 1% da tensão crítica de flambagem local das placas ortotrópicas uniformemente comprimidas com três bordos simplesmente apoiados e o outro livre.

Apesar da semelhança entre os valores teóricos das tensões críticas de flambagem local e torcional, é importante pontuar que as configurações deformadas associadas a esses modos de flambagem são divergentes. Enquanto o modo torcional é caracterizado pela rotação da seção transversal como um corpo rígido (as abas permanecem indeformadas) em torno do centro de cisalhamento da seção, o modo local é marcado pela flexão transversal das abas. A semelhança entre os valores teóricos de resistência associados ao modo de flambagem local e torcional e a divergência entre as configurações deformadas relacionadas a tais modos torna, por vezes, o entendimento sobre a metodologia adequada de avaliação da capacidade resistente deste perfil divergente entre pesquisadores. Baseada nas considerações de Zureick e Steffen (2000), a pré-norma americana (ASCE, 2010) entende que a correspondência entre os valores das tensões críticas de flambagem local e global por torção elimina a necessidade da verificação da influência do modo de flambagem local na verificação dos Estados Limites Últimos das cantoneiras pultrudadas comprimidas.

É importante mencionar ainda que, no estudo da flambagem local, quando as abas são analisadas como placas isoladas, a junção entre elas é tratada como uma restrição elástica com

a geometria e as propriedades da aba adjacente. Devido às particularidades da junção entre as abas das cantoneiras pultrudadas (cujo comportamento será discutido no tópico seguinte), a descrição matemática dessa restrição pode não ser uma tarefa tão simples, muito menos precisa.

Embora as discussões apresentadas até aqui tratem da determinação da força (ou tensão) crítica de flambagem local, esse nível de resistência pode ser ultrapassado no caso das placas que apresentam espessura significativamente menor que a largura. A capacidade de suportar níveis de carregamentos maiores que a força crítica de flambagem local caracteriza o comportamento pós-crítico das placas esbeltas.

Quando uma placa esbelta é submetida a compressão no seu plano, se o carregamento for inferior à força crítica de flambagem da placa, a tensão normal desenvolvida no elemento será constante e o deslocamento paralelo ao plano da placa crescerá linearmente com a força solicitante. Porém, se o carregamento solicitante excede a força crítica de flambagem, surgem deslocamentos perpendiculares ao plano da placa, caracterizando a flexão da placa. Em resposta à flexão, as fibras transversais da placa tornam-se tracionadas e passam a se opor ao aumento dessas deformações. Como o efeito da tração é desprezível no centro da placa, porém significativo nos bordos, existe uma redistribuição das tensões em direção às extremidades da placa. A capacidade de redistribuir os esforços solicitantes e, conseqüentemente, de suportar carregamentos maiores que a força crítica de flambagem justifica a “reserva de resistência” das placas esbeltas.

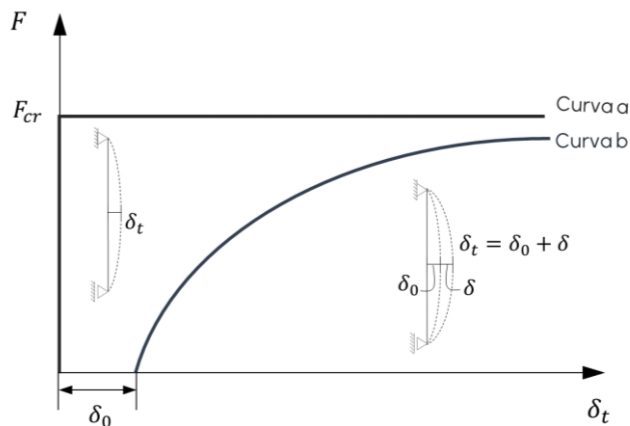
Como a seção transversal das cantoneiras consiste basicamente em duas placas unidas por um bordo, o comportamento das barras mais curtas tende a ser análogo ao das placas comprimidas. Observações experimentais mostram que esta semelhança na geometria tem, de fato, influência sobre o desempenho estrutural das cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão centrada (CARDOSO e TOGASHI, 2018; MONTEIRO e MALITE, 2021; POLYZOIS e RAFTOYIANNIS, 2000). Resultados experimentais obtidos por Cardoso e Togashi (2018), por exemplo, evidenciaram reservas de resistência pós-crítica com magnitude igual a 1,6 vezes a força crítica de flambagem prevista para barras de pequeno comprimento. Atualmente, a possível reserva de resistência pós-crítica das cantoneiras pultrudadas não é contabilizada por meio das expressões de dimensionamento vigentes na norma americana em desenvolvimento (ASCE, 2010).

### 2.3.2.3 Instabilidade

Os perfis estruturais inevitavelmente apresentam, em certo nível, imperfeições externas (defeitos de geometria) ou internas (falhas do material) pré-existent. Por isso a determinação da capacidade resistente das barras axialmente comprimidas que se baseia na hipótese de barra ideal apresenta limitações. Devido às imperfeições geométricas iniciais inerentes às barras “reais”, o perfeito alinhamento entre o carregamento solicitante e o eixo axial do perfil não pode ser garantido. A excentricidade da força externa resulta, assim, na compressão excêntrica da barra, condição de carregamento esta que leva ao surgimento de esforços adicionais de flexão. Tais esforços contribuem para a evolução dos deslocamentos transversais das barras e, conseqüentemente, para a diminuição da sua capacidade resistente, como indica a curva b da Figura 2.13.

O gráfico da Figura 2.13 mostra a relação entre a tensão de compressão ( $F$ ) e o deslocamento transversal das barras ( $\delta_t$ ), quando a imperfeição de geometria não é considerada na análise (curva a) e quando uma dada imperfeição inicial de geometria ( $\delta_0$ ) é considerada na análise (curva b). A curva a recai na abordagem clássica de Euler para barras ideais, enquanto a curva b retrata a situação em que instabilidade ocorre com a flexão da barra desde o início do carregamento e uma excentricidade adicional  $\delta$  é gerada. No caso dos perfis pultrudados, as imperfeições de material também podem contribuir para a penalização da curva b. Os eventuais defeitos de fabricação tendem a diminuir a rigidez do perfil, enquanto as possíveis variações das propriedades mecânicas ao longo do perfil podem levar a alteração da posição do centro geométrico da seção, aumentando a excentricidade do carregamento.

Figura 2.13 – Comportamento de uma barra ideal e uma barra real sob compressão



Fonte: elaborado pela autora

Outro aspecto importante na análise das barras ditas reais, referente ao impacto que as imperfeições iniciais de geometria podem exercer sobre a capacidade resistente dos perfis, se refere à possível interação entre os modos de instabilidade, anteriormente desconsiderada no estudo das cantoneiras ideais. Conforme Batista (2004), a análise das barras reais constituídas de placas reais consiste em um problema de “flambagem acoplada”, ou seja, de interação entre modos de instabilidade. Tal interação sofre influência das imperfeições iniciais e pode vir a afetar a capacidade resistente do elemento estrutural (CARDOSO, 2014; CHODRAUI, 2006).

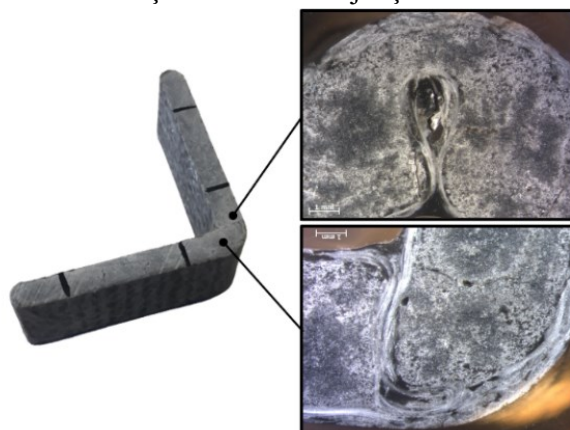
A seguir são apresentados os principais tipos de imperfeições iniciais de material e de geometria que têm sido relatados na literatura em cantoneiras pultrudadas e como tais defeitos podem afetar a capacidade resistente desses perfis.

#### 2.3.2.3.1 Imperfeições iniciais de material

Nos perfis pultrudados, as imperfeições de material estão relacionadas a deficiências no processo de fabricação. Embora a pultrusão consista em um procedimento automatizado com elevado potencial para produção de perfis com alto padrão de qualidade, as etapas de fabricação são minuciosas e bastante sensíveis a erros. Dentre as imperfeições relatadas com maior frequência em cantoneiras pultrudadas destacam-se: a má conformação das fibras na junção do perfil (Figura 2.14); a variabilidade das propriedades das chapas que compõem a seção; e a presença de vazios e trincas (Figura 2.15).

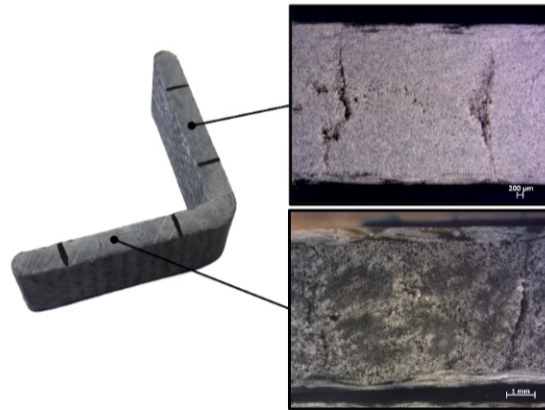
A seguir são apresentadas considerações importantes a respeito das imperfeições físicas bem como da sua influência sobre o comportamento das cantoneiras pultrudadas comprimidas, extraídas dos trabalhos selecionados na revisão sistemática e de referências auxiliares.

Figura 2.14 – Má conformação das fibras na junção de uma cantoneira pultrudada



Fonte: elaborado pela autora

Figura 2.15 – Vazios e trincas em uma cantoneira pultrudada



Fonte: elaborado pela autora

Em 1993, Mohammadi (1993) realizou os primeiros ensaios mecânicos com cantoneiras pultrudadas na forma de barras que se tem conhecimento. Com base na análise de resultados obtidos em testes com três barras curtas, o autor constatou uma significativa diferença entre os módulos de elasticidade das suas abas. A discrepância foi atribuída à má distribuição das fibras do compósito. Segundo o pesquisador, a irregularidade das propriedades do material provocou o deslocamento do Centro Geométrico da seção, gerando a excentricidade da força solicitante. Quase três décadas após as considerações de Mohammadi (1993), a variabilidade das propriedades das chapas que formam os elementos pultrudados continua sendo observada nas cantoneiras pultrudadas comercializadas (CARDOSO e TOGASHI, 2018).

A presença de vazios e microfissuras na região central das abas das cantoneiras também tem sido um problema relatado (MONTEIRO, 2020). Fissuras em materiais compósitos podem ser atribuídas à reduzida condutividade térmica da resina e ao alto caráter exotérmico da cura na pultrusão. Já os vazios, segundo Baran (2015), resultam da impregnação deficiente entre as fibras e a resina, sendo este um defeito relativamente comum nas peças pultrudadas.

Como discutido na análise dos resultados da revisão sistemática, um campo de pesquisas científicas em que as cantoneiras pultrudadas são estudadas, ainda que indiretamente, é o das ligações viga-barras. Nestes estudos, avalia-se a eficiência das cantoneiras como um elemento de ligação na transferência dos esforços entre a viga e a barra. Pesquisas nesse sentido foram realizadas por Mottram e Zheng (1999). A partir dos resultados obtidos, os autores concluíram que o emprego de cantoneiras pultrudadas como elemento de ligação requer alterações no *layout* das fibras, na forma da seção e, até mesmo, no processo de fabricação do perfil. As modificações sugeridas se devem sobretudo às deficiências observadas nas junções das cantoneiras.

Qureshi e Mottram (2012), Qureshi e Mottram (2014), Coelho e Mottram (2015), Qureshi e Mottram (2015) e Turvey (2013) realizaram estudos similares ao de Mottram e Zheng (1999) e também fizeram ressalvas sobre as ligações com cantoneiras pultrudadas. O ponto comum entre os trabalhos listados e que merece especial atenção diz respeito à região de início da falha, em geral prematura, do perfil: a junção entre as abas das cantoneiras. Os resultados obtidos evidenciam a influência dessa região no desempenho do perfil pultrudado, bem como a importância de uma análise específica dessa região, por meio de ensaios de caracterização mecânica.

Segundo Turvey e Zhang (2018), embora as características mecânicas das junções não sejam consideradas em projeto, têm efeito direto sobre o comportamento estrutural dos perfis pultrudados comprimidos. Resultados experimentais obtidos por Monteiro e Malite (2021) em ensaios de compressão confirmam as conclusões de Turvey e Zhang (2018).

Para Mosallam et al. (2014), o comportamento deficiente da junção das cantoneiras pode ser atribuído a problemas na pultrusão. Segundo os autores, a presença insuficiente de fibras gera uma perda considerável na rigidez e na resistência nessa região. Devido à diminuição das propriedades, a junção entre as chapas pultrudadas é comumente referida como “zona fraca” do perfil (LIU e HARRIES, 2018). De fato, a falha localizada dessa região consiste em uma das principais causas da falha global prematura de elementos pultrudados comprimidos (CINTRA, 2017; MONTEIRO e MALITE, 2021; NUNES et al., 2013).

Para que as fibras sejam dispostas de forma adequada durante a pultrusão, é necessário que todas as camadas tenham comprimento compatível com o percurso até a moldagem e que as partes constituintes dos equipamentos estejam perfeitamente ajustadas às possíveis variações nas dimensões do material durante o processo de cura. Caso contrário, defeitos como o enrugamento da manta de fibras, a formação de zonas frágeis devido ao acúmulo de resina ou de ar, e o desenvolvimento de fissuras podem surgir (MOSALLAM et al., 2014; STARR, 2000).

Segundo Mosallam et al. (2014), até que os defeitos gerados na pultrusão sejam sanados, é importante que a resistência das junções seja considerada em projeto e que procedimentos experimentais para caracterização dessa região (atualmente, inexistentes) sejam normatizados. Os autores sugerem ainda que, nas simulações numéricas com perfis pultrudados, as junções tenham seu comportamento particularizado nessa região.

Como a eficiência da interação entre as abas das cantoneiras pultrudadas é um aspecto relevante para o estudo do comportamento à compressão destes perfis, alguns estudiosos têm se dedicado a compreender melhor o assunto. Nesse sentido, diferentes métodos experimentais têm sido adotados (CINTRA et al. 2021; MONTEIRO e MALITE, 2021). As técnicas de



metalografia e estereoscopia utilizadas por Monteiro e Malite (2021), por exemplo, permitem identificar o *lay-out* do compósito e falhas no material. Já para determinar as propriedades das junções, normalmente são realizados ensaios a partir dos quais a resistência e a rigidez são medidas por meio da determinação de curvas momento *versus* rotação, como aqueles realizados por Cintra et al. (2021).

Uma vez que não existem recomendações normativas específicas sobre a caracterização das junções, alguns pesquisadores têm proposto diferentes métodos de ensaios experimentais (MOSALLAM et al., 2014; TURVEY, 2013; XIN et al., 2017). Em linhas gerais, o objetivo dos testes consiste em produzir esforços de flexão sobre a junção e, posteriormente, medir a rotação gerada, obtendo assim a rigidez da junção, a partir da inclinação do trecho linear da curva obtida entre esses parâmetros.

Segundo Yanes-Armas, Castro e Keller (2017), um dos desafios na proposição de um método experimental padronizado para caracterização das junções do perfil pultrudado consiste em simular de maneira adequada as condições de contorno reais das paredes do perfil. Outra dificuldade apontada por Cintra et al. (2021) diz respeito à medição do ângulo formado entre as paredes dos perfis durante o ensaio. Normalmente, este ângulo é calculado, de forma indireta, a partir de relações admitidas com base no módulo de elasticidade transversal do material pultrudado.

Além das dificuldades encontradas no desenvolvimento dos ensaios, a complexidade da caracterização das propriedades da junção entre chapas pultrudadas também pode ser atribuída à alta sensibilidade do comportamento mecânico dessa região em função: (i) da espessura do perfil (TURVEY e WANG, 2009; LIU, HARRIES e GUO, 2018); (ii) da abertura ou do fechamento entre as abas (MOSALLAM et al., 2014); e (iii) do padrão de imperfeições pré-existente (CINTRA et al., 2021).

No contexto das cantoneiras pultrudadas, os modos de ruptura observados nos ensaios desenvolvidos por Monteiro e Malite (2021) evidenciam a influência da junção sobre o comportamento dos elementos comprimidos. A Figura 2.16 mostra registros fotográficos das cantoneiras pultrudadas ensaiadas pelos autores ao final dos testes. Nos ensaios experimentais, as cantoneiras sofreram instabilidade até que de forma repentina e brusca sofreram a separação das abas, como pode ser evidenciado nas imagens.

Figura 2.16 – Ruptura de cantoneira pultrudada com abertura das abas



Fonte: elaborado pela autora

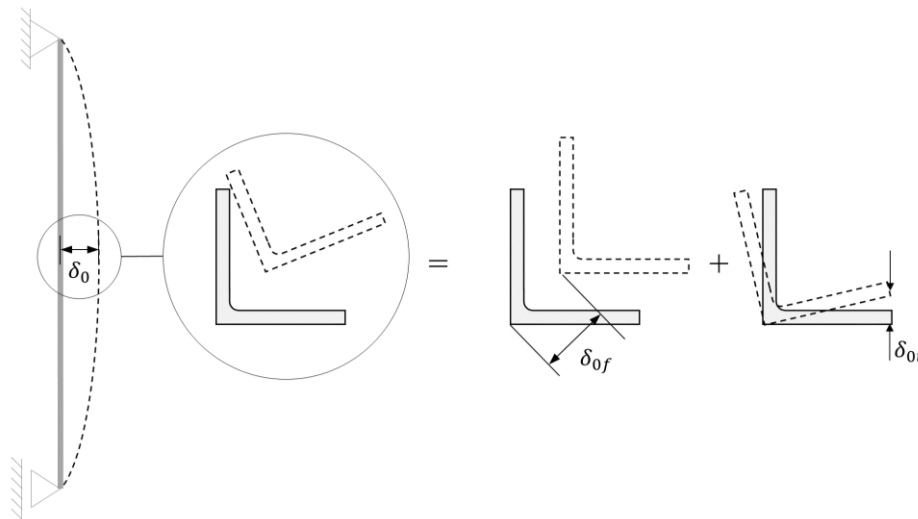
Como mencionado anteriormente, não existem atualmente recomendações normativas sobre o cálculo da rigidez das junções, nem modelos teóricos que considerem tal parâmetro no projeto de elementos pultrudados. A fim de considerar o efeito que as imperfeições nas junções exercem sobre a resistência à compressão de perfis pultrudados com seção I, Cintra, Cardoso e Vieira (2019) propuseram um modelo numérico segundo o qual partes próximas à junção entre as mesas e a alma do perfil fossem simuladas com um material cujo módulo de elasticidade transversal é consideravelmente inferior àquele observado em regiões mais afastadas da junção. Segundo os autores, embora sejam necessárias mais pesquisas sobre o tema, tem-se observado que o mecanismo de colapso nas junções está relacionado às tensões transversais elevadas que correm nessa região. Diante da escassez de métodos experimentais ou de modelos de cálculo validados, a estratégia adotada pelos pesquisadores oferece uma alternativa simples para a inclusão das imperfeições das junções nas análises.

#### 2.3.2.3.2 Imperfeições iniciais de geometria

As imperfeições na geometria dos perfis estruturais são normalmente geradas durante o processo de fabricação. As tolerâncias para desvios geométricos são definidas para os perfis pultrudados pela norma americana ASTM D3917. Dentre os diferentes tipos de defeitos que podem ser observados nos perfis estruturais, uma atenção especial é dada na literatura à imperfeição relacionada à falta de linearidade do perfil, por vezes, referida como imperfeição

global ( $\delta_{0f}$  na Figura 2.17). Outro tipo de imperfeição que é retratado na literatura, porém com menor frequência, é a inclinação das abas, referida como imperfeição local ( $\delta_{0t}$  na Figura 2.17).

Figura 2.17 – Imperfeições iniciais de geometria em cantoneiras



Fonte: elaborado pela autora

A imperfeição global associada à falta de retilidade foi descrita matematicamente em 1807 por Young. O pesquisador propôs uma função de meia onda senoidal para representar de forma aproximada a imperfeição inicial do eixo da barra (CHODRAUI, 2006). Desde então, diversos pesquisadores, sobretudo no contexto dos perfis de aço, têm buscado quantificar, por meio de programas experimentais, a magnitude dessa imperfeição, de modo a estimar um valor médio que possa ser utilizado em projeto. Segundo Chodraui (2006) e Junyor (2020), a avaliação experimental deste parâmetro não é uma tarefa simples, uma vez que a sua medição em laboratório apresenta muitos desafios. Além da abordagem experimental, nota-se também um grande interesse na realização de estudos numéricos que avaliem como tal imperfeição pode afetar o desempenho à compressão das barras (MAIA, MUNAIAR e MALITE, 2008; MESACASA, 2012; MESACASA et al., 2014).

No que se refere à imperfeição local, segundo Pfeil e Pfeil (2009), este tipo de desvio assume influência limitada nos cálculos usuais de dimensionamento dos perfis de aço laminado. Para Junyor (2022), foi o surgimento de perfis com abas de elevada esbeltez ( $b/t > 20$ ), como os perfis formadas à frio, que incitou o interesse por maiores estudos sobre a imperfeição local. As imperfeições localizadas nas cantoneiras de aço têm sido normalmente representadas pela torção da seção transversal, cuja magnitude é representada em função da espessura da aba ( $t$ ) do perfil. Nos estudos em que a imperfeição de torção é considerada nas análises, o trabalho

desenvolvido Schafer e Peköz (1998) é comumente citado como referência na determinação da magnitude adotada. Os pesquisadores analisaram estatisticamente dados existentes na literatura e determinaram uma relação entre determinados valores de imperfeição e a probabilidade de que tais valores sejam excedidos. Conforme Schafer e Peköz (1998), a imperfeição  $d_2 = 1,55t$  tem a chance de 25% de ser ultrapassada, quando medida em uma amostra de perfis de aço formado a frio.

No contexto dos perfis pultrudados, programas experimentais que contemplem o estudo detalhado das características geométricas dos elementos estruturais são escassos. Nos estudos já realizados, as informações disponíveis referem-se basicamente a dados (medidos ou assumidos) do desvio de retilineidade de perfis I (Tabela 2.1). Na Tabela 2.1 são apresentados dados experimentais e/ou numéricos referentes ao tipo e à magnitude de imperfeições iniciais de geometria de perfis pultrudados, bem como a fonte dessa informação (M = valor medido; A = valor assumido) que foram relatados em trabalhos desenvolvidos ao longo das últimas décadas.

Tabela 2.1 – Imperfeições iniciais de geometria em perfis pultrudados

Referência	Perfil	Desvio de retilineidade <sup>1</sup>	Fonte <sup>2</sup>
Brooks e Turvey (1995)	I	L/900	M
Zureick e Scott (1997)	I	L/1835 a L/586	M
Zureick e Scott (1997)	Tubular	L/8053 a L/1103	M
Barbero e DeVivo (1999)	I	0,25t	A
Barbero (2000)	I	0,004t; 0,05t; 0,1t; 0,2t e 0,5t	A
Lane e Mottram (2002)	I	L/3200 (valor máximo)	M
Mottram, Brown e Anderson (2003)	I	L/4500 (valor máximo)	M
Nagahama (2003)	I	0,01t, 0,05t e 0,1t	A
Nunes (2012)	I	0,1 mm	A
Debski, Kubiak e Teter (2013)	U	0,1t	A
Nunes et al. (2013)	I	0,1 mm	A
Laudiero, Minghini e Tullini (2014)	WF e I	L/240 e L/4500	A
Vieira, Cardoso e Vieira (2017)	I	3, 6 e 9 mm (L/400, L/200, L/133)	A
D'Aguiar (2017)	I	0,005t a 0,5t	A
Boscato e Ientile (2018)	I, Q, O e C	0,1, 1 e 2 mm	A
Minghini et al. (2019)	I	L/2000	A
Monteiro (2020)	L	L/926 (máx), L/4500 (mín)	M
Balagopal, Prasad Rao e Rokade (2020)	L	L/1000 (máx)	M
<b>Valor mínimo e máximo</b>		<b>L/2000 a L/240 ou 0,004t a 0,5t</b>	<b>A</b>
<b>Valor mínimo e máximo</b>		<b>L/8053 a L/586</b>	<b>M</b>

<sup>1</sup>L é o comprimento do perfil; t é a espessura. <sup>2</sup>M = valor medido; A = valor assumido

No que se refere às cantoneiras pultrudadas, percebe-se que não há uma compreensão efetiva acerca da magnitude das imperfeições geométricas iniciais desse perfil, tampouco da influência que elas exercem sobre o seu comportamento à compressão. Zureick e Steffen (2000) e Seangatith (2004) analisaram, por meio de medições, o desvio de retilidade desses perfis, contudo limitaram-se a comentar que os valores aferidos respeitam as tolerâncias normativas da ASTM D3917. Balagopal, Prasad Rao e Rokade (2020) também avaliaram a retilidade das cantoneiras. A partir da análise dos valores medidos, os autores concluíram que a taxa de imperfeição observada de 1 para 1000 é pequena e, por isso, foi considerada desprezível em seus estudos numéricos.

Monteiro (2020) contemplou em seu programa experimental a análise dimensional de cantoneiras pPRFV conforme os requisitos da norma americana ASTM D3917. Os resultados obtidos mostraram uma leve assimetria entre as abas da cantoneira e um certo espessamento da região próxima à junção e um estreitamento da região central da aba. Quanto aos parâmetros de retilidade, torção, planicidade, esquadro de extremidade e ângulo entre as abas, os valores médios medidos respeitaram os limites normativos com certa folga. Os valores de retilidade, medidos conforme o regulamento americano, variaram, por exemplo, entre  $L/926$  e  $L/4500$ . O valor máximo aceitável estabelecido pela ASTM D3917 é  $L/240$ .

#### 2.3.2.4 Esmagamento do material

O esmagamento do material é um dos possíveis modos de falha de barras pultrudadas. Trata-se de um modo de colapso definido pela resistência do material à compressão, sendo, portanto, crítico para as barras muito curtas, cuja seção transversal apresenta chapas espessas, isto é, barras em que a falha por instabilidade não é normalmente condicionante.

Segundo Cardoso (2014), o esmagamento se refere a qualquer modo de falha que pode ocorrer no nível do material (fibra ou matriz) sob compressão. Na Figura 2.4 foram apresentados alguns desses modos. No caso particular dos elementos pultrudados comprimidos, podem ser destacadas as falhas por flambagem das fibras ou por esmagamento das fibras (FLECK, 1997). Devido à elevada resistência na direção longitudinal às fibras e ao relativo baixo módulo de elasticidade (tanto na direção transversal, quando na direção longitudinal às fibras), barras pultrudadas apresentam alta susceptibilidade à perda de estabilidade e, por isso, a falha gerada exclusivamente pelo esmagamento do material se restringe aos perfis muito

curtos e compactos. Por outro lado, é possível a ocorrência da interação entre modos de falha por esmagamento e instabilidade (CARDOSO e TOGASHI, 2018).

Conforme os procedimentos de cálculo vigentes para o projeto de barras pultrudadas, a verificação de segurança ao colapso por esmagamento é feita de forma desacoplada aos modos de instabilidade e é satisfeita quando a tensão solicitante é inferior à resistência do material à compressão longitudinal obtida por meio de ensaios em pequenos corpos de prova.

A abordagem utilizada para determinação da resistência das barras ao modo de falha por esmagamento tem sido recentemente questionada por alguns pesquisadores (LAZZARI et al. 2023; WU et al., 2022). Segundo Lazzari et al. (2023), os resultados obtidos por meio de corpos de prova conduzem a valores de resistência superiores aos efetivamente suportado pelas barras. As razões para tais discrepâncias são variadas: falta de homogeneidade da distribuição do material ao longo da seção transversal do perfil; influência do método de ensaio com corpos de prova que é empregado; possível esmagamento localizada e maior probabilidade de defeitos nos testes com barras (RAMOS, 2020; WU et al. 2020).

#### 2.3.2.5 Interação entre modos de falha

Segundo Chodraui (2006), embora projetar elementos comprimidos com uma geometria otimizada para a qual os modos de instabilidade ocorram para forças críticas de flambagem próximas pareça uma estratégia interessante em termos de eficiência estrutural, na prática não é isto que acontece. Colunas reais com forças críticas de flambagem relativamente próximas entre si, devido à presença inevitável das imperfeições iniciais, estão sujeitas a interação entre os possíveis modos de falha. Este acoplamento tende a reduzir a capacidade resistente do perfil (BATISTA, 2004).

Cardoso, Harries e Batista (2014) definiram de forma empírica limites de esbeltez local (de placa) e global (da barra), a partir dos quais os modos de falha característicos de barras pultrudadas podem ser previstos, quando a possível interação entre eles é considerada. Cardoso e Togashi (2018) particularizaram os resultados de Cardoso, Harries e Batista (2014) para o caso das cantoneiras pultrudadas, associando os modos de instabilidade por flexão e por flexo-torção das cantoneiras pultrudadas aos parâmetros de esbeltez global,  $\lambda_F$ , e local,  $\lambda_{FT}$ . Com isso, os autores estabeleceram o “mapa de falhas” representado no Quadro 2.1, cujos índices de esbeltez  $\lambda_{FT}$  e  $\lambda_F$  são definidos conforme as Equações (2.19) e (2.20), respectivamente.

Quadro 2.1 – Modos de falha previstos para as cantoneiras pultrudadas PRFV

$\lambda_F$ $\lambda_{FT}$	Curta ( $\lambda_F \leq 0,7$ )	Intermediária ( $0,7 < \lambda_F < 1,3$ )	Longa ( $\lambda_F \geq 1,3$ )
Esbelta ( $\lambda_{FT} \geq 1,3$ )	<b>FT</b>	<b>FT + F</b>	<b>F</b>
Intermediária ( $0,7 < \lambda_{FT} < 1,3$ )	<b>E + FT</b>	<b>E + F + FT</b>	<b>F</b>
Compacta ( $\lambda_{FT} \leq 0,7$ )	<b>E</b>	<b>E + F</b>	<b>F</b>

E = Esmagamento; FT = Flexo-torção; F = Flexão em torno do eixo de menor inércia

Fonte: Cardoso e Togashi, 2018

$$\lambda_{FT} = \sqrt{\frac{F_{L,c}}{F_{crFT}}} \quad (2.19)$$

$$\lambda_F = \sqrt{\frac{\min\{F_{L,c}, F_{crFT}\}}{F_{crz}}} \quad (2.20)$$

Nas Equações (2.19) e (2.20),  $F_{L,c}$  é a resistência longitudinal à compressão;  $F_{crFT}$  é tensão crítica de flambagem por flexo-torção; e  $F_{crz}$  é a tensão crítica de flambagem por flexão em torno do eixo de menor inércia.

### 2.3.3 Modelos de cálculo

Desde a proposição da formulação para o cálculo da capacidade resistente das barras ideais, modelos teóricos mais refinados têm sido desenvolvidos para a definição da “região de segurança” das barras ditas reais. Tal região é definida pela chamada curva de resistência. Para as barras de aço, por exemplo, as curvas de resistências levam em consideração o efeito das imperfeições iniciais na geometria da barra (a falta de retilidade, especificamente) e as tensões residuais do material.

A proposição de curvas de resistências requer o desenvolvimento de estudos extensivos que podem ultrapassar décadas de investigação e análise. Estudos nesse sentido, para as barras de aço, foram — e, em alguns casos, ainda são — extensivamente desenvolvidos. Como pode ser observado na revisão apresentada por Chodraui (2006), a literatura sobre o tema é vasta e

tem percorrido uma longa trajetória até o estabelecimento dos atuais modelos normativos. Os primeiros estudos, iniciados por Ayrton-Perry, datam de 1886.

No contexto das estruturas pultrudadas, o tema ainda é recente. Somente em 1994 foi proposta a primeira curva de resistência. A expressão, proposta por Barbero e Tomblin (1994), destina-se apenas aos perfis com seção I e considera a possível interação entre os modos global e local de instabilidade. Desde então, os avanços sobre o tema não foram significativos, o que é particularmente observado no campo dos perfis pultrudados monossimétricos. A norma americana da ASCE (2010), que está fase em desenvolvimento, é atualmente o único procedimento destinado ao projeto de estruturas pultrudadas que apresenta expressões para o cálculo da capacidade resistente à compressão de perfis com seção transversal com um único eixo de simetria, como é o caso das cantoneiras pultrudadas. No tópico seguinte, é apresentado o modelo de cálculo recomendado pela pré-norma americana (ASCE, 2010) para as cantoneiras pultrudadas axialmente comprimidas, bem como modelos de cálculo alternativos propostos por outros pesquisadores.

### 2.3.3.1 Pré-norma americana: ASCE (2010)

A pré-norma americana *Pre-Standard for Load & Resistance Factor Design (LRFD) of Pultruded Fiber Reinforced Polymer (FRP) Structures* (ASCE, 2010) define que a força normal de compressão resistente de cálculo ( $P_{Rd}$ ) é obtida pela Equação 2.21:

$$P_{Rd} = \lambda \phi_c F_{cr} A_g \leq 0,7 \lambda F_{L,c} A_g \quad (2.21)$$

em que  $\lambda$  é um fator que leva em consideração à fluência do material e depende da combinação de carregamentos solicitante,  $\phi_c$  é o fator de segurança associado a um determinado modo de falha,  $F_{cr}$  é a tensão crítica de flambagem,  $A_g$  é a área bruta e  $F_{L,c}$  é a resistência à compressão longitudinal do material. Para cantoneiras pultrudadas com abas iguais,  $F_{cr}$  pode assumir o valor da tensão crítica de flambagem global por flexão em torno do eixo de menor inércia ( $F_{crz}$ ) ou da tensão crítica de flambagem por flexo-torção ( $F_{crFT}$ ), calculadas conforme as Equações 2.22 e 2.23 (ASCE, 2010):

$$F_{crz} = \frac{\pi^2 E_L}{\left(\frac{KL_z}{r_z}\right)^2} \quad (2.22)$$



$$F_{crFT} = \frac{G_{LT}}{\left(\frac{b}{t}\right)^2} \quad (2.23)$$

Nas Equações (2.22) e (2.23),  $E_L$  é o módulo de elasticidade longitudinal à compressão característico,  $KL_z$  é o comprimento efetivo de flambagem em torno do eixo  $z$  (vide Figura 2.11b);  $G_{LT}$  é o módulo de cisalhamento no plano característico; e  $b$  e  $t$  são a largura e a espessura da aba, respectivamente.

Como pode ser observado a partir da Equação (2.23), o modelo vigente da pré-norma americana desconsidera as parcelas de flexão em torno do eixo de maior inércia e de torção associada ao empenamento secundário, no cálculo da força crítica de flambagem por flexo-torção. A expressão apresentada na Equação (2.23) toma como base o estudo realizado por Zureick e Steffen (2000), que será discutido posteriormente no tópico seguinte.

Além da verificação da instabilidade global, a pré-norma americana indica que o colapso por esmagamento do material deve ser avaliado. A resistência ao esmagamento da barra (modo de falha crítico para perfis curtos de seção compacta) é associada à resistência à compressão longitudinal do material. Destaca-se que junto à  $F_{L,c}$  na Equação a pré-norma americana (ASCE, 2010) apresenta o valor 0,7, que, possivelmente, é o coeficiente de segurança utilizado para a definição do valor “de cálculo” da capacidade resistente. Informações sobre os demais coeficientes de segurança são apresentados no tópico 2.6, que trata da análise de confiabilidade dos modelos de cálculo destinados ao projeto das cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão.

Com base no exposto, nota-se que o modelo vigente na norma americana da ASCE:2010 baseia-se no clássico modelo de cálculo das barras ideais. Imperfeições iniciais de material ou de geometria e as possíveis interações entre os modos de instabilidade não são contempladas na formulação.

### 2.3.3.2 Modelos alternativos e modificações sugeridas ao modelo normativo

Como foi mencionado anteriormente, as expressões indicadas pela norma americana em desenvolvimento (ASCE, 2010) para o cálculo da resistência de cantoneiras pultrudadas de abas iguais axialmente comprimidas são baseadas no primeiro estudo abrangente envolvendo esses

perfis, desenvolvido por Zureick e Steffen (2000). Zureick e Steffen (2000) propõem que a força normal de compressão resistente de cálculo das cantoneiras pultrudadas seja obtida a partir da Equação 2.24:

$$P_{Rd} = \text{mín} \{ \phi_c A_g \cdot (F_{Crz}, F_{crFT}, F_{L,c}) \} \quad (2.24)$$

em que  $\phi_c$  é o fator de segurança que varia com o modo de falha avaliado,  $A_g$  é a área bruta da seção,  $F_{Crz}$  é a tensão crítica de flambagem por flexão em torno do eixo de menor inércia,  $F_{crFT}$  é a tensão crítica de flambagem por flexo-torção e  $F_{L,c}$  é a resistência longitudinal à compressão do material. As expressões recomendadas por Zureick e Steffen (2000) para o cálculo de  $F_{Crz}$  e  $F_{crFT}$  são apresentadas no Quadro 2.2. As equações indicadas pelos autores são as mesmas da norma americana, exceto pelo fator de 0,9 utilizado junto à equação de  $F_{crFT}$ .

Quadro 2.2 – Modelos de cálculo para cantoneiras pultrudadas de abas iguais axialmente comprimidas

Referência	Modelo de cálculo	$F_{Crz}$	$F_{crFT}$
Zureick e Steffen (2000)	$P_{Rd} = \text{mín} \{ \phi_c A_g \cdot (F_{Crz}, F_{crFT}, F_{L,c}) \}$	$\frac{\pi^2 E_L}{\left(\frac{KL_z}{r_z}\right)^2}^a$	$0,9 \frac{G_{LT}}{\left(\frac{b}{t}\right)^2}$
Alqam (2003)	$P_{Rd} = \text{mín} \{ \phi_c A_g \cdot (F_{Crz}, F_{crFT}, F_{L,c}) \}$	$\frac{\pi^2 E_L}{\left(\frac{KL_z}{r_z}\right)^2}^a$	$1,2 \frac{G_{LT}}{\left(\frac{b}{t}\right)^2}$
Seangatith (2004)	$P_{Rd} = \text{mín} \{ \phi_c A_g \cdot (F_{Crz}, F_{crFT}, F_{L,c}) \}$	$\frac{F_{Crz}}{1 + \frac{\beta F_{Crz}}{G_{LT}}}^b$	Equação (2.12)
Zureick (2006)	$P_{Rd} = \text{mín} \{ \phi_c A_g \cdot (F_{Crz}, F_{crFT}, F_{L,c}) \}$	$\frac{\pi^2 E_L}{\left(\frac{KL_z}{r_z}\right)^2}^a$	$1,2 \frac{G_{LT}}{\left(\frac{b}{t}\right)^2}$
Cardoso e Togashi (2018)	$P_{Rk} = \frac{0,578}{\lambda_{FT}} + \frac{-0,072}{\lambda_{FT}^2}$	-	Equação <sup>c</sup> (2.12)
Monteiro e Malite (2021)	$P_{Rk} = \chi_l \chi_g A_g F_{L,c}$	$\frac{\pi^2 E_{L,c}}{\left(\frac{KL_z}{r_z}\right)^2}$	Equação <sup>c</sup> (2.12)
Sá et al. (2021)	$P_{Rd} = \eta \frac{P_{Rk}}{\gamma_{Rd} \gamma_m}; P_{Rk} = F_{crFT}$	-	Equação (2.12)

<sup>a</sup>Não é feita distinção entre os módulos de elasticidade à flexão e à compressão no cálculo; <sup>b</sup>A força crítica de flambagem por flexão em torno do eixo de maior inércia é calculada conforme a expressão de Engesser (1889). <sup>c</sup> $E_{L,f}$  é utilizado no cálculo da força crítica de flambagem por torção.

No Quadro 2.2 são apresentados modelos de cálculo propostos por diferentes autores para o cálculo da força axial de compressão resistente de cálculo ou característica de cantoneiras pultrudadas. Neste quadro, destacam-se, ainda, as equações indicadas por cada referência para o cálculo das tensões críticas de flambagem elástica por flexão ( $F_{crz}$ ) e por flexo-torção ( $F_{crFT}$ ), as quais, em alguns casos, variam entre os trabalhos.

Desde a publicação do trabalho de Zureick e Steffen (2000), novas pesquisas têm sido desenvolvidas, a base de dados experimentais tem sido aumentada e as expressões propostas pelos autores têm sido reavaliadas por outros pesquisadores. Em 2003, Alqam reavaliou os resultados experimentais obtidos por Zureick e Steffen (2000) e sugeriu que o fator 0,9 que multiplica a expressão fosse substituído pelo valor 1,2, para que um modelo de cálculo mais ajustado fosse obtido.

Em 2004, Seangatith realizou novos testes experimentais com cantoneiras pPRFV sob compressão centrada. Conforme o autor, as equações propostas por Engesser (1889) permitiram uma boa estimativa tanto dos resultados experimentais obtidos em seu programa experimental, quanto daqueles obtidos por Zureick e Steffen (2000). A expressão de Engesser, conforme se apresenta no Quadro 2.2, inclui no cálculo da tensão crítica de flambagem por flexão a influência do cisalhamento, por meio de um fator  $\beta$ , cujo valor depende da geometria da seção transversal da barra. Para o cálculo da tensão crítica de flambagem por flexo-torção ( $F_{crFT}$ ), Seangatith (2004) recomenda o emprego da expressão clássica (Equação (2.12)), em que ambas as parcelas de torção (torção livre e empanamento secundário) e a parcela de flexão em torno do eixo de maior inércia são consideradas.

Em 2006, Zureick (2006) desenvolve novas análises e a expressão para o cálculo de  $F_{crFT}$  é corrigida em relação àquela proposta anteriormente pelo pesquisador, no artigo de Zureick e Steffen (2000), assumindo então o mesmo valor indicado por Alqam (2003). Cardoso e Togashi (2018) avaliaram, por meio de ensaios experimentais, o desempenho à compressão axial de cantoneiras pultrudadas curtas com seção transversal de paredes esbeltas. A partir dos resultados obtidos, propuseram uma curva do tipo Winter, cuja expressão indicada no Quadro 2.2, é função da esbeltez à flexo torção do perfil  $\lambda_{FT}$ , calculada conforme a Equação (2.19).

Recentemente, Monteiro e Malite (2021) propuseram equações baseadas no Método da Resistência Direta (MRD) para o cálculo da capacidade resistente das cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão centrada. O modelo de cálculo proposto baseia-se na definição de um parâmetro global  $\chi_g$  e um parâmetro local  $\chi_l$ , em função da esbeltez do perfil. Neste estudo,

duas curvas distintas foram propostas para o cálculo de  $\chi_l$  em função tipo de vinculação das extremidades (rotulada ou engastada).

Também em 2021, Sá et al. (2021) desenvolveram estudos sobre os modelos de cálculo para perfis pultrudados com diferentes seções transversais, incluindo cantoneiras. Conforme o procedimento proposto, o valor característico da capacidade resistente das cantoneiras sujeitas à instabilidade por flexo-torção é associado à tensão crítica de flambagem por flexo-torção na sua forma completa (Equação (2.12)).

#### 2.3.4 Trabalhos experimentais

Neste tópico são apresentados estudos experimentais relevantes desenvolvidos até o momento com cantoneiras pultrudadas PRFV axialmente comprimidos. Um resumo da revisão da literatura apresentada nos próximos parágrafos pode ser encontrado na Tabela 2.2.

##### 2.3.4.1 Mohammadi (1993) e McClure e Mohammadi (1995)

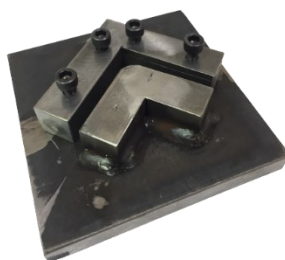
Mohammadi (1993) e McClure e Mohammadi (1995) realizaram ensaios de compressão axial com três cantoneiras de abas iguais pultrudadas feitas de resina poliéster e fibra de vidro com seção 50,8 mm × 6,35 mm e comprimento 152,4 mm. As barras ensaiadas apresentaram, conforme descrição dos autores, “flambagem da aba fraca”. A “aba fraca” citada pelos autores faz referência à aba da cantoneira que forneceu corpos de prova com propriedades significativamente menores que aqueles retirados da aba oposta.

As propriedades mecânicas à compressão do material foram obtidas por meio de ensaios em oito corpos de prova, realizados conforme a ASTM D695:1989. Os resultados obtidos nos ensaios mostraram que o material apresentava resistência ( $F_{L,c}$ ) e módulo de elasticidade ( $E_{L,c}$ ) longitudinais à compressão consideravelmente distintos nas abas do perfil. Os valores médios de  $F_{L,c}$  e  $E_{L,c}$  variaram entre  $207 \pm 9$  MPa e  $314 \pm 7$  MPa e  $21,9 \pm 0,7$  GPa e  $16,3 \pm 0,7$  GPa, respectivamente, nas abas das cantoneiras pultrudadas. O módulo de cisalhamento do material não foi obtido por meio de ensaios nestes estudos; e as imperfeições iniciais de material e de geometria também não foram quantificadas.

### 2.3.4.2 Polyzois e Raftoyiannis (2000)

Polyzois e Raftoyiannis (2000) realizaram ensaios de compressão em seis cantoneiras de abas iguais pultrudadas com seção transversal  $102 \times 6,35$  mm e comprimentos 610 mm, 760 mm, 910 mm, 1070 mm e 1220 mm. As barras foram submetidas à compressão centrada e o *setup* de ensaios considerou as extremidades das cantoneiras como rotuladas. Nos ensaios, as cantoneiras foram posicionadas sobre chapas de aço e as suas extremidades foram embebidas sobre um dispositivo de fixação que confinavam as extremidades do perfil, similares ao apresentado na Figura 2.18. Os suportes de extremidade definem o que Cintra, Cardoso e Vieira (2019) intitulam de “modo local de vinculação das extremidades”.

Figura 2.18 – Exemplo de dispositivo de apoio auxiliar



Fonte: elaborado pela autora

Para Cintra, Cardoso e Vieira (2019), o modo de vinculação das extremidades pode ser definido em uma perspectiva global e local. Os dispositivos que simulam as rótulas nos ensaios definem condições globais de vinculação, enquanto o modo como as extremidades do perfil se mantém em contato com a máquina de ensaios define o modo local de vinculação dos apoios. A particularização do modo local é feita, pois, segundo os autores, quando as extremidades do perfil são simplesmente apoiadas sobre as chapas da máquina de ensaios (i.e., sem os suportes de fixação das extremidades) existe a possibilidade de rotação das extremidades, induzindo o desenvolvimento de forças excêntricas sobre as extremidades do perfil.

Nos ensaios realizados por Polyzois e Raftoyiannis (2000), todas as barras apresentaram modos de falha por instabilidade flexo-torcional e uma reserva de resistência pós-crítica foi identificada. Os resultados experimentais foram comparados com os valores teóricos obtidos utilizando a Equação (2.12), expressão fornecida pelo fabricante dos perfis, normas americanas e análise de estabilidade linear elástica desenvolvida via Método dos Elementos Finitos. As propriedades do material utilizadas na análise teórica foram sugeridas pelo fabricante. Neste estudo, imperfeições de material e de geometria não foram quantificadas.

### 2.3.4.3 Zureick e Steffen (2000)

Zureick e Steffen (2000) desenvolveram o primeiro estudo abrangente com cantoneiras pultrudadas axialmente comprimidas. O trabalho envolveu um extenso programa experimental, incluindo ensaios com 25 barras de diferentes esbeltezes locais e globais, além de mais de 150 ensaios de caracterização à compressão e ao cisalhamento.

Os ensaios de compressão das barras permitiram a análise da resposta estrutural das cantoneiras em relação aos modos de falha por instabilidade e à capacidade resistente, de modo que um banco de dados sobre a força axial máxima das cantoneiras (até então inexistente) pôde ser estruturado. O estudo incluiu cantoneiras com seções  $76 \times 6,4$  mm;  $76 \times 9,5$  mm;  $102 \times 6,4$  mm;  $102 \times 9,5$  mm;  $102 \times 12,7$  mm;  $152 \times 6,4$  mm;  $152 \times 9,5$ ; e  $152 \times 12,7$  mm e comprimentos iguais a 914 mm, 1219 mm, 1524 mm e 1803 mm. Os perfis pultrudados neste estudo são feitos de resina poliéster ou vinílester e fibra de vidro.

O *setup* de ensaios de Zureick e Steffen (2000) considerou as extremidades das barras diretamente apoiadas sobre às chapas da máquina de ensaios, sendo este equipamento composto por rótulas cilíndricas, que liberavam a flexão do perfil em torno do eixo de menor inércia. As cantoneiras ensaiadas apresentaram modos de falha por instabilidade devido à flexão na menor inércia ou devido à flexo-torção, conforme a identificação visual feita pelos pesquisadores. Interações entre modos de falha e reservas de resistência pós-crítica não foram mencionadas pelos autores.

Os dados experimentais coletados por Zureick e Steffen (2000) por meio de ensaios com corpos de prova foram utilizados para a previsão teórica da força máxima das cantoneiras, bem como para a análise estatística do módulo de elasticidade longitudinal à compressão, resistência longitudinal à compressão e módulo de cisalhamento plano.

O material utilizado na pesquisa de Zureick e Steffen (2000) apresenta resistência e módulo de elasticidade longitudinal à compressão da ordem de, respectivamente, 300 MPa e 20 GPa; e módulo de cisalhamento plano médio variando entre 3,9 GPa e 4,5 GPa. O módulo de elasticidade à flexão longitudinal não foi medido neste estudo. Quanto às imperfeições iniciais, a análise de conformidade do perfil pultrudado conforme a ASTM D3917 foi realizada, porém os valores dos desvios medidos não foram reportados. Quanto aos defeitos no material, os autores mencionam a possível variação das propriedades do perfil, como um dos fatores para a observação de forças máximas resistidas menores que os valores teóricos.

#### 2.3.4.4 Seangatith (2004)

Seangatith (2004) realizou ensaios de compressão axial em 32 cantoneiras de abas iguais pultrudadas feitas de resina poliéster e fibra de vidro com seções transversais  $75 \times 9,5$  mm;  $100 \times 6,3$  mm e  $152 \times 12,7$  mm e comprimentos 305 mm, 607 mm e 1524 mm, 2134 mm, 2743 mm e 3660 mm. O *setup* de ensaios considerou as extremidades das barras rotulada em torno dos eixos de menor e maior inércia e restritas localmente por dispositivos de fixação semelhantes àquele ilustrado na Figura 2.18.

Conforme relatado pelo autor, as cantoneiras apresentaram modos de falha desacoplados devido à instabilidade por flexão em torno do eixo de menor inércia, flexo-torção ou esmagamento do material. Valores experimentais de força máxima superiores à força crítica de flambagem por flexo-torção nas barras que apresentaram esse modo de falha sugerem a presença da reserva de resistência pós-crítica.

Os ensaios de barras realizados por Seangatith (2004) foram antecidos por ensaios de caracterização do material à compressão e ao cisalhamento. O valor médio da resistência e do módulo de elasticidade longitudinal à compressão, obtidos nos ensaios com corpos de prova, foram iguais a 293,6 MPa e 28,7 GPa, respectivamente, e módulo de cisalhamento plano igual a 4,0 GPa. Assim como Zureick e Steffen (2000), Seangatith (2000) não caracterizou a rigidez à flexão do material pultrudado, nem apresentou maiores informações sobre as imperfeições iniciais de geometria e de material, embora tenha mencionado que estes últimos podem ter afetado os resultados experimentais.

#### 2.3.4.5 Evernden e Smith (2011)

Evernden e Smith (2011) realizaram ensaios de compressão centrada em 17 cantoneiras de abas iguais pultrudadas feitas de resina poliéster e fibra de vidro com seções transversais  $76 \times 6,4$  mm e  $102 \times 9,6$  mm e comprimentos efetivos iguais a 940 mm, 1140 mm e 1340 mm, 1540 mm e 1740 mm. 9 das 17 barras foram submetidas à compressão centrada.

As extremidades das cantoneiras ensaiadas por Evernden e Smith (2011) tiveram ambas as abas aparafusadas e foram posicionadas sobre rótulas cilíndricas que permitiram a flexão em torno do eixo de menor inércia. As barras apresentaram modos de instabilidade acoplados e desacoplados de flexão em torno do eixo de menor inércia e de flexo-torção.

Evernden e Smith (2011) avaliou os resultados experimentais a partir de valores teóricos previstos com base nos dados fornecidos pelo fabricante do perfil e de dados obtidos por um dos autores em um estudo publicado anteriormente. No que se refere às imperfeições iniciais, os autores relatam que o desvio de retilineidade foi medido e os valores aferidos mantiveram-se inferiores ao limite normativo, porém os resultados obtidos não foram reportados.

#### 2.3.4.6 Togashi (2017) e Cardoso e Togashi (2018)

Togashi (2017) e Cardoso e Togashi (2018) desenvolveram um programa experimental envolvendo ensaios de compressão centrada com 22 cantoneiras pultrudadas de abas iguais feitas de resina poliéster e viniléster e fibra de vidro com seções transversais  $51 \times 4,8$  mm e  $102 \times 9,4$  mm e comprimentos entre 150 mm e 1000 mm.

Nos ensaios, as cantoneiras tiveram as suas extremidades engastadas e embebidas em um dispositivo de aço com 19 mm de profundidade, similar aquele ilustrado na Figura 2.18. Para acomodar melhor o perfil dentro do suporte, os pesquisadores utilizaram uma massa plástica. As barras ensaiadas apresentaram modos de falha por instabilidade flexo-torcional seguida do rasgamento entre as abas do perfil. Foi observada a interação entre modos de falha por esmagamento do material e instabilidade, além de uma acentuada reserva de resistência pós-crítica.

Além dos testes com barras, os autores realizaram um amplo programa de caracterização do material, incluindo a determinação das propriedades longitudinais à compressão e à flexão, além das propriedades de cisalhamento no plano. Imperfeições iniciais de material ou de geometria não foram avaliadas neste estudo.

#### 2.3.4.7 Monteiro (2020) e Monteiro e Malite (2021)

Monteiro (2020) e Monteiro e Malite (2021) analisaram experimentalmente cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão centrada feitas de resina poliéster e fibra de vidro. No total, 20 barras com seção transversal  $50 \times 6$  mm e comprimentos entre 376 mm e 1200 mm foram avaliadas. As cantoneiras foram ensaiadas com apoios engastados e com apoios rotulados em torno do eixo de menor inércia. Quanto ao modo local de vinculação, o dispositivo da Figura 2.18 foi utilizado junto às extremidades dos perfis.



As barras apresentaram modos de falha devido à instabilidade por flexão em torno do eixo de menor inércia ou por flexo-torção seguida de modos de ruptura variados. Dentre os modos de ruptura citados por Monteiro (2020) e Monteiro e Malite (2021), destaca-se a abertura da seção transversal do perfil, devido ao rasgamento na região da junção entre as chapas da cantoneira, modo de ruptura recorrente. A reserva de resistência pós-crítica foi evidenciada nos ensaios.

O programa de testes com as barras pultrudadas foi antecedido, nestes trabalhos, por ensaios com corpos de prova para caracterização das propriedades do material. Os módulos e resistências longitudinais à flexão e à compressão foram determinadas, assim como o módulo e a resistência ao cisalhamento plano. A avaliação dos desvios na geometria e no material dos perfis foi feita neste estudo com base, respectivamente, nos requisitos da ASTM D3917 e na análise visual baseada nas técnicas de metalografia e estereoscopia.

A Tabela 2.2 apresenta resumidamente as principais características dos programas experimentais sobre cantoneiras pPRFV submetidas à compressão centrada citados ao longo deste tópico.

## 2.4 CANTONEIRAS PULTRUDADAS EXCENRICAMENTE COMPRIMIDAS

Segundo Bhowmik, Gupta e Chakraborti (2020), o emprego de um material com elevada resistência mecânica e à corrosão, como o compósito polimérico, pode trazer grandes vantagens para o projeto estrutural das torres, em particular. Weaver (1999) destaca que as torres feitas de material compósito são significativamente mais leves que as de aço e, por isso, são transportadas e montadas de forma mais rápida. Em países como Estados Unidos, Índia e China, torres de transmissão de energia elétrica feitas apenas com material polimérico já têm sido uma solução estrutural adotada (VAZQUEZ, CORONA e TALAVERA, 2016). A substituição parcial de perfis de aço por perfis pultrudados em estruturas existentes também tem sido uma solução avaliada. As cantoneiras são o principal foco destes trabalhos (BALAGOPAL, PRASAD RAO e ROKADE, 2020; BHOWMIK, GUPTA e CHAKRABORTI, 2020).

Tabela 2.2 – Programas experimentais com cantoneiras pultrudadas axialmente comprimidas

Referência	Programa experimental Propriedades do material <sup>1</sup>	Ensaios com cantoneiras pPRFV						Análise teórica <sup>7</sup>	
		Amostra				Tipo de ensaio	Modo de carreg. <sup>5</sup>	Analítica	Numérico
		Resina <sup>2</sup>	Qtdd <sup>3</sup>	Faixa de esbeltez					
				Local	Global <sup>4</sup>				
Mohammadi (1993)	$V_f, E_{L,c}, F_{L,c}, E_{L,t}, F_{L,t}$	PO	3	8	15,3	Barra	C	Manuais de projeto	
Mcclure e Mohammadi (1995)	$V_f, E_{L,c}, F_{L,c}$	PO	3	8	15,3	Barra	C	NI <sup>6</sup>	-
Zureick e Steffen (2000)	$V_f, G_{LT}, E_{L,c}, F_{L,c}$	PO/VI	25	8 a 24	31 a 105	Barra	C	ALE	-
Polyzois e Raftoyiannis (2000)	-	-	6	16	30 a 91	Coluna	C	Manual de projeto + Norma de aço	ALE (MEF)
Seangatith (2004)	$V_f, G_{LT}, E_{L,c}, F_{L,c}$	PO	32	8 a 16	12 a 187	Coluna	C	ALE (com cisalhamento)	-
Evernden e Smith (2011)	-	PO	8	11 e 12	56 a 115	Coluna	C	ALE	-
Togashi (2017)	$V_f, G_{LT}, E_{L,c}, F_{L,c}, E_{L,f}, E_{T,f}$	PO/VI	22	8 e 14	5 a 25	Coluna	C	ALE	ALE (GBT)
Cardoso e Togashi (2018)	$V_f, G_{LT}, E_{L,c}, F_{L,c}, E_{L,f}, E_{T,f}$	PO/VI	22	8 e 14	5 a 25	Coluna	C	ALE	ALE (GBT)
Monteiro (2020)	$V_f, G_{LT}, E_{L,c}, F_{L,c}$	PO	20	8	39 a 136	Coluna	C	ALE + Norma de aço	ALE (GBT)
Monteiro e Malite (2021)	$E_{T,c}, E_{L,f}$ $V_f, G_{LT}, E_{L,c}, F_{L,c}$ $E_{T,c}, E_{L,f}$	PO	20	8	39 a 136	Coluna	C	ALE + Norma de aço	ALE (GBT)

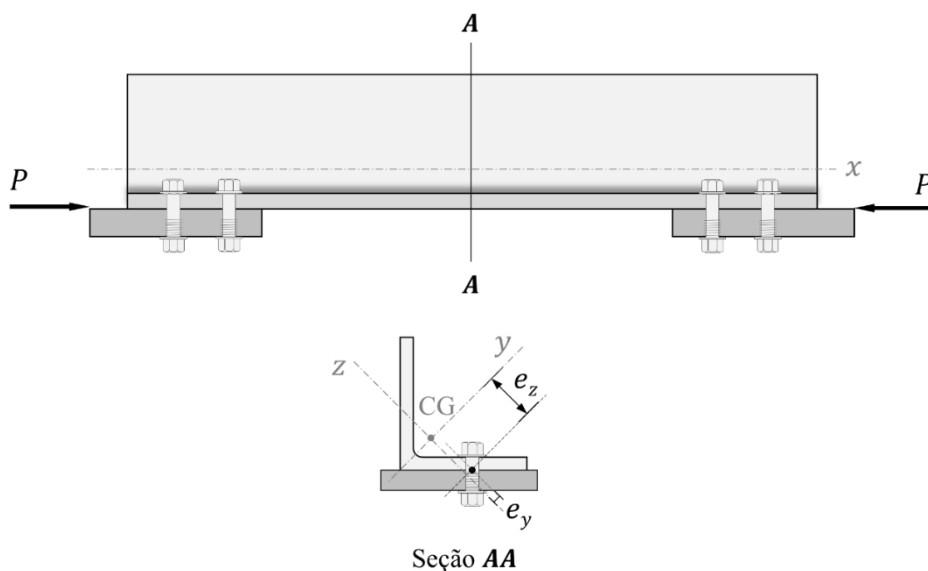
<sup>1</sup> Propriedades do material. São mencionadas aquelas utilizadas na análise teórica: teor de fibras ( $V_f$ ), módulo e resistência longitudinais à compressão ( $E_{L,c}; F_{L,c}$ ), módulo e resistência longitudinais à flexão ( $E_{L,f}; F_{L,f}$ ) e módulo de cisalhamento no plano ( $G_{LT}$ ). <sup>2</sup> PO: Poliéster; VI: Viniléster; E: Epóxi. <sup>3</sup> Quantidade de ensaios. <sup>4</sup> Em relação ao eixo de menor inércia; <sup>5</sup> Modo de carregamento. C: Centrado, em relação ao CG da seção. <sup>6</sup> Não informou. <sup>7</sup> ALE: Análise Linear de Estabilidade; GBT: Teoria Generalizada de Vigas.

Nas estruturas treliçadas, as cantoneiras encontram-se, em grande parte, conectadas aos elementos adjacentes por meio do parafusamento de uma das suas abas. Nesta condição de uso, o carregamento solicitante é aplicado de forma excêntrica em relação ao centro geométrico da seção, portanto as barras estão sujeitas adicionalmente à flexão. A seguir são apresentados aspectos importantes sobre o comportamento à compressão excêntrica das cantoneiras pPRFV e a revisão da literatura sobre o tema. A excentricidade discutida neste trabalho refere-se ao caso das cantoneiras conectadas por meio de uma das abas por parafusos.

#### 2.4.1 Aspectos gerais sobre a geometria

Nos sistemas estruturais treliçados, a montagem por meio do parafusamento de uma das abas da cantoneira faz com que o carregamento seja aplicado de forma excêntrica em relação ao centro geométrico (CG) da seção, submetendo esses perfis a esforços combinados de compressão (ou tração) e flexão. Na Figura 2.19, são indicadas as excentricidades  $e_z$  e  $e_y$  relativas às distâncias entre os centros geométricos da seção transversal da cantoneira (CG) e da ligação, em relação aos eixos principais de inércia  $z$  e  $y$ , respectivamente.

Figura 2.19 – Cantoneira comprimida conectada por meio de uma das abas parafusada



Fonte: elaborado pela autora

Segundo Galambos (1998), a flexão que é gerada pela excentricidade do carregamento produz nas cantoneiras tensões adicionais que tendem a reduzir a sua capacidade resistente. Por

outro lado, quando a solicitação é introduzida por meio da ligação parafusada de uma das abas, a rigidez adicional associada à restrição parcial da flexão e da torção nas extremidades da cantoneira promove um acréscimo da capacidade resistente do perfil.

Verifica-se, assim, que a previsão teórica da capacidade resistente à compressão das cantoneiras conectadas por parafusos através de uma das abas não é uma tarefa simples. O cálculo da força normal resistente destes perfis requer a avaliação conjunta da “influência negativa” da força axial excêntrica (efeito penalizante) e da “influência positiva” gerada pela rigidez da vinculação (efeito favorável) sobre a resistência final desse perfil.

#### 2.4.2 Comportamento à compressão excêntrica de cantoneiras pultrudadas

Quando a força de compressão é aplicada com excentricidades  $e_z$  e  $e_y$  em relação ao centro geométrico da seção transversal do perfil, o problema de estabilidade não configura mais um problema de bifurcação do equilíbrio, como aquele analisado no estudo do comportamento das cantoneiras axialmente comprimidas, pois os deslocamentos da barra excêntrica solicitadas irão ocorrer para qualquer nível de força (GALAMBOS, 1998).

A solução do problema da perda de estabilidade de um elemento comprimido de forma excêntrica foi matematicamente descrita por Vlasov (1961). Assumindo como hipótese que a seção transversal do perfil é aberta e composta por paredes finas, e que as dimensões do perfil não se alteram ao longo do eixo  $x$ , ou seja, a seção sofre movimento de corpo rígido no seu plano, o pesquisador propôs que a força crítica de flambagem elástica,  $P_{cr}$ , de perfis sujeitos a um carregamento de compressão aplicado a uma distância  $e_z$  e  $e_y$  do centro geométrico da seção é definida pela Equação 2.25:

$$(P_{cry} - P_{cr})(P_{crz} - P_{cr})\{P_{crx}r_0^2 + [-P_{cr}r_0^2 + 2M_y(k_z - z_0) + 2M_z(k_y - y_0)]\} - (P_{cr} + M_y)^2(P_{cry} - P_{cr}) - (P_{cr}y_0 + M_z)^2(P_{crz} - P_{cr}) = 0 \quad (2.25)$$

Na Equação (2.25),  $P_{crx}$ ,  $P_{cry}$  e  $P_{crz}$  são as forças críticas de flambagem em relação aos eixos  $x$ ,  $y$  e  $z$ , respectivamente,  $r_0$  é o raio de giração polar em relação ao centro de torção,  $M_z$  e  $M_y$  são os momentos fletores relativos aos eixos principais de inércia  $z$  e  $y$ , respectivamente,  $z_0$  e  $y_0$  são as distâncias entre o centro geométrico e o centro de cisalhamento da seção transversal do perfil; e  $k_z$  e  $k_y$  são características geométricas do perfil que estão relacionadas

às coordenadas do centro do círculo de estabilidade, conforme a teoria proposta por Vlasov (1961). Detalhes a respeito da formulação são apresentados em Junyor (2022).

Em Junyor (2022), a Equação (2.25) é particularizada para o caso das cantoneiras, de modo que a expressão assume a forma das Equações 2.26 e 2.27:

$$(P_{cry} - P_{cr})(P_{crz} - P_{cr})\{P_{crx}r_0^2 - P_{cr}[r_0^2 + 2e_y(k_y - y_0)]\} - P_{cr}^2 e_z^2 (P_{cry} - P_{cr}) - P_{cr}^2 (e_y - y_0)^2 (P_{crz} - P_{cr}) = 0 \quad (2.26)$$

$$k_y = \frac{\sqrt{2}t}{I_z} \left( 0,125b^4 - \frac{\sqrt{2}}{3}y_0b^3 + 0,75y_0^2b^2 - \frac{\sqrt{2}}{2}y_0^3b \right) \quad (2.27)$$

A solução da Equação (2.26) define a força crítica de flambagem elástica da cantoneira sujeita à compressão excêntrica. O seu valor pode ser associado a menor entre as três raízes do polinômio de grau três definido por esta equação. Avaliando a solução encontrada por Vlasov (1961), é possível concluir que, quando a força de compressão é aplicada sobre Centro de Cisalhamento da seção (i.e.,  $y_0 = 0$ ) não surgem rotações na condição deformada da barra. Por outro lado, se a força for aplicada fora do Centro de Cisalhamento da seção (como no caso das cantoneiras conectadas pela aba), a deformada típica apresentará tanto flexão em relação aos eixos  $y$  e  $z$ , como rotação em torno do eixo  $x$ , caracterizando, assim, a flambagem por flexo-torção (BRANQUINHO, 2021).

Com base no trabalho de Bauld e Tzeng (1984), a partir do qual se verifica que as teorias lineares e não-lineares para flexão e torção de vigas de paredes finas com seções transversais abertas feitas de materiais isotrópicos podem ser estendidas para as vigas de paredes finas com seções transversais abertas feitas de material compósito com laminado balanceado e simétrico; e diante do exposto é possível concluir que o procedimento para o cálculo à compressão das cantoneiras pultrudadas conectadas por uma das abas deve antever este modo de falha.

Como foi discutido no tópico 2.3.2.3, os perfis estruturais apresentam imperfeições na geometria e no material, geradas durante o processo de fabricação. Tais imperfeições tendem a afetar a capacidade resistente do elemento estrutural comprimido, além de induzir a interação entre modos de falha. Contudo, no contexto das cantoneiras conectadas por uma das abas, as imperfeições de geometria parecem ter pouca influência sobre a capacidade resistente do perfil. Essa conclusão foi obtida em diversos estudos com cantoneiras de aço laminado e aço formado a frio com uma das abas parafusada (BRANQUINHO e MALITE, 2021; JUNYOR, 2022; LIU

e HUI, 2010; SAKLA, 1997). Isto ocorre, pois, a magnitude da excentricidade imposta pela ligação parafusada de uma das abas é consideravelmente maior que as imperfeições geométricas iniciais.

Quanto às imperfeições de material, resultados experimentais obtidos por Monteiro e Malite (2021) e Monteiro (2020) mostram que as cantoneiras pultrudadas conectadas pela aba são particularmente susceptíveis aos defeitos presentes na junção entre abas. Os pesquisadores realizaram ensaios com 24 cantoneiras pultrudadas conectadas por meio de uma das abas com 1 (12 barras) ou 2 (12 barras) parafusos de aço. As barras foram solicitadas à compressão excêntrica com a carga inserida através da ligação. Todas as cantoneiras, exceto aquelas com menor esbeltez global, apresentaram modo de instabilidade por flexo-torção de forma isolada (cantoneiras com esbeltez global inferior a 100) ou acoplada com o modo de instabilidade caracterizado pela flexão em torno do eixo paralelo à da aba conectada (cantoneiras com esbeltez global superior a 100). Após o deslocamento excessivo, as cantoneiras apresentavam rasgamento entre as abas, próximo às extremidades do perfil, ou a separação das abas ao longo de todo o comprimento do perfil.

#### 2.4.3 Modelos de cálculo

Como foi demonstrado no item anterior, o cálculo da força crítica de flambagem elástica das cantoneiras excentricamente comprimidas com carregamento inserido por meio da ligação parafusada não é uma tarefa simples. Além disso, trata-se de uma abordagem aproximada, uma vez que a restrição gerada pelo parafusamento não é levada em consideração diretamente e sua quantificação é bastante complexa. Ao longo dos anos pesquisadores têm buscado propor formulações simples que levem em consideração, simultaneamente, a rigidez imposta pela ligação com parafusos e a excentricidade do carregamento. O desenvolvimento destas expressões tem sido feito, sobretudo, por meio da comparação entre resultados experimentais e valores teóricos previstos por meio de expressões analíticas.

Na década de 70, uma expressão baseada na análise da flexão composta oblíqua, foi proposta por Usami (1970) e Leigh e Galambos (1972). A equação se baseia nas forças críticas de flambagem por flexão, obtidas por meio da solução do problema de bifurcação do equilíbrio. Posteriormente, Marsh (1972) propõe que a expressão seja modificada, a fim de que o fenômeno de torção seja quantificado. Em meados da década de 80 e 90, um método alternativo, ainda mais simples, é proposto por projetistas de torres de aço. O procedimento, que foi destinado às

cantoneiras com as duas extremidades conectadas por meio de uma das abas por dois ou mais parafusos ou por meio de solda, consistia em modificar a esbeltez da barra por meio de uma expressão que considera de forma empírica a excentricidade do carregamento e a rigidez da ligação parafusada. Este procedimento é hoje referido nas normas destinadas ao projeto de estruturas de aço como Método do Comprimento de Flambagem Equivalente. Desde a sua proposição, as expressões empíricas utilizadas no Método do Comprimento de Flambagem Equivalente vêm sendo continuamente revisadas na análise das cantoneiras feitas de aço laminado (KENNEDY e MADAGULA, 1982); mas também têm sido avaliadas para aplicação em projeto de cantoneiras feitas de outros materiais, como o aço formado a frio (BRANQUINHO e MALITE, 2021; JUNYOR, 2022) e o pultrudado PRFV (MONTEIRO e MALITE, 2021).

Atualmente, ainda não existe um procedimento de cálculo com caráter normativo, que leve em consideração a excentricidade do carregamento de compressão solicitante e a rigidez da ligação no projeto das cantoneiras pultrudadas conectadas por uma das abas parafusada. A urgência na proposição de um modelo de cálculo como este é eminente, pois a revisão da literatura mostra o grande interesse da indústria de estruturas treliçadas no setor dos compósitos pultrudados. Nos trabalhos que envolvem o comportamento à compressão das cantoneiras pultrudadas excentricamente solicitadas, normalmente uma abordagem simplificada tem sido adotada na análise dos resultados experimentais e/ou na estimativa da capacidade resistente das cantoneiras. Para prever a capacidade resistente de cantoneiras excentricamente comprimidas Evernden e Smith (2011) e Selvaraj, Kulkarni e Babu (2012) utilizaram as equações advindas da teoria da estabilidade elástica de cantoneiras axialmente comprimidas. Selvaraj, Kulkarni e Babu (2012) considerou apenas o cálculo da força crítica de flambagem por flexão proposta por Euler, embora as cantoneiras tenham apresentado modo de instabilidade por torção. Nos ensaios de Evernden e Smith (2011), a força excêntrica foi aplicada sobre a aba da cantoneira e não por meio de ligação parafusada.

O cálculo da capacidade resistente à compressão de cantoneiras conectadas por meio de uma das abas com três parafusos, em cada extremidade do perfil, foi feito por Godat et al. (2013) utilizando diversas expressões destinadas às cantoneiras submetidas à compressão centrada, que podem ser encontradas em manuais de projeto fornecidos por fabricantes e no projeto de norma europeu para materiais compósitos (EUROCOMP:1996).

Alternativamente, Balagopal, Prasad Rao e Rokade (2020) utilizaram um procedimento americano destinado ao projeto de torres de aço, para o cálculo da força máxima resistente das

cantoneiras pultrudadas excentricamente comprimidas, utilizadas no contraventamento de uma torre protótipo. Um procedimento análogo foi adotado por Monteiro e Malite (2021). Os autores empregaram o modelo de cálculo da norma brasileira NBR 8800 (ABNT, 2008), dedicado ao projeto das estruturas de aço, para determinar a capacidade resistente de cantoneiras excentricamente comprimidas avaliadas de forma isolada em ensaios experimentais, quando conectadas por uma de suas abas por meio de um ou dois parafusos.

#### 2.4.4 Trabalhos experimentais

Neste tópico, são apresentados os principais desenvolvimentos científicos feitos até o momento sobre o estudo das cantoneiras pultrudadas PRFV comprimidas e solicitadas por meio de uma das abas parafusada. A partir desta revisão pretende-se delinear os avanços e as lacunas no conhecimento sobre o tema. Os trabalhos apresentados foram selecionados na revisão sistemática da literatura apresentada no tópico 2.2. A Tabela 2.3 apresenta resumidamente as informações apresentadas nesta seção.

##### 2.4.4.1 Evernden e Smith (2011)

Dentre os artigos coletadas na revisão sistemática, o trabalho de Evernden e Smith (2011) foi o primeiro em que o efeito da excentricidade do carregamento sobre a capacidade resistente de cantoneiras pPRFV é investigado. Os autores realizaram ensaios de compressão centrada e excêntrica em 17 cantoneiras com seção transversal  $76 \times 6,4$  mm e  $102 \times 9,6$  mm e comprimentos entre 900 mm e 1700 mm. Neste estudo, o carregamento excêntrico foi aplicado no centro de uma das abas sobre a seção transversal (e não por meio de ligação parafusada, como é comum em projeto) e as barras foram posicionadas sobre rótulas.

Os resultados obtidos por Evernden e Smith (2011) mostraram que a excentricidade do carregamento reduziu a capacidade resistente das cantoneiras em até 46% e 40%, para os perfis com maior e menor seção transversal, respectivamente. A partir da análise dos resultados obtidos pelos autores, pôde-se observar que a “erosão da resistência” tendeu a ser maior nas cantoneiras com esbeltez próxima à região de transição das curvas que definem os modos de flambagem por flexão em torno do eixo de menor inércia e de flexo-torção traçadas a partir da análise de estabilidade elástica de cantoneiras axialmente comprimidas.



Quanto aos modos de falha, segundo os autores, embora tenha sido observada uma certa concordância entre os modos de falhas das barras axial e excêntrica carregadas, em alguns casos a excentricidade do carregamento modificou o modo de falha das cantoneiras, os quais foram identificados pelos autores como “flexão pura” e “flexo-torção”.

#### 2.4.4.2 Selvaraj, Kulkarni e Babu (2012)

Devido ao eminente crescimento do setor de energia elétrica na Índia e aos problemas relacionados à corrosão das tradicionais torres feitas de aço, Selvaraj, Kulkarni e Babu (2012) realizaram um estudo experimental com objetivo de avaliar o desempenho de um protótipo de torre pultrudada feita de fibra de vidro e resina epóxi. Neste estudo, foram realizados ensaios de compressão em cantoneiras pPRFV isoladas; e ensaio com uma torre, em escala reduzida, contraventada com cantoneiras pPRFV. A torre simulada experimentalmente era composta por quatro membros verticais unidos no topo por quatro perfis, formando assim quatro painéis retangulares verticais. A torre tinha altura de 2 m e a base quadrada tinha dimensão de 1 m. Os quatro painéis foram contraventados por cantoneiras com seção  $50 \times 6$  mm, conectadas pelas extremidades de uma das abas por 1 parafuso e no centro, formando o contraventamento.

O ensaio experimental consistiu na aplicação de cargas gravitacionais e transversais (em uma direção) sobre o topo da torre e na medição das deformações dos elementos que compõem a estrutura. A força máxima resistida pelos membros foi comparada a valores previstos a partir da análise linear de estabilidade da torre realizada em um modelo numérico, baseado no Método dos Elementos Finitos. Neste estudo não foram tecidas considerações sobre o comportamento das cantoneiras conectadas por meio de uma das abas. Além disso, o estudo analítico e a simulação numérica foram desenvolvidas com base apenas nas propriedades mecânicas à tração do material pPRFV, cujo número de amostras avaliadas nos ensaios de caracterização não foi informado.

#### 2.4.4.3 Godat et al. (2013)

Godat et al. (2013) realizou o primeiro trabalho especificamente dedicado ao estudo do desempenho à compressão de cantoneiras pPRFV conectadas por uma das abas com parafusos.

Os pesquisadores investigaram o efeito das ligações parafusadas sobre a capacidade resistente destes perfis por meio de ensaios com barras isoladas e de modelos de cálculo analíticos, que, embora simples, buscavam considerar o efeito da ligação parafusada de uma das abas sobre a capacidade resistente das barras.

O programa experimental proposto por Godat et al. (2013) consistiu em simular as cantoneiras pPRFV em uma condição de uso similar àquela observada no projeto de estruturas treliçadas. As barras foram posicionadas de forma inclinada ( $45^\circ$ ) em um pórtico e suas extremidades foram conectadas por três parafusos a placas gusset. No total, foram realizados ensaios com seis cantoneiras feitas de fibra de vidro e resina poliéster com 1520 mm e seção transversal  $76,2 \times 6,35$  mm.

Os resultados obtidos por Godat et al. (2013) evidenciaram o comportamento não-linear do perfil submetido à compressão excêntrica. O modo de falha observado foi descrito como um “deslocamento lateral na forma de meia onda, associado à rotação da seção transversal”. A ruptura do perfil ocorreu de forma frágil, próxima à extremidade da barra, com a separação entre as abas. A região da junção entre as abas, onde ocorreu a ruptura, foi referida pelos autores como região de baixo teor de fibras.

A média dos valores de força máxima obtidas nos ensaios foram comparados à força crítica de flambagem, prevista a partir de equações recomendadas por diversos fabricantes. Para avaliar a influência da ligação parafusada sobre a capacidade das barras, os comprimentos efetivos de flambagem por flexão foram definidos assumindo coeficientes de flambagem,  $k$ , iguais a 1 (ligação birrotulada) e 0,75 (ligação semirrígida). De acordo com os resultados apresentados, a força crítica de flambagem por flexão com  $k = 0,75$  previu de forma mais acurada o resultado experimental. Destaca-se que apenas as propriedades à tração do material foram utilizadas no estudo analítico.

#### 2.4.4.4 Turvey (2013)

Ensaio experimentais com barras isoladas solicitadas à compressão por meio de uma das abas parafusada também foram realizados por Turvey (2013). O objetivo do estudo consistiu em determinar o tipo de ligação mais adequado para uma passarela pultrudada com vão de 12 metros, cujos banzos e diagonais são formados por dupla cantoneira e por cantoneira simples, respectivamente. Poucas informações foram disponibilizadas por Turvey (2013) sobre estes ensaios. O autor limitou-se a comentar que a partir destes testes, foi possível concluir que

o sistema de ligação com dois parafusos é a melhor opção e, por isso, foi utilizado em ensaios desenvolvidos com a passarela pultrudada.

#### 2.4.4.5 Prasad Rao, Rokade e Balagopal (2017)

Prasad Rao, Rokade e Balagopal (2017) investigaram as falhas estruturais de uma torre de telecomunicações feita de material compósito pPFV com 24 metros de altura construída para testes pelo fabricante dos perfis pultrudados. O projeto estrutural da torre foi originalmente desenvolvido com base apenas nas propriedades à tração do material, o que segundo os autores pode ter sido o motivador do colapso da estrutura, já que a resistência à compressão obtida experimentalmente pelos autores, no presente estudo, foi significativamente menor que àquela de tração utilizada na concepção do projeto.

O programa experimental realizado por Prasad Rao, Rokade e Balagopal (2017) incluiu ensaios das torres, ensaios com elementos isolados e ensaios para caracterização da resistência à compressão longitudinal do material. O ensaio com barras isoladas foi realizado com duas cantoneiras pultrudadas com seção transversal  $75 \times 9$  mm e esbelteza global igual a 86,2 e 91,2. Estes testes tiveram como objetivo reproduzir o arranjo construtivo dos contraventamentos principais que falharam no ensaio da torre completa. Para isto, as cantoneiras foram conectadas em suas extremidades por uma das abas através de dois parafusos; e, à meia altura, a uma cantoneira de menor seção (representando um contraventamento secundário da torre) com um parafuso. As barras ensaiadas apresentam configuração deformada de flexão fora do plano definido pelo contraventamento secundário, seguido de esmagamento do material na região da extremidade próxima à ligação.

#### 2.4.4.6 Balagopal, Prasad Rao e Rokade (2020)

Ainda motivados com a aplicação de material compósito pPRFV em torres, o grupo de estudos Balagopal, Prasad Rao e Rokade que anteriormente havia desenvolvido pesquisa com foco na área de telecomunicações (PRASAD RAO, ROKADE e BALAGOPAL, 2017), avaliou em Balagopal, Prasad Rao e Rokade (2020) a aplicação das cantoneiras pultrudadas em torres de energia elétrica. Os autores realizaram ensaio experimental com uma torre feita com material

pultrudado com base quadrada (1,5 m × 1,5 m) e altura 1,25 m. Os membros da torre são cantoneiras de abas iguais de seção transversal 75 × 6 mm e 50 × 6 mm. A cantoneiras de maior seção foram conectadas por dois parafusos em uma das abas.

Para o dimensionamento das “pernas” da torre, cujo carregamento foi idealizado como centrado, os autores utilizaram uma expressão analítica desenvolvida na próprio estudo para a análise de cantoneiras pultrudadas conectadas em ambas as abas por meio de parafusos. Já para o dimensionamento das cantoneiras excêntrica solicitadas do contraventamento principal Balagopal, Prasad Rao e Rokade (2020) adotaram o procedimento da norma americana ASCE 10-15, destinada ao projeto de torres de aço.

Durantes o teste, os perfis foram monitorados por meio de *strain gauges*. Os resultados experimentais obtidos indicaram a falha dos contraventamentos principais sob um modo flexo-torcional de instabilidade. O programa experimental realizado também incluiu ensaios de caracterização à compressão e ao cisalhamento, a partir dos quais foram obtidos o módulo de elasticidade e a resistência à compressão longitudinal e o módulo de cisalhamento plano.

#### 2.4.4.7 Monteiro (2020) e Monteiro e Malite (2021)

Recentemente, Monteiro (2020) e Monteiro e Malite (2021) realizaram um programa experimental com 24 cantoneiras pultrudadas excêntrica solicitadas com carregamento inserido por uma das abas parafusadas. O trabalho contemplou perfis com seção transversal 50 × 6 mm, diferentes esbeltezes globais (6 comprimentos foram avaliados) e ligações com 1 e 2 parafusos. Além dos ensaios de compressão das barras, a pesquisa incluiu diversos ensaios de caracterização do material.

Os autores observaram que as cantoneiras pPRFV conectadas por meio de uma das abas são particularmente suscetíveis ao modo de instabilidade por flexo-torção (FT). Para as barras de menor comprimento, o modo FT foi perceptível ao longo de todo o ensaio, já para as barras mais longas o modo de FT só se tornou evidente após a acentuada flexão do perfil em relação ao eixo paralelo à aba conectada. Monteiro (2020) e Monteiro e Malite (2021) classificaram o modo de falha das barras de acordo com a configuração deformada de instabilidade observada durante o ensaio e o modo de ruptura que antecedeu o colapso da barra. Tais modos de falha variaram em função da esbeltez da barra.

Para as cantoneiras cujas extremidades eram conectadas por dois parafusos, os perfis mais curtos não apresentaram modo de instabilidade, sendo a falha caracterizada pelo rasgamento entre abas próximo à extremidade do perfil ou pela ruptura próxima à região da ligação; as barras com comprimento intermediário, por sua vez, apresentaram instabilidade global por flexo-torção; enquanto as barras mais longas apresentaram instabilidade por flexão em torno da aba conectada acompanhada do modo flexo-torcional. Nas barras intermediárias e longas, a instabilidade antecedeu a ruptura do perfil com separação das abas ou a ruptura na região da ligação parafusada.

No estudo, as forças máximas experimentais foram comparadas à previsão teórica obtida a partir do modelo de cálculo da norma brasileira NBR 8800 (ABNT, 2008). Os autores concluíram que o modelo de cálculo destinado às treliças espaciais apresentou boa correlação com aqueles obtidos experimentalmente para as cantoneiras pultrudadas conectadas por dois parafusos, enquanto o procedimento destinado às treliças planas se ajustou bem à resposta experimental das cantoneiras conectadas por um parafuso. Para os pesquisadores, os resultados obtidos sugerem que o Método do Comprimento de Flambagem Equivalente pode ser uma alternativa interessante para a análise das cantoneiras pPRFV conectadas pala aba parafusada.

A partir das informações apresentadas, é possível concluir que os estudos no campo das cantoneiras pPRFV ainda são incipientes e superficiais. Comparando o estado da arte sobre o desempenho à compressão das cantoneiras pPRFV conectadas por meio de uma das abas parafusada com o das cantoneiras de aço, é notória a profundidade limitada do tema. Pesquisas sobre o desempenho estrutural das cantoneiras de aço solicitadas por meio de uma das abas têm sido desenvolvidos ao longo de décadas. Nesses estudos, a resposta mecânica das barras é avaliada sob a influência de diferentes variáveis, como a geometria do perfil e o número de parafusos que compõe a ligação (ELGAALY, DAGHER e DAVIS, 1991; JUNYOR et al., 2020); os modos de instabilidade típicos são analisados (BRANQUINHO e MALITE, 2021); e a acurácia dos modelos de cálculo vigentes são verificados (MAIA, 2008). Todos esses aspectos (até então, praticamente inexplorados nos estudos sobre cantoneiras pultrudadas) são de fundamental importância para a proposição de um modelo de cálculo robusto e eficiente, logo precisam ser avaliados no contexto das cantoneiras compósitas.

Tabela 2.3 – Programas experimentais com cantoneiras pultrudadas excentricamente comprimidas

Referência	Programa experimental Prop. material <sup>1</sup>	Ensaios com cantoneiras pPRFV					Análise teórica <sup>7</sup>		
		Amostra			Tipo de ensaio	Modo de carreg. <sup>6</sup>	Analítica	Numérico	
		Resina <sup>2</sup>	Qtdd <sup>3</sup>	Faixa de esbeltez					
				Local	Global <sup>5</sup>				
Evernden e Smith (2011)	NI <sup>2</sup>	PO	8	11 e 12	56 a 115	Barra	E	ALE (sem excentricidade)	-
Selvaraj, Kulkarni e Babu (2012) <sup>8</sup>	$E_{L,t}, F_{L,t}$ <sup>1a</sup>	E	NI <sup>4</sup>	8	56 e 209	Barra	E	Euler	ALE (MEF)
			24	8		Treliça	E (AA)	Euler	ALE (MEF)
Godat et al. (2013) <sup>8</sup>	$E_{L,t}, F_{L,t}$ <sup>1a</sup>	PO	6	12	75 e 100	Barra	E (AA)	ALE <sup>8</sup> + Manuais de projeto	-
Prasad Rao et al (2017) <sup>8</sup>	$E_{L,t}, F_{L,t}$ <sup>1a</sup>	PO	NI <sup>4</sup>	8	86 e 91	Barra	E (AA)	-	ANL(MEF)
Balagopal, Prasad Rao e Rokade (2020)	$G_{LT}, E_{L,c}, F_{L,c}$	NI <sup>4</sup>	12	12	40 a 100				
			24	8 e 12		Treliça	E (AA)	ALE + Norma de aço	ANL(MEF)
Monteiro (2020)	$V_f, G_{LT}, E_{L,c}, F_{L,c}$ $E_{T,c}, E_{L,f}$	PO	20	8					
			24	8	29 a 136	Barra	E (AA)	ALE (sem excentric.) + Norma de aço	-
Monteiro e Malite (2021)	$V_f, G_{LT}, E_{L,c}, F_{L,c}$ $E_{T,c}, E_{L,f}$	PO	24	8	29 a 136	Barra	E (AA)	ALE (sem excentric.) + Norma de aço	-

<sup>1</sup> Propriedades do material. São mencionadas aquelas utilizadas na análise teórica: teor de fibras ( $V_f$ ), módulo e resistência longitudinal à compressão ( $E_{L,c}; F_{L,c}$ ), módulo e resistência longitudinal à flexão ( $E_{L,f}; F_{L,f}$ ) e módulo de cisalhamento no plano ( $G_{LT}$ ). <sup>1a</sup> Os pesquisadores consideraram analogia entre as propriedades longitudinais à tração e à compressão. Embora não sejam consideradas pela autora a solução mais adequada, as propriedades são aqui mencionadas para não omitir informações acerca da metodologia do trabalho; <sup>2</sup> PO: Poliéster; VI: Viniléster; E: Epóxi; <sup>3</sup>Quantidade. Para os ensaios do tipo Treliça espacial, a quantidade se refere ao número de barras que formam a estrutura treliçada. <sup>4</sup>Não informou. <sup>5</sup>Em relação ao eixo de menor inércia. <sup>6</sup>Modo de carregamento. E: Excêntrico com carregamento aplicado sobre a seção transversal; E (AA) Excêntrico com carregamento aplicado através da Aba Parafusada; <sup>7</sup>ALE: Análise Linear de Estabilidade; ANL: Análise Não-Linear de estabilidade; <sup>8</sup>Modo de flexo-torção aproximado ao de torção.

## 2.5 SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE ESTRUTURAS PULTRUDADAS

A natureza ortotrópica do material compósito pultrudado torna a análise estrutural dos elementos feitos com esse material uma tarefa matematicamente mais complexa que aquela feita com materiais isotrópicos, o que se reflete em uma maior dificuldade na proposição de modelos de cálculo para projeto que sejam simples e eficientes. Nesse contexto, o estudo do comportamento mecânico de estruturas pultrudadas por meio de modelos computacionais torna-se uma excelente estratégia para o desenvolvimento de análises robustas.

A revisão da literatura mostra o crescente interesse por partes de pesquisadores e de engenheiros no desenvolvimento de estudos voltados à proposição de modelos numéricos de perfis pultrudados capazes de simular o comportamento de diferentes tipos de estruturas. Como será discutido nos tópicos seguintes, a revisão de procedimentos normativos existentes e a proposição de novas equações de projeto têm motivado parte destes avanços.

### 2.5.1 Panorama atual da simulação numéricas de elementos pultrudados

Nos estudos sobre o desempenho estrutural de barras pultrudadas sujeitas à compressão, particularmente no que se refere ao fenômeno de instabilidade (modo de falha condicionante na maior parte dos casos), métodos numéricos como a Teoria Generalizada de Vigas (GBT do inglês *Generalized Beam Theory*), o Método das Faixas Finitas (MFF) e, principalmente, o Método dos Elementos Finitos (MEF) têm sido utilizados. No Quadro 2.3 são apresentadas as principais aplicações e ferramentas disponíveis nos *softwares* mais utilizados para simulação numérica de elementos estruturais compósitos que se baseiam em algum dos métodos numéricos citados.

Quadro 2.3 – Programas computacionais para análise de instabilidade de perfis compósitos

<b><i>Softwares</i></b>	<b>Método numérico</b>	<b>Tipos de análise permitida</b>	<b>Ferramentas de análise disponíveis</b>
GBTul (BEBIANO et al., 2014)	Teoria Generalizada de Viga	Análise linear	Análise de autovalor
CUFSM (LI e SCHAFER, 2010)	Método das Faixas Finitas	Análise linear	Análise de autovalor
ANSYS (SWANSON, 2013) e ABAQUS (SIMULIA, 2014)	Método dos Elementos Finitos	Análise linear e não-linear	Análise de autovalor Análise de propagação do dano Avaliação de critérios de falha

A GBT tem sido amplamente utilizada (CARDOSO e TOGASHI, 2018; MONTEIRO e MALITE, 2021) por meio do código computacional de uso livre GBTul (BEBIANO et al., 2014). Uma das vantagens da análise numérica via GBTul é a possibilidade da obtenção da participação percentual dos principais modos de deformação na configuração deformada final da barra. Como limitação, a ferramenta não considera a não-linearidade sobre a resposta do elemento estrutural comprimido. O mesmo ocorre com os programas baseados no método das faixas finitas, como o CUFSM (LI e SCHAFER, 2010).

Dentre os *softwares* listados no Quadro 2.3, aqueles baseados no Método dos Elementos Finitos atualmente apresentam maior quantidade de ferramentas para a simulação numérica de elementos compósitos. A partir de *softwares* amplamente conhecidos, como o ABAQUS e o ANSYS, é possível analisar de forma ampla o comportamento tensão *versus* deformação de barras de material compósito, obtendo assim toda a resposta relacionada ao comportamento dos perfis sujeitos à instabilidade.

Como destacam Mosallam et al. (2014), apesar das excelentes ferramentas de análise computacional disponíveis no *software* ABAQUS, é importante mencionar que esse programa (assim como outros disponíveis atualmente e que se baseiam no Método dos Elementos Finitos) foi desenvolvido considerando a análise estrutural de compósitos laminados em geral, de modo que não é dada atenção particular aos problemas característicos dos compósitos pultrudados, como, por exemplo, as deficiências do material na região de ligação entre as paredes dos perfis pPRFV. Portanto, cabe ao analista considerar as devidas especificidades do material necessárias à simulação numérica dos perfis pultrudados e à interpretação dos resultados.

### 2.5.2 Técnicas de modelagem para simulação de elementos pultrudados via MEF

As características de um modelo numérico de material compósito (particularmente, o tipo de elemento finito e o grau de refinamento da malha utilizada) depende diretamente do nível de detalhes requerido para descrição do comportamento estrutural do elemento analisado. Usualmente, as estruturas feitas de material compósito pultrudado têm sido simuladas por meio de elemento finitos de casca. De modo geral, os elementos de casca são utilizados na modelagem de peças cuja espessura é significativamente menor que as demais dimensões e as tensões na direção da espessura são desprezíveis. Segundo Barbero (2013), essa abordagem é suficiente quando o estudo se dedica à análise global de tensões, deformações e modos críticos



de flambagem. De outro modo, quando análises detalhadas em regiões onde há uma variação brusca de tensões é desejada, elementos sólidos podem conferir melhores resultados.

Uma alternativa aos elementos de casca convencionais e aos elementos sólidos, são os elementos de casca contínua, um tipo de elemento “intermediário” aos anteriores (MENDES, 2017; MORGADO, SILVESTRE e CORREIA, 2019; NUNES, SILVESTRE e CORREIA, 2016). Elementos de casca contínua são discretizados como um elemento tridimensional e apresentam apenas graus de liberdade de deslocamento (como os elementos sólidos), mas seu comportamento constitutivo é semelhante ao dos elementos de casca convencionais.

A Tabela 2.4 apresenta os principais tipos de elementos finitos de casca (convencional e contínua) usualmente empregados na modelagem de perfis pultrudados com base na revisão da literatura. Nos trabalhos citados na tabela, o *software* ABAQUS foi utilizado.

Tabela 2.4 – Elementos finitos utilizados na modelagem de perfis pultrudados

<b>Elemento</b>	<b>Nós</b>	<b>Graus de liberdade</b>	<b>Descrição</b>	<b>Trabalhos</b>
S4	4	$u_x, u_y, u_z, \theta_x, \theta_y, \theta_z$	Elementos de casca convencionais	Nagahama (2003) Correia (2012) Dwivedi (2018)
S4R	4	$u_x, u_y, u_z, \theta_x, \theta_y, \theta_z$		Fernandes et al. (2015) D’Aguiar (2017)
S4R5	4	$u_x, u_y, u_z, \theta_x, \theta_y$		Brooks e Thrvey (1995)
S8R	8	$u_x, u_y, u_z, \theta_x, \theta_y, \theta_z$		Zeinali, Nazari e Showkati (2020) Nguyen, Chan e Mottram (2013)
S8R5	8	$u_x, u_y, u_z, \theta_x, \theta_y$		De Oliveira, Cardoso e Sotelino (2019)
S9R5	9	$u_x, u_y, u_z, \theta_x, \theta_y$		Silva, Silvestre e Camotim (2010) Silva et al. (2011)
SC8R	8	$u_x, u_y, u_z$	Elemento de casca contínua	Nunes, Silvestre e Correia (2016) Nunes, Silvestre e Correia (2017) Mendes (2017) Morgado, Silvestre e Correia, (2019)

Para os perfis modelados com elementos de casca convencionais, 4, 8 e até 9 nós têm sido empregados. Nos elementos de casca com 4 e 8 (ou 9) nós, funções de forma lineares e quadráticas são utilizadas, respectivamente, para a interpolação das deformações entre os nós. Segundo Nguyen (2014), ambas as opções conferem resultados satisfatórios na simulação numérica de perfis pultrudados. Para o autor, o custo computacional mais elevado dos elementos com maior número de nós pode se tornar vantajoso quando resultados mais precisos são desejados com uso de malhas mais simples.

Na nomenclatura dos elementos finitos apresentados na Tabela 2.4, o número 5 ao final da expressão indica o número de graus de liberdade por nó e a letra “R” indica que o número de pontos de integração é reduzido a apenas um, para uma maior eficiência computacional e para que problemas numéricos relacionados ao travamento por força cortante (*shear-locking*) sejam evitados. Nos elementos S4R5 e S8R5, por exemplo, são permitidos deslocamentos nas três direções que definem a superfície média do elemento de casca e rotações em torno dos dois eixos que definem o plano do elemento (não é permitida a rotação em torno do eixo normal à casca). Em outras palavras, nos elementos com 5 graus de liberdade por nó, assumem-se as hipóteses utilizadas na Teoria Clássica de Placas, conhecidas como hipóteses de Kirchhoff. Com base nestas hipóteses, as deformações por cisalhamento ao longo da seção transversal da casca são desprezadas.

Para avaliar a eficiência do elemento S4R5 na simulação de perfis pultrudados sujeitos à instabilidade, Nagahama (2003) comparou os resultados obtidos em análises de flambagem linear em que elementos S4R e S4R5 foram utilizados. Valores praticamente idênticos de força crítica de flambagem foram observados pelo autor. Resultados semelhantes foram obtidos por Nguyen (2014). Em seu estudo, Nguyen (2014) comparou adicionalmente a performance dos elementos S4R e S4R5 à do elemento S8R na simulação de barras pultrudadas. O autor observou que os elementos de casca com 4 nós forneceram valores praticamente idênticos para a força crítica de flambagem e que esses valores variaram em até 17% quando a dimensão do elemento finito foi modificada de 5 mm (9200 elementos por metro) para 30 mm (267 elementos por metro). O mesmo comportamento não foi evidenciado quando o elemento S8R foi utilizado. O elemento de 8 nós foi capaz de manter o valor de referência praticamente inalterado mesmo para uma de maior dimensão.

No que se refere à discretização do modelo numérico, embora alguns estudiosos optem por adotar malhas retangulares na representação do modelo dos perfis pultrudados baseados em elementos finitos (NUNES et al., 2013; TURVEY e ZHANG, 2006), o que se observa na literatura é que as malhas quadradas ainda têm sido preferencialmente adotadas e a dimensão média utilizada varia entre 5 e 10 mm (FERNANDES et al, 2015; NGUYEN, 2014; NUNES, SILVESTRE e CORREIA, 2016). O critério comumente utilizado para escolha das dimensões da malha foi a comparação entre a força crítica de flambagem obtida a partir da simulação numérica de modelos com diferentes níveis de discretização da malha e o valor calculado a partir de expressões analíticas e/ou soluções numéricas obtidas por meio de outra metodologia de análise (e.g. GBT e MFF).

Quanto às características do material compósito, estas podem ser descritas em diferentes níveis, a depender do escopo da análise e/ou do grau de detalhes exigido. Para o estudo do desempenho estrutural à compressão de elementos pultrudados, a análise macromecânica é adequada. A abordagem usual entre os trabalhos analisados na revisão sistemática realizada no presente estudo consistiu na simulação do material pultrudado como uma lâmina homogênea definida por seis constantes elásticas: os módulos de elasticidade longitudinal e transversal; o módulo de cisalhamento plano; os dois módulos de cisalhamento interlaminares; e o maior coeficiente de Poisson. Tais propriedades definem o comportamento linear elástico do material até a falha.

Uma vez que o comportamento do material compósito pode ser descrito por meio de modelos que o representem além do regime linear-elástico (vide 2.1.3), a consideração da não-linearidade física por meio de modelo de dano contínuo na simulação numérica torna-se uma estratégia interessante. Segundo Nunes, Silvestre e Correia (2016), a falta de informação a respeito das energias de fratura (que normalmente não são fornecidas pelos fabricantes) e a inexistência de um método experimental normatizado para a obtenção da energia de fratura, justificam a dificuldade para popularização das simulações numéricas que envolvem a análise de dano em perfis pultrudados. A falta de conhecimento sobre esses parâmetros se reflete na falta de consenso na comunidade científica sobre os valores de energias de fratura dos materiais PRFV (Tabela 2.5).

Na Tabela 2.5 foram compilados valores de energia de fratura  $G$  reportados em trabalhos com perfis pultrudados. A maioria dos estudos apresentados desenvolvem simulação numérica com esses perfis. Os subscritos  $m$ ,  $f$ ,  $t$  e  $c$  junto ao parâmetro  $G$  referem-se aos termos: matriz, fibra, tração e compressão, respectivamente.

No que se refere ao procedimentos de análise para estudo de instabilidade em barras pultrudadas, a revisão da literatura mostra que as simulações numéricas têm sido realizadas por meio de duas abordagens: (i) análise linear-elástica; e (ii) análise não-linear geométrica e física considerando imperfeições iniciais de geometria e/ou de material.

A análise linear-elástica (análise de flambagem) é certamente a abordagem mais popular entre aquelas utilizadas no estudo do comportamento à compressão das barras pultrudadas, o que se deve sobretudo à sua simplicidade. Nesta abordagem, assume-se a hipótese de “barra ideal”, segundo a qual a geometria do elemento comprimido é isenta de imperfeições, o material constituinte é homogêneo e trabalha apenas em regime elástico; e o carregamento solicitante está perfeitamente alinhado ao eixo geométrico da seção transversal do elemento comprimido.

Tabela 2.5 – Energias de fratura utilizadas em estudos com perfis pultrudados

Autor	Material		Energia de fratura (N/mm)			
	Fibra	Matriz	$G_{f.t}$	$G_{f.c}$	$G_{m.t}$	$G_{m.c}$
Almeida-Fernandes, Correia e Silvestre (2020)	Vidro	NI	-	-	6,6-10,7*	-
Morgado, Silvestre e Correia (2019)	Vidro	Poliéster	-	45	-	20
Mendes (2017)	Vidro	NI	23,7	23,7	8,9	8,9
Xin et al. (2017, 2018)	Vidro	Epóxi	12,5	12,5	1	1
D'Aguiar (2017)	Vidro	-	2,38	5,28	0,424	0,948
Nunes, Silvestre e Correia (2016)	Vidro	Poliéster	2,38	5,28	0,424	0,948
Nunes, Silvestre e Correia (2017)	Vidro	Poliéster	2,38	5,28	0,424	0,948
Azevedo (2016) <sup>1</sup>	Vidro	Poliéster	5	200,100, 50,25,15	5,10, 25,50	70
			5	50	25	100, 125,150
			5	50	75,100,150	200
			5	50	100	150
Proença (2015)	Vidro	NI	2,38	5,28	0,649	1,08
Girão Coelho e Mottram (2015)	Vidro	NI	100	100	1,2	5
Regel, Van hattum e Gustavo (2013)	Vidro	Poliéster	12.5	12.5	1	1
Lapczyk e Hurtado (2007)	Vidro	Epóxi	12,5	12,5	1	1

\*Experimental. NI = Não informou. <sup>1</sup>As 3 primeiras linhas se referem aos valores que foram testados durante a calibração. A última linha é referente aos valores escolhidos com base na calibração experimental.

Sabe-se que a abordagem linear-elástica configura uma aproximação do comportamento real do elemento comprimido e que as características das barras reais podem se afastar de forma considerável das hipóteses assumidas no estudo das barras ideais, afetando a resposta prevista, o que seria representado de forma mais acurada por meio de análises não-lineares. Dentre as fontes de não linearidade que podem vir a afetar o comportamento das barras, destacam-se a não-linearidade geométrica e a não-linearidade física. Ao longo dos anos, as pesquisas têm demonstrado que a consideração adicional de imperfeições iniciais de geometria (e.g. desvio de retilinearidade) e de material (e.g. distribuição irregular de fibras) nestas análises podem vir a ser relevantes para a obtenção de previsões teóricas mais precisas no estudo do comportamento dos elementos pultrudados submetidos à compressão (CARDOSO e HARRIES, 2019; CINTRA, CARDOSO e VIEIRA, 2019; MINGHINI, TULLINI e ASCIONE, 2016; TURVEY e ZHANG, 2018).

Embora esforços tenham sido feitos no sentido de obter dados diretamente relacionados às cantoneiras pultrudadas (foco deste estudo), como se observou na Tabela 2.1 a maior parte das informações disponíveis na literatura trata-se basicamente do desvio de retilineidade de perfis com seção I. Diante da ausência de uma base de dados referentes às cantoneiras pultrudadas, na Tabela 2.6 são apresentados, a título de referência, valores de imperfeições geométricas iniciais de cantoneiras de aço laminado e formado a frio. Os resultados reportados na Tabela 2.6 evidenciam a elevada variabilidade do parâmetro de imperfeição global assumido ou medido nos trabalhos pesquisados.

Tabela 2.6 – Imperfeições iniciais de geometria em cantoneiras de aço

Referência	Tipo de perfil	Desvio de retilineidade <sup>1</sup>	Fonte <sup>2</sup>
Adluri e Madugula (1996)	Laminado	L/1760	M
Temple e Sakla (1998)	Laminado	Barras curtas: L/4125 a L/1830 Barras intermediárias: L/4430 a L/1000 Barras longas: L/9130 a L/930	M
Chodraui (2006)	Formado a frio	L/1650 a L/2400	M
Maia (2008)	Formado a frio	L/1500, L/1000 e L/500	A
Liu e Hui (2010a)	Laminado	L /3000, L/2500, L/2000, L/1500, L/1000, L/500 e L/250	A
Kettler, Taras e Unterweger (2017)	Laminação	L/300	A
<b>Valor mínimo e máximo</b>	Laminado ou formado a frio	<b>L/3000 a L/250</b>	<b>A</b>
<b>Valor mínimo e máximo</b>	Laminado ou formado a frio	<b>L/9130 a L/1650</b>	<b>M</b>

<sup>1</sup>L é o comprimento do perfil. <sup>2</sup>M = valor medido; A = valor assumido

Quanto às imperfeições iniciais de material, como foi discutido anteriormente no item 2.3.2.3.1, são recorrentes os trabalhos que relatam a influência negativa que defeitos causam na resposta estrutural dos perfis pultrudados. Segundo Mosallam et al. (2014), devido à variação observada nas propriedades nas junções da seção transversal do perfil pultrudado, para uma simulação numérica realista, é necessário que a diferença entre as rigidezes das junções entre chapas e das demais partes que formam a seção I do perfil pultrudado seja considerada.

Estudos numéricos que consideram a abordagem proposta por Mosallam et al. (2014) são praticamente inexistentes (CINTRA, CARDOSO e VIEIRA, 2019). A escassez de trabalhos neste sentido pode ser associada a diversos fatores, como a inexistência de um procedimento normativo para a caracterização experimental das junções de perfis pultrudados, a inexperiência

dos estudiosos no desenvolvimento de simulações numéricas avançadas com esses novos perfis estruturais e a limitação de ferramentas computacionais específicas para atender as demandas dos compósitos reforçados com fibras.

### 2.5.3 Pesquisas com simulação numérica de cantoneiras pultrudadas

Neste tópico, são apresentados os resultados da revisão sistemática referente às pesquisas científicas desenvolvidas até o momento que envolvem a simulação numérica de cantoneiras pultrudadas. Com isso, pretende-se delinear o estado da arte em relação ao tema, evidenciando assim: (i) como o emprego de modelos numéricos têm contribuído para a compreensão do comportamento mecânico das cantoneiras; e (ii) a metodologia de simulação que têm sido adotadas nos estudos sobre o tema.

Polyzois e Raftoyiannis (2000) compararam o resultado experimental (especificamente, o ponto da curva força *versus* deslocamento, onde as “grandes deformações do perfil foram acompanhadas pela redução da capacidade resistente”, conforme descrição dos autores) à força crítica de flambagem obtida a partir da análise de estabilidade linear elástica desenvolvida via Método dos Elementos Finitos (MEF). O modelo numérico proposto foi desenvolvido em um *software* destinado à análise de flambagem de placas anisotrópicas. A partir dos resultados obtidos, os pesquisadores observaram que os valores experimentais se mantiveram cerca de 35% superiores ao numérico. A diferença foi atribuída à reserva de resistência pós-crítica evidenciada experimentalmente, que não pode ser contabilizada por meio da análise linear elástica. Como o valor experimental tomado como referência pelos autores não foi relacionado à máxima capacidade resistente do perfil (i.e., ao ponto mais alto da curva força *versus* deslocamento experimental), caso o valor máximo da força experimental fosse tomado como referência, a diferença entre as respostas numérica e experimental seria ainda mais significativa. Deve-se pontuar ainda que Polyzois e Raftoyiannis (2000) utilizaram propriedades de tração e de cisalhamento fornecidas pelo fabricante para a proposição do modelo.

Selvaraj, Kulkarni e Babu (2012) realizaram simulações numéricas de cantoneiras como barras isoladas e de uma torre pultrudada, utilizando o MEF. Em ambas as análises, o objetivo foi a determinação da força crítica de flambagem. As barras foram discretizadas com elementos finitos sólidos e as propriedades do material foram definidas com base nos resultados de ensaios de tração desenvolvidos no estudo. Neste trabalho, a simulação numérica foi utilizada apenas para a comparação entre os valores analíticos e experimentais da força crítica de flambagem.

Para avaliar a viabilidade da substituição de elementos de aço em torres de transmissão de energia elétrica por cantoneiras pultrudadas, Vazquez, Corona e Talavera (2016) analisaram a capacidade resistente à compressão das cantoneiras feitas de material compósito que seriam utilizadas como elementos redundantes. A avaliação teve como base os requisitos da norma americana ASCE 10-97. A análise foi realizada por meio de simulação numérica desenvolvida em um *software* comercial destinado ao projeto de torres. O programa utilizado se baseia no MEF e no critério de falha de Von Misses. Neste estudo, a abordagem numérica foi utilizada como uma ferramenta auxiliar no desenvolvimento das verificações de projeto de acordo com prescrições normativas.

Com auxílio da mesma ferramenta computacional utilizado previamente por Vazquez, Corona e Talavera (2016), Vazquez et al. (2019) realizaram um estudo similar ao dos primeiros. Motivados pelos furtos frequentes das barras de aço em torres de energia elétrica, Vazquez et al. (2019) avaliaram a viabilidade da substituição das cantoneiras de aço redundantes da treliça por cantoneiras pultrudadas, por meio da simulação numérica envolvendo análises não-lineares. A avaliação também teve como base a norma americana ASCE 10-97. Com base na previsão da força máxima resistente, os autores atestaram a viabilidade estrutural da substituição.

Também com foco na análise das torres pultrudadas, Prasad Rao, Rokade e Balagopal (2017) analisaram falhas estruturais em uma torre de 24 metros de altura, projetada com base apenas nas propriedades à tração do material. O estudo numérico consistiu em simular as barras (cantoneiras com ângulos de 90° e 60°) que desencadearam a falha estrutural. Nesse sentido, modelos numéricos desenvolvidos com base no MEF foram utilizados para prever a força máxima das barras e compará-las com os valores experimentais com o auxílio do programa ANSYS. As cantoneiras foram discretizadas com o elemento finito de casca SHELL 281, elemento compatível com o elemento finito do tipo S8R do ABAQUS (vide Tabela 2.5). As análises numéricas consideraram o efeito da não-linearidade geométrica, porém não incluíram imperfeições iniciais de geometria ou de material.

Nos seus estudos sobre cantoneiras pultrudadas, Cardoso e Togashi (2018) realizaram análises numéricas lineares baseadas na Teoria Generalizada de Viga, por meio do *software* livre GBTul (BEBIANO et al., 2014) e compararam as forças críticas de flambagem obtidas na simulação numérica com os valores experimentais obtidos em ensaios de compressão centrada. Os valores experimentais das forças críticas de flambagem foram calculados com base nos modelos de previsão analítica de Southwell e Koiter. A partir dos resultados das análises numéricas, Cardoso e Togashi (2018) verificaram a importância da quantificação do efeito do

cisalhamento na previsão teórica da capacidade resistente das cantoneiras curtas; avaliaram a participação modal de diferentes configurações deformadas na obtenção da configuração deformada final das barras; e evidenciaram a reserva pós-crítica de resistência dessas barras.

A fim de estudar o comportamento à compressão centrada de cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão centrada, Rameshkumar, Raj e Nadu (2018) utilizaram diferentes modelos de cálculo disponíveis na literatura, incluindo fórmulas clássicas e equações indicadas por fabricantes para prever a força crítica de flambagem de 6 perfis com seção transversal  $50 \times 4$  mm e  $50 \times 6$  mm com 500 mm, 750 mm e 1000 mm de comprimento. Os valores analíticos foram comparados com os resultados das análises lineares de flambagem desenvolvidas no *software* ABAQUS, bem como os valores de força máxima experimental. Rameshkumar, Raj e Nadu (2018) adotaram o elemento finito S4R para a discretização do modelo numérico e utilizaram os resultados de ensaios de tração em corpos de prova para definir as propriedades do material. As barras foram simuladas com extremidades birrotuladas.

Balagopal, Prasad Rao e Rokade (2020) realizaram simulações numéricas no *software* ANSYS com cantoneiras pultrudadas ( $75 \times 6$  mm) conectadas por parafusos em ambas as abas. A ligação parafusada no modelo numérico foi simulada aplicando as condições de contorno na região da aba próxima aos furos das barras reais. Furos ou parafusos não foram considerados no modelo numérico. A modelagem das cantoneiras foi feita com elementos de casca do tipo SHELL 28, o comportamento do material foi simulado por meio de uma lei elasto-plástica e a simulação numérica considerou a não-linearidade geométrica e física. Neste estudo, os resultados numéricos e experimentais foram comparados com a força crítica de flambagem calculada por meio de modelo analítico. Conforme relatam Balagopal, Prasad Rao e Rokade (2020) a magnitude das deflexões numéricas foram significativamente menores que às experimentais. Segundo os pesquisadores, a diferença se deve à elevada rigidez das vinculações admitidas no modelo numérico, em que todos os graus de liberdade na região das ligações foram restringidos.

Para avaliar o efeito da geometria da seção sobre a capacidade resistente de cantoneiras pultrudadas, Sirajudeen e Sekar (2020) realizaram análises paramétricas em modelos numéricos com auxílio do *software* ANSYS. Inicialmente, a força máxima experimental da amostra V11 simulada por Zureick e Steffen (2000) foi comparada ao valor previsto pelo modelo numérico proposto através da análise linear de flambagem. A cantoneira foi simulada com elemento finito de casca SHELL 181, o qual é compatível com elemento S4R do ABAQUS (vide Tabela 2.5); as extremidades do perfil foram consideradas birrotuladas e a lei que rege o comportamento do material foi assumida linear-elástica. Posteriormente, visando simular o comportamento das



barras avaliadas experimentalmente pelos próprios autores, novos modelos numéricos foram propostos por Sirajudeen e Sekar (2020). Nos ensaios, cantoneiras com seção  $50 \times 4$  mm e  $50 \times 6$  mm com 500 mm, 750 mm e 1000 mm de comprimento foram submetidas à compressão centrada. A simulação numérica considerou a análise linear de flambagem e as propriedades utilizadas para calibração dos novos modelos se basearam em resultados experimentais de testes de tração em corpos de prova. A força crítica de flambagem elástica obtida nas simulações numéricas foram então comparadas aos das forças máximas experimentais. Por fim, Sirajudeen e Sekar (2020) desenvolveram análises numéricas paramétricas, nas quais a espessura das cantoneiras foi variada. Essas últimas também foram baseadas na análise linear. Com base nos resultados obtidos, observou-se que a razão largura-espessura exerceu maior influência sobre a capacidade resistente dos perfis mais curtos. Uma vez que a faixa de esbeltez global avaliada foi limitada, os autores recomendaram que novos estudos fossem desenvolvidos para confirmação das conclusões obtidas.

Bhowmik, Gupta e Chakraborti (2020) analisaram numericamente o modelo de uma torre de energia elétrica com base quadrada de 6 m e altura de 36 m. Perfis com seção  $50 \times 6$  mm,  $75 \times 6$  mm e  $100 \times 8$  mm foram utilizados na modelagem da estrutura e a ligação entre os elementos adjacentes foi feita admitindo a ligação parafusada de uma das abas. A análise numérica realizada neste estudo foi similar àquelas desenvolvidas por Vazquez, Corona e Talavera (2016) e Vazquez et al. (2019) e o mesmo programa computacional foi utilizado. Os resultados obtidos indicaram que o material PRFV é capaz de suportar as ações comumente consideradas no projeto das torres de aço, sendo um excelente material alternativo.

Análises numéricas com cantoneiras pultrudadas podem ainda ser encontrados no trabalho de Peterman et al. (2020). Os autores abordaram a integridade estrutural de uma série de estratégias de mitigação de pontes térmicas em fachadas de edifícios por meio de análises experimental e numérica. Essa última foi feita via MEF com auxílio do *software* ABAQUS. Os resultados obtidos relacionados ao modo de falha e à rigidez mostraram que as cantoneiras pultrudadas não têm bom desempenho para esse uso em específico.

#### 2.5.4 Considerações finais

Tendo em mente que a simulação numérica consiste no processo de projetar um modelo computacional que representa um sistema real com o propósito de emular o seu comportamento,

é possível afirmar que esse processo ainda precisa ser desenvolvido e aprimorado no contexto das cantoneiras pultudradas.

A revisão sistemática mostrou que, com frequência, existe pouco rigor na modelagem das propriedades mecânicas dos materiais pultrudados, as quais são definidas a partir de poucos dados (em geral, informados pelo fabricante ou coletados em um programa experimental sobremaneira simples) e/ou dados nem sempre representativos (e.g., uso de propriedades à tração na análise de estabilidade, por exemplo). Modelos robustos que incorporam o efeito do dano do material, por exemplo, não estão disponíveis.

Observou-se ainda que as condições de contorno e de carregamento são normalmente definidas assumindo simplificações que podem comprometer a fidelidade do modelo numérico, sobretudo nos trabalhos com cantoneiras pultrudadas submetidas a carregamento excêntrico. Nestes últimos, o principal foco têm sido o comportamento global das torres. O desempenho à compressão das cantoneiras conectadas por meio de uma das abas, em particular, não tem sido foco dos estudos desenvolvidos até o momento.

Quanto à etapa de processamento, verificou-se que os estudos se restringem, em sua maioria, às análises lineares de estabilidade elástica, o que demonstra que aspectos importantes relacionados aos efeitos da não-linearidade geométrica e física sobre a capacidade resistente das barras não têm sido considerados nos estudos.

Finalmente, é possível concluir que o campo de pesquisas de simulação numérica com cantoneiras pultrudadas ainda é vasto e requer um maior aprofundamento na proposição de modelos computacionais capazes de traduzir adequadamente o comportamento real deste elemento estrutural. Destaca-se que o desenvolvimento de estudos numéricos robustos pode ser de grande interesse por parte de indústria de torres de energia elétrica, sendo esse o principal objeto dos estudos numéricos identificados na revisão sistemática.

## 2.6 CONFIABILIDADE DE ESTRUTURAS PULTRUDADAS

Nesta seção são apresentados conceitos básicos relacionados à análise de confiabilidade de estruturas e é discutido o panorama atual sobre o tema no contexto das estruturas pultrudadas.

### 2.6.1 Fundamentação teórica

A confiabilidade de um elemento estrutural pode ser entendida como a probabilidade de que este não falhe durante um período específico chamado “vida útil”, desde que respeitadas as condições de operação e de manutenção pré-definidas em projeto. Por falha, entende-se o não cumprimento da função estrutural para o qual o elemento foi projetado, sob um nível adequado de segurança. Tal nível de segurança pode ser analisado em termos estatísticos por meio de verificações probabilísticas que compõem a análise de confiabilidade.

#### 2.6.1.1 O problema fundamental da confiabilidade estrutural

Em linhas gerais, o problema fundamental da confiabilidade estrutural resume-se em determinar a probabilidade de que uma determinada solicitação ( $S$ ) atuante sobre o sistema seja maior que a resistência ( $R$ ) do sistema durante a sua vida útil, isto é, a probabilidade de falha da estrutura durante o período de uso definido em projeto.

Entende-se que uma estrutura ou elemento estrutural “falha” quando um dos seguintes requisitos é violado: (i) capacidade de conservar-se em condições adequadas ao uso para a qual foi projetada, durante o período de vida útil (requisito de serviço); (ii) capacidade de resistir a carregamentos extremos esporádicos ou carregamentos repetitivos que ocorram durante a vida útil da estrutura, sem entrar em colapso ou apresentar danos severos permanentes (requisito de segurança); (iii) capacidade de suportar, de forma proporcional à severidade do evento, solicitações geradas em eventos acidentais, como explosões, incêndios, impactos ou erros humanos (requisito de robustez). O não atendimento de algum desses requisitos representa uma condição indesejável da estrutura, isto é, a falha da estrutura (BECK, 2019).

Os requisitos de serviço, segurança e robustez, listados no parágrafo anterior, podem ser violados de diferentes formas; cada uma delas configura um “modo de falha”. Na análise de confiabilidade estrutural, os modos de falha são descritos por meio de equações de Estado Limite  $g(\mathbf{X})$ . Assim, para cada modo de falha, existe um Estado Limite correspondente e o conjunto de equações de Estados Limites  $g_i(\mathbf{X})$  associado ao conjunto de modos de falhas possíveis em uma estrutura representa o seu modelo idealizado de falha. As equações  $g_i(\mathbf{X})$  associadas aos requisitos de segurança são chamadas equações de Estados Limites Últimos (ELU).

A condição de fronteira entre a falha e a segurança de uma estrutura ou elemento estrutural pode ser descrita da seguinte forma (Equação (2.28)):

$$g(\mathbf{X}) = g(X_1, X_2, X_3, \dots, X_n) = 0 \quad (2.28)$$

em que  $g(\mathbf{X})$  é a equação do Estado Limite e  $X_n$  é uma das  $n$  variáveis aleatórias que afetam o problema. Na Equação (2.28),  $g(\mathbf{X})$  negativo representa a condição de falha e todos os pontos do espaço amostral  $\mathbf{X}$  que levam a essa condição formam o domínio de falha  $\Omega_f$ . O conjunto complementar ao domínio de falha define o domínio amostral de sobrevivência  $\Omega_s$ , para o qual  $g(\mathbf{X})$  é positivo e a condição de segurança é garantida.

Definidos os domínios de segurança e de falha, a probabilidade de falha ( $P_f$ ) pode ser, então, associada à probabilidade  $P$  do conjunto de pontos do espaço amostral  $\mathbf{X}$  pertencer ao domínio de falha  $\Omega_f$ , conforme a Equação (2.29). A solução da Equação (2.29) é, portanto, o objeto central de estudo da confiabilidade estrutural.

$$P_f = P[\{\mathbf{X} \in D_f\}] = P[\{g(\mathbf{X}) \leq 0\}] \quad (2.29)$$

Considerando um problema simples no qual uma equação do Estado Limite  $g(\mathbf{X})$  é linear e é função apenas das variáveis aleatórias independentes resistência ( $R$ ) e solicitação ( $S$ ), ambas com distribuição normal, o problema fundamental da confiabilidade estrutural pode reescrito da seguinte forma:

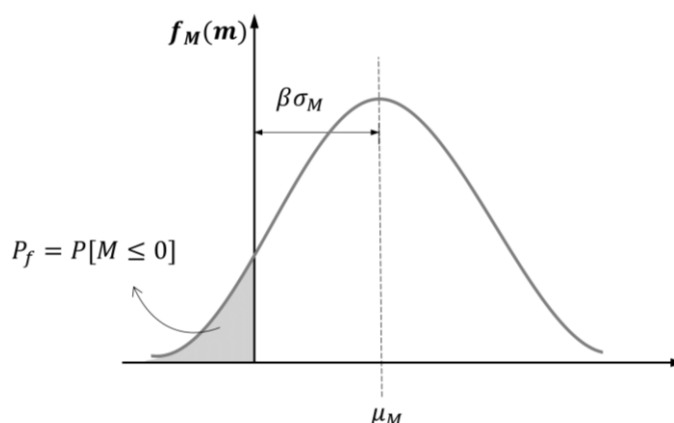
$$P_f = P[\{R - S \leq 0\}] \quad (2.30)$$

Na Equação (2.31), as variáveis aleatórias  $R$  e  $S$  são analisadas conjuntamente por meio de uma nova variável  $M = R - S$ , chamada margem de segurança. Valores positivos de  $M$  correspondem à sobrevivência, enquanto valores negativos indicam a falha do sistema.

$$P_f = P[\{M \leq 0\}] = \int_{M < 0} f_M(m) dm \quad (2.31)$$

A probabilidade descrita pela Equação (2.31) é ilustrada graficamente por meio da área hachurada na Figura 2.20, onde  $f_M(m)$  é a função de distribuição de probabilidades da variável aleatória margem de segurança  $M$ , que assim como  $R$  e  $S$  segue uma distribuição normal.

Figura 2.20 – Probabilidade de falha em função da margem de segurança



Fonte: elaborado pela autora

Os parâmetros estatísticos de  $M$  indicados na Figura 2.20, especificamente a média ( $\mu_M$ ) e o desvio padrão ( $\sigma_M$ ), são calculados em função da média ( $\mu$ ) e do desvio padrão ( $\sigma$ ) das variáveis aleatórias  $R$  e  $S$  conforme Equações 2.32 e 2.33:

$$\mu_M = \mu_R - \mu_S \quad (2.32)$$

$$\sigma_M = \sqrt{\sigma_R^2 - \sigma_S^2} \quad (2.33)$$

Como se observa na Figura 2.20,  $P_f$  será tanto menor quanto maior for a distância entre o valor médio da variável  $M$ ,  $\mu_M$ , e a origem do gráfico. Essa distância tem particular importância no estudo da confiabilidade estrutural, sendo definida pelo produto entre um parâmetro  $\beta$  e o desvio padrão de  $M$ ,  $\sigma_M$ .

O parâmetro  $\beta$  na Figura 2.20 é chamado índice de confiabilidade. Este parâmetro é de extrema importância na análise de confiabilidade estrutural, pois fornece uma medida do nível da segurança da estrutura. Por meio do índice de confiabilidade, é possível estimar diretamente a probabilidade de falha da estrutura, a partir da média e do desvio padrão das variáveis aleatórias envolvidas no problema. Para o caso particular do exemplo ilustrado na Figura 2.21,  $\beta$  é definido como a razão indicada na Equação 2.34:

$$\beta = \frac{\mu_M}{\sigma_M} = \frac{\mu_R - \mu_S}{\sqrt{\sigma_R^2 - \sigma_S^2}} \quad (2.34)$$

Expandindo o conceito para a análise de uma função qualquer  $g(\mathbf{X})$  tem-se a Equação 2.35:

$$\beta = \frac{\mu[g(\mathbf{X})]}{\sigma[g(\mathbf{X})]} \quad (2.35)$$

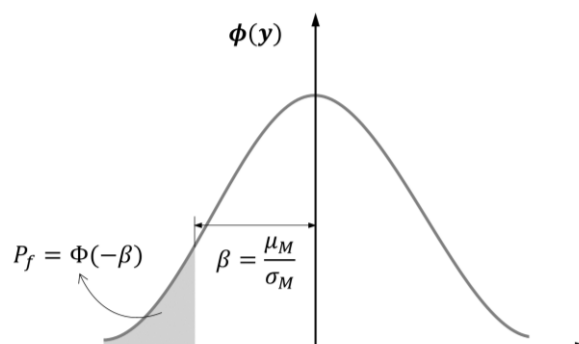
em que  $\mu[g(\mathbf{X})]$  e  $\sigma[g(\mathbf{X})]$  são, respectivamente, a média e o desvio padrão de  $g(\mathbf{X})$ .

Além da importância matemática que o índice de confiabilidade  $\beta$  assume na determinação da probabilidade de falha, também é interessante notar que este índice carrega consigo um forte significado físico, que pode ser facilmente interpretado graficamente. Como se observa na Figura 2.20 quanto menor é a área hachurada (área associada à probabilidade de falha da estrutura), maior será o valor de  $\beta$ . Portanto, valores maiores de  $\beta$  são requeridos à medida que se deseja estabelecer limites menores de probabilidade de falha.

Uma abordagem interessante para a avaliação da probabilidade de falha a partir de  $\beta$  baseia-se na transformação da variável aleatória  $M$  em uma variável normal padrão  $Y$  (i.e., variável aleatória adimensional, cuja média é nula e o desvio-padrão é unitário), por meio da transformação de Hasofer-Lind ( $Y = (M - \mu_M)/\sigma_M$ ), ilustrada graficamente na Figura 2.21 e definida por meio das relações indicadas na Equação (2.36). Tal transformação permite avaliar  $P_f$  através da função de distribuição acumulada normal padrão  $\Phi$ , cuja solução analítica é conhecida e pode ser obtida por meio de tabelas, como as disponíveis em Beck (2019).

$$P_f = P\{M \leq 0\} = P\left\{Y \leq -\frac{\mu_M}{\sigma_M}\right\} = \Phi\left(-\frac{\mu_M}{\sigma_M}\right) = \Phi(-\beta) \quad (2.36)$$

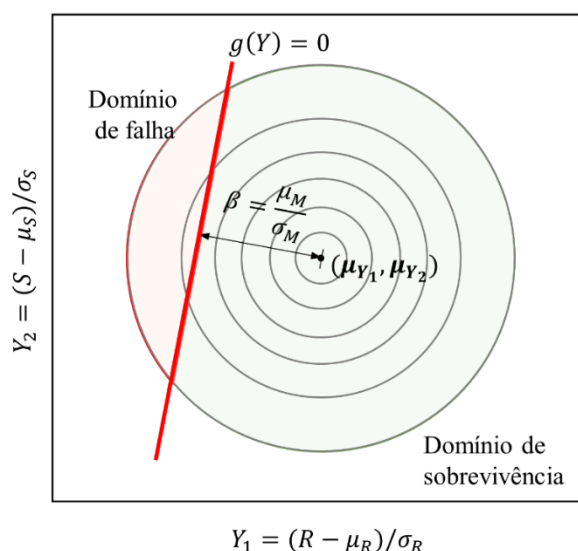
Figura 2.21 – Probabilidade de falha em termos da variável normal padrão  $Y$



Fonte: elaborado pela autora

A transformação da variável margem de segurança  $M = R - S$  na variável normal padrão  $Y$  permite ainda a observação de uma interpretação geométrica importante sobre o índice de confiabilidade  $\beta$ . A partir da transformação de  $R$  e  $S$  nas variáveis  $Y_1$  e  $Y_2$  através da transformação de Hasofer-Lind, pode-se obter a equação do estado limite no espaço normal padrão, tal que  $g(Y_1, Y_2)$ . Conhecida a função  $g(Y_1, Y_2)$ , é possível determinar o ponto de coordenadas  $(y_1^*, y_2^*)$  sobre a equação do estado limite  $g(Y_1, Y_2)$  cuja distância é a menor possível até a origem do espaço normal padrão. A solução deste problema é idêntica àquela apresentada na Equação (2.34). Assim, generalizando este resultado, constata-se que o índice de confiabilidade  $\beta$  corresponde à mínima distância entre a equação de estado limite e a origem do espaço normal padrão. O problema é ilustrado na Figura 2.22.

Figura 2.22 – Relação entre  $p_f$  e o índice de confiabilidade  $\beta$  em problema bidimensional



Fonte: elaborado pela autora

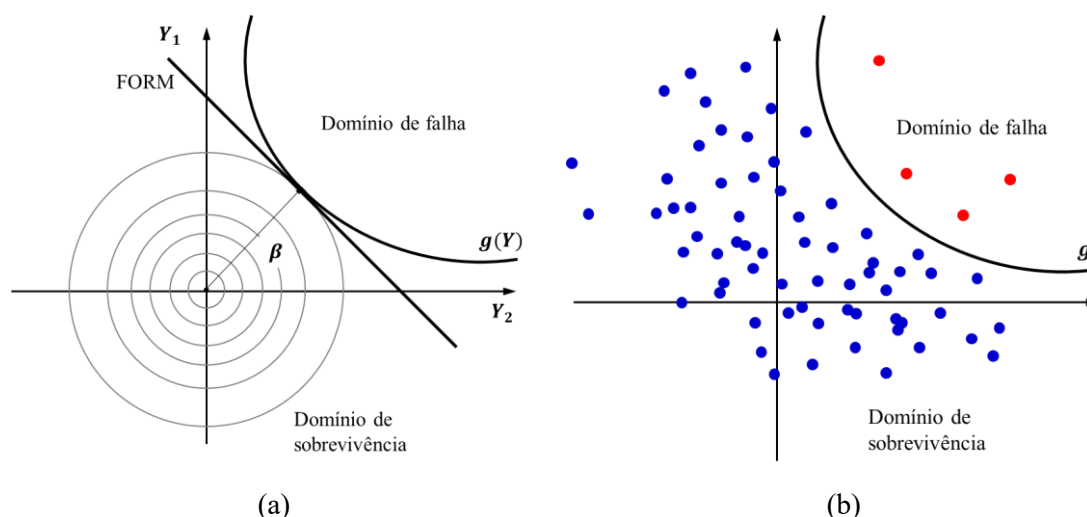
O resultado apresentado por meio da Figura 2.22 é importante, ao evidenciar que o índice  $\beta$  pode ser interpretado como uma medida geométrica da probabilidade de falha e que, portanto, pode ser obtido por meio da solução de problemas de otimização nos casos dos estudos de confiabilidade multidimensionais.

O problema fundamental da confiabilidade foi apresentado a partir de um exemplo simples, no qual  $g(\mathbf{X})$  é função apenas de duas variáveis aleatórias com distribuição normal. Em problemas reais, um número maior de variáveis aleatórias com distribuições não-normais pode ser utilizado na definição de  $g(\mathbf{X})$ . Nestes casos, a Equação (2.31) envolverá a avaliação de uma integral complexa, cuja resolução não é trivial. Como, na prática, não existem

observações suficientes para a determinação, de forma direta, da função conjunta de densidades; e as equações do estado limite podem envolver um número maior de variáveis aleatórias normais ou não, faz-se necessário: (i) a aproximação da função conjunta de densidade de probabilidade que rege o problema (referida como  $f_X(x)$  para o caso mais geral); e (ii) a aproximação do domínio de integração, isto é,  $g(\mathbf{X}) < 0$ . Tais aproximações podem ser realizadas a partir de diferentes metodologias, onde cada abordagem envolve diferentes técnicas de aproximação de  $f_X(x)$  e do domínio de integração.

As metodologias utilizadas para a resolução do problema de confiabilidade podem ser analíticas, como o método de confiabilidade de primeira ordem ou FORM (do inglês *First Order Reliability Method*) (Figura 2.23a); ou métodos baseados em simulação numérica, como o método de Monte Carlo (Figura 2.23b).

Figura 2.23 – Métodos de resolução do problema de confiabilidade: (a) FORM; e (b) Monte Carlo



Fonte: elaborado pela autora

O método FORM utiliza toda informação estatística previamente conhecida acerca das variáveis aleatórias do problema e da eventual correlação entre elas para a construção da função conjunta de probabilidades  $f_X(x)$ . A função  $f_X(x)$  é posteriormente transformada em uma distribuição normal padrão multi-variada  $f_Y(y)$ . Por isso, esse método compõe o grupo dos chamados “métodos de transformação” para solução do problema de confiabilidade.

No método FORM, cada termo do vetor de variáveis aleatórias  $\mathbf{X}$  do problema, com distribuição conjunta de probabilidades arbitrária, é transformado em uma variável aleatória  $Y$  com distribuição normal padrão. Modelos como o de Rosenblatt ou de Nataf (transformação composta) ou ainda baseados da transformação direta reversível podem ser empregados para a transformação (BECK, 2019). A transformação das variáveis aleatórias realizadas no método



FORM permite que a probabilidade de falha  $P_f$  seja obtida de forma aproximada por meio da Equação (2.36). Isto é possível pois, independentemente do tipo de distribuição de probabilidade, da quantidade de variáveis aleatórias envolvidas no problema de confiabilidade, ou ainda do grau da equação de estado limite, o índice de confiabilidade  $\beta$  é calculado como a mínima distância entre a equação de estado limite e a origem do espaço normal padrão. Neste método, a equação do estado limite é aproximada por um hiperplano, isto é, assume-se a aproximação linear de  $g(\mathbf{X})$ .

Um método alternativo à solução analítica baseada no método FORM é o emprego da simulação numérica de Monte Carlo. Este método se baseia na geração de números aleatórios capazes de simular inúmeras combinações possíveis das incertezas em resistências e ações. A partir das informações pré-existentes sobre as variáveis aleatórias do problema, o método de Monte Carlo propõe a geração de um grande número de amostras, a partir do qual a probabilidade de falha pode ser estimada pela razão entre o número de amostras que falham e o número total de amostras simuladas. Conforme destaca Beck (2019), embora a metodologia de Monte Carlo seja por vezes referida como um “método exato”, a qualidade da resposta estará diretamente relacionada ao tamanho e à qualidade da amostra gerada. Neste sentido, o custo computacional, o número de análises a serem realizadas e as características do problema podem tornar o uso desta técnica inviável.

#### 2.6.1.2 O problema de confiabilidade aplicado às barras

Como foi discutido no tópico anterior, o problema fundamental da confiabilidade estrutural se baseia em comparar a resistência  $R$  de um sistema estrutural e a solicitação  $S$  atuante sobre ele. A relação entre  $R$  e  $S$  define a equação do estado limite  $g(\mathbf{X})$  que estabelece o critério de avaliação da segurança estrutural. Para o estudo da confiabilidade de novas equações de projeto destinadas às barras, a equação do estado limite  $g(\mathbf{X})$  pode ser escrita na forma (Equação (2.37)):

$$g(\mathbf{X}) = P_{ref} - (D + L) \quad (2.37)$$

em que  $P_{ref}$  representa a resistência do elemento estrutural; e o conjunto  $(D + L)$  a ação solicitante composta por uma parcela de carregamento  $D$ , que atua ao longo da vida útil do elemento estrutural sem alterações significativas; e uma parcela de carregamento  $L$ , cujo período de atuação e/ou magnitude variam de forma relevante ao longo da vida útil.  $D$  e  $L$  são referidas como ações permanentes e variável, respectivamente.

O formato de  $g(\mathbf{X})$  apresentado na Equação (2.37) segue o modelo comumente utilizado por padrões normativos para a validação de novas equações de projeto por meio de análises de confiabilidade. A resistência representada na Equação (2.37) pelo parâmetro  $P_{ref}$  pode ser obtida por meio dos modelos de referência experimentais e/ou numéricos. A partir da comparação entre os valores  $P_{ref}$  e dos valores teóricos previstos por meio do modelo de cálculo proposto  $P_{c,R}$ , o parâmetro  $P_{ref}$  pode ser escrito em função do Erro de Modelo,  $E_M$ , (Equação (2.38)) e a equação do estado limite pode ser reescrita (Equação (2.39)).

$$E_M = \frac{P_{ref}}{P_{c,R}} \rightarrow P_{ref} = E_M P_{c,R} \quad (2.38)$$

$$g(\mathbf{X}) = E_M P_{c,R} - (D + L) \quad (2.39)$$

O conjunto de valores  $E_M$  obtido a partir da análise de uma amostra significativa pode então ser avaliado e descrito por meio de uma função de distribuição de probabilidades, definindo-se assim a variável aleatória  $E_M$  que representa a incerteza associada ao modelo de cálculo.

Atualmente, o Método dos Estados Limites (MEL) é a metodologia de cálculo mais utilizada em todo o mundo no projeto de estruturas. Este método baseia-se em listar todas as formas segundo as quais a estrutura pode vir a perder a segurança ou ter o desempenho em serviço comprometido; e definir critérios de verificação que garantam que tais condições (chamados “Estados Limites”) não sejam atingidas. A principal característica do MEL quanto procedimento de cálculo consiste na incorporação de coeficientes parciais de segurança junto à resistência  $R$  e à solicitação  $S$ . Assim, a garantia da segurança estrutural conforme o MEL pode ser traduzida por meio da relação descrita pela Equação (2.40).

$$R_d = \frac{R_n}{\gamma_R} \geq S_d = \sum \gamma_{Si} S_{ni} \quad (2.40)$$

Na Equação (2.40), define-se que a sollicitação máxima de projeto  $S_d$  deve ser inferior à resistência de projeto  $R_d$ . O subscrito  $d$  (do inglês *design*) junto à resistência  $R$  e à sollicitação  $S$  define o ponto-chave do MEL: a ponderação dos valores nominais (característicos) das ações ( $S_{ni}$ ) e da resistência ( $R_n$ ) por meio de coeficientes parciais de segurança.

As ações nominais,  $S_{ni}$ , são majoradas pelos coeficientes  $\gamma_{Si}$  e a resistência nominal,  $R_n$ , é minorada pelo fator  $\gamma_R$ . Os coeficientes  $\gamma$  traduzem, portanto, a incerteza associada à variabilidade dos valores nominais das ações, das propriedades mecânicas dos materiais e das divergências entre o modelo teórico e o sistema real.

Nas normas americanas, a Equação (2.40) é apresentada na forma de combinações de ações pré-estabelecidas, sendo a ação de projeto  $S_d$  a de maior valor entre as ações calculadas a partir das diferentes combinações. Como mencionado nos parágrafos anteriores, para a análise de confiabilidade estrutural dos modelos de cálculo, é comum a consideração da combinação de ações que contempla a ação permanente ( $D$ ) e a ação variável ( $L$ ). A partir da incorporação dos coeficientes parciais de segurança, conforme metodologia proposta pelo MEL, a condição de projeto fica então definida da seguinte forma (Equação (2.41)):

$$\frac{P_{c,R}}{\gamma_R} = \gamma_D D_n + \gamma_L L_n \quad (2.41)$$

em que  $\gamma_R$ ,  $\gamma_D$  e  $\gamma_L$  são os coeficientes parciais de segurança associados à resistência, à ação permanente  $D$  e à ação variável  $L$ , respectivamente;  $P_{c,R}$  representa a força de compressão resistente calculada conforme o procedimento de cálculo proposto; e  $D_n$  e  $L_n$  são as ações nominais permanentes e variáveis, respectivamente.

Para a resolução do problema “direto” de confiabilidade, isto é, para a determinação do índice de confiabilidade de um elemento estrutural, devem ser definidos previamente os valores de  $\gamma$  e da razão  $L_n/D_n$  na Equação (2.41). Os coeficientes parciais  $\gamma$  podem ser obtidos no documento normativo de referência. Já a razão entre valores nominais das ações variável e permanente,  $L_n/D_n$ , utilizada nas análises de confiabilidade costuma assumir valores variados.

Para a determinação do índice de confiabilidade ( $\beta$ ) das equações de projeto, a pré-norma americana para perfis pultrudados (ASCE, 2010) define os coeficientes parciais  $\gamma$  para majoração das ações permanente ( $D$ ) e variável ( $L$ ) iguais a  $\gamma_D = 1,2$  e  $\gamma_L = 1,6$ , respectivamente. Já o fator  $\gamma_R$  sugerido pela ASCE (2010) para as expressões de dimensionamento de cantoneiras

à compressão varia com o modo de falha previsto. As normas europeias (eurocódigos) assumem  $\gamma_D = 1,35$  e  $\gamma_L = 1,5$  (CEN, 2002).

Quanto à razão entre os valores nominais das ações variável e permanente, a revisão da literatura mostra que a razão  $L_n/D_n$  utilizada nas análises de confiabilidade de modelos de cálculo normalmente assume valores entre 1 e 5. Discussões apresentadas na pré-norma americana (ASCE, 2010) sugerem que a razão  $L_n/D_n$  igual 4 é adequada para a avaliação dos modelos normativos. No contexto das estruturas em aço, Bolandim (2011) menciona que a razão  $L_n/D_n = 5$  é referida pelo *American Iron and Steel Institute* (AISI), desde a década de 80, como o “ponto de calibração” dos modelos normativos.

## 2.6.2 Panorama atual da confiabilidade de estruturas pultrudadas

Com a inserção dos materiais compósitos pultrudados no setor na construção civil, surge a necessidade da proposição, organização e divulgação de recomendações normativas para o projeto dessas estruturas, especialmente, orientações sobre o dimensionamento estrutural. As primeiras iniciativas nesse sentido foram feitas por parte dos próprios fabricantes dos perfis pultrudados, os quais publicavam em seus manuais indicações de projeto na forma de tabelas. Desde então, o desenvolvimento contínuo de pesquisas científicas tem fomentado o interesse de organizações em várias partes do mundo na proposição de documentos confiáveis e padronizados que orientem o projeto de estruturas pultrudadas na construção civil. Dentre os principais códigos de projeto disponíveis atualmente, destacam-se:

- (i) A norma americana em desenvolvimento *Pre-Standard for Load & Resistance Factor Design (LRFD) of Pultruded Fiber Reinforced Polymer (FRP) Structures* publicada pela associação americana *American Composites Manufacturers Association* (ACMA), sob avaliação do *American Society of Civil Engineers* (ASCE, 2010);
- (ii) O regulamento italiano *Guide for the Design and Construction of Structures made of FRP Pultruded Elements* publicado pelo *National Research Council of Italy* (CNR, 2008); e
- (iii) A proposta de Eurocódigo para dimensionamento de estruturas pultrudadas *Prospect for the New Guidance of FRP structures* (ASCIONE et al., 2016) elaborada pelo *Joint Research Centre* (serviço científico interno da Comissão Europeia).

Dentre os regulamentos listados atualmente, apenas a norma americana que está em desenvolvimento (ASCE, 2010) apresenta um modelo de cálculo para o dimensionamento à compressão das cantoneiras pPRFV. Sá et al. (2021) destacam que dentre estes regulamentos apenas as expressões da pré-norma americana (ASCE, 2010) foram calibradas com base na análise de confiabilidade estrutural.

Como discutido no tópico anterior a análise de confiabilidade para o dimensionamento de estruturas baseia-se, em linhas gerais, na comparação dos resultados obtidos a partir de um modelo de cálculo ( $R$ ) e um modelo de ações ( $S$ ). Para descrever a resistência  $R$  de uma estrutura ou elemento estrutural levando em consideração as incertezas envolvidas, devem ser conhecidos, dentre outros (BECK, 2019), os seguintes parâmetros:

- (i) As propriedades estatísticas dos materiais;
- (ii) As estatísticas das dimensões dos elementos;
- (iii) Os modelos de cálculo para a resistência;
- (iv) O efeito de fabricação e de controle de qualidade sobre a resistência do material.

A obtenção de informações estatísticas de qualidade e em quantidade suficiente é um desafio para o projeto de qualquer elemento estrutural. Para os perfis pultrudados utilizados na construção civil, essa tarefa é especialmente desafiadora, devido ao número de pesquisas ainda pouco expressivo sobre o tema (se comparado ao de outros materiais estruturais), à elevada variabilidade das propriedades dos materiais compósitos e à forte dependência entre as características do material e da geometria dos perfis com o processo de fabricação. Os poucos dados disponíveis na literatura sobre as estatísticas dos perfis pultrudados PRFV se referem basicamente às propriedades do material, às dimensões dos elementos e aos modelos de cálculo de resistência. A seguir é apresentada uma breve revisão da literatura acerca do estado da arte dos estudos sobre as estatísticas de perfis pultrudados com ênfase nas cantoneiras.

#### 2.6.2.1 Estatísticas das propriedades mecânicas dos perfis pultrudados

A descrição das propriedades mecânicas dos materiais pultrudados por meio de uma função de distribuição e de momentos (média e desvio padrão) tem sido objeto de pesquisas ao longo dos últimos anos. Tais estudos são de fundamental importância, pois conhecida a lei de

variação que descreve determinada propriedade do material (i.e., a descrição da variável aleatória em termos de probabilidades) pode-se utilizar em projeto o valor característico da propriedade do material que garante o nível de segurança desejável.

A elevada variabilidade das resinas e das fibras utilizadas na fabricação, os diferentes *lay-outs* de camadas empregados na composição do perfil pultrudado e as eventuais variações observadas no processo de fabricação tornam desafiadora a tarefa de determinação de uma função de distribuição de probabilidades, capaz de representar todos os perfis pultrudados. Os resultados experimentais obtidos por Turvey e Zhang (2018) mostram que as resistências e os módulos de elasticidade desses perfis dependem não só dos materiais constituintes e da sua disposição no compósito, mas também da geometria do perfil. Sá et al. (2021) destacam ainda que a dificuldade em se definir as estatísticas do material pultrudado se deve adicionalmente à elevada variabilidade dos métodos utilizados na caracterização experimental destes materiais.

Apesar das dificuldades enfrentadas para a caracterização das estatísticas dos materiais pultrudados, a definição desses parâmetros é fundamental para a determinação de modelos de cálculo baseados nos princípios de confiabilidade estrutural. Tais parâmetros são obtidos a partir de ensaios de caracterização. No caso particular das cantoneiras pultrudadas PRFV, as principais propriedades de interesse seriam os módulos de elasticidade longitudinais à flexão e à compressão, o módulo de cisalhamento plano, os coeficientes de Poisson e à resistência à compressão longitudinal.

A partir de ensaios experimentais com  $n$  amostras, é possível determinar a média ( $\mu$ ) e o desvio padrão ( $\sigma$ ) associados à cada propriedade avaliada, bem como traçar um histograma dos resultados. À medida que  $n$  assume um valor suficiente grande, a média e o desvio padrão da amostra convergem para a média e o desvio padrão da população, que é a variável aleatória do problema. Conhecidos  $\mu$ ,  $\sigma$  e o histograma é possível então determinar uma distribuição que descreve a variável aleatória em termos de probabilidade.

As informações estatísticas das variáveis aleatórias poderão ser, então, utilizadas para determinação do valor da propriedade do material que, de fato, será utilizado em projeto (valor característico). Dentre todos os valores possíveis que a variável aleatória pode assumir, o valor característico é aquele que corresponde a uma probabilidade  $p_k$  pré-determinada de não ser ultrapassado no sentido desfavorável (BECK, 2019). Para variáveis aleatórias de resistência, um nível de confiança comumente utilizado é  $p_k = 0,95$ .

Para materiais tradicionais, como o aço e o concreto, a distribuição de probabilidades das variáveis aleatórias que descrevem às propriedades mecânicas do material, bem como o valor médio e o coeficiente de variação associado à cada variável aleatória, são parâmetros bem

estabelecidos na literatura. Para os materiais compósitos pultrudados, as dificuldades relatadas anteriormente por Sá et al. (2021) e Turvey e Zhang (2018), além do emprego relativamente recente deste material na construção civil, refletem a falta de maturidade sobre o tema.

Estatísticas das propriedades mecânicas do material pultrudado podem ser encontradas nos estudos que envolvem análises de confiabilidade com perfis pultrudados realizados por Zureick e Steffen (2000), Alqam (2003), Seangatith (2004), Alqam, Bennett e Zureick (2004), Zureick, Bennet e Ellingwood (2006), Vanevenhoven, Shield e Bank (2010), Turvey e Zhang (2008) e Pacheco et al. (2021) Detalhes a respeito dos estudos que envolvem cantoneiras são apresentado adiante no tópico 2.6.3. De antemão, destaca-se que até o momento não existe consenso sobre as estatísticas dos materiais pPRFV, particularmente no que se refere às distribuições de probabilidade utilizadas (Tabela 2.7). Como apresentado na Tabela 2.7, distribuições Normal, Log-normal e Weibull têm sido utilizadas na representação das variáveis aleatórias que descrevem as propriedades mecânicas do material pultrudado.

Tabela 2.7 - Distribuição de probabilidades para materiais pPRFV

<b>Autor</b>	<b>Distribuição de probabilidades</b>
Zureick e Steffen (2000)	Weibull com 2 e 3 parâmetros
Alqam (2003)	Weibull com 2 parâmetros
Seangatith (2004)	Weibull
Alqam, Bennett e Zureick (2004)	Weibull com 2 parâmetros
Zureick, Bennet e Ellingwood (2006)	Weibull com 2 parâmetros
Vanevenhoven, Shield e Bank (2010)	Normal
Turvey e Zhang (2008)	Normal
Pacheco et al. (2021)	Log-normal

A distribuição normal, também conhecida como distribuição Gaussiana, possivelmente a mais conhecida e utilizada entre as distribuições de probabilidade, é caracterizada pelo seu gráfico na forma de sino, que reflete a distribuição simétrica dos dados em torno da média. Essa distribuição se destaca pela sua simplicidade. A distribuição Log-normal é semelhante à normal, contudo apresenta assimetria em relação ao eixo vertical e seu domínio limita-se ao conjunto dos números reais positivos. Essa distribuição é, atualmente, utilizada na descrição das propriedades mecânicas do aço. A distribuição Weibull é a mais complexa entre as três. Essa distribuição se diferencia das duas anteriores em relação à grande flexibilidade de formas que pode assumir em função do seu parâmetro de forma. Assim como a Log-normal, a distribuição Weibull tem suporte apenas no conjunto dos reais positivos.

A escolha pela distribuição Weibull entre os estudiosos de perfis pultrudados PRFV parece ser bastante motivada não só pela sua boa aderência aos resultados experimentais, mas sobretudo pelo seu emprego já consagrado em outras áreas que utilizam materiais compósitos estruturais (ZUREICK, BENNETT e ELLINGWOOD, 2006). Zureick, Bennett e Ellingwood (2006) avaliaram a aderência das distribuições Normal, Log-normal e Weibull na representação das propriedades de material PRFV, a partir de uma amostra de 600 dados que incluíram resistências e módulos de elasticidade longitudinais à tração, à compressão e ao cisalhamento de corpos de provas feitos de material pultrudado. A partir dos resultados do teste de aderência baseado no método de Anderson-Darling, observou-se que a distribuição de probabilidades Log-normal foi a que apresentou melhor ajuste aos dados (ALQAM, 2003). Ainda assim, Zureick, Bennett e Ellingwood (2006) optaram pelo emprego da distribuição Weibull, devido a sua ampla utilização na indústria de compósitos, segundo relatam os próprios pesquisadores.

A atual norma americana em desenvolvimento para perfis pultrudados (ASCE, 2010) também recomenda que a resistência e o módulo de elasticidade do material pultrudado sejam descritos pela função de distribuição de Weibull. Na contramão deste cenário, Pacheco et al. (2021) optaram pelo emprego da distribuição Log-normal para representação das variáveis aleatórias do material pultrudado nas análises de confiabilidade realizadas para a proposição de modelos de cálculo e fatores parciais de segurança, aplicáveis ao projeto de barras pultrudadas sujeitas à instabilidade. Segundo os autores, além da adequabilidade da distribuição na representação das propriedades dos pultrudados, a praticidade e a tradição (a distribuição Log-Normal é recomendada por normas consagradas, como a ISO 2394 (2014) e EN 1990 (CEN, 2002)) foram aspectos relevantes para a escolha.

Além da distribuição de probabilidades, outra informação importante na definição das estatísticas das propriedades do material é o coeficiente de variação (c.v.). O c.v. é obtido por meio de ensaios experimentais e é fortemente influenciado por fatores como: qualidade do processo de pultrusão, região de extração dos corpos de prova no ensaio experimental, grau de heterogeneidade do material, entre outros. Na Tabela 2.8 são apresentados os valores máximos do coeficiente de variação, obtidos em ensaios experimentais realizados por pesquisadores em diversas partes do mundo, para determinação de diferentes propriedades mecânicas do material pPRFV. Ao lado do c.v. (expresso em porcentagem), é informado entre parênteses o número total de amostras avaliadas em todo o programa desenvolvido para determinação do módulo de elasticidade à compressão longitudinal ( $E_{L,c}$ ), da resistência à compressão longitudinal ( $F_{L,c}$ ) e do módulo de cisalhamento no plano ( $G_{LT}$ ) do material.



Tabela 2.8 – Valores experimentais de coeficiente de variação de propriedades pPRFV

<b>Autor</b>	<b>Localidade</b>	<b><math>E_{L,c}</math></b>	<b><math>F_{L,c}</math></b>	<b><math>G_{LT}</math></b>
Zureick e Steffen (2000)	Estados Unidos	9% (79)	10,7% (79)	8,5% (56)
Zureick, Bennet e Ellingwood (2006)	Estados Unidos	13,2% (137)	12,2% (138)	11,3% (42)
Correia (2012)	Portugal	14,5% (31)	14,1% (31)	6,7% (6)
Cintra (2017)	Brasil	17,8% (11)	21,2% (11)	19,4% (7)
Cardoso e Togashi (2018)	Brasil	15,5% (10)	29,4% (10)	16,2% (6)
Monteiro e Malite (2021)	Brasil	9,8% (10)	10,5% (10)	22,1% (9)

Os valores obtidos para o c.v., conforme apresentado na Tabela 2.8, mantêm-se entre 6,7% e 29,4%. Na média, os valores tipicamente reportados são da ordem de 10% e 20%. Como foi mencionado anteriormente, a variabilidade das propriedades mecânicas do material pultrudado sofre influência direta do processo de manufatura. Os Estados Unidos são pioneiros no emprego dos perfis pultrudados e, portanto, o processo de fabricação é bem mais consolidado do que em outras regiões do mundo, como o Brasil, onde a absorção por parte do mercado desse novo material ainda está em fase de desenvolvimento.

Diante da ausência de estatísticas bem consolidadas sobre o c.v. do material pPRFV, observou-se que, em alguns estudos que envolvem a avaliação de confiabilidade estrutural, esse parâmetro foi variado nas análises. Pacheco et al. (2021) avaliaram os casos em que c.v. = 5% e c.v. = 20%, enquanto Alquam (2003) variou o c.v. entre 5%, 7,5%, 10%, 15%, 20% e 25%. Alternativamente, Vanevenhoven, Shield e Bank (2010) optaram por utilizar valores obtidos a partir da revisão da literatura (entre 10% e 15%).

Por fim, é possível perceber que progressos têm sido obtidos em busca de uma maior compreensão acerca do comportamento estatístico das propriedades do material pultrudado. Ainda assim, é notório que o desenvolvimento de mais pesquisas sobre o tema é fundamental. Particularmente, a expansão da base de dados por meio de trabalhos experimentais. É natural que avanços sejam feitos nesse sentido à medida que o emprego desse material se torne mais difundido.

#### 2.6.2.2 Estatísticas das propriedades geométricas dos perfis pultrudados

As incertezas nas dimensões (largura, altura e espessura) dos perfis pultrudados PRFV são consequência do processo de fabricação por pultrusão. A variabilidade desses parâmetros

pode ser aferida por meio de medições realizadas em uma amostra experimental. Na literatura, informações sobre as estatísticas das propriedades geométricas dos perfis pultrudados são normalmente encontradas em trabalhos experimentais em que a avaliação de conformidade às tolerâncias dimensionais dos perfis é realizada anteriormente aos ensaios.

Embora o número de pesquisas experimentais com perfis pultrudados PRFV esteja em eminente crescimento, são poucos os trabalhos em que resultados de análises preliminares que envolvam a verificação de conformidade dimensional são apresentados em detalhes, ou ainda, são, de fato, desenvolvidas. Os resultados reportados nos trabalhos em que essas análises foram realizadas mostram que a variabilidade das dimensões dos perfis pultrudados assume valores reduzidos.

Recentemente, Monteiro (2020) realizou uma ampla avaliação das dimensões da seção transversal de cantoneiras pPRFV. No estudo, foram aferidas as dimensões de ambas as abas de 44 perfis, além da espessura em três pontos de uma das abas. A partir da análise estatísticas dos valores medidos, verificou-se que o coeficiente de variação máximo para a largura e a espessura das abas foi igual a 0,35% e 1,79%, respectivamente. Informações a respeito das estatísticas de cantoneiras pPRFV também podem ser encontradas nos trabalhos experimentais realizados por Zureick e Steffen (2000), Cardoso e Togashi (2018) e Thumrongvut, Pakwan e Krathumklang (2020).

Embora não tenha apresentado resultados das medições dos perfis, Zureick e Steffen (2000) relatam em seu trabalho que a diferença observada entre os valores das propriedades geométricas medidas e as nominais não excedeu 3%. O programa experimental de Zureick e Steffen (2000) contemplou 25 cantoneiras com nove seções transversais distintas. Na amostra avaliada por Cardoso e Togashi (2018), composta por 22 cantoneiras pPRFV com duas seções transversais, o coeficiente de variação máximo das dimensões da aba e da espessura do perfil não excedeu, respectivamente, 1,6% e 1,5%. Thumrongvut, Pakwan e Krathumklang (2020) também realizaram medições em cantoneiras pPRFV e verificaram que as dimensões não diferiram em mais de 0,8% em relação às nominais.

Nos trabalhos que envolvem a análise de confiabilidade com cantoneiras pultrudadas, as propriedades geométricas do perfil (largura, espessura e comprimento) foram definidos, por Alqam (2003), Alqam, Bennett e Zureick (2004) e Pacheco et al. (2021), a partir dos seus valores nominais, ou seja, foram tratadas como parâmetros determinísticos no problema de confiabilidade estrutural. Zureick e Steffen (2000) e Seangatith (2004), por sua vez, trataram a largura e a espessura das cantoneiras como variáveis aleatórias do problema, ambas definidas por uma distribuição de probabilidades normal. Os momentos da distribuição de probabilidade

utilizada por Zureick e Steffen (2000) foram definidos com base nos valores medidos, embora detalhes sobre esses valores não tenham sido disponibilizados neste estudo. Seangatith (2004) não informou os momentos utilizados na definição das variáveis aleatórias.

Conforme Pacheco et al. (2021), a variabilidade das dimensões dos perfis é levada em consideração em projeto indiretamente através do fator de segurança utilizado para minorar a resistência característica do elemento estrutural. Ainda assim, os autores argumentam sobre a necessidade de uma investigação experimental abrangente sobre a variabilidade geométrica de perfis pultrudados em estudos futuros para que modelos de cálculo ainda mais robustos sejam desenvolvidos e consolidados.

### 2.6.3 Confiabilidade dos modelos de cálculo das cantoneiras pPRFV

#### 2.6.3.1 Pré-norma americana: ASCE (2010)

Para a verificação dos Estados Limites Últimos (ELU) em cantoneiras pultrudadas com abas iguais submetidas à compressão centrada, a norma americana em desenvolvimento *Pre-Standard for Load & Resistance Factor Design (LRFD) of Pultruded Fiber Reinforced Polymer (FRP) Structures* (ASCE, 2010) indica que a força normal resistente de cálculo ( $P_{Rd}$ ) seja definida conforme a Equação 2.42:

$$P_{Rd} = \lambda \varphi P_n \quad (2.42)$$

Na Equação (2.42),  $\lambda$  é um coeficiente relacionado à combinação das ações solicitantes (referido pelo regulamento como “fator de efeito de tempo”);  $\varphi$  é o coeficiente de ponderação da resistência; e  $P_n$  é a força normal resistente à compressão nominal (característica), calculada conforme o procedimento apresentado no tópico 2.3.3.1.

O fator de efeito de tempo,  $\lambda$ , assume valores entre 0,4 e 1,0, em função da combinação de ações avaliada. Esse fator considera o efeito da fluência do material ao longo da vida útil de projeto. O coeficiente de resistência ( $\varphi$ ), por sua vez, varia com o modo de falha previsto. Para as cantoneiras axialmente comprimidas,  $\varphi$  será igual a 0,7, para os modos de falha relacionados à instabilidade por flexão em torno do eixo de menor inércia e ao esmagamento do material; e 0,8, para o modo de falha associado à instabilidade por flexo-torção. Conforme o regulamento,

os fatores  $\varphi$  foram determinados de modo que as expressões de cálculo associadas a previsão da falha do perfil por instabilidade e por esmagamento do material garantam índices de confiabilidade alvo entre 3 e 3,5 e entre 3,5 e 4, respectivamente.

Para o cálculo de  $P_n$ , as propriedades geométricas do perfil são definidas com base nas dimensões nominais da seção transversal; e as propriedades do material assumem o seu valor característico. O valor característico é definido pela ASCE (2010) como aquele associado a uma probabilidade de 95% ( $p_k$ ) de ser excedido, com um nível de confiança de 80%, assumindo-se que o material segue uma distribuição de probabilidades de Weibull. Conforme a pré-norma, o valor característico deve ser calculado de acordo com a norma ASTM D7290. O nível de confiança de 80% associado à  $p_k = 0,95$  refere-se à uma correção do valor característico feito em função do tamanho da amostra experimental avaliada e do coeficiente de variação da amostra (ZUREICK, BENNET e ELLINGWOOD, 2006).

#### 2.6.3.2 Zureick e Steffen (2000)

Zureick e Steffen (2000) desenvolveram o primeiro trabalho envolvendo a análise de confiabilidade de expressões destinadas ao dimensionamento de cantoneiras pultrudadas axialmente comprimidas, que se tem conhecimento. Os resultados coletados em um extenso programa experimental (que incluiu 25 ensaios de barras e 145 ensaios de caracterização à compressão e ao cisalhamento) foram utilizados para a determinação das expressões de projeto para a determinação do valor de cálculo da força normal resistente ( $P_{Rd}$ ), bem como para a definição dos parâmetros estatísticos do material.

Com base nos resultados obtidos no estudo do erro de modelo, Zureick e Steffen (2000) propuseram que  $P_{Rd}$  seja determinado conforme a Equação 2.43:

$$P_{Rd} = \varphi P_n \quad (2.43)$$

Na Equação (2.43),  $\varphi$  é o coeficiente de resistência e  $P_n$  é a força normal resistente à compressão característica, calculada conforme o procedimento apresentado no item 2.3.3.2. Por meio das expressões escolhidas para o cálculo do valor característico de resistência, os autores basearam-se nas seguintes considerações para a determinação dos fatores de resistência  $\varphi$  associado à cada modo de falha:

- (i) Índices de confiabilidade alvo iguais a 3 e 4 são desejados para os modos de falha por instabilidade e esmagamento, respectivamente;
- (ii) As propriedades do material são variáveis aleatórias do problema descritas pela distribuição Weibull, sendo o valor característico associado à probabilidade de 95% de ser excedido assumindo um nível de confiança de 95% em função do tamanho da amostra e da variância populacional dos dados;
- (iii) As propriedades geométricas da seção (largura e espessura) são variáveis aleatórias do problema descritas por uma distribuição normal. Os momentos dessas variáveis aleatórias não foram explicitados;
- (iv) Os parâmetros estatísticos das variáveis aleatórias das ações foram definidos conforme Ellingwood (1982) e a combinação de carregamentos adotada foi  $1,2D_n + 1,6L_n$ , onde  $D_n$  e  $L_n$  são, respectivamente, os valores nominais da ação permanente e da ação variável. Os autores não informaram a razão de carregamentos  $L_n/D_n$  avaliadas nas análises.

A partir dos resultados obtidos, os seguintes fatores de resistência  $\varphi$  (Equação (2.43)) foram definidos para os modos de falha associados à instabilidade por flexão em torno do eixo de menor inércia, instabilidade por flexo-torção e esmagamento, respectivamente: 0,65; 0,85 e 0,50. Os autores utilizaram a simulação de Monte Carlo para realizar as análises de confiabilidade.

A consideração do item (ii) foi definida a partir das análises estatísticas dos valores dos módulos de elasticidade e das resistências à compressão e ao cisalhamento obtidos nos ensaios de caracterização do material. Para as resistências, a distribuição Weibull com dois parâmetros foi adotada; enquanto para os módulos de elasticidade, os autores observaram que a distribuição Weibull com três parâmetros mostrou-se mais adequada. No estudo de Zureick e Steffen (2000), os coeficientes de variação dos materiais assumiram valores fixos associados aos resultados obtidos nos ensaios realizados pelos autores.

#### 2.6.3.3 Alqam (2003) e Alqam, Bennett e Zureick (2004)

Alqam (2003) e Alqam, Bennett e Zureick (2004) utilizaram os dados dos ensaios de Zureick e Steffen (2000) para realizar novas análises de confiabilidade e reavaliar o modelo de

cálculo para o cálculo da resistência nominal ( $P_n$ ), bem como os fatores de segurança ( $\varphi$ ). Conforme os autores, a solução do problema de confiabilidade foi obtida por meio de um método de confiabilidade de primeira ordem. As seguintes considerações foram assumidas no estudo realizado por Alqam (ALQAM, 2003; ALQAM, BENNETT e ZUREICK, 2004):

- (i) Índices de confiabilidade alvo iguais a 3 e 3,5 são desejados para os modos de falha por instabilidade e esmagamento, respectivamente;
- (ii) As análises foram realizadas assumindo valores pré-definidos para os coeficientes de variação do módulo de elasticidade e da resistência do material (0,05; 0,075; 0,10; 0,15; 0,20 e 0,25). As propriedades do material são variáveis aleatórias do problema descritas por uma distribuição Weibull, sendo o valor característico associado à probabilidade de 95% de ser excedido;
- (iii) As propriedades geométricas do perfil (dimensões da seção e comprimento) foram assumidas como parâmetros determinísticos;
- (iv) As ações permanente ( $D$ ) e variável ( $L$ ) foram assumidas como variáveis aleatórias (V.A.) com distribuições normal e Gumbel, respectivamente. A média e o c.v. associado às V.A.  $D$  e  $L$  foram definidos como  $1,05D_n$  (c.v. = 10%) e  $1L_n$  (c.v. = 25%), respectivamente, onde  $D_n$  e  $L_n$  correspondem aos valores nominais da ação permanente e da ação variável. Os autores adotaram a mesma combinação de carregamentos  $1,2D_n + 1,6L_n$ , variando a razão  $L_n/D_n$  entre 0,5; 1; 2; 3 e 4.

A principal recomendação feita por Alqam e colaboradores a partir dos resultados obtidos diz respeito à consideração de um fator de segurança  $\varphi$  variável em função do coeficiente de variação da propriedade do material mais relevante para o modo de falha avaliado. Conforme o procedimento proposto,  $\varphi$  deverá ser determinado a partir do coeficiente de variação (c.v.) do material informado pelos fabricantes do perfil pultrudado. Para os perfis em que a propriedade do material tomada como referência, apresenta valores de c.v. inferiores a 10%,  $\varphi$  é constante; caso contrário, o fator  $\varphi$  diminui à medida que o c.v. aumenta. Tal consideração vai de encontro ao modelo de cálculo proposto por Zureick e Steffen (2000), no qual um fator  $\varphi$  de valor constante é utilizado para determinado modo de falha. As equações para o cálculo de  $\varphi$  para o dimensionamento das cantoneiras é apresentado na Tabela 2.9. Na tabela,  $(c.v.)_{E_L}$ ,  $(c.v.)_{G_{LT}}$  e  $(c.v.)_{F_{L,c}}$  representam, respectivamente, o coeficiente de variação do módulo de elasticidade longitudinal à compressão, do módulo de cisalhamento e da resistência à compressão longitudinal.

Tabela 2.9 - Fatores de resistência propostos pelo grupo de pesquisa de Alqam

<b>Modo de falha</b>	<b>Fator de resistência (<math>\phi</math>)</b>
Instabilidade por flexão em torno do eixo de menor inércia	$0,84-1,35(c.v.)_{E_L} \leq 0,71$
Instabilidade por flexo-torção	$0,93-0,87(c.v.)_{G_{LT}} \leq 0,84$
Esmagamento	$1,03-2,40(c.v.)_{F_{L,c}} \leq 0,79$

O modelo de cálculo proposto pelo grupo de pesquisa segue o procedimento indicado na Equação (2.43), sendo  $P_n$  calculado a partir das mesmas expressões indicadas por Zureick e Steffen (2000), exceto por uma pequena correção feita na expressão simplificada da força crítica de flambagem por flexo-torção sugerida por Zureick e Steffen (2000). Conforme os autores, o fator 0,9 na equação deve ser substituído por 1,2 para que melhores resultados sejam atingidos.

#### 2.6.3.4 Seangatih (2004)

Assim como Zureick e Steffen (2000), Seangatih (2004) desenvolveu um programa de ensaios com cantoneiras pultrudadas axialmente comprimidas, a partir do qual realizou estudos de erro de modelo e, posteriormente, avaliou a confiabilidade do modelo de cálculo utilizado na previsão da força máxima resistente. A principal diferença entre os estudos de Zureick e Steffen (2000) e Seangatih (2004) está nas equações utilizadas pelos autores para o cálculo da força normal resistente à compressão nominal ( $P_n$ ). Detalhes sobre as equações recomendadas por cada autor são apresentadas no item 2.3.3.2. A solução do problema de confiabilidade foi obtida por meio da simulação de Monte Carlo, assumindo-se as seguintes premissas, na determinação do coeficiente parcial de resistência associado à falha por instabilidade:

- (i) Índices de confiabilidade alvo iguais a 3 tanto para o modo de falha por instabilidade devido a flexão em torno do eixo de menor inércia, quanto para o modo de falha devido à instabilidade por flexo-torção;
- (ii) As propriedades do material são variáveis aleatórias do problema descritas pela distribuição Weibull;
- (iii) As propriedades geométricas da seção transversal foram assumidas como variáveis aleatórias do problema descritas por uma distribuição normal. As estatísticas dessas variáveis aleatórias não foram informadas;
- (iv) A combinação de carregamentos foi definida como em Zureick e Steffen (2000), porém não foram apresentadas as estatísticas das variáveis aleatórias das ações.

A análise de confiabilidade realizada levou a um fator de resistência único para os modos de instabilidade por flexão em torno do eixo de menor inércia e flexo-torção igual a 0,85. O modo de falha por esmagamento não foi avaliado.

#### 2.6.3.5 Sá et al. (2021) e Pacheco et al. (2021)

Sá et al. (2021) e Pacheco et al. (2021) realizaram um estudo amplo acerca dos fatores de resistência utilizados nas equações de projeto para o dimensionamento à compressão de perfis pPRFV com diferentes seções transversais. A partir de 58 valores de força máxima resistente de cantoneiras pPRFV submetidas à compressão e com modo de falha associado à instabilidade por flexo-torção, os autores avaliaram modelos de cálculo para o cálculo do valor característico da resistência ( $P_n$ ) e propuseram novos coeficientes de segurança. Os dados utilizados foram extraídos de 4 programas experimentais (CARDOSO e TOGASHI, 2018; GODAT et al., 2013; SEANGATITH, 2004; ZUREICK e STEFFEN, 2000).

A Equação (2.44) define o modelo proposto por Sá et al. (2021) para obtenção da força de cálculo à compressão ( $P_{Rd}$ ) das cantoneiras pultrudadas, cujo formato segue o padrão dos modelos de cálculo previstos pelo Eurocódigo.

$$P_{Rd} = \eta \frac{P_n}{\gamma_{Rd} \gamma_m} \quad (2.44)$$

A Equação (2.44) inclui o fator  $\eta$ , que considera a diferença entre a resistência do material no corpo de prova e na estrutura devido à ação da umidade e temperatura (considerado igual a 1 na calibração da expressão de  $P_n$ ); e dois coeficientes parciais de segurança associados à resistência ( $\gamma_{Rd}$  e  $\gamma_m$ ).

O fator  $\gamma_m$  considera a variabilidade da propriedade mais representativa do material para o modo de falha avaliado. Para as cantoneiras,  $\gamma_m$  assume valores pré-definidos que variam em função do coeficiente de variação do módulo de cisalhamento no plano (propriedade com maior influência no comportamento para o modo de falha por instabilidade à flexo-torção, segundo os autores). Devido à alta variabilidade das propriedades mecânicas do material pultrudado, Sá et al. (2021) entendem que a definição de um fator  $\gamma_m$  único para toda classe de perfis é impraticável. Assim, conforme a metodologia proposta,  $\gamma_m$  deve ser determinado a partir dos ensaios de caracterização do material fornecido por cada fabricante.



O fator  $\gamma_{Rd}$ , por sua vez, considera a influência das incertezas relacionadas ao modelo de cálculo ( $\gamma_{Rd1}$ ) e às imperfeições geométricas do perfil ( $\gamma_{Rd2}$ ), sendo definido, portanto, pelo produto entre os fatores  $\gamma_{Rd1}$  e  $\gamma_{Rd2}$ . O coeficiente  $\gamma_{Rd}$  foi determinado por Pacheco et al. (2021) na análise apenas do modo de falha por instabilidade à flexo-torção. O estudo foi realizado por meio de análises de confiabilidade que levaram em consideração os seguintes aspectos:

- (i) Índice de confiabilidade alvo igual a 3,8;
- (ii) Valores pré-definidos para os coeficientes de variação dos módulos de elasticidade do material iguais a 0,05 e 0,20. Os módulos de elasticidade à compressão longitudinal e ao cisalhamento são variáveis aleatórias do problema descritas por uma distribuição Log-normal, sendo o valor característico associado à probabilidade de 95% de ser excedido;
- (iii) As propriedades geométricas do perfil (dimensões da seção e comprimento) foram assumidas como parâmetros determinísticos;
- (iv) As ações permanente ( $D$ ) e variável ( $L$ ) foram assumidas como variáveis aleatórias (V.A.) com distribuições normal e Gumbel, respectivamente. A média e o c.v. associado às V.A.  $D$  e  $L$  foram definidos como  $1D_n$  (c.v. = 10%) e  $0,6L_n$  (c.v. = 35%), respectivamente, onde  $D_n$  e  $L_n$  são, respectivamente, os valores nominais da ação permanente e da ação variável. Os autores adotaram a combinação de carregamentos  $1,35D_n + 1,5L_n$  e a razão  $L_n/D_n$  variou entre diferentes cenários, incluindo apenas  $L_n$ , apenas  $D_n$  e as combinações dessas parcelas com  $L_n/D_n$  variando entre 0,2 e 3,6.

A partir de tais considerações, Pacheco et al. (2021) concluíram que o fator  $\gamma_{Rd}$  igual a 1,55 permite atingir o índice de confiabilidade desejado (3,8), quando a expressão da força crítica de flambagem por flexo-torção (Equação (2.12)) é utilizada para o cálculo da resistência das cantoneiras pultrudadas comprimidas sujeitas a esse modo de falha.

#### 2.6.4 Considerações finais

Sobre os estudos que apresentam análises de confiabilidade de modelos de cálculo para o dimensionamento de cantoneiras pultrudadas discutidos anteriormente, podem ser tecidas as seguintes considerações finais:

- Os trabalhos realizados até o momento tratam exclusivamente do dimensionamento à compressão centrada. Estudos sobre as cantoneiras submetidas à compressão excêntrica conectadas por meio de uma das abas parafusada não estão disponíveis;
- Todas as expressões para o cálculo  $P_n$  propostas ou avaliadas nos trabalhos listados se baseiam na análise linear elástica de flambagem (i.e., assume-se a hipótese de barras ideais). Dentre os modelos de cálculo analisados, nenhum inclui as imperfeições de geometria e/ou de material na expressão de cálculo de  $P_n$ , como ocorre nas curvas de dimensionamento utilizadas no projeto das cantoneiras de aço submetidas à compressão;
- Ainda não existe um consenso sobre os momentos e as distribuições de probabilidades das variáveis aleatórias do problema de confiabilidade envolvendo estruturas feitas de material pultrudado.

Os resultados obtidos mostram a necessidade de desenvolvimento de maiores estudos dedicados à proposição de modelos de cálculo que se baseiem na análise de confiabilidade para o projeto das cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão centrada e excêntrica.

### 3 MODELO DE CÁLCULO PARA CANTONEIRAS de pPRFV AXIALMENTE COMPRIMIDAS

Neste capítulo são apresentadas as etapas desenvolvidas até a proposição de um modelo de cálculo baseado no Método da Resistência Direta (MRD) aplicável a cantoneiras feitas de material pultrudado PRFV (pPRFV) solicitadas à compressão centrada. A expressão proposta foi calibrada a partir dos dados obtidos nas análises numéricas paramétricas desenvolvidas neste estudo e de resultados experimentais disponíveis na literatura.

#### 3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

A revisão sistemática da literatura apresentada no Capítulo 2 evidencia a necessidade da proposição de um modelo de cálculo robusto para o dimensionamento de cantoneiras pPRFV submetidas à compressão centrada. Além de abarcar aspectos relevantes sobre o desempenho à compressão axial das cantoneiras pPRFV (e.g., presença de imperfeições físicas do material e /ou de geometria do elemento estrutural), é importante que a formulação proposta contemple uma vasta faixa de esbeltezes sendo assim capaz de cobrir os diversos modos de falha possíveis.

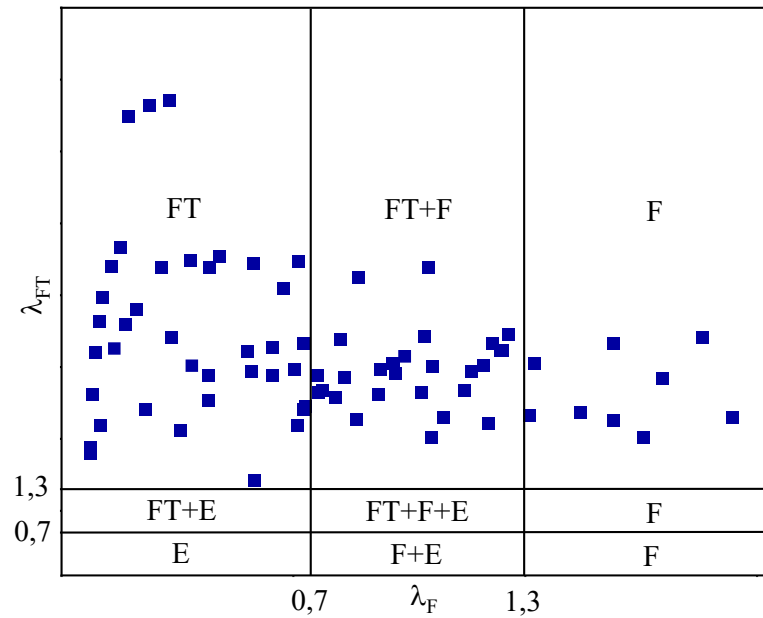
As Figuras 3.1a e 3.1b mostram o mapa de classificação dos modos de falha previstos para cantoneiras pPRFV (CARDOSO e TOGASHI, 2018) em função das esbeltezes  $\lambda_{FT}$  e  $\lambda_F$ . As esbeltezes à flexo-torção,  $\lambda_{FT}$ , e à flexão,  $\lambda_F$ , são calculadas, respectivamente, através das Equações (2.19) e (2.20) apresentadas no Capítulo 2.

Na Figura 3.1, os marcadores azuis indicam as esbeltezes  $\lambda_{FT}$  e  $\lambda_F$  das cantoneiras pultrudadas PRFV avaliadas experimentalmente por diversos pesquisadores (CARDOSO e TOGASHI, 2018; EVERNDEN e SMITH, 2011; MONTEIRO e MALITE, 2021; SEANGATITH, 2004; ZUREICK e STEFFEN, 2000). A faixa de esbeltez avaliada por cada pesquisador pode ser identificada na Tabela 3.1. Nota-se que a faixa de esbeltez  $\lambda_{FT}$  coberta na Figura 3.1a é limitada às cantoneiras esbeltas ( $\lambda_{FT} > 1,3$ ), de modo que apenas 1/3 do mapa de classificação é preenchido por resultados experimentais.

A Figura 3.1b inclui os pares de esbeltezes  $\lambda_{FT}$  e  $\lambda_F$  identificados por marcadores de cor cinza, para barras que foram simuladas numericamente no presente estudo. A partir dos resultados obtidos nestas simulações numéricas, uma ampla base de dados foi gerada e aspectos

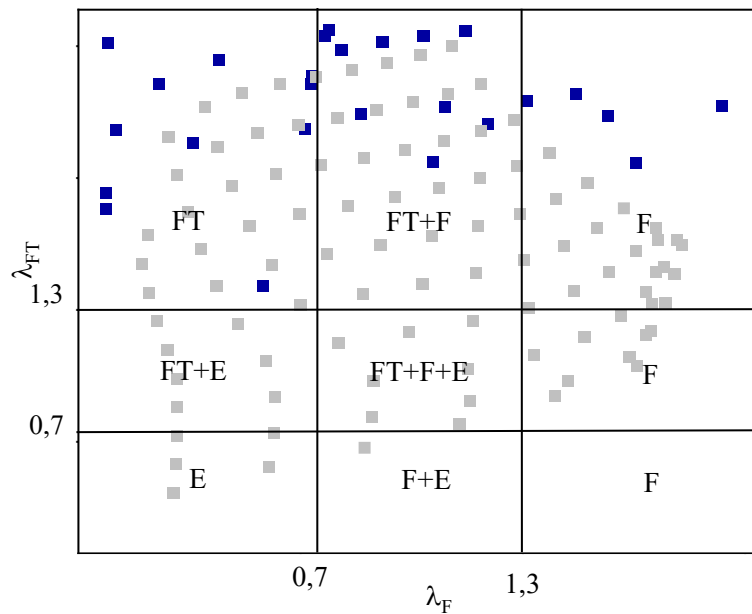
ainda não considerados nos modelos de cálculo à compressão axial destinados às cantoneiras pPRFV foram investigados.

Figura 3.1 – Barras avaliadas (a) experimentalmente por outros pesquisadores; e (b) numericamente neste estudo



E = Esmagamento do material; FT = Instabilidade por flexo-torção;  
 F = Instabilidade por flexão em torno do eixo de menor inércia.

(a)



E = Esmagamento do material; FT = Instabilidade por flexo-torção;  
 F = Instabilidade por flexão em torno do eixo de menor inércia.

(b)

Fonte: elaborado pela autora

A Tabela 3.1 destaca os avanços propostos pelo presente estudo, no que se refere ao tamanho da amostra avaliada, à faixa de esbelteza estudada e à abordagem utilizada no modelo de dimensionamento.

Tabela 3.1 - Panorama geral dos estudos sobre dimensionamento à compressão de cantoneiras pPRFV

Referência	Amostra avaliada		Metodologia de dimensionamento		
	Nº (Fonte <sup>1</sup> )	Faixa de esbelteza $\lambda_F$ $\lambda_{FT}$	Efeitos de segunda ordem <sup>2</sup>	Abordagem <sup>3</sup>	
Zureick e Steffen (2000)	25 (E)	0,19 a 1,88    2,22 a 6,71	Não considera	ALE	
Seangatith (2004)	32 (E)	0,23 a 1,80    1,42 a 4,39	Não considera	ALE	
Evernden e Smith (2011)	17 (E)	0,77 a 1,63    2,03 a 3,05	Não considera	ALE	
Cardoso e Togashi (2018)	22 (E)	0,08 a 0,21    1,80 a 4,66	Considera	Curva de Winter	
Monteiro e Malite (2021)	106 (E)	0,08 a 1,88    1,42 a 6,71	Considera	MRD	
Presente estudo	206 (E+N)	0,08 a 1,88    0,40 a 6,71	Considera	MRD	

<sup>1</sup>Nº = Número de barras avaliadas; Fonte dos dados: E = Experimento; N = Simulação numérica; <sup>2</sup>Dano do material, imperfeições iniciais de geometria, defeitos na junção entre abas e/ou reserva pós-crítica de resistência. <sup>3</sup>ALE = Análise Linear de Estabilidade; MRD = Método da Resistência Direta

## 3.2 SIMULAÇÃO NUMÉRICA

O estudo numérico proposto tem por objetivo simular o comportamento à compressão de uma cantoneira pultrudada PRFV (pPRFV), a partir dos resultados experimentais obtidos por Monteiro e Malite (2021) em ensaios de compressão centrada. As análises numéricas foram realizadas utilizando o Método de Elementos Finitos (MEF), a partir do *software* ABAQUS® (SIMULIA, 2014). A seguir é apresentada a metodologia utilizada na simulação numérica, bem como os principais resultados obtidos na etapa de calibração do modelo.

### 3.2.1 Metodologia de simulação

A Figura 3.2 mostra um dos ensaios experimentais realizados por Monteiro e Malite (2021), segundo o qual cantoneiras pPRFV foram submetidas à compressão centrada e avaliadas até a condição de ruptura.

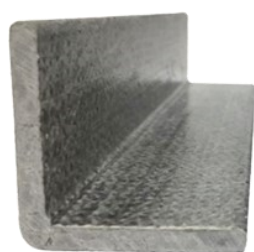
Figura 3.2 – Modelo experimental de referência (MONTEIRO e MALITE, 2021)



Fonte: elaborado pela autora

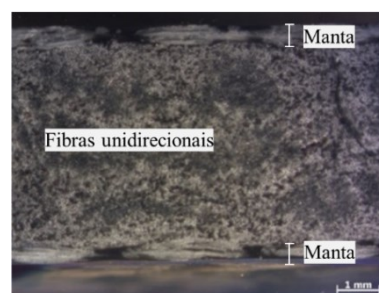
Os perfis avaliados por Monteiro e Malite (2021) têm dimensão comercial  $2 \times 1/4"$  ( $51 \times 6,4$  mm) (Figura 3.3a). Cantoneiras com essas dimensões têm sido amplamente utilizadas em pesquisas que envolvem o projeto de torres pultrudadas (BALAGOPAL, PRASAD RAO e ROKADE, 2020; BHOWMIK, GUPTA e CHAKRABORTI, 2020; SELVARAJ, KULKARNI e RAMESH BABU, 2012).

Figura 3.3 – Cantoneira pPRFV: (a) perfil; (b) arquitetura de fibras



(a)

Fonte: elaborado pela autora



(b)

Quanto ao material, as cantoneiras são feitas de resina poliéster e de fibra de vibro, dispostas segundo o lay-out da Figura 3.3b. Como se observa na Figura 3.3b, o perfil é composto por três camadas de fibras: uma camada interna de fibras unidirecionais (*roving*) com aproximadamente 5 mm; e duas camadas externas, de aproximadamente 0,5 mm cada, de fibras na forma de manta (*Continuous Strand Mat*).

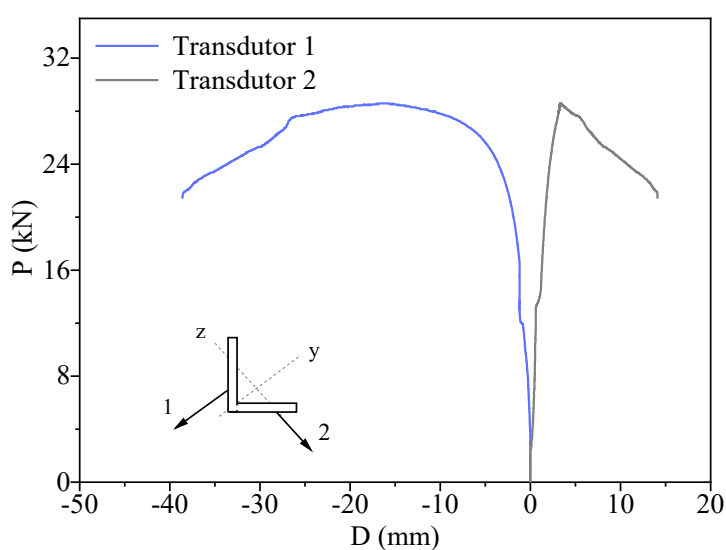
As barras avaliadas nos ensaios de compressão axial realizados por Monteiro e Malite (2021) foram instrumentadas com dois transdutores de deslocamento posicionados a meia altura do perfil e dispostos paralelamente aos eixos principais de inércia da cantoneira. As curvas

força *versus* deslocamento obtidas nos ensaios foram utilizadas neste estudo para a calibração dos modelos numéricos. Além dos ensaios de compressão em barras, Monteiro e Malite (2021) realizaram um programa de ensaios para a caracterização do material PRFV. As propriedades mecânicas obtidos nestes ensaios também foram utilizadas na modelagem numérica desenvolvida neste trabalho.

Para calibrar um modelo numérico a partir dos resultados experimentais de Monteiro e Malite (2021), o espécime LC.E.6-1 foi inicialmente escolhido como referência. O espécime LC.E.6-1 se trata de uma cantoneira (L) submetida à compressão centrada (C) que possui extremidades biengastadas (E) e comprimento de 1170 mm. Embora os autores também tenham realizado ensaios com barras com apoios rotulados, a escolha da simulação numérica da barra com extremidade engastada se deve ao fato de que este tipo de vinculação pode ser reproduzido numericamente com maior precisão e de forma mais simples, quando comparada à condição birrotulada. As rótulas materializadas nos ensaios experimentais podem acarretar maiores imprecisões aos resultados aferidos, além de dificultar a definição do comprimento efetivo de flambagem. Discussões sobre o tema podem ser encontradas em Mesacasa Jr. (2012).

Na Figura 3.4 são apresentadas as curvas força axial ( $P$ ) *versus* deslocamento transversal ( $D$ ) do perfil LC.E.6-1, as quais serão utilizadas para validação do modelo numérico. Durante o ensaio, a cantoneira pPRFV LC.E.6-1 apresentou configuração deformada típica do modo de instabilidade por flexo-torção e suportou um carregamento axial máximo de 28,6 kN.

Figura 3.4 – Curvas  $P$  *versus*  $D$ : LC.E.6-1



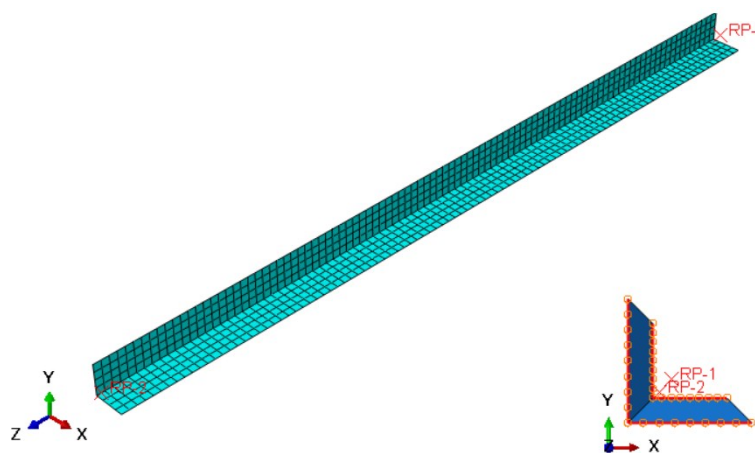
Fonte: elaborado pela autora

Ao final do ensaio, a cantoneira pPRFV LC.E.6-1 apresentou rasgamento entre as abas, provocando a abertura entre elas. Esse modo de ruptura foi observado em cantoneiras com outros comprimentos avaliadas por Monteiro e Malite (2021).

### 3.2.1.1 Modelo numérico

A cantoneira pPRFV foi modelada com elementos finitos de casca com quatro nós e integração reduzida (S4R). A seção transversal do modelo numérico foi definida com base nas dimensões médias medidas da largura e da espessura da aba da cantoneira, isto é, 50,1 mm e 6 mm, considerando a linha média da seção. A Figura 3.5 mostra o modelo numérico com uma malha aproximadamente quadricular com dimensão média de 11,8 mm. Os modelos numéricos utilizados para simulação das cantoneiras submetidas à compressão centrada são referidos neste estudo como modelo M1.

Figura 3.5 – Modelo numérico M1



Fonte: SIMULIA (2014)

O tipo de elemento finito utilizado e a dimensão da malha foram escolhidos com base na revisão da literatura (vide Tabela 2.4); e nos resultados de análises numéricas preliminares, a partir das quais as forças críticas de flambagem elástica foram comparadas entre si e com o valor previsto através da solução analítica prevista com base na Equação (2.12), quando diferentes técnicas de discretização foram utilizadas. A diferença entre os valores das forças críticas de flambagem obtidas nos modelos numéricos com elementos finitos de casca do tipo S4, S4R e S4R5 não excedeu 3%. Testes também foram realizados com elementos finitos de ordem superior, como o S8R, porém, diante da resposta satisfatória dos elementos com 4 nós,



optou-se pelos elementos finitos com menor custo computacional. Quanto à geometria da malha de elementos finitos, simulações com malhas retangulares, como sugerem alguns pesquisadores (NUNES et al., 2013) forneceram praticamente o mesmo valor de força crítica de flambagem que àquelas realizadas com malhas quadradas. A diferença entre os valores da força crítica de flambagem foi de 0,8% quando a razão da malha variou de 1 para 1,8.

O ângulo entre as abas do modelo numérico foi assumido igual a 90°. Como destaca Liu et al. (2020), a geometria da junção entre as paredes dos elementos pultrudados tende a variar nos perfis comerciais, podendo ser fabricada no formato circular (com diferentes raios) ou não. Além disso, nos modelos normativos vigentes (ASCE, 2010; ASCIONE et al., 2016), o raio não é considerado nos cálculos. A mesma abordagem de modelagem tem sido adotada por outros pesquisadores (LIU et al. 2020; NUNES, SILVESTRE e CORREIA, 2016; NUNES et al. 2013).

No que se refere às propriedades do material, o perfil foi modelado como uma lâmina transversalmente isotrópica, definida pelas propriedades apresentados na Tabela 3.2 (módulos de elasticidade) e na Tabela 3.3 (resistências).

Tabela 3.2 – Módulos de elasticidade do material pPRFV (MPa)

$E_1$	$E_2$	$\nu_{12}$	$G_{12}$	$G_{13}$	$G_{23}$
28000	8324	0,3	2709	2709	1572

Tabela 3.3 – Resistências do material pPRFV (MPa)

$F_{L,t}$	$F_{L,c}$	$F_{T,t}$	$F_{T,c}$	$F_{LT}$	$F_{23}$
476	498	41	43	46	46

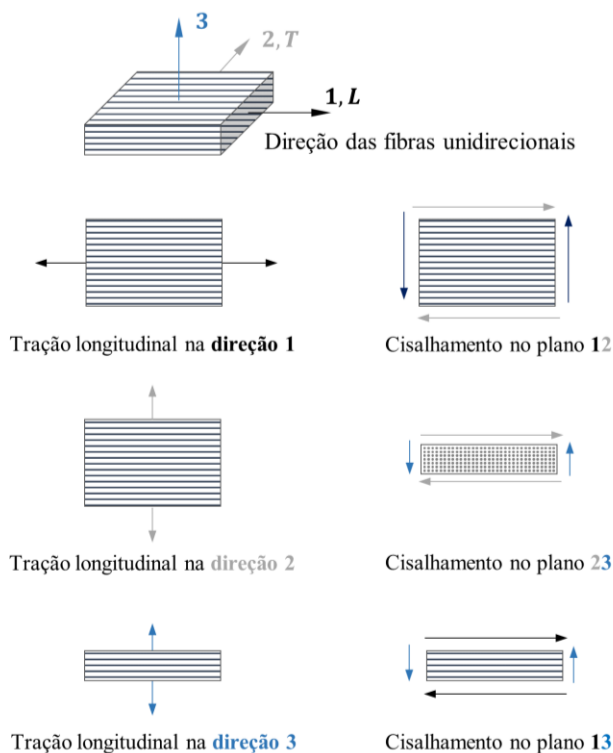
Nas Tabelas 3.2 e 3.3 os parâmetros  $E$ ,  $G$ ,  $\nu$  e  $F$  representam, respectivamente, o módulo de elasticidade, o módulo de cisalhamento, o coeficiente de Poisson e a resistência. Os subscritos 1, 2 e 3 associados a cada termo referem-se, por sua vez, à direção de análise, definida conforme o sistema de eixos da Figura 3.6.

As propriedades  $E_1$  e  $G_{12}$  da Tabela 3.2 foram obtidas experimentalmente por meio de ensaios de caracterização à flexão (ASTM D790) e ao cisalhamento no plano (ASTM D5379) realizados por Monteiro e Malite (2021). Os valores apresentados correspondem aos valores médios medidos.

Os valores do módulo de elasticidade transversal às fibras ( $E_2$ ) e do coeficiente de Poisson ( $\nu_{12}$ ) foram estimados de forma analítica a partir do *lay-out* de fibras do compósito

apresentado na Figura 3.3b; e referem-se aos valores de engenharia calculados conforme a Teoria Clássica da Laminação. As propriedades e demais características das fibras e da matriz que foram utilizadas nesta análise, bem como o procedimento de cálculo são apresentados no APÊNDICE A. Quanto aos módulos de cisalhamento interlaminares, foi assumido que  $G_{13}$  é igual a  $G_{12}$ ; e à  $G_{23}$  foi atribuído o valor do módulo de cisalhamento da matriz poliéster (D'AGUIAR, 2017; NUNES, SILVESTRE e CORREIA, 2016).

Figura 3.6 – Sistema de eixos de referência



Fonte: elaborado pela autora

Na Tabela 3.3 são apresentados as resistências do material à tração longitudinal ( $F_{L,t}$ ); à compressão longitudinal ( $F_{L,c}$ ); à tração transversal ( $F_{T,t}$ ); à compressão transversal ( $F_{T,c}$ ); e ao cisalhamento nos planos 12 ( $F_{LT}$ ) e 23 ( $F_{23}$ ). Os termos longitudinal (L) e transversal (T) se referem, respectivamente, à direção paralela e à direção perpendicular às fibras unidirecionais (vide Figura 3.6). Os valores reportados na Tabela 3.3 foram determinados experimentalmente por Monteiro e Malite (2021), exceto  $F_{23}$ , que foi assumido, neste estudo, como sendo de mesmo valor que  $F_{LT}$  (D'AGUIAR, 2017; NUNES, SILVESTRE e CORREIA, 2016).

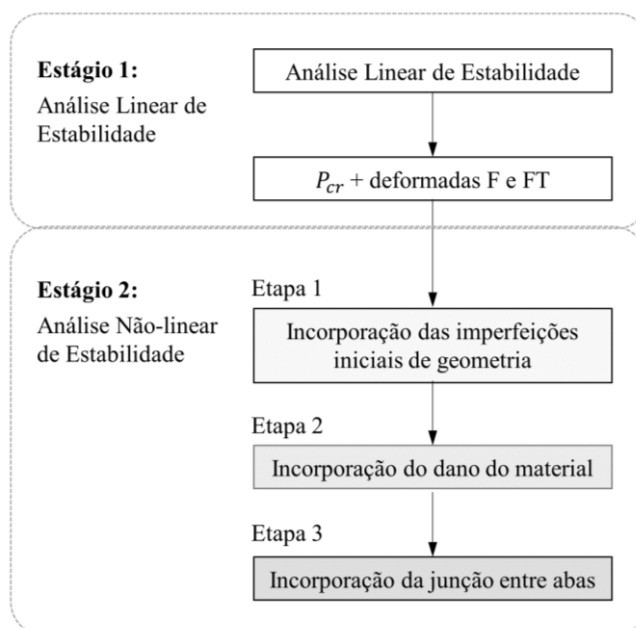
Para simular a condição de apoio engastada utilizada nos ensaios experimentais, todos os graus de liberdade nas extremidades do modelo — exceto o deslocamento longitudinal no nó da extremidade onde a força foi aplicada — foram restringidos. O carregamento atuante foi idealizado como uma força concentrada. As condições de contorno e de carregamento foram

aplicadas sobre os nós de referência (RP) inseridos no centro geométrico da seção transversal do perfil (Figura 3.5). Os deslocamentos dos nós de referência foram acoplados aos deslocamentos das seções de extremidade do perfil.

### 3.2.1.2 Etapas da análise numérica

Neste estudo, a simulação numérica foi realizada em dois estágios, conforme ilustra o fluxograma da Figura 3.7. No primeiro estágio, foi realizada a Análise Linear de Estabilidade (ALE), a partir da qual foram obtidas a força crítica de flambagem elástica ( $P_{cr}$ ) e as configurações deformadas associadas aos modos críticos de flambagem por flexão em torno do eixo de menor inércia e por flexo-torção. A ALE foi avaliada pelo método de perturbação linear disponível na biblioteca do *software* ABAQUS® (SIMULIA, 2014).

Figura 3.7 – Etapas de simulação numérica



Fonte: elaborado pela autora

O segundo estágio de análises numéricas teve como objetivo simular o comportamento real da cantoneira LC.E.6-1 ensaiada em laboratório, por meio de Análises Não-Lineares de Estabilidade (ANLE). Esse estágio foi realizado em três etapas incrementais, de modo que a cada etapa, uma nova característica do modelo real fosse incorporada ao modelo numérico. O problema não-linear de estabilidade foi resolvido utilizando Método de Riks Modificado.

Na primeira série de análises não-lineares (Etapa 1), imperfeições de geometria foram atribuídas à configuração original indeformada do modelo numérico; na sequência (Etapa 2), a não-linearidade física do material compósito pPRFV foi considerada por meio do modelo de dano de Hashin (HASHIN e ROTEM, 1973; HASHIN, 1980); e, por fim, na Etapa 3, a distinção entre as propriedades da aba e da junção entre as abas da cantoneira foi feita, por meio da modelagem da junção, conforme procedimento descrito no tópico anterior. As metodologias de análise utilizadas nas Etapas 1 a 3 são descritas a seguir.

- Etapa 1: Análise de sensibilidade às imperfeições iniciais

Como foi discutido no tópico 2.3.2.3.2 do Capítulo 2, estudos realizados com cantoneiras de aço laminado (TEMPLE e SAKLA, 1998; JUNYOR, 2022) e formado a frio (BRANQUINHO e MALITE, 2021; DINIS e CAMOTIM, 2019; MESACA JR. et al., 2014) mostram que o padrão de imperfeição inicial de geometria das barras pode exercer influência sobre o desempenho à compressão dessas barras. Até o momento, estudos similares não estão disponíveis no contexto das cantoneiras pPRFV.

Para analisar como o desempenho à compressão das cantoneiras pultrudadas pode ser afetado pelo padrão de imperfeições iniciais das barras, inicialmente foi realizado um estudo de sensibilidade. Neste estudo, padrões de imperfeições iniciais foram definidos combinando linearmente as configurações deformadas do modelo numérico, associadas aos modos críticos de flambagem por flexão em torno do eixo de menor inércia (F) e por flexo-torção (FT), obtidos na ALE. Desse modo, a imperfeição inicial da cantoneira foi considerada atribuindo à geometria original do modelo numérico a deformada gerada através da combinação das configurações deformadas F e FT. A configuração deformada do tipo F simula o desvio de retilidade característico de uma barra real, enquanto a configuração deformada do tipo FT retrata o defeito associado à torção desta barra, uma vez que o modo torcional governa a flexo-torção observada nas cantoneiras.

A imperfeição inicial do tipo F foi variada, em função do comprimento  $L$  da barra pPRFV, da seguinte forma: 0,  $L/3200$ ,  $L/1600$ ,  $L/800$  e  $L/400$ . Para a imperfeição associada ao modo FT, magnitudes da ordem de 0, 1,5%, 15% e 150% em relação à espessura  $t$  da aba da cantoneira foram testadas. Combinando-se as imperfeições F e FT duas a duas (exceto o caso  $F = FT = 0$ ), 19 simulações numéricas foram realizadas e os resultados obtidos foram, então, analisados. As amplitudes das imperfeições avaliadas neste estudo foram definidas com base

nos dados reportados na literatura, incluindo valores medidos e valores assumidos por outros pesquisadores (vide Tabela 2.1 e Tabela 2.6).

O estudo de sensibilidade às imperfeições iniciais consistiu, portanto, na análise do comportamento das cantoneiras pPRFV à variação das imperfeições de geometria, bem como na comparação entre a resposta gerada pelos 19 modelos numéricos simulados com diferentes pares de imperfeições (F, FT) e o resultado experimental da barra LC.E.6-1. Especificamente, o valor de força máxima e às curvas força *versus* deslocamento apresentadas na Figura 3.4.

- Etapa 2: Análise de sensibilidade do material ao dano

A Etapa 2 do 2º estágio das simulações numéricas desenvolvidas neste estudo (Figura 3.7) teve como objetivo incorporar o efeito do dano do material na modelagem da cantoneira pPRFV. Como discutido no Capítulo 3, os dados de energia de fratura do material pultrudado PRFV são escassos na literatura técnica e ainda não existem procedimentos normativos que definam metodologias para a determinação experimental destes valores.

Frente à significativa variabilidade dos dados reportados na literatura técnica, valores de energias de fratura do material PRFV utilizados em trabalhos desenvolvidos por diferentes pesquisadores (AZEVEDO, 2016; MENDES, 2017; NUNE, SILVESTRE e CORREIA., 2016; e XIN et al., 2017) foram avaliados. Os valores das energias de fratura ( $G$ ) à tração (subscrito  $t$ ) e à compressão (subscrito  $c$ ) para a fibra (subscrito  $f$ ) e para a matriz (subscrito  $m$ ) dos trabalhos utilizados como referência são apresentados na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Energias de fratura do material PRFV (N/mm)

Referência	$G_{ft}$	$G_{fc}$	$G_{mt}$	$G_{mc}$
Azevedo (2016)	5	50	100	150
Nunes, Silvestre e Correia (2016)	2,38	5,28	0,42	0,95
Mendes (2017)	23,7	23,7	8,9	8,9
Xin et al. (2017)	12,5	12,5	1	1

Outros trabalhos apresentando valores de energia de fratura do material pPRFV foram identificados na revisão da literatura desenvolvida nesta pesquisa (vide Tabela 2.5). A escolha dos trabalhos indicados na Tabela 3.4 se deve ao fato de que neles os quatro valores de  $G$  necessários para a completa definição do modelo de dano foram apresentados, e uma diferença significativa existe entre eles. Em conformidade ao procedimento utilizado por Azevedo (2016)

e D'Aguiar (2017), para melhorar a convergência das simulações numéricas e diminuir a dependência da malha, um coeficiente de viscosidade igual a  $10^{-5}$  foi adotado na relação constitutiva do modelo de propagação de dano.

Os resultados da força máxima e da curva força *versus* deslocamento para os modelos avaliados nesta etapa de simulação foram comparados aos resultados experimentais (Figura 3.4) e, dessa forma, as energias de fratura ( $G_{ft}$ ,  $G_{fc}$ ,  $G_{mt}$  e  $G_{mc}$ ) utilizadas no modelo de dano das análises numéricas subsequentes foram definidas.

- Etapa 3: Modelagem da junção

Uma vez que a barra LC.E.6-1 apresentou como mecanismo de falha a instabilidade por flexo-torção seguida de um modo de ruptura caracterizado pela abertura das abas; e esse modo de colapso foi observado com frequência em outros espécimes, na última etapa das análises numéricas não-lineares (Etapa 3 do Estágio 2 na Figura 3.7), o modelo numérico foi modificado a fim de que a típica deficiência da junção entre abas fosse incorporada na simulação. Para tanto, parte da aba da cantoneira foi simulada com um material com módulo de elasticidade transversal igual a 10% do valor original do módulo de elasticidade transversal  $E_2$  (vide Tabela 3.1). A metodologia adotada foi definida com base no estudo de Cintra, Cardoso e Vieira (2019) conforme discutido no tópico 2.3.2.3.1 deste trabalho. De modo a preservar a geometria da malha do modelo numérico, à junção foi atribuída a dimensão de 11,8 mm. Embora não existam orientações normativas específicas sobre tal dimensão ou uma prática consensual por parte dos fabricantes, destaca-se que o valor adotado respeita o mínimo recomendado na literatura técnica (valor da espessura + 1,5 mm) (STARR, 2000). Os resultados obtidos nesta última etapa de simulação (força máxima e curva força axial *versus* deslocamento transversal) foram novamente comparados aos resultados experimentais (Figura 3.4). Ao final desta etapa, a calibração do modelo foi concluída.

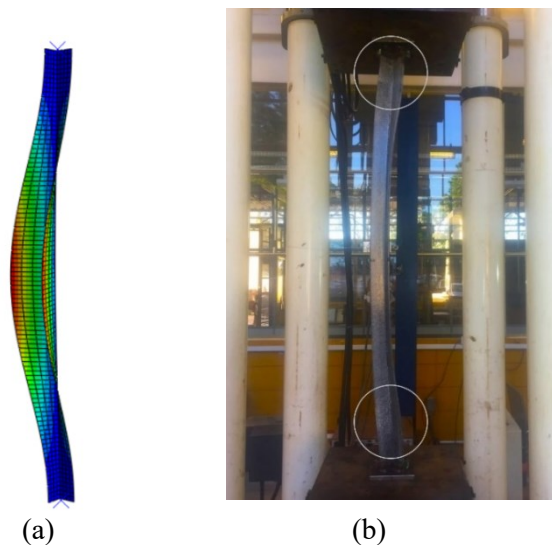
### 3.2.2 Resultados e discussões

Nos tópicos a seguir são apresentados e discutidos os principais resultados obtidos nas simulações numéricas descritas no tópico anterior e sintetizadas na Figura 3.7. As simulações têm como objetivo calibrar o modelo numérico que será utilizado nas análises paramétricas desenvolvidas na sequência, bem como analisar o comportamento das cantoneiras pPRFV sob diferentes aspectos quando submetidas à compressão axial.

### 3.2.2.1 Estágio 1: Análise Linear de Estabilidade (ALE)

A Figura 3.8a mostra a configuração deformada do modelo numérico associada ao 1º modo crítico de flambagem, obtida ao final da Análise Linear de Estabilidade (ALE). A forma é característica do modo global de flambagem por flexo-torção. A predominância do modo torcional é evidenciada neste caso. A Figura 3.8b mostra uma fotografia da cantoneira pPRFV LC.E.6-1 durante o ensaio experimental.

Figura 3.8 – Deformadas: (a) ALE; (b) Experimento (MONTEIRO e MALITE, 2021)



Fonte: elaborado pela autora

Ao serem comparadas as Figuras 3.8a e 3.8b, é possível notar que o comportamento global do modelo numérico e do modelo experimental são semelhantes. Em ambas as imagens, a rotação em torno do eixo longitudinal da barra é evidente. A partir da análise da Figura 3.8, nota-se ainda que, enquanto o modo torcional evidenciado na ALE é caracterizado por um crescimento gradual da torção entre os apoios e o centro da barra, a fotografia registrada no ensaio mostra a existência de pontos de inflexão do giro (região circulado na Figura 3.8b) que delimitam as regiões de torção suave próximo ao apoio e torção brusca no centro da barra.

A força crítica de flambagem elástica obtida na análise numérica foi de 24,1 kN. O resultado tem boa concordância com o valor previsto por meio da Equação (2.12). A diferença entre as soluções numérica e analítica (25,1 kN) foi de 3,9%.

Como esperado, o valor da força crítica de flambagem obtida assumindo-se a hipótese de barra ideal ( $P_{cr}$ ) diferiu da força máxima resistida pela barra LC.E.6-1 ( $P_{u,exp} = 28,6$  kN). A

relação  $P_{cr}/P_u$  inferior a 1 sugere que possivelmente a cantoneira apresentou uma reserva de resistência pós-crítica durante o ensaio experimental.

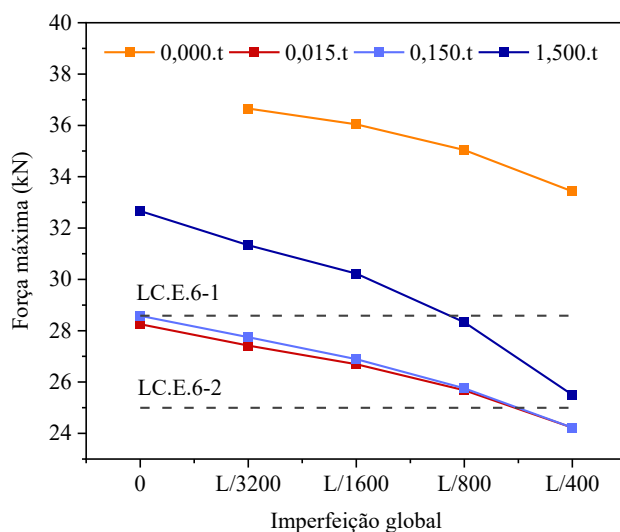
### 3.2.2.2 Estágio 2: Análises Não-lineares de Estabilidade (ANLE)

Como ilustra o fluxograma da Figura 3.7, as Análises Não-lineares de Estabilidade (ANLE) desenvolvidas neste estudo foram desenvolvidas em 3 etapas incrementais. A seguir são discutidos os resultados obtidos a cada etapa.

#### 3.2.2.2.1 Etapa 1: Análise de sensibilidade às imperfeições iniciais

A influência das imperfeições iniciais F e FT sobre a capacidade resistente do modelo numérico pode ser analisada examinando-se a Figura 3.9, na qual são apresentadas as forças máximas ( $P_{u,num}$ ) resistidas pelas 19 barras simuladas nesta etapa. As linhas tracejadas na Figura 3.9 representam as forças máximas experimentais da cantoneira LC.E.6-1 ( $P_{u,num} = 28,6$  kN) e da sua réplica LC.E.6-2 ( $P_{u,num} = 25,0$  kN).

Figura 3.9 – Força máxima dos modelos numéricos com diferentes padrões de imperfeição inicial



Fonte: elaborado pela autora



Na Tabela 3.5 é apresentada a descrição dos modelos numéricos avaliados nesta etapa em função da magnitude das imperfeições F e FT, bem como os valores de  $P_{u,num}$  obtidos a partir de cada um desses modelos.

Tabela 3.5 – Modelos avaliados na análise de sensibilidade às imperfeições e resultados

Identificador	Imperfeição FT	Imperfeição F	$P_{u,num}$ (kN)
F0T1	(0,015)t	0	28,3
F0T2	(0,150)t	0	28,6
F0T3	(1,500)t	0	32,7
<u>F1T0</u>	<u>0t</u>	<u>L/3200</u>	<u>36,7</u>
F1T1	(0,015)t	L/3200	27,4
F1T2	(0,150)t	L/3200	27,8
F1T3	(1,500)t	L/3200	31,3
<u>F2T0</u>	<u>0t</u>	<u>L/1600</u>	<u>36,0</u>
F2T1	(0,015)t	L/1600	26,7
F2T2	(0,150)t	L/1600	26,9
F2T3	(1,500)t	L/1600	30,2
<u>F3T0</u>	<u>0t</u>	<u>L/800</u>	<u>35,0</u>
F3T1	(0,015)t	L/800	25,7
F3T2	(0,150)t	L/800	25,8
F3T3	(1,500)t	L/800	28,3
<u>F4T0</u>	<u>0t</u>	<u>L/400</u>	<u>33,4</u>
F4T1	(0,015)t	L/400	24,2
F4T2	(0,150)t	L/400	24,2
F4T3	(1,500)t	L/400	25,5

É importante destacar que o sinal das imperfeições geométricas iniciais foi um dos primeiros aspectos avaliados para o desenvolvimento das simulações. A fim de determinar a orientação adequada das imperfeições iniciais F e FT, análises preliminares foram realizadas. A partir dos resultados obtidos nestas análises, observou-se que as magnitudes das imperfeições FT e F apresentadas na Tabela 3.5 atribuídas, respectivamente, com sinal negativo e positivo (compressão na junção) possibilitaram a representação adequada do comportamento observada experimentalmente.

Quanto à configuração deformada, as análises realizadas com as imperfeições F e FT com sinais diferentes aos utilizados levaram a deformadas em direções opostas às observadas nos ensaios experimentais. Quanto à magnitude da carga última ( $P_{u,num}$ ), observou-se que o sinal da imperfeição FT não afetou o valor obtido, enquanto o sinal diferente da imperfeição F

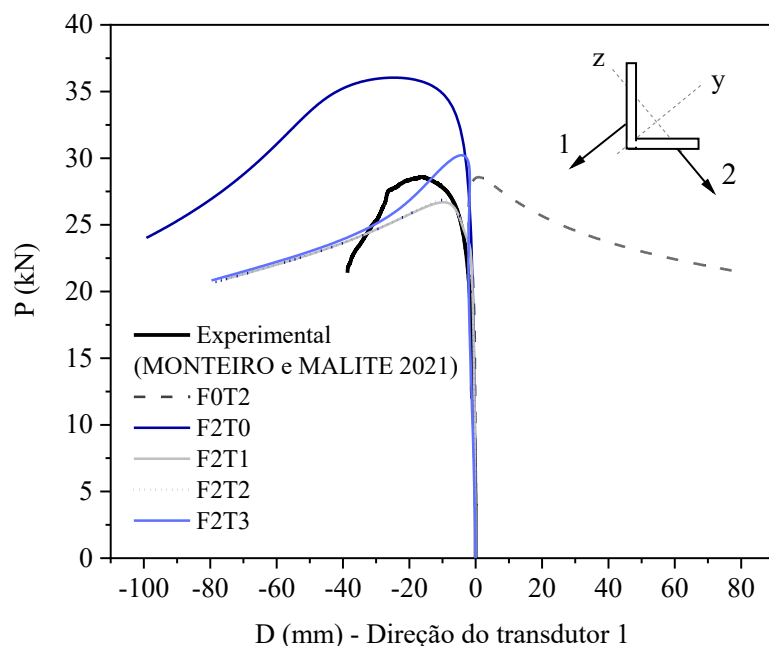
gerou um  $P_{u,num}$  levemente distinto. Por exemplo, para a combinação de imperfeições adotada no modelo calibrado ( $FT = 0,15t$ ;  $F = L/1600$ ), a mudança no sinal da imperfeição  $F$  gerou uma redução de  $P_{u,num}$  de 0,97%.

Os resultados dos modelos representados pela curva laranja na Figura 3.9 e os dados sublinhados na Tabela 3.5 mostram que a desconsideração da imperfeição inicial do tipo  $FT$  gerou valores de  $P_{u,num}$  mais elevados que aqueles obtidos nos ensaios experimentais. A partir da análise da configuração deformada dos modelos do tipo “ $T0$ ” (i.e., sem imperfeição  $FT$ ), foi possível verificar ainda que a consideração da imperfeição  $FT$  também foi importante para a representação adequada do comportamento da barra. Nos modelos numéricos sem imperfeição  $FT$  (i.e., apenas com imperfeição  $F$ ), a deformada final assumiu a forma característica da instabilidade por flexão e não a de flexo-torção, como observado no ensaio experimental.

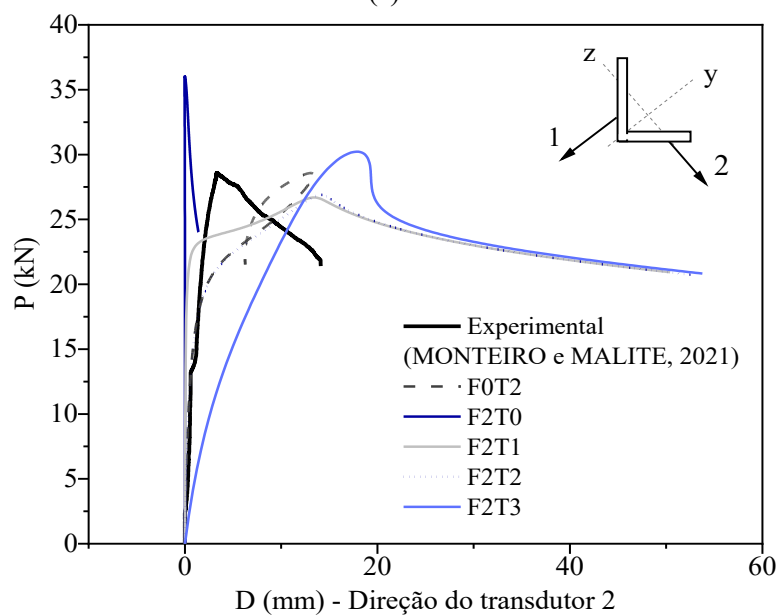
Quanto aos modelos numéricos sem imperfeição  $F$  (modelos do tipo “ $F0$ ”), a Tabela 3.5 mostra que os valores  $P_{u,num}$  mantiveram-se próximos aos resultados experimentais, exceto para  $F0T3$ , cuja imperfeição  $T$  é sobremaneira elevada quando comparada às demais. Embora os valores de  $P_{u,num}$  dos modelos  $F0T1$  e  $F0T2$  sejam próximos a  $P_{u,exp}$ , a configuração deformada final dessas barras não foi tão representativa quanto àquelas obtidas nos modelos com ambas as imperfeições. Isto pode ser observado por meio das curvas força *versus* deslocamento das Figuras 3.10a e 3.10b, para o modelo  $F0T2$ . Nas Figuras 3.10a e 3.10b são apresentadas as curvas que relacionam a força axial nas barras *versus* o deslocamento medido na posição do transdutor 1 e na posição do transdutor 2, respectivamente, para 5 dos 19 modelos numéricos avaliados nesta etapa. Analisando as Figuras 3.10a e 3.11b, nota-se que ao atingir a sua capacidade resistente máxima, o modelo sem imperfeição de flexão ( $F0T2$ ) se deslocou em sentido contrário aquele esperado na direção do transdutor 1, embora  $P_{u,num}$  tenha assumido valor relativamente próximo ao dos modelos com imperfeição  $F$ .

Com base nos resultados apresentados até o momento, é possível concluir, portanto, que ambas as imperfeições ( $F$  e  $FT$ ) foram importantes para a representação do comportamento da cantoneira LC.E.6-1. De fato, imperfeições na geometria dos perfis relacionadas ao desvio de reticidade e a torção do perfil haviam sido relatados na inspeção das barras realizada por Monteiro (2020). No que se refere à influência da magnitude das imperfeições sobre a força máxima resistida pelo modelo, a Figura 3.9 mostra que imperfeições  $F$  maiores levaram a valores menores de  $P_{u,num}$  para um mesmo nível de imperfeição  $FT$ . A variação da imperfeição  $F$  entre  $L/3200$  a  $L/400$  gerou uma diferença máxima de 18,5% entre os valores de  $P_{u,num}$ . Essa diferença ocorreu para o caso em que a imperfeição  $FT$  foi máxima (modelos tipo  $T3$ ), para o menor valor avaliado de  $FT$  a diferença foi de 11,7%.

Figura 3.10 – Curvas  $P$  versus  $D$  para alguns modelos simulados na análise de sensibilidade



(a)



(b)

Fonte: elaborado pela autora

Quando a imperfeição do tipo F foi mantida fixa, o aumento da imperfeição FT gerou valores maiores de  $P_{u,num}$ . O aumento de  $P_{u,num}$  foi desproporcionalmente maior na transição dos resultados dos modelos T2/T3, sendo a diferença entre os resultados dos modelos T1 e T2 muito próximos. Comparando-se o comportamento força *versus* deslocamento dos modelos F2T2 e F2T3 (Figura 3.10), nota-se que, quando a imperfeição FT é aumentada em 10 vezes no

modelo F2T3 (assumindo valor de 1,5.t), ocorre uma tendência exagerada e precoce ao giro que pode ser evidenciada no deslocamento acentuado da curva azul claro na Figura 3.10b. O elevado nível de torção na barra parece ter gerado um “efeito estabilizante” à flexão no perfil, de modo que deformada à flexão da cantoneira manteve-se sob um baixo nível de deslocamento (curva praticamente vertical na Figura 3.10a) até que  $P_{u,num}$  fosse atingido, gerando assim um “ganho” de resistência no modelo.

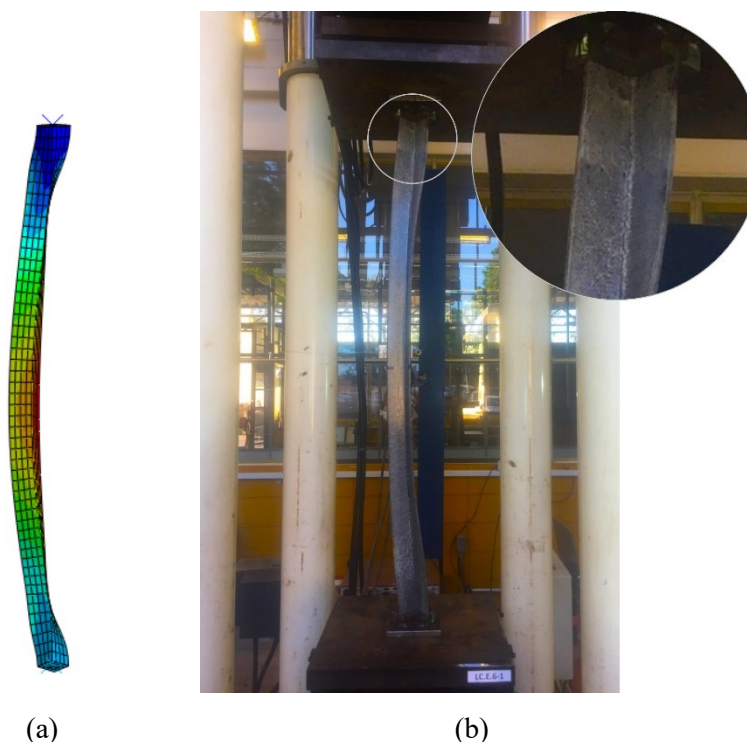
Da análise das Figuras 3.10a e 3.10b e da Tabela 3.5, observou-se ainda que: (i) o aumento da capacidade resistente dos modelos com o aumento da imperfeição FT foi menor à medida que a imperfeição F foi aumentada; e que (ii) a redução em 10 vezes da imperfeição FT (transição entre os modelos T1 e T2) praticamente não afetou  $P_{u,num}$  nem o desempenho global da barra (Figura 3.10).

A partir dos resultados apresentados, foi possível concluir que as imperfeições iniciais de geometria tiveram papel importante na representação do comportamento do perfil. Quanto à magnitude das amplitudes dessas imperfeições, observou-se que a elevada variação desse parâmetro não afetou proporcionalmente a capacidade resistente do perfil. As variações de  $P_{u,num}$  máxima obtidas se encontram dentro das margens de variação observadas, por exemplo, quando réplicas de um mesmo perfil são ensaiadas experimentalmente, onde as variações entre as respostas podem chegar em média até 15% (CARDOSO e TOGASHI, 2018; MONTEIRO e MALITE, 2021, SEANGATITH, 2004).

Diante do exposto, dentre os modelos numéricos avaliados neste estudo, foi possível observar uma boa concordância entre os resultados do modelo F2T2 ( $F = L/1600$ ;  $FT = 0,15t$ ) e a resposta experimental. Além da boa aproximação entre as curvas força *versus* deslocamento experimental e numérica, a representatividade do modelo F2T2 pode ser evidenciada na Figura 3.11, onde a deformada modelo numérico é comparada a deformada da barra ensaiada por Monteiro e Malite (2021).

Embora outros modelos numéricos avaliados neste estudo tenham gerado resultados semelhantemente satisfatórios se comparados aos fornecidos por F2T2, a escolha do padrão de imperfeições definido no modelo F2T2 para o desenvolvimento das análises numéricas subsequentes está também relacionada ao fato de que a magnitude das imperfeições F e FT deste modelo está em conformidade com o valor do desvio de reticidade ( $L/1952$ ) medido por Monteiro (2020) e ao valor da imperfeição teórica FT (0,11.t) previsto utilizando a técnica de Southwell (1932), conforme procedimento apresentado no APÊNDICE B.

Figura 3.11 – Deformadas: (a) ANL: Etapa 1; (b) Experimento (MONTEIRO e MALITE, 2021)



Fonte: elaborado pela autora

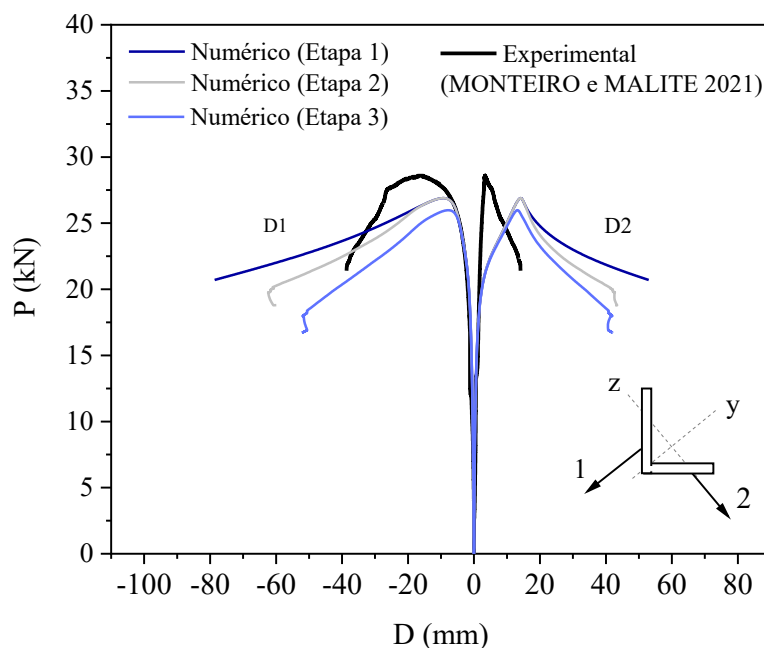
#### 3.2.2.2.2 Etapa 2: Análise de sensibilidade ao dano

Na análise de sensibilidade ao dano, os parâmetros de energia de fratura apresentados na Tabela 3.4 foram incorporados no modelo calibrado na Etapa 1. Nas simulações numéricas desenvolvidas nesta etapa, o dano do material foi considerado conforme o modelo Lapczyk e Hurtado (2007) disponível no ABAQUS® (SIMULIA, 2014).

Para as diferentes combinações de energias de fratura avaliadas nestas análises (Tabela 3.4), foi obtido o mesmo valor de força máxima ( $P_{u,num} = 26,9$  kN) observado anteriormente na Etapa 1 com o modelo numérico sem dano do material. O resultado mostra, portanto, que o modelo numérico não foi afetado pela variação das energias de fratura do material, o que indica que a falha da barra ocorreu devido à instabilidade e não à degradação do material. No que se refere ao comportamento das curvas força *versus* deslocamento dos modelos avaliados nesta etapa, a fase pré-pico manteve-se inalterada para as quatro diferentes combinações de energia de fratura, enquanto na região do pós-pico, comportamentos distintos foram observados para cada modelo. Este comportamento é evidenciado na Figura 3.12, na qual são apresentadas as curvas força *versus* deslocamento obtidas a partir do modelo numérico em que o dano do

material foi considerado, utilizando as energias de fratura adotadas por Azevedo (2016) (vide Tabela 3.4), e sem o dano (resultados da Etapa 1), além das curvas experimentais. Resultados semelhantes foram reportados por D'Aguiar (2017) na análise de perfis I pPRFV submetidos à compressão axial.

Figura 3.12 – Curvas  $P$  versus  $D$ : resultados numéricos e experimental

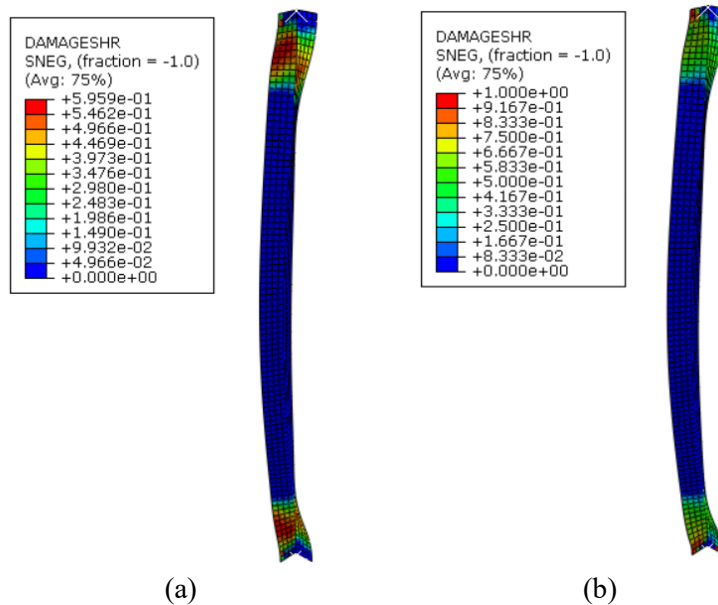


Fonte: elaborado pela autora

Apesar da limitada influência do modelo de dano de material sobre a previsão da força máxima resistente do perfil, é interessante destacar que a incorporação do modelo do dano na simulação permitiu prever adequadamente a região do dano do material imediatamente antes do colapso. As Figuras 3.13a e 3.13b mostram como o parâmetro  $DAMAGESHR$  associado ao dano do material por cisalhamento (modo governante) variou ao longo do comprimento da barra, próximo ao momento do dano e imediatamente após o dano, respectivamente.

Como mostra a Figura 3.13a, regiões próximas às extremidades apresentaram valores elevados para o parâmetro  $DAMAGESHR$ , indicando que esses locais estariam associados ao início do dano. Analisando a configuração deformada da cantoneira pPRFV LC.E.6-1 antes do colapso (Figura 3.11b), nota-se que o conjunto de pontos com índice  $DAMAGESHR$  mais elevado (Figura 3.13a) coincide com regiões da barra onde a torção começa a ser mais significativa.

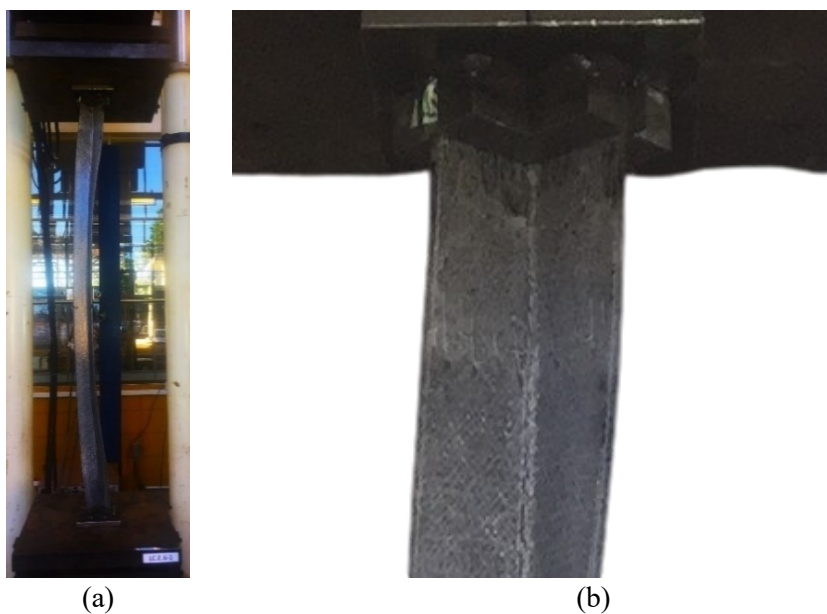
Figura 3.13 – Evolução do dano do material: (a) próximo ao dano; e (b) imediatamente após o dano



Fonte: SIMULIA (2014)

As Figuras 3.14a e 3.14b mostram uma fotografia da barra LC.E.6-1 um pouco antes da ruptura e um detalhe da região próxima a extremidade onde a torção da barra passa a ser evidente, respectivamente. No detalhe na Figura 3.14b, são identificadas marcas na forma de ranhuras esbranquiçadas. A partir dos resultados numéricos da Figura 3.13, pode-se inferir que as ranhuras identificadas na Figura 3.14b ocorreram em consequência ao dano do material devido ao cisalhamento.

Figura 3.14 – Perfil LC.E.6-1 próximo à ruptura



Fonte: elaborado pela autora

Nas Figuras 3.15a e 3.15b são apresentadas fotografias da barra LC.E.6-1 logo após o colapso. Na primeira imagem é mostrada uma vista lateral do perfil e na segunda uma vista da parte frontal. A cantoneira apresentou ruptura brusca, marcada pela abertura das abas na região da junção ao longo de todo o comprimento do perfil.

Figura 3.15 – Vista lateral (a) e frontal (b) do perfil LC.E.6-1 após à ruptura



Fonte: elaborado pela autora

A partir dos resultados numéricos obtidos nesta etapa, é possível presumir que a causa do modo de ruptura apresentado na Figura 3.14 está relacionado às tensões elevadas nas regiões com alto fator DAMASHEAR (Figura 3.13), as quais tornaram-se críticas na região da junção entre as abas. Devido à má distribuição das fibras (ver Figura 2.14), a região de transição entre as abas da cantoneira torna-se um “elo fraco”, sendo caracterizada por uma menor rigidez e resistência, afetando assim o comportamento global da barra. Conforme a norma europeia em desenvolvimento para perfis pultrudados EUR 27666 (ASCIONE et al., 2016), as altas tensões de cisalhamento entre as paredes dos perfis pPRFV em locais próximos aos pontos de inflexão da configuração deformada da barra contribuem para a ocorrência desse modo de ruptura.

Os demais conjuntos de energia de fratura avaliados nesta etapa de simulação (Tabela 3.4) não permitiram descrever o trecho descendente da curva força *versus* deslocamento com a mesma eficiência daquele observado na Figura 3.12. Para essas outras combinações, um trecho menor da curva força *versus* deslocamento na região pós-pico foi capturado e o dano do material não foi atingido. Uma vez que o comportamento da parte capturada por todas as



combinações avaliadas tenha sido coincidente, verificou-se que a variação das energias de fratura teve maior influência na convergência do modelo, do que propriamente na resposta à compressão da cantoneira. Conclusões semelhantes foram obtidas por Azevedo (2016).

Com base nos resultados obtidos nesta etapa, o modelo de dano de Lapczyk e Hurtado (2007), por meio das energias de fratura utilizada por Azevedo (2016), foi considerado nas análises numéricas subsequentes. Destaca-se que os valores de  $G_{ft}$ ,  $G_{fc}$ ,  $G_{mt}$  e  $G_{mc}$  adotados por Azevedo (2016) foram definidos com base em uma ampla análise numérica paramétrica calibrada com base em resultados experimentais. Além disso, é importante reforçar que no presente estudo a força máxima resistida pelas cantoneiras pPRFV é o parâmetro de maior interesse, de modo que o comportamento da curva força *versus* deslocamento até o pico da curva tem maior relevância no que tange o escopo do presente trabalho.

#### 3.2.2.2.3 Etapa 3: Análise da influência dos defeitos do material na junção da cantoneira

A Figura 3.12 mostra a curva força *versus* deslocamento obtida na simulação numérica do modelo em que junção entre as abas foi simulada. Nesse modelo, as imperfeições iniciais de geometria e a não-linearidade física definidas, respectivamente, nas Etapas 1 e 2 das análises não-lineares também foram consideradas.

Como previsto, a redução do módulo de elasticidade transversal em 10% resultou em uma força máxima resistida pelo modelo inferior àquela obtida nas etapas anteriores ( $P_{u,num} = 26$  kN). Quando comparado ao modelo numérico avaliado na Etapa 2 (modelo em que não se fez a distinção entre as propriedades da aba e da junção), o novo modelo teve a capacidade máxima resistente reduzida em 3,51%. Reduções de mesma magnitude foram obtidas por Cintra, Cardoso e Vieira (2019) em um estudo similar, onde os pesquisadores, utilizando uma metodologia semelhante, avaliaram a influência da rigidez das junções de perfis I pPRFV sobre a carga crítica de barras. Entende-se que, ainda que a força máxima resistente não tenha sido consideravelmente afetada quando a junção entre abas foi modelada na análise numérica na barra LC.E.6-1, é importante que esse efeito seja considerado na calibração do modelo (MINGHINI, TULLINI e ASCIONE, 2016; TURVEY e ZHANG, 2018), uma vez que afeta no comportamento real das barras pultrudadas.

Concluídas as três etapas que compreendem o Estágio 2 da análise numérica, é obtido o modelo numérico calibrado a partir dos resultados experimentais da barra LC.E.6-1 avaliada

por Monteiro e Malite (2021). A força máxima experimental e numérica diferem em 9,1% e o comportamento das curvas força *versus* deslocamento dos modelos numérico (curva azul clara) e real apresentam semelhança satisfatória, como se observa na Figura 3.12. Quando comparado ao resultado da barra LC.E.6-2 (réplica de LC.E.6-1), a diferença entre o resultado experimental e numérico é de 4%.

Adicionalmente, o modelo proposto foi utilizado para simulação numérica dos perfis LC.E.4-1 ( $P_{u,exp} = 36,3$  kN) e LC.E.4-2 ( $P_{u,exp} = 32,0$  kN), também avaliados por Monteiro e Malite (2020) por meio de ensaios experimentais. Os perfis possuem a mesma seção transversal dos modelos LC.E.6 avaliados previamente e comprimento de 870 mm. A diferença entre o valor numérico da força máxima resistente ( $P_{u,num} = 34,8$  kN) e do valor médio de obtido nos testes experimentais ( $P_{u,exp}$ ) foi de 2%.

Validada a aplicabilidade do modelo numérico M1 na simulação do comportamento estrutural das cantoneiras LC.E.6 e LC.E.4 avaliadas experimentalmente por Monteiro e Diniz (2021), este modelo foi utilizado para avaliar a capacidade resistente de cantoneiras pPRFV com esbeltezes variadas, por meio de análises numéricas paramétricas.

### 3.3 ANÁLISE NUMÉRICA PARAMÉTRICA

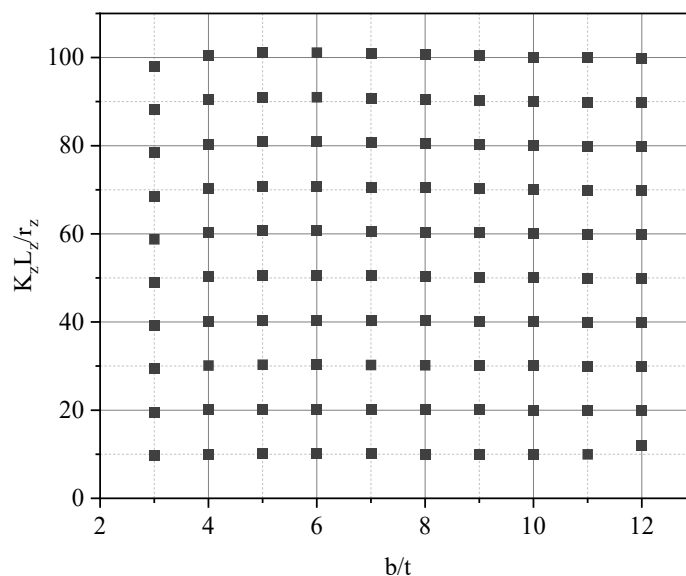
As análises paramétricas desenvolvidas neste estudo têm por objetivo obter um banco de dados de força máxima resistente à compressão centrada de cantoneiras pPRFV ainda não avaliadas por meio de ensaios experimentais em laboratório. Os resultados obtidos nesta etapa serão utilizados, posteriormente, para a proposição de um modelo de cálculo destinado ao dimensionamento desses perfis.

#### 3.3.1 Metodologia de simulação

A Figura 3.16 mostra as barras analisadas numericamente neste estudo paramétrico em função da esbeltez local, definida pela razão largura/espessura das abas do perfil ( $b/t$ ), e da esbeltez global da barra medida em torno do eixo z de menor inércia ( $K_z L_z / r_z$ ). Para cada razão  $b/t$ , variando entre 3 a 12, com a largura  $b$  igual a 101,6 mm, 10 cantoneiras com esbeltez global variando entre 10 e 100 foram simuladas, totalizando 100 barras. Cada perfil avaliado é

identificado na Tabela 3.8 por um código do tipo  $CL\_G$ , onde  $L$  refere-se a razão  $b/t$  do perfil; e  $G$  representa aproximadamente o valor da esbelteza global definida como  $K_z L_z / r_z \times 1/10$ .

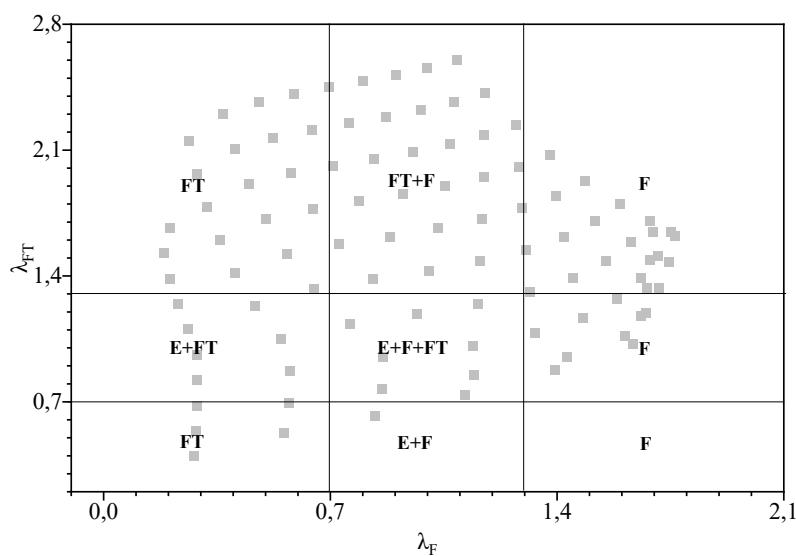
Figura 3.16 – Barras avaliadas no estudo paramétrico em função da esbelteza local e global



Fonte: elaborado pela autora

A Figura 3.17 mostra a distribuição das barras avaliadas nas análises paramétricas em função dos parâmetros de esbelteza à flexo-torção ( $\lambda_{FT}$ ) e à flexão em torno do eixo de menor inércia ( $\lambda_F$ ) calculados conforme as Equações (3.1) e (3.2), respectivamente.

Figura 3.17 – Barras avaliadas no estudo paramétrico em função da esbelteza à flexão e à flexo-torção



E = Esmagamento do material; FT = Instabilidade por flexo-torção;  
F = Instabilidade por flexão em torno do eixo de menor inércia.

Fonte: elaborado pela autora

Nas Equações (3.1) e (3.2),  $F_{L,c}$  é a resistência longitudinal à compressão;  $F_{crFT}$  é tensão crítica de flambagem por flexo-torção; e  $F_{crz}$  é a tensão crítica de flambagem por flexão em torno do eixo de menor inércia.

$$\lambda_{FT} = \sqrt{\frac{F_{L,c}}{F_{crFT}}} \quad (3.1)$$

$$\lambda_F = \sqrt{\frac{\text{mín}\{F_{L,c}, F_{crFT}\}}{F_{crz}}} \quad (3.2)$$

As propriedades do material pPRFV utilizadas na definição da amostra apresentada na Figura 3.17, bem como nas análises numéricas paramétricas são apresentadas nas Tabela 3.6 e Tabela 3.7.

Tabela 3.6 – Módulos de elasticidade do material pPRFV (MPa)

$E_1$	$E_2$	$\nu_{12}$	$G_{12}$	$G_{13}$	$G_{23}$
25000	7432	0,3	4500	4500	2753

Tabela 3.7 – Resistências do material pPRFV (MPa)

$F_{L,t}$	$F_{L,c}$	$F_{T,t}$	$F_{T,c}$	$F_{LT}$	$F_{23}$
200	200	48	48	55	24

As propriedades  $E_1$ ,  $G_{12}$  e  $\nu_{12}$  apresentadas Tabela 3.6 assumiram valores tipicamente observados em perfis pPRFV.  $E_2$  foi definido preservando a razão  $E_1/E_2$  do modelo M1; e  $G_{23}$  foi calculado a partir da relação entre  $E_2$  e  $\nu_{23} = 0,35$ , conforme procedimento apresentado em Nguyen (2014).

Na Tabela 3.7, as propriedades de resistência do perfil referem-se aos valores mínimos recomendados pela pré-norma americana (ASCE, 2010). Os valores apresentados nas Tabela 3.6 e Tabela 3.7 foram adotados de modo que fosse possível obter uma amostra de perfis capaz de cobrir uma ampla área do mapa de classificação de falhas da Figura 3.17.

Nas análises paramétricas, a dimensão média da malha de elementos finitos; os valores das energias de fratura do material pPRFV; os fatores de amplificação que definem a deformada inicial do modelo, devido às imperfeições geométricas iniciais; e a metodologia de modelagem da junção entre as abas foram preservados como no modelo calibrado M1.

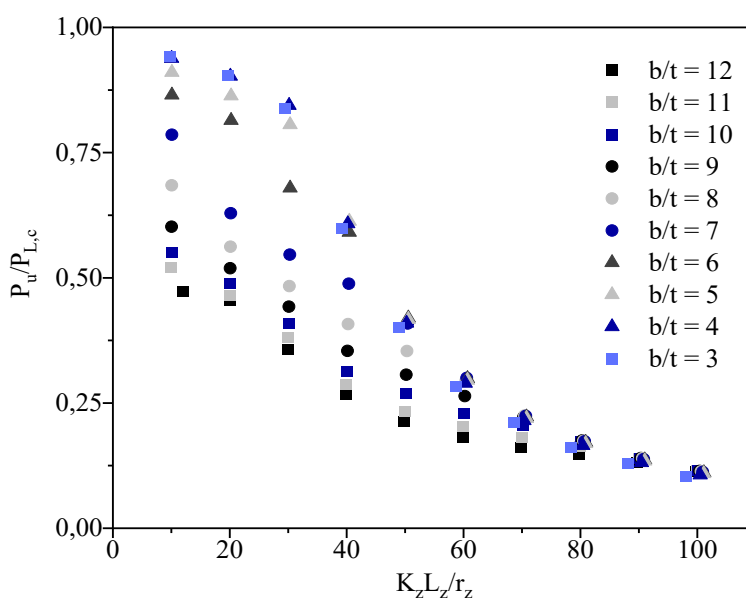
### 3.3.2 Resultados e discussões

Nesta seção são apresentados e discutidos os principais resultados obtidos nas análises numéricas paramétricas em termos da capacidade resistente dos perfis. Os valores das forças máximas resistidas pelos modelos ( $P_u$ ) são comparados às suas respectivas: força máxima resistente à compressão longitudinal ( $P_{L,c}$ ) e força crítica de flambagem elástica ( $P_{cr}$ ), de modo que o desempenho estrutural das cantoneiras é avaliado considerando a influência da geometria das barras sobre as respostas obtidas.

Na Tabela 3.8 são apresentados  $P_{L,c}$ ,  $P_{cr}$  e  $P_u$  para cada um dos modelos CL\_G avaliados nas análises paramétricas. As letras **L** e **G** do identificador CL\_G referem-se, respectivamente, à razão  $b/t$  e à esbelteza global do perfil conforme definido no item anterior. A Tabela 3.8 mostra ainda os índices de esbelteza à flexão ( $\lambda_F$ ) e à flexo-torção ( $\lambda_{FT}$ ) de cada perfil.

Na Figura 3.18 é possível observar a variação da razão  $P_u/P_{L,c}$  para as 100 cantoneiras pultrudadas simuladas numericamente neste estudo em função das suas esbeltezes global ( $K_z L_z/r_z$ ) e local ( $b/t$ ). A partir Figura 3.18, é possível avaliar como as características geométricas do modelo afetaram a capacidade resistente desses perfis em função da razão  $P_u/P_{L,c}$ . De modo geral, cantoneiras com mesma razão  $b/t$  apresentam redução gradual da capacidade resistente com o aumento da esbelteza global, sendo a variação dessa diminuição mais significativa nos perfis com menor  $b/t$ , i.e., perfis com chapas mais espessas.

Figura 3.18 – Variação da  $P_u/P_{L,c}$  em função de  $K_z L_z/r_z$  e  $b/t$



Fonte: elaborado pela autora

Tabela 3.8 - Resultado das análises paramétricas

Modelo	$\lambda_F$	$\lambda_{FT}$	$P_{L,c}$	$P_{cr}$	$P_u$	Modelo	$\lambda_F$	$\lambda_{FT}$	$P_{L,c}$	$P_{cr}$	$P_u$
-	-	-	kN	kN	kN	-	-	-	kN	kN	kN
C12_1	0,2	1,7	330	114	156	C7_1	0,3	1,0	548	540	430
C12_2	0,3	2,2	330	68	150	C7_2	0,5	1,2	548	328	345
C12_3	0,4	2,3	330	60	118	C7_3	0,7	1,3	548	284	299
C12_4	0,5	2,4	330	56	88	C7_4	0,8	1,4	548	262	267
C12_5	0,6	2,4	330	54	70	C7_5	1,0	1,4	548	233	224
C12_6	0,7	2,5	330	53	60	C7_6	1,2	1,5	548	167	164
C12_7	0,8	2,5	330	51	53	C7_7	1,3	1,5	548	125	123
C12_8	0,9	2,5	330	50	48	C7_8	1,4	1,6	548	96	95
C12_9	1,0	2,6	330	48	43	C7_9	1,5	1,7	548	77	76
C12_10	1,1	2,6	330	39	38	C7_10	1,6	1,8	548	62	62
C11_1	0,2	1,5	358	147	187	C6_1	0,3	0,8	631	835	546
C11_2	0,3	2,0	358	88	166	C6_2	0,6	1,1	631	509	514
C11_3	0,4	2,1	358	77	137	C6_3	0,8	1,1	631	437	429
C11_4	0,5	2,2	358	73	103	C6_4	1,0	1,2	631	397	373
C11_5	0,6	2,2	358	70	83	C6_5	1,2	1,3	631	268	265
C11_6	0,8	2,3	358	68	73	C6_6	1,3	1,3	631	191	189
C11_7	0,9	2,3	358	66	65	C6_7	1,5	1,4	631	142	140
C11_8	1,0	2,3	358	63	59	C6_8	1,6	1,5	631	110	108
C11_9	1,1	2,4	358	52	50	C6_9	1,6	1,6	631	87	86
C11_10	1,2	2,4	358	42	41	C6_10	1,7	1,7	631	71	70
C10_1	0,2	1,4	392	194	216	C5_1	0,3	0,7	743	1382	676
C10_2	0,3	1,8	392	117	192	C5_2	0,6	0,9	743	846	642
C10_3	0,5	1,9	392	102	161	C5_3	0,9	1,0	743	715	599
C10_4	0,6	2,0	392	95	123	C5_4	1,1	1,0	743	472	456
C10_5	0,7	2,0	392	92	106	C5_5	1,3	1,1	743	313	310
C10_6	0,8	2,1	392	88	90	C5_6	1,5	1,2	743	222	220
C10_7	1,0	2,1	392	85	80	C5_7	1,6	1,3	743	165	163
C10_8	1,1	2,1	392	70	68	C5_8	1,7	1,4	743	127	126
C10_9	1,2	2,2	392	56	55	C5_9	1,7	1,5	743	101	100
C10_10	1,3	2,2	392	46	45	C5_10	1,8	1,7	743	82	81
C9_1	0,2	1,2	433	263	261	C4_1	0,3	0,5	903	2463	847
C9_2	0,4	1,6	433	159	225	C4_2	0,6	0,7	903	1516	815
C9_3	0,5	1,7	433	138	192	C4_3	0,9	0,8	903	943	763
C9_4	0,7	1,8	433	129	153	C4_4	1,1	0,9	903	568	549
C9_5	0,8	1,8	433	123	133	C4_5	1,4	1,0	903	374	370
C9_6	0,9	1,9	433	118	114	C4_6	1,6	1,1	903	264	262
C9_7	1,1	1,9	433	100	96	C4_7	1,7	1,2	903	196	194
C9_8	1,2	2,0	433	78	76	C4_8	1,7	1,3	903	150	149
C9_9	1,3	2,0	433	62	61	C4_9	1,7	1,5	903	119	118
C9_10	1,4	2,1	433	50	50	C4_10	1,8	1,6	903	97	96
C8_1	0,3	1,1	484	369	331	C3_1	0,3	0,4	1147	5047	1080
C8_2	0,4	1,4	484	224	272	C3_2	0,6	0,5	1147	2413	1036
C8_3	0,6	1,5	484	194	234	C3_3	0,8	0,6	1147	1220	961
C8_4	0,7	1,6	484	181	197	C3_4	1,1	0,7	1147	717	688
C8_5	0,9	1,6	484	171	171	C3_5	1,4	0,9	1147	468	461
C8_6	1,0	1,7	484	148	142	C3_6	1,6	1,0	1147	329	326
C8_7	1,2	1,7	484	111	109	C3_7	1,7	1,2	1147	243	241
C8_8	1,3	1,8	484	86	85	C3_8	1,7	1,4	1147	187	186
C8_9	1,4	1,9	484	68	68	C3_9	1,7	1,5	1147	148	147
C8_10	1,5	1,9	484	56	55	C3_10	1,7	1,7	1147	120	119

ID = Código de identificação do modelo CL\_G, C = Coluna; L = b/t; G =  $(K_z L_z / r_z) \times (\approx 0,1)$

A variação acentuada da força máxima resistente entre os perfis, com mesma razão  $b/t$ , de maior e menor comprimento pode ser justificada pelo fato: (i) das barras curtas e com seções compactas (i.e., com os menores valores de  $b/t$ ) apresentarem capacidade resistente ( $P_u$ ) próxima ao nível da força resistente à compressão ( $P_{L,c}$ ); e das (ii) barras curtas e com seções esbeltas apresentarem considerável reserva de resistência pós-crítica (como será discutido adiante).

A Figura 3.18 mostra ainda que, para as barras de mesma esbeltez global, com valores de  $K_z L_z / r_z$  inferiores a aproximadamente 50, a razão  $b/t$  apresentou significativa influência sobre a capacidade resistente dos perfis, o que indica a dominância do comportamento à flexo-torção desses perfis. Pode-se observar que, para essa faixa de esbeltez, a esbeltez global do perfil também exerceu influência sobre  $P_u/P_{L,c}$ . Note que, para uma mesma série de perfis (barras com mesma razão  $b/t$ ), a razão  $P_u/P_{L,c}$  variou de forma considerável no intervalo  $10 > K_z L_z / r_z > 50$ . A influência do comprimento das cantoneiras mais curtas na previsão da capacidade resistente é um aspecto importante e que deve ser levado em consideração nas expressões de projeto. Como pode ser constatado a partir da Figura 3.18, expressões de cálculo simplificadas que levam em consideração apenas a influência da esbeltez local na determinação da força crítica de flambagem à flexo-torção (e.g. Equação (2.23)) podem não refletir o comportamento real das barras mais curtas. Resultados experimentais obtidos por Cardoso e Togashi (2018) e Monteiro e Malite (2021) confirmam a conclusão obtida por meio da Figura 3.18.

Comparando-se os valores da força crítica de flambagem ( $P_{cr}$ ) e da força máxima resistida pelo modelo ( $P_u$ ) apresentados na Tabela 3.8, é possível observar que a razão  $P_u/P_{cr}$  variou de forma considerável entre valores acima e abaixo de 1. De maneira geral, valores de  $P_u/P_{cr}$  superiores a 1 foram observados nas cantoneiras mais curtas (menor  $\lambda_F$ ) com valores da razão  $b/t$  (e conseqüentemente de  $\lambda_{FT}$ ) mais elevados. Razões  $P_u/P_{cr}$  elevadas foram observados de forma mais evidente nos modelos C12, série com maior razão  $b/t$  avaliada neste estudo. Na série C12, 7 das 10 barras suportaram níveis de carregamentos maiores que a força crítica de flambagem. Apenas nas 3 barras de maior comprimento da série (C12\_8, C12\_9, C12\_10), os valores da razão  $P_u/P_{cr}$  mantiveram-se levemente inferiores a 1.

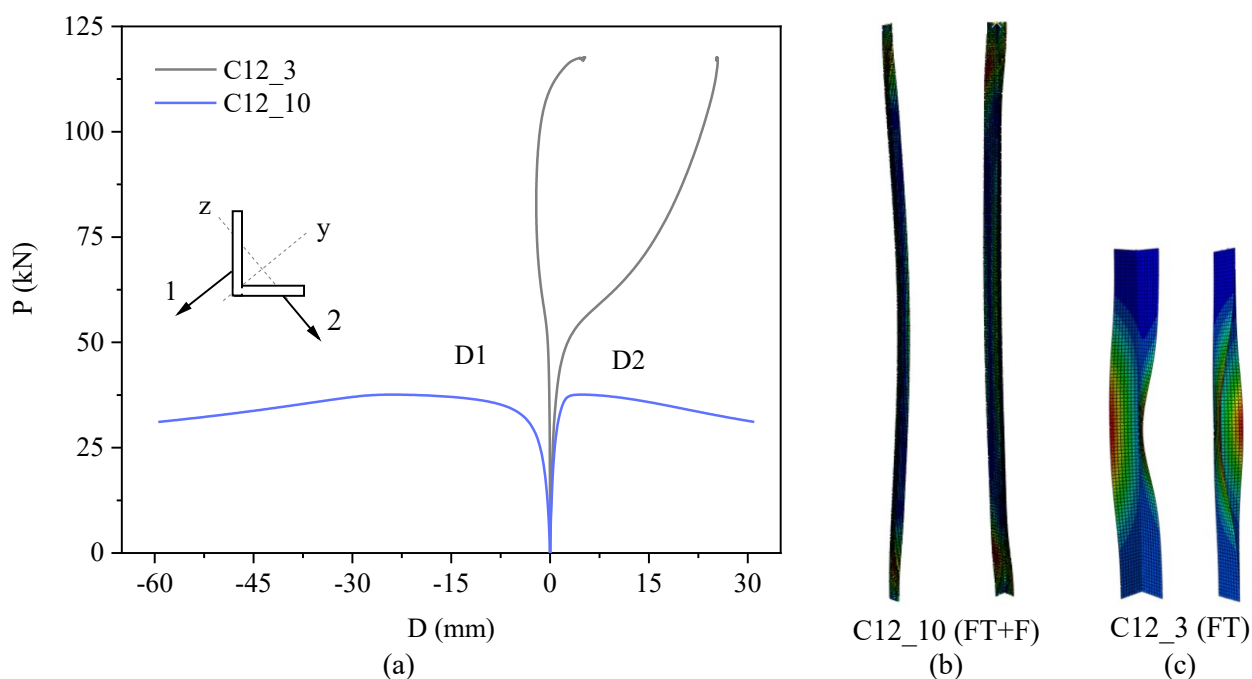
A reserva de resistência pós-flambagem ( $P_u/P_{cr} > 1$ ) observada em parte da amostra da série C12 reflete o comportamento tipicamente observado nas placas esbeltas submetidas à compressão axial (TIMOSHENKO, 1961). Embora este comportamento não seja característico para as barras de um modo geral, resultados obtidos por meio de testes de laboratório mostram

que as cantoneiras pultrudadas curtas exibem essa tendência (CARDOSO e TOGASHI, 2018; MONTEIRO e MALITE, 2021). O comportamento pode ser explicado devido à predominância do modo torcional nas barras cujo modo de falha previsto é de flexo-torção. O modo torcional, por sua vez, tem forte correspondência com o modo local das placas em termos da força crítica de flambagem (ZUREICK e STEFFEN, 2000).

A capacidade de suportar carregamentos que excedem a força crítica de flambagem pode ser atribuída, nos modelos C12, ao comportamento dominante de flexo-torção dessas amostras. Nestes perfis e nos demais modelos que apresentaram essa tendência, a esbelteza à flexo-torção ( $\lambda_{FT}$ ) é relativamente elevada quando comparada à de flexão ( $\lambda_F$ ). Por outro lado, à medida que o comprimento das barras assumia valores maiores (i.e., os valores  $\lambda_F$  tornavam-se mais próximos  $\lambda_{FT}$ ), o modo de instabilidade por flexão era mais mobilizado e a interação entre os modos globais de flexo-torção e flexão culminava na erosão da capacidade resistente do perfil, ou seja,  $P_u/P_{cr} < 1$ .

O comportamento descrito no parágrafo acima é ilustrado na Figura 3.19a, onde são apresentadas as curvas força *versus* deslocamento referente aos modelos C12\_10 e C12\_3, respectivamente. As Figuras 3.19b e 3.19c mostram as configurações deformadas associadas a cada modelo.

Figura 3.19 – (a) Curvas P *versus* D. Deformada dos modelos: (b) C12\_10 e (c) C12\_3



Fonte: (a) elaborado pela autora; (b-c): SIMULIA (2014)



A Figura 3.19a mostra o comportamento típico de placa ( $P_u/P_{cr} > 1$ ) da barra C12\_3 mencionado nos parágrafos anteriores. A partir de determinado nível de carregamento, nota-se o modelo C12\_3 apresenta redução da sua rigidez, contudo continua a suportar níveis de carregamentos mais elevados com pouca variação no deslocamento. A deformada do modelo C12\_3 na Figura 3.19c mostra a configuração característica de um modo de flexo-torção puro com predominância do modo torcional.

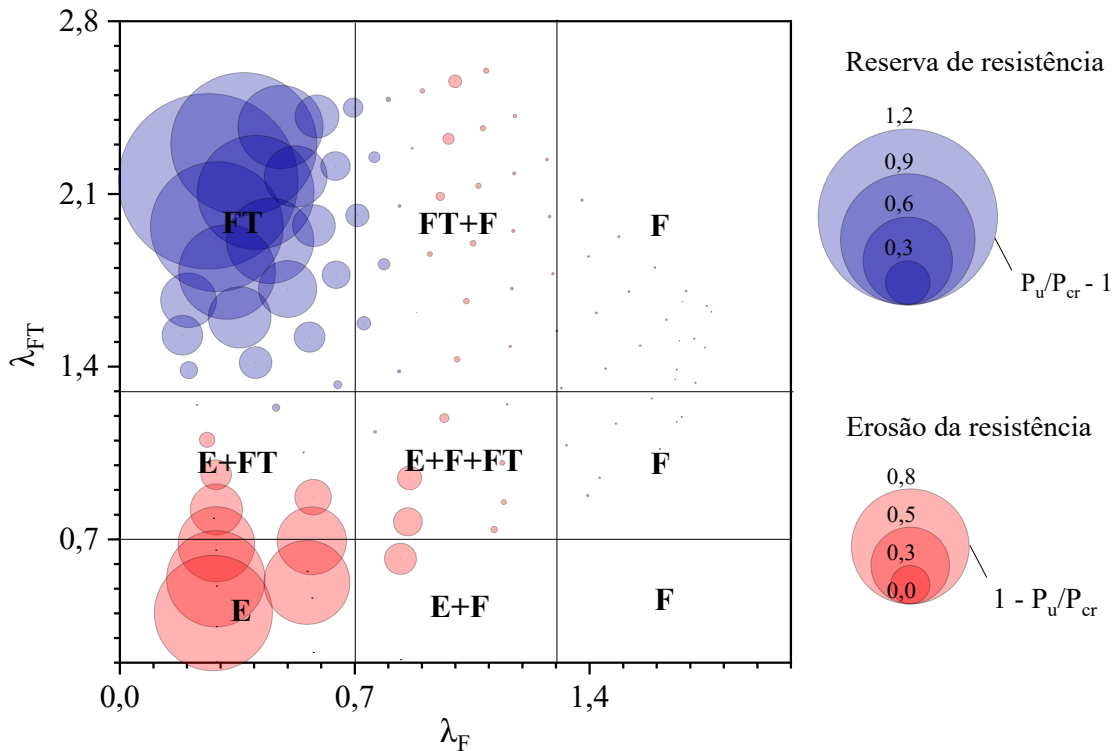
No modelo C12\_10, por outro lado, a diminuição da rigidez da barra é seguida pela redução gradual da sua capacidade resistente (Figura 3.19a), como é característico do comportamento de barras. A partir da Figura 3.19b, é possível observar a interação entre os modos de flexo-torção (FT) — caracterizado pela rotação do perfil em torno do seu eixo longitudinal — e flexão em torno de menor inércia (F) — caracterizado pela translação da seção transversal no seu próprio plano na direção do eixo de maior inércia. A interação entre os modos de falha contribuiu, portanto, para a redução da capacidade resistente do perfil, de modo que um valor inferior à força crítica de flambagem fosse suportado ( $P_u/P_{cr} < 1$ ). Nota-se, portanto, que a resistência pós-crítica nas cantoneiras mais curtas e à interação entre os modos de instabilidade nas cantoneiras mais longas podem afetar a capacidade resistente do perfil, de modo que valores diferentes daquele associado à força crítica de flambagem ( $P_{cr}$ ) sejam atingidos.

A partir de uma análise global dos resultados da Tabela 3.8, observa-se ainda que, à medida que  $b/t$  diminuiu, a magnitude da reserva de resistência também foi gradualmente reduzida, limitando-se às barras de menor comprimento; até que, para os perfis com  $b/t \leq 5$  (séries C5 a C3), nenhuma reserva de resistência foi verificada. Nessas séries, as cantoneiras mais curtas apresentaram maior tendência a falhar devido ao esmagamento do material.

A Figura 3.20 apresenta um panorama geral dos resultados em termos da razão  $P_u/P_{cr}$  para a amostra avaliada em função da esbeltez à flexo-torção ( $\lambda_{FT}$ ) e à flexão ( $\lambda_F$ ). No gráfico de bolhas da Figura 3.20, a magnitude da reserva de resistência ( $P_u/P_{cr} - 1$ ) de cada modelo é representada pelas bolhas azuis; e a magnitude da “erosão” da resistência ( $1 - P_u/P_{cr}$ ) é representada pelas bolhas vermelhas. O gráfico da Figura 3.20 mostra que, para as cantoneiras pPRFV cujo modo de falha previsto é puramente flexo-torcional, a reserva de resistência pós-crítica é acentuada, podendo exceder de forma significativa a força crítica de flambagem elástica. Estudos experimentais realizados por Cardoso e Togashi (2018) com cantoneiras curtas pPRFV, cujas esbeltezes se enquadram exclusivamente na faixa  $\lambda_{FT} > 1,3$  e  $\lambda_F > 0,7$  (1º quadrante), corroboram com os resultados apresentados na Figura 3.20. Nota-se ainda que, à

medida que as esbeltezes  $\lambda_{FT}$  e  $\lambda_F$  se afastam da região central do 1º quadrante (quadrante FT), i.e., aproximam-se das bordas inferior ou direita do 1º quadrante, as dimensões das bolhas azuis diminuem, até que mudam de cor.

Figura 3.20 – Análise da reserva de resistência pós-crítica



Fonte: elaborado pela autora

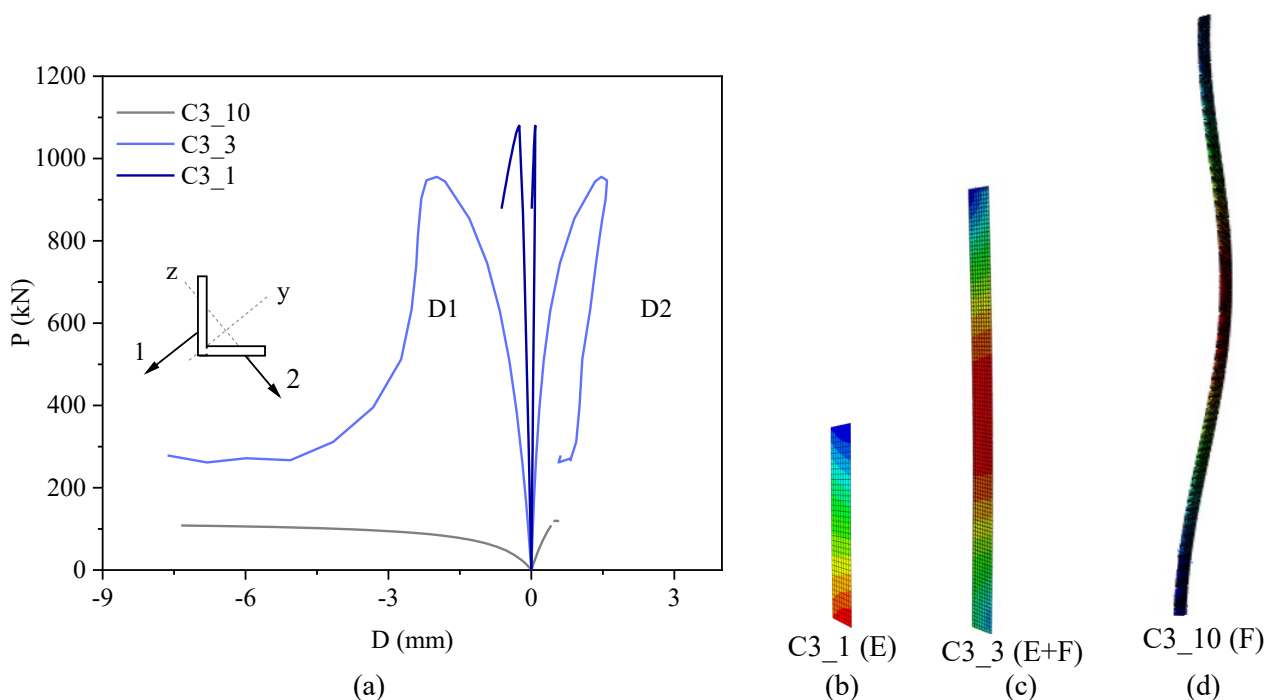
A partir da análise das configurações das bolhas no 2º quadrante (quadrante F+FT), é possível observar como a participação do modo F influencia o comportamento dos perfis. Na parte esquerda deste quadrante, as bolhas, ainda em cor azul, possuem dimensão reduzida. À medida que  $\lambda_F$  aumenta, as bolhas diminuem de tamanho até que mudam de cor, indicando assim que as cantoneiras passam a suportar carregamentos menores que a força crítica de flambagem. No 3º quadrante (quadrante F na parte superior do gráfico), as bolhas se confundem com pontos, o que significa que a capacidade resistente desses perfis se assemelha a força crítica de flambagem de Euler, evidenciando um comportamento próximo ao das barras ideais. Para os demais quadrantes, representados pelas cantoneiras com  $\lambda_{FT} < 1,3$ , a erosão da resistência foi o fenômeno dominante, sendo a magnitude deste efeito mais relevante para as barras com menores  $\lambda_F$  e  $\lambda_{FT}$ .

Com base nos resultados das análises paramétricas ilustrados no gráfico da Figura 3.20, é possível verificar que os limites de esbeltez  $\lambda_F$  e  $\lambda_{FT}$  definidos no mapa de classificação de falhas proposto por Cardoso e Togashi (2018) capturam de forma precisa o comportamento à

compressão das cantoneiras pPRFV em termos de capacidade resistente. Quanto aos modos de falha previstos — especialmente aqueles caracterizados pela interação entre dois ou mais modos —, também foi possível observar uma excelente concordância entre as falhas previstas em função das esbeltezes  $\lambda_F$  e  $\lambda_{FT}$  e aquelas observadas nos modelos numéricos paramétricos (como mostrou a Figura 3.19).

Nas Figuras 3.21 e 3.22 são apresentados outros exemplos representativos referentes aos modos de falha observados nos modelos paramétricos. Na Figura 3.21 são apresentadas as curvas força *versus* deslocamento (Figura 3.21a) e as deformadas dos modelos C3\_1 (Figura 3.21b), C3\_3 (Figura 3.21c) e C3\_10 (Figura 3.21d).

Figura 3.21 – (a) Curvas P *versus* D. Deformada dos modelos: (b) C3\_1; (c) C3\_3 e (d) C3\_10



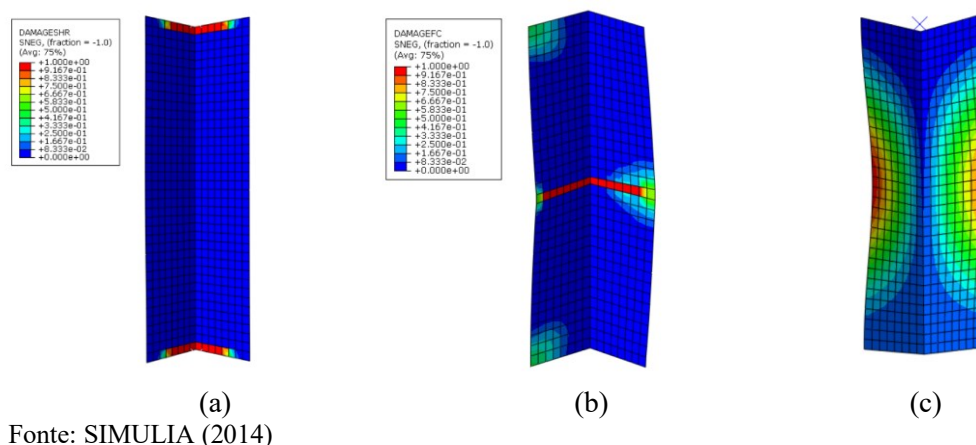
Fonte: (a) elaborado pela autora; (b-d): SIMULIA (2014)

Conforme o mapa de classificação de falhas proposto por Cardoso e Togashi (2018) (Figura 3.20), tais modelos deveriam apresentar modos de falha devido ao esmagamento do material (E), esmagamento combinado com flexão (E+F) e flexão pura (F), respectivamente. A partir da análise das curvas força *versus* deslocamento da Figura 3.21a, nota-se que, de modo geral, a evolução dos deslocamentos em função do aumento da carga axial reflete o modo de falha previsto para os modelos C3\_1, C3\_3 e C3\_10.

Como se observa na Figura 3.21b, a cantoneira C3\_1 (a de menor comprimento dentre as apresentadas na Figura 3.21) manteve-se praticamente na posição vertical (Figura 3.21b)

durante a aplicação do carregamento. No gráfico força *versus* deslocamento, esse comportamento é representado pelo trecho reto da curva em azul escuro até que uma queda brusca da rigidez indica a falha da barra. A Figura 3.22a mostra a configuração final dessa barra, evidenciando o dano no material nas extremidades do perfil junto a região central da seção transversal.

Figura 3.22 – Deformadas dos modelos (a) C3\_1; (b) C4\_1; (c) C12\_1



Nas Figuras 3.22b e 3.22c são apresentadas ainda as deformadas dos modelos C4\_1 e C12\_1, que correspondem às cantoneiras mais curtas das séries C4 e C12 (series com  $b/t$  igual a 4 e a 12, respectivamente). Conforme o mapa de classificação proposto por Cardoso e Togashi (2018), as falhas desses perfis deveriam ocorrer devido à combinação dos modos E+FT e ao modo puro FT, respectivamente. Além de confirmar os modos de falha previstos através do modelo proposto por Cardoso e Togashi (2018), a análise da Figura 3.22 permite também esclarecer como a razão  $b/t$  afetou as deformadas finais dos modelos numéricos. Com o aumento de  $b/t$ , o modo de flexo-torção tornou-se dominante, alterando o padrão de falha desses perfis.

No modelo C3\_3 (Figura 3.21c), foi possível observar uma configuração deformada suave de flexão em torno do eixo de menor inércia, enquanto os níveis dos parâmetros de quantificação do dano do material se mantiveram elevados, atingindo a unidade nas extremidades do perfil. Já no modelo mais longo, C3\_10 (Figura 3.21d), o modo de instabilidade por flexão em torno do eixo de menor inércia foi evidente.

A partir dos resultados apresentados, pode-se verificar que o mapa de classificação das falhas proposto por Cardoso e Togashi (2018) é uma excelente ferramenta para a previsão do comportamento das cantoneiras pPRFV, ajudando a superar a subjetividade da classificação exclusivamente visual, praticada nos ensaios experimentais; bem como a simplicidade da

avaliação baseada nos modos de flambagem globais puros (SEANGATITH, 2004; ZUREICK e STEFFEN, 2000).

A Tabela C.1 no APÊNDICE C mostra comparativamente os modos de falha previstos para as barras avaliadas no estudo paramétrico, por meio de: (i) modelos analíticos sugeridos nos trabalhos de Seangatith (2004) e (ii) de Zureick e Steffen (2000); (iii) do mapa de classificação de falhas de Cardoso e Togashi (2018); e (iv) da análise visual e dos gráficos força *versus* deslocamento dos modelos numéricos. Quanto aos resultados reportados no APÊNDICE C, deve-se destacar que, em algumas situações (especialmente no caso das cantoneiras cujas esbeltezes se localizam nas proximidades da região de transição entre limites  $\lambda_F$  e  $\lambda_{FT}$ ), a determinação dos modos de instabilidade e/ou do esmagamento material presentes pode ser uma tarefa difícil, já que alguns desses modos podem se pronunciar de forma bastante discreta, o que exige análises cuidadosas.

Por fim, com base nos resultados apresentados neste tópico é possível observar a influência que a geometria das cantoneiras pPRFV pode exercer sobre a capacidade resistente desses elementos quando axialmente comprimidos, sobretudo para as barras mais curtas e para aquelas cuja interação dos modos de falha tende a ocorrer. As conclusões obtidas neste estudo estão de acordo com os resultados experimentais obtidos por outros pesquisadores (CARDOSO e TOGATHI, 2018; MONTEIRO e MALITE, 2021; SENGATITH 2014) e expandem as observações para as barras ainda não avaliadas por testes em laboratório.

Como será demonstrado por meio do estudo de erro de modelo no tópico seguinte, tais conclusões têm impacto direto sobre a qualidade da resposta dos modelos de cálculo utilizados na previsão teórica da capacidade resistente das cantoneiras pultrudadas sujeitas a compressão centrada, evidenciando, assim, a importância da proposição de uma expressão de cálculo capaz de representar todos os fenômenos observados nas análises realizadas.

### 3.4 MODELO DE CÁLCULO PROPOSTO

Neste tópico, o banco de dados de força máxima coletado no estudo paramétrico é analisado à luz do modelo de cálculo normativo destinado ao dimensionamento à compressão axial de cantoneiras pPRFV disponível na pré-norma americana (ASCE, 2010), único modelo de cálculo, com caráter de norma, disponível atualmente para esse tipo de perfil.

Inicialmente, as expressões da norma americana em desenvolvimento são utilizadas na previsão da capacidade resistente dos modelos simulados na análise paramétrica, de modo que o erro de modelo associado é avaliado. A partir dos resultados obtidos nesta análise, outras equações de projeto são avaliadas. Entre elas o modelo de cálculo destinado a cantoneiras de aço formado a frio, conforme o procedimento baseado no Método da Resistência Direta (MRD) indicado no regulamento americano *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members* (AISI, 2016), além de quatro modelos de cálculo não normatizados, obtidos a partir de modificações pontuais feitas nos modelos da pré-norma americana ASCE (2010) e no modelo do AISI (2016).

Os resultados obtidos na avaliação destes modelos deram subsídio para a proposição de uma nova formulação. O modelo de cálculo proposto foi definido a partir da calibração de equações frente aos resultados numéricos, gerados no estudo paramétrico desenvolvido neste estudo, e dos dados experimentais pré-existentes disponíveis na literatura. A rotina de cálculo utilizada no modelo de cálculo proposto baseia-se no MRD.

No Capítulo 5, análises de confiabilidade estrutural serão realizadas para a definição do coeficiente de segurança adequado para a obtenção do índice de confiabilidade requerido para o projeto de elementos estruturais pultrudados submetidos à compressão.

### 3.4.1 Estudo do erro de modelo

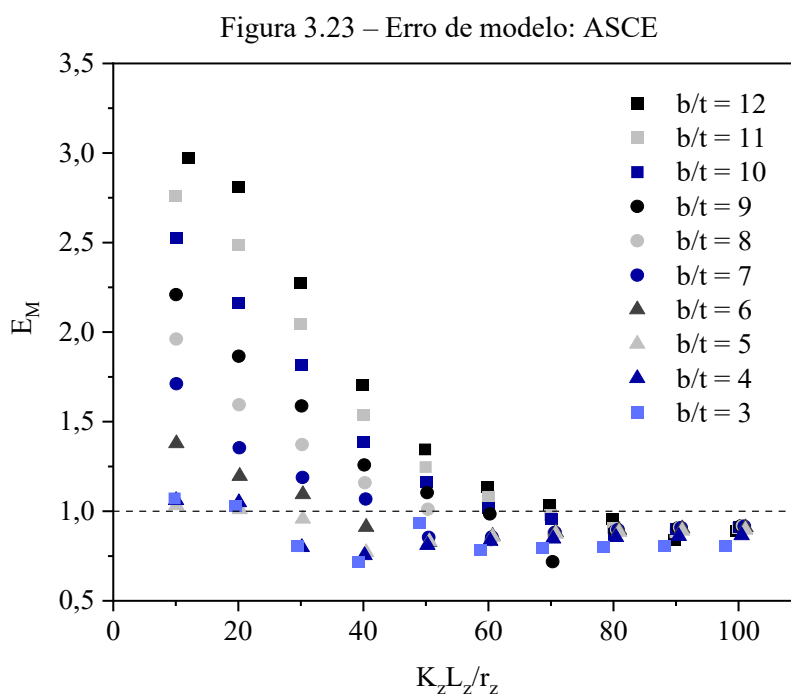
A incerteza de um modelo matemático para previsão da capacidade resistente de um elemento estrutural pode ser representada através de uma variável aleatória, e sua distribuição de probabilidades pode ser determinada, por exemplo, realizando comparações entre valores de referência (numéricos e/ou experimentais),  $P_{ref}$ , e a resistência determinada via modelo teórico,  $P_{mod}$ . Para cada valor de referência  $i$ , pode-se obter uma realização da força resistente,  $P_{ref,i}$ , e uma observação da variável aleatória erro de modelo, definida como (Equação (3.3)):

$$E_M = \frac{P_{ref,i}}{P_{mod,i}} \quad (3.3)$$

À medida que a amostra composta por  $i$  termos torna-se maior, o erro estatístico da amostragem é reduzido. Conforme Beck (2019), o parâmetro  $E_M$  é uma fonte de incerteza significativa em problemas de confiabilidade estrutural. Portanto, é importante que esta variável seja incorporada nas análises.

O estudo do Erro de Modelo realizado neste tópico consistiu na avaliação de modelos de cálculo para a previsão da força resistente das cantoneiras pPRFV axialmente comprimidas. A análise se deu a partir da comparação entre a capacidade resistente prevista por meio de modelos teóricos ( $P_{mod}$ ) e a força máxima obtida nas análises paramétricas realizadas neste trabalho ( $P_{num}$ ) e nas pesquisas experimentais ( $P_{exp}$ ) realizados por Cardoso e Togashi (2018), Monteiro e Malite (2021), Seangatith (2004), Evernden e Smith (2011) e Zureick e Steffen (2000).

Na Figura 3.23 é possível observar o comportamento da variável  $E_M$  gerado pelo modelo ASCE ( $P_{mod,ASCE}$ ) na previsão da capacidade resistente das cantoneiras pPRFV avaliadas no estudo paramétrico ( $P_{num}$ ), em função das esbeltezes global ( $K_z L_z / r_z$ ) e local ( $b/t$ ) das barras.



Fonte: elaborado pela autora

Os resultados apresentados na Figura 3.23 mostram uma significativa variação do parâmetro  $E_M$  em função da esbelteza global e local das cantoneiras pPRFV avaliadas no estudo paramétrico. Nota-se que, para cantoneiras com chapas esbeltas e esbelteza global reduzida, o modelo ASCE gerou resultados conservadores. O excesso de conservadorismo evidenciado na previsão da capacidade resistente das barras mais curtas e de “chapas finas” pode ser atribuído a dois fatores: (i) a atual equação recomendada para o cálculo da força crítica de flambagem elástica por flexo-torção; e (ii) a desconsideração da reserva de resistência pós-flambagem que pôde ser observada na análise numérica das cantoneiras mais curtas.

Como foi apresentado no item 2.4.3, a equação atualmente recomendada pela pré-norma americana para o cálculo de  $P_{cr,FT}$  assume a forma simplificada  $G_{LT}/(b/t)^2$ . Nesta expressão, as parcelas de resistência associadas à flexão em torno do eixo de maior inércia e à torção por empenamento, presentes na equação clássica da força crítica de flambagem por flexo-torção (Equação (2.12)) são desconsideradas. Conforme Zureick e Steffen (2000), autores da pesquisa que embasa a solução adotada pela norma americana em desenvolvimento, para as barras com comprimentos usuais feitas de material cuja razão  $E_L/G_{LT}$  é inferior a 5,5, a segunda parcela da Equação (2.10d) é desprezível, quando o coeficiente de flambagem por torção ( $K_x$ ) é assumido igual a 1. Para essa condição, o valor de  $P_{cr,FT}$  torna-se independente do comprimento da barra, de modo que cantoneiras de mesma esbeltez local ( $b/t$ ) (e com mesmo  $G_{LT}$ ) apresentam mesma capacidade resistente teórica.

De fato, para as barras mais longas, cujo modo de flambagem crítico de flambagem ainda é de flexo-torção, a parcela associada à rigidez ao empenamento da Equação (2.10d) pode se tornar secundária. Isto ocorre mesmo quando o grau de ortotropia do material pultrudado PRFV (representada pela relação  $E_L/G_{LT}$ ) é elevada (superior a 5,5). Por outro lado, para as barras mais curtas, a diferença entre os valores previstos através da expressão simplificada (Equação (2.23)) e a equação clássica da flexo-torção (Equação (2.12)) passa a sofrer maior influência das propriedades do material. A Tabela 3.9 mostra uma comparação feita entre a força crítica de flambagem por flexo-torção, obtida a partir da expressão do modelo ASCE ( $P_{cr,FT,ASCE}$ ); e a força crítica de flambagem por torção  $P_{cr,T}$  (Equação (2.10d)). Essa última assume valor muito próximo aos da força crítica de flambagem por flexo-torção.

Tabela 3.9 - Influência da rigidez ao empenamento na previsão de  $P_{cr,FT}$

Casos avaliados	$K_x L_x$ (mm)	$E_L$ (GPa)	$G_{LT}$ (GPa)	$\frac{E_L}{G_{LT}}$	$P_{cr,FT,ASCE}$ (Eq. 2.23) (kN)	$P_{cr,T}$ (Eq. 2.10d) (kN)	Diferença (%)
1	400	30	2	15	3,5	10,0	188
2	400	15	2	8	3,5	6,8	94
3	400	30	5,5	5	9,6	16,1	68
4	400	15	5,5	3	9,6	12,9	34
5	1000	30	2	15	3,5	4,5	30
6	1000	15	2	8	3,5	4,0	15
7	1000	30	5,5	5	9,6	10,6	11
8	1000	15	5,5	3	9,6	10,1	5
9	2000	30	2	15	3,5	3,8	8
10	2000	15	2	8	3,5	3,6	4
11	2000	30	5,5	5	9,6	9,9	3
12	2000	15	5,5	3	9,6	9,7	1

Os resultados da Tabela 3.9 foram obtidos para a cantoneira  $152 \times 6,35$  (mm) (seção com maior relação  $b/t$  disponível no catálogo da fabricante Strongwell (STRONGWELL,



2022)); e diferentes comprimentos efetivos à torção ( $K_x L_x$ ) e relações módulos de elasticidade ( $E_L$ ) e módulo de cisalhamento plano ( $G_{LT}$ ). Os valores das propriedades mecânicas do material assumiram valores extremos tipicamente observados na literatura.

A partir dos resultados apresentados na Tabela 3.9, nota-se que, para cantoneiras com comprimento efetivo à torção ( $K_x L_x$ ) iguais 1000 mm e 400 mm, a diferença entre os valores de  $P_{crFT,ASCE}$  e  $P_{crT}$  varia entre 5 a 188 %, sendo crítico no caso da barra mais curta e com maior  $E_L/G_{LT}$ . Resultados obtidos em ensaios de caracterização do material (CARDOSO, 2014; CARDOSO e TOGASHI, MONTEIRO e MALITE, 2021; NUNES, 2012, CORREIA, 2012) mostram que a relação  $E_L/G_{LT}$  assume valores entre 5 e 10. Nesta faixa de  $E_L/G_{LT}$ , a depender das características geométricas da barra ( $K_x L_x$  e  $b/t$ ), uma divergência significativa entre os valores de  $P_{crT}$  e  $P_{crFT,ASCE}$  poderá ser obtida, como indicado na Tabela 3.9. Assim, nota-se que uma atenção especial deve ser dada às cantoneiras mais curtas em função do grau de ortotropia do material.

Destaca-se ainda que os perfis com maior esbeltez local são aqueles que apresentam as maiores reservas de resistência pós-flambagem, o que pode gerar uma divergência ainda maior entre os valores previstos por meio da equação simplificada e aqueles observados na prática. Conclusões semelhantes sobre a acurácia do modelo ASCE foram tecidas por outros autores (ALQAM, 2003, MONTEIRO e MALITE, 2021; SÁ et al., 2021; SEANGATITH, 2011).

É interessante mencionar que um padrão semelhante de excessivo conservadorismo foi observado por Chodraui (2006) e Young (2003) na análise dos modelos de cálculo destinados às cantoneiras de aço formado a frio. Segundo os pesquisadores, a força crítica de flambagem por flexo-torção (e de torção) é significativamente inferior à força crítica de flambagem por flexão e, também, ao valor de força máxima efetivamente verificada nos ensaios experimentais. Para contornar essa inadequação da expressão analítica, Chodraui (2006) propõe a utilização equações, baseadas no Método das Resistência Direta (MRD), adaptadas ao comportamento das cantoneiras. Adiante a proposta do autor será discutida com maior profundidade.

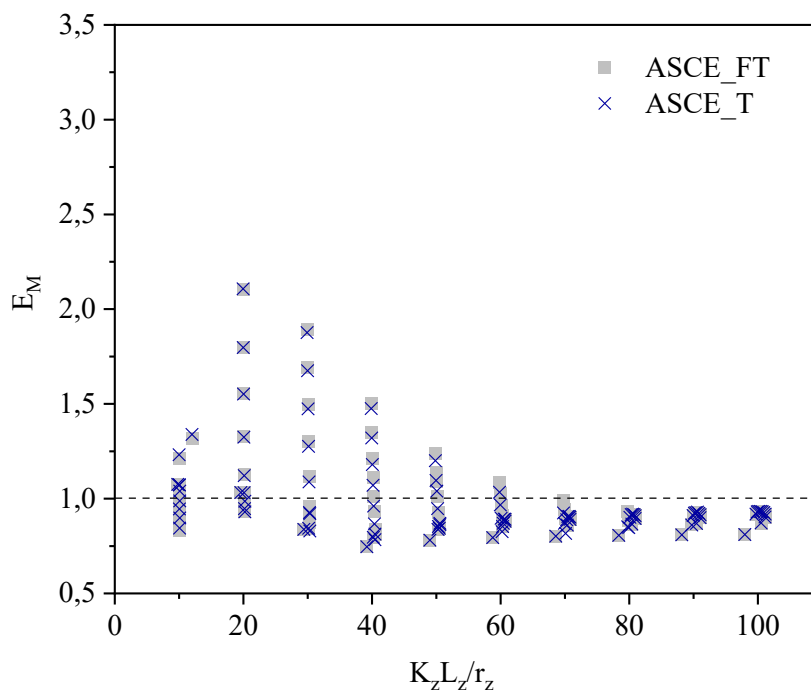
Para as cantoneiras com maior esbeltez global, a Figura 3.23 mostra que o modelo da ASCE (2010) forneceu resultados mais consistentes (erro de modelo mais próximo a 1) e que a esbeltez local exerceu menor influência sobre a resposta. Para as barras mais longas, o erro de modelo inferior a 1 pode ser atribuído à influência que as imperfeições iniciais e/ou a interação entre os modos de instabilidade exercem sobre a capacidade resistente das barras.

Diante do exposto, ao serem analisados, em uma perspectiva geral, os resultados obtidos na aplicação do procedimento ASCE, o erro de modelo médio obtido para as 100 cantoneiras

simuladas na análise paramétrica foi de 1,17 e o desvio padrão igual a 0,50. A elevada dispersão dos resultados é reflexo da alta variabilidade das respostas observadas na previsão das barras com menor esbelteza global, como mencionado anteriormente.

Na Figura 3.24, os resultados das análises paramétricas são reavaliados considerando a substituição da equação simplificada do modelo ASCE (Equação (2.23)) pelas equações da força crítica de flambagem por torção (T), calculada conforme a Equação (2.10d); e flexo-torção (FT), calculada conforme a Equação (2.12). Ou seja, nestas análises a metodologia de cálculo da ASCE foi mantida, alterando-se apenas a equação utilizada no cálculo da força crítica de flambagem por flexo-torção. Os modelos de cálculo modificados são referidos como ASCE\_T (Equação (2.10d)) e ASCE\_FT (Equação (2.12)).

Figura 3.24 – Erro de modelo: ASCE\_T e ASCE\_FT



Fonte: elaborado pela autora

A primeira conclusão que pode ser extraída de forma imediata a partir da Figura 3.24 é que a previsão da capacidade resistente obtida por meio das equações de força crítica de flambagem por flexo-torção e por torção geram resultados praticamente idênticos entre si (os quadrados em cinza e a cruz na cor azul praticamente se sobrepõem no gráfico da Figura 3.24). Confrontando-se os resultados da Figura 3.24 com aqueles apresentados na Figura 3.23, nota-se ainda que ambas as metodologias, ASCE\_FT e ASCE\_T, conduziram a valores de erro de modelo mais próximos a 1 que aqueles fornecidos pelo modelo original da ASCE. Para os

modelos ASCE\_FT e ASCE\_T foram obtidos erros de modelo iguais a  $1,00 \pm 0,24$  e  $0,99 \pm 0,23$ , respectivamente.

Embora os modelos modificados ASCE\_FT e ASCE\_T tenham gerado resultados mais adequados se comparados ao modelo original da ASCE, a filosofia de cálculo desses modelos corrigidos é antiquada e de certo modo simplista, podendo ser aprimorados a partir de métodos mais sofisticados que tratem as cantoneiras de fato como “barras reais”, em vez de “barras ideais”. Ao conciliar eficiência e simplicidade, o Método da Resistência Direta (MRD) vem ganhando espaço entre os procedimentos normativos nacionais e internacionais destinados às estruturas de aço. Em particular, o MRD tem se destacado na proposição de novos modelos de cálculo para as cantoneiras de aço formado a frio (CHODRAUI et al., 2006; SILVESTRE, DINIS e CAMOTIM, 2013). Segundo Silvestre, Dinis e Camotim (2013), o MRD torna-se particularmente vantajoso no projeto das cantoneiras axialmente comprimidas, pois permite combinar as fórmulas relativas à instabilidade local e global e propor uma expressão que leva em consideração a interação entre os modos.

O procedimento normativo do AISI (2016) define o MRD como sendo um modelo de cálculo que permite prever a capacidade resistente dos elementos sem o cálculo das larguras efetivas. A menção feita às larguras efetivas refere-se ao emprego de um método alternativo de cálculo, o Método das Larguras Efetivas (MLE). A desvantagem deste último, na análise das cantoneiras, consiste no fato que a interação entre as abas das cantoneiras não é levada em consideração, já que neste método cada chapa que compõe o perfil é analisada isoladamente.

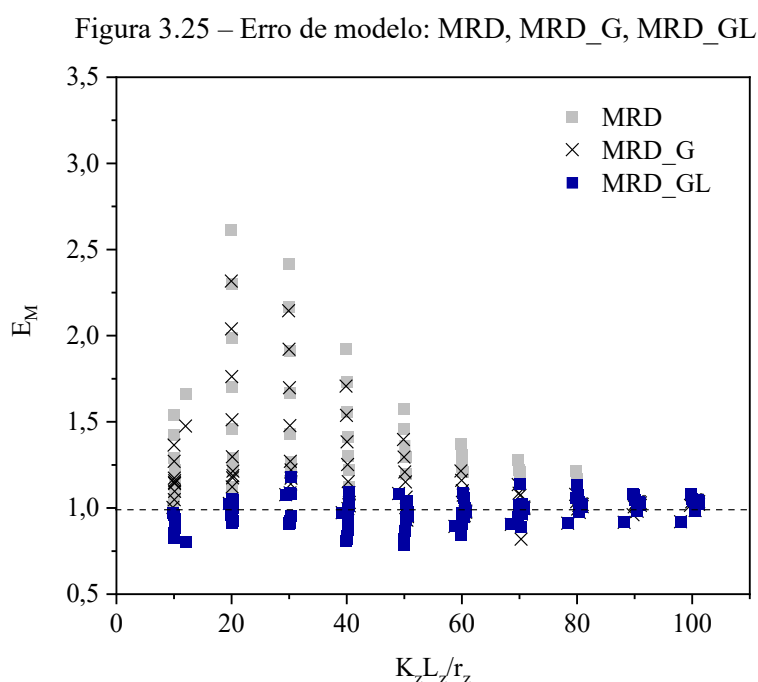
Para investigar como o MRD se comporta na previsão da capacidade resistente dos modelos simulados na análise paramétrica, este procedimento foi utilizado para o cálculo de  $P_{u,MRD}$ , conforme a metodologia de cálculo indicada pela AISI (2016) e considerando as adaptações necessárias em função das propriedades mecânicas do material pultrudado. Este modelo de cálculo será referido nas discussões apresentadas adiante como modelo MRD.

No modelo MRD, as forças críticas de flambagem por flexão ( $P_{crF}$ ) e por flexo-torção ( $P_{crFT}$ ) foram definidas pelas Equações (2.11) e (2.12), respectivamente. Adotando a mesma metodologia utilizada por Chodraui et al. (2006), à força crítica de flambagem local das cantoneiras foi atribuído o valor de  $P_{crFT}$ . Essa abordagem baseia-se na semelhança entre os modos local e flexo-torcional nas cantoneiras.

Além do modelo de cálculo AISI:2016 (referido como modelo MRD), dois modelos alternativos obtidos a partir de alterações feitas no modelo MRD foram avaliados. Na primeira, cujo modelo é referido como MRD\_G, a análise da estabilidade local foi desconsiderada, de

modo que a força resistida pela cantoneira foi diretamente atribuída ao valor calculado na análise global de estabilidade. Neste caso, ambos os modos de flambagem globais (flexão e flexo-torção) são levados em consideração na análise global. Na segunda metodologia de cálculo alternativa avaliada neste estudo (referida como modelo MRD\_GL), ambas as análises de estabilidade (global e local) foram realizadas, sendo que o modo global de flambagem por flexo-torção foi ignorado na etapa de análise global. A proposta do modelo MRD\_GL consiste em: (i) evitar a consideração do modo de flexo-torção duas vezes durante o cálculo, i.e., na análise global e na análise local; e (ii) propor uma estratégia para contornar a diferença acentuada que foi identificada entre os valores da força máxima de cantoneiras curtas obtidas analiticamente e observadas nos ensaios. O estudo dos modelos MRD modificados (MRD\_G e MRD\_GL) é motivada pelas análises realizados por Chodraui et al. (2006). Os pesquisadores avaliaram modelos similares no seu trabalho sobre as cantoneiras de aço formado a frio.

Os valores do erro de modelo ( $E_M$ ) obtidos na previsão da força máxima resistente das barras avaliados na análise paramétrica, a partir dos procedimentos de cálculo MRD, MRD\_G e MRD\_GL são apresentados na Figura 3.25.



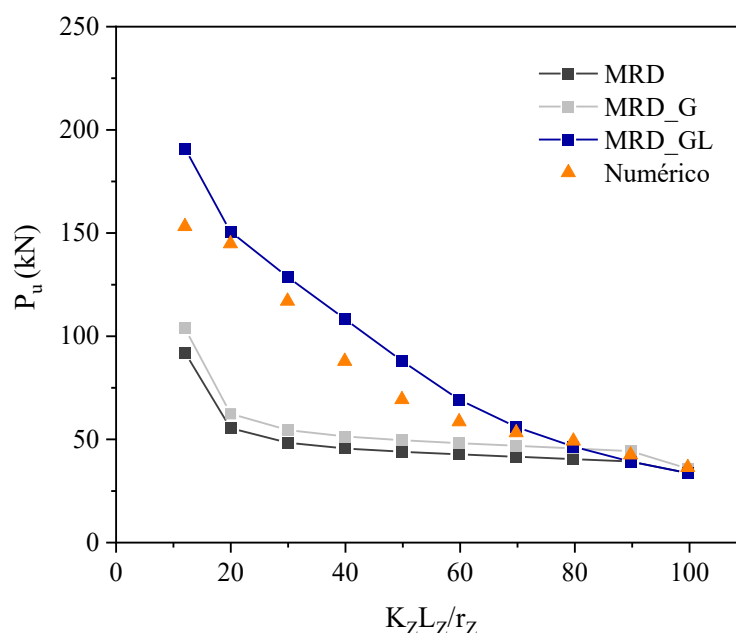
Fonte: elaborado pela autora

A partir da análise do gráfico Figura 3.25, nota-se que os modelos MRD e MRD\_G levaram a respostas relativamente próximas. Conforme a metodologia proposta, esses modelos utilizam o mesmo procedimento para a análise do modo global e procedimentos diferentes para a análise do modo local. No modelo MRD, o modo local é considerado, já no MRD\_G, não. Como se observa na Figura 3.25, os modelos MRD e MRD\_G se apresentaram conservadores

para a primeira metade da faixa de esbeltez global avaliada. O mesmo não ocorreu para o modelo MRD\_GL. Para toda a faixa de esbeltez analisada, o modelo MRD\_GL previu a força máxima de forma mais precisa e com dispersão dos resultados significativamente menor ( $0,99 \pm 0,09$ ). Para os modelos MRD e MRD\_G, os erros de modelo foram iguais a  $1,23 \pm 0,34$  e  $1,16 \pm 0,27$ , respectivamente. A diferença entre o modelo MRD\_GL e os modelos MRD e MRD\_G se encontra no procedimento utilizado na análise do modo global. Enquanto ambos os modos de flambagem globais (flexão na menor inércia, F; e flexo-torção, FT) são considerados nos modelos MRD e MRD\_G, o modelo MRD\_GL considera apenas o modo global F.

Com base nos resultados apresentados na Figura 3.25, é possível concluir, portanto, que a consideração de FT como um modo global (como é feito nos modelos MRD e MRD\_G) gerou resultados conservadores para as cantoneiras com menor esbeltez global. Uma vez que essas barras tendem a suportar carregamentos elevados devido à reserva de resistência pós-crítica, a consideração apenas do modo global F parece ser uma solução interessante para capturar esse comportamento. Esse aspecto pode ser evidenciado através da Figura 3.26, onde os valores da força  $P_u$  previstos pelos modelos MRD, MRD\_G e MRD\_GL para as cantoneiras de maior esbeltez local do estudo paramétrico (série C12) são comparados.

Figura 3.26 – Resultados numéricos e previsão analítica a partir dos modelos MRD para série C12



Fonte: elaborado pela autora

A Figura 3.26 mostra a proximidade entre os resultados numéricos e a curva de pontos associada ao modelo MRD\_GL, evidenciando assim que a acurácia do modelo está associada à consideração do modo FT exclusivamente como um modo local. Para os modelos MRD e MRD\_G, as curvas geradas consistem em um limite inferior.

A partir dos resultados obtidos no estudo do erro de modelo dos procedimentos da pré-norma americana (ASCE, 2010), para cantoneiras pPRFV, e do MRD (AISI, 2016), para os perfis de aço, bem como das suas variações (ASCE\_F, ASCE\_FT, MRD\_G e MRD\_GL), é possível concluir que o modelo MRD\_GL foi o que gerou melhores resultados. Na Tabela 3.10 são apresentados os valores médios e os coeficientes de variação do parâmetro Erro de Modelo associado a cada modelo avaliado nesta seção.

Tabela 3.10 –  $E_M$  para diferentes modelos de cálculo: dados advindos da análise numérica

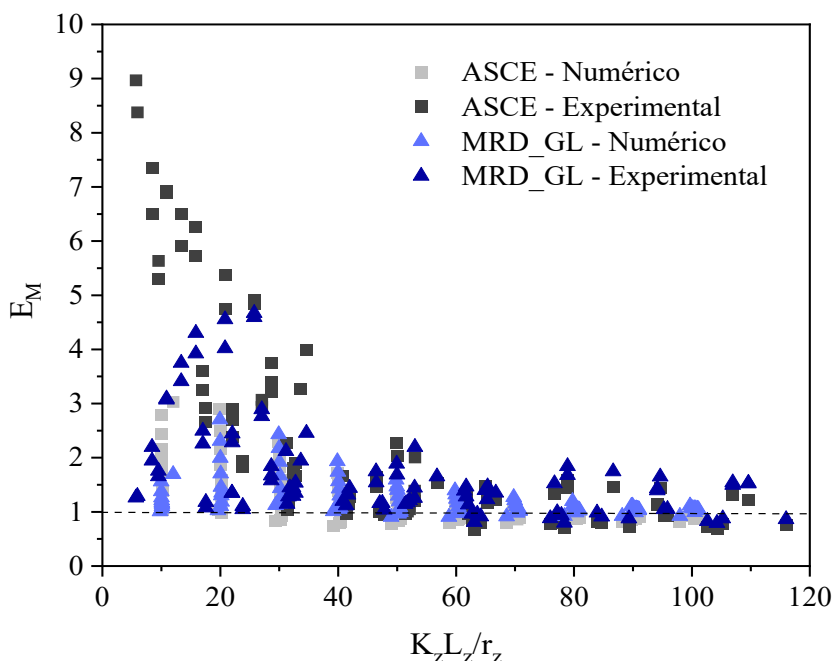
<b>Modelo</b>	<b>Média</b>	<b>Coefficiente de variação</b>
ASCE	1,17	0,43
ASCE_FT	1,00	0,24
ASCE_T	0,99	0,24
MRD	1,23	0,27
MRD_G	1,16	0,23
MRD_GL	0,99	0,09

Para confirmar a acurácia do modelo modificado MRD\_GL na previsão da capacidade resistente das cantoneiras pPRFV, esse procedimento foi utilizado na previsão dos resultados experimentais extraídos de trabalhos desenvolvidos por outros pesquisadores (CARDOSO e TOGASHI, 2018; EVERNDEN e SMITH, 2011; MONTEIRO e MALITE, 2021; SEANGATITH, 2004; ZUREICK e STEFFEN, 2000). No total, 106 valores de força máxima foram coletados. A Figura 3.1a, apresentada no início deste capítulo, mostra a distribuição da amostra experimental avaliada por esses pesquisadores em função das esbeltezes  $\lambda_{FT}$  e  $\lambda_F$  das barras.

Os trabalhos realizados por Cardoso e Togashi (2018), Evernden e Smith (2011), Monteiro e Malite (2021), Seangatith (2004) e Zureick e Steffen (2000) envolveram ensaios com cantoneiras pPRFV axialmente comprimidas com extremidades rotuladas ou engastadas. Destaca-se que o critério utilizado na seleção dos trabalhos foi que em todos esses estudos as principais propriedades do material pPRFV (especificamente, módulo de elasticidade longitudinal e resistência) foram reportadas e a condição de vinculação das extremidades materializadas nos ensaios foram apresentadas. Mais informações sobre esses programas experimentais podem ser encontradas no tópico 2.3.4 do Capítulo 2.

A Figura 3.27 mostra o erro de modelo ( $E_M$ ) em função da esbeltez global ( $K_Z L_Z / r_Z$ ) das cantoneiras avaliadas experimentalmente, juntamente com os resultados obtidos na análise paramétrica realizada neste estudo para o modelo MRD\_GL (marcadores na cor azul) e para o modelo ASCE (marcadores na cor cinza).

Figura 3.27 – Erro de modelo: ASCE e MRD\_GL



Fonte: elaborado pela autora

Para a amostra avaliada, o modelo ASCE gerou erro de modelo ( $E_{M,ASCE}$ ) com média igual a 1,72 e coeficiente de variação (c.v.) de 88%. Na previsão da capacidade resistente da mesma amostra, o modelo MRD\_GL gerou um erro de modelo ( $E_{M,MRD\_GL}$ ) mais próximo à unidade (média igual a 0,91) e produziu uma menor dispersão da resposta prevista (c.v. = 30%). Apesar da melhora dos parâmetros estatísticos gerada pelo modelo MRD\_GL, nota-se que o modelo na sua forma atual ainda requer um processo de revisão.

Portanto, a partir dos resultados apresentados nesta seção, torna-se possível inferir que o Método da Resistência Direta (MRD) na forma do modelo modificado MRD\_GL pode ser uma estratégia interessante para a proposição de um novo modelo de cálculo destinado ao projeto de cantoneiras pPRFV submetidas à compressão axial. Isto posto, no tópico seguinte um modelo de cálculo corrigido, cujo procedimento de cálculo se baseia na metodologia do MRD\_GL, é proposto.

### 3.4.2 Formulação proposta

O modelo de cálculo proposto neste estudo se destinada à previsão da capacidade resistente de cantoneiras pultrudadas PRFV submetidas à compressão axial, a partir do Método da Resistência Direta (MRD). A abordagem adotada em termos de procedimento de cálculo foi definida com base nos resultados obtidos no Estudo do Erro de Modelo apresentado no tópico anterior.

A metodologia utilizada na calibração do modelo de cálculo proposto consistiu, portanto, no ajuste dos coeficientes das equações originais do MRD, a partir da análise das forças máximas obtidas neste estudo via simulação numérica e em ensaios experimentais realizados por outros pesquisadores (CARDOSO e TOGASHI, 2018; EVERNDEN e SMITH, 2011; MONTEIRO e MALITE, 2021; SEANGATITH, 2004; ZUREICK e STEFFEN, 2000). O processo de ajuste dos parâmetros foi feito com base no método estatístico do erro quadrático médio, sendo o processo de minimização realizado com auxílio da ferramenta Solver do Excel.

O modelo de cálculo proposto para a força de compressão resistente ( $P_{c,R}$ ) destinado às cantoneiras pPRFV é definido, em função da área da seção transversal ( $A_g$ ) e da resistência à compressão longitudinal ( $F_{L,c}$ ) do perfil, da seguinte forma (Equações (3.4) a (3.8)):

$$P_{c,R} = \chi_g \chi_l A_g F_{L,c} \quad (3.4)$$

$$\chi_g = \begin{cases} 0,86 & \text{para } \lambda_g > 1,5 \\ \lambda_g^2 & \\ 0,675 \lambda_g^2 & \text{para } \lambda_g \leq 1,5 \end{cases} \quad (3.5)$$

$$\chi_l = \begin{cases} \left(1 - \frac{0,14}{\lambda_l^{1,59}}\right) \frac{1}{\lambda_l^{1,59}} & \text{para } \lambda_l > 0,9 \\ 1 & \text{para } \lambda_l \leq 0,9 \end{cases} \quad (3.6)$$

em que,

$$\lambda_g = \sqrt{\frac{A_g F_{L,c}}{P_{crF}}} \quad (3.7)$$

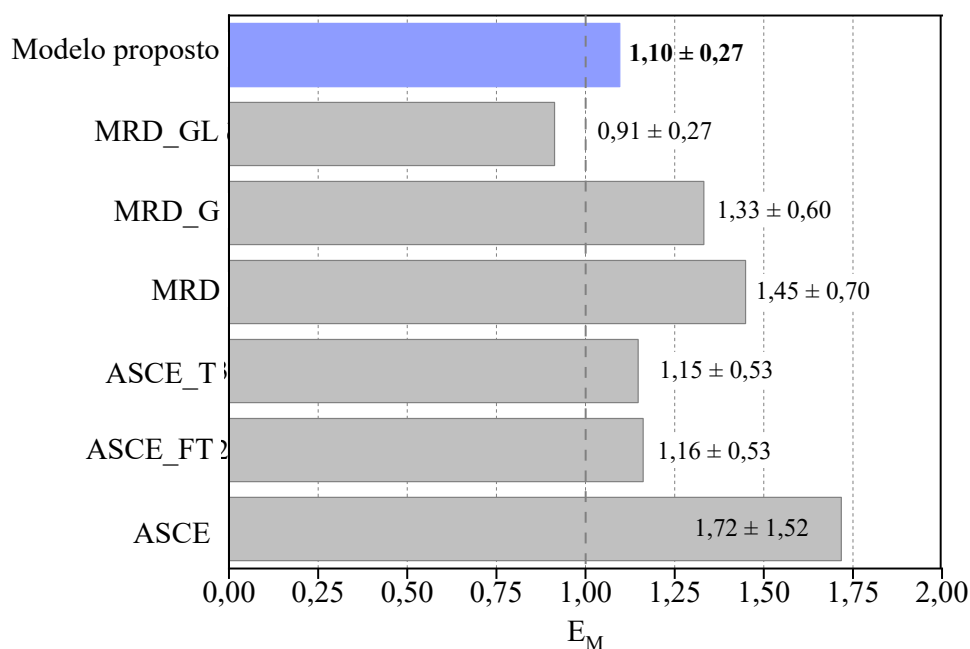
$$\lambda_l = \sqrt{\frac{\chi_g A_g F_{L,c}}{P_{crFT}}} \quad (3.8)$$



Nas Equações (3.7) e (3.8), a força crítica de flambagem por flexão em torno do eixo de menor inércia ( $P_{crF}$ ) é definida pela clássica equação de Euler (Equação (2.11)) e a força crítica de flambagem por flexo-torção ( $P_{crFT}$ ) é calculada conforme a Equação (2.12).

A formulação proposta foi utilizada na previsão da capacidade resistente dos modelos numéricos e experimentais avaliados previamente na seção anterior. Os resultados obtidos referentes aos parâmetros estatísticos do erro de modelo fornecidos pelo modelo proposto e pelos demais modelos de cálculo avaliados no item anterior são apresentados na Figura 3.28 e compilados na Tabela 3.11.

Figura 3.28 – Erro de modelo: modelo proposto e demais procedimentos avaliados



Fonte: elaborado pela autora

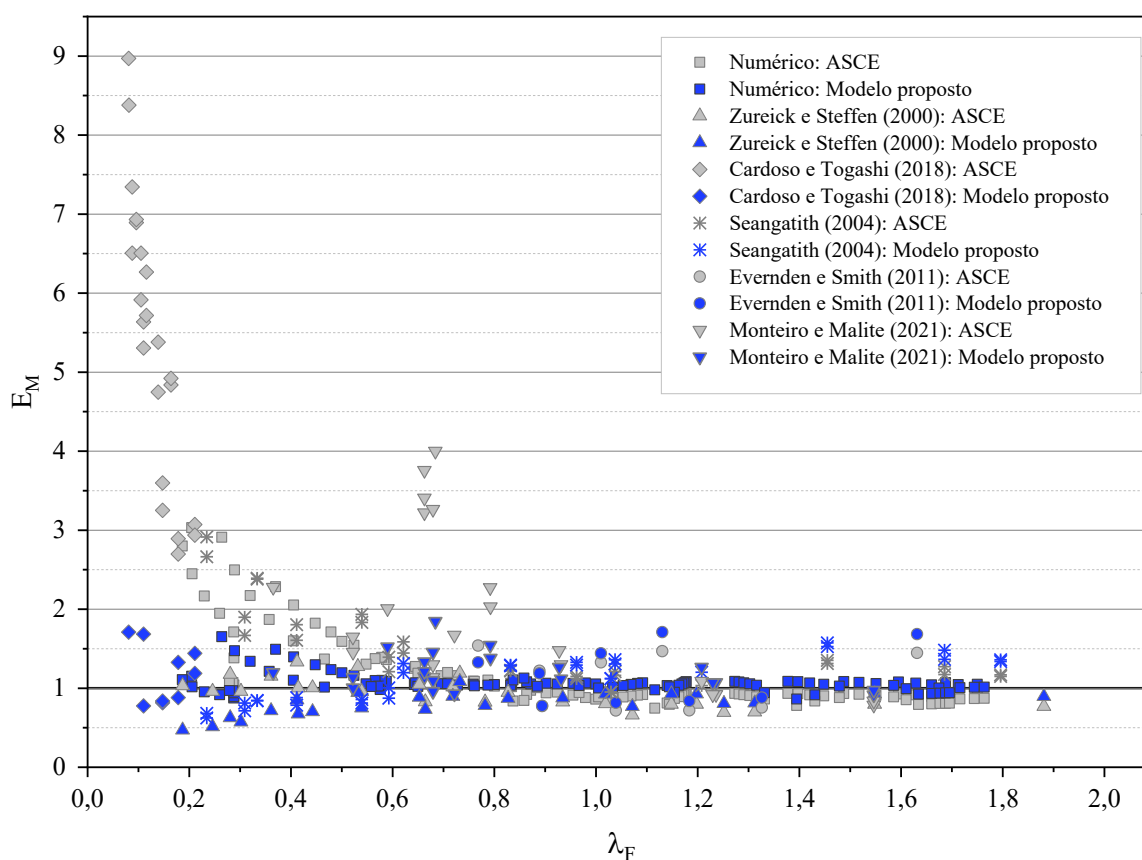
Os resultados da Figura 3.28 mostram que o modelo de cálculo proposto é capaz de prever a capacidade resistente das cantoneiras pPRFV com boa acurácia (média próxima a 1) e com dispersão da resposta significativamente menor que à dos demais modelos avaliados. Os valores de força máxima previstos para cada amostra experimental avaliada, a partir dos modelos de cálculo indicados na Figura 3.28 são apresentados na Tabela D.1 do APÊNDICE D

Tabela 3.11 –  $E_M$  para diferentes modelos de cálculo: dados numéricos e experimentais

Modelo	Média	Coefficiente de variação
ASCE	1,72	0,88
ASCE_FT	1,16	0,46
ASCE_T	1,15	0,46
MRD	1,45	0,48
MRD_G	1,33	0,45
MRD_GL	0,91	0,30
Modelo proposto	1,10	0,25

A Figura 3.29 mostra a distribuição do erro de modelo em função da esbelteza à flexão  $\lambda_F$  para toda a amostra avaliada nesse estudo, quando os modelos de cálculo ASCE (marcadores cinzas) e o modelo proposto (marcadores azuis) são utilizados na previsão da capacidade resistente do banco de dados de referência.

Figura 3.29 – Erro de modelo para os modelos ASCE e modelo proposto

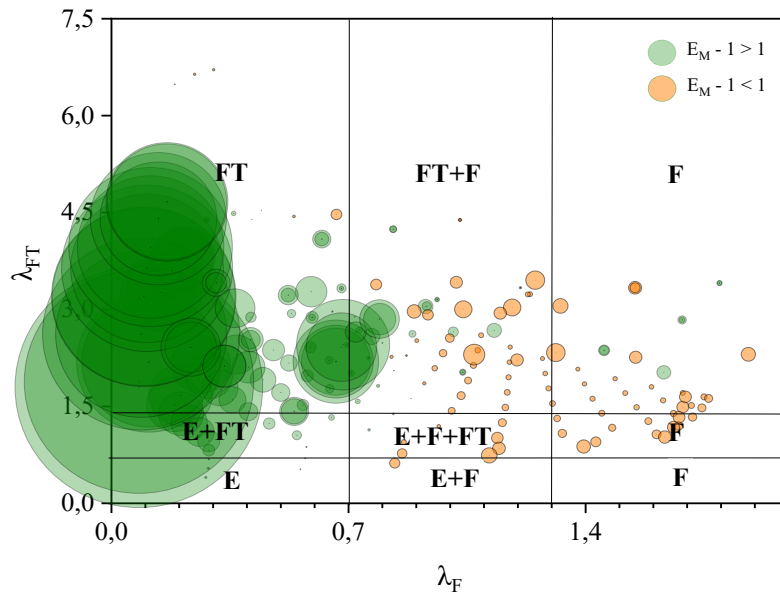


Fonte: elaborado pela autora

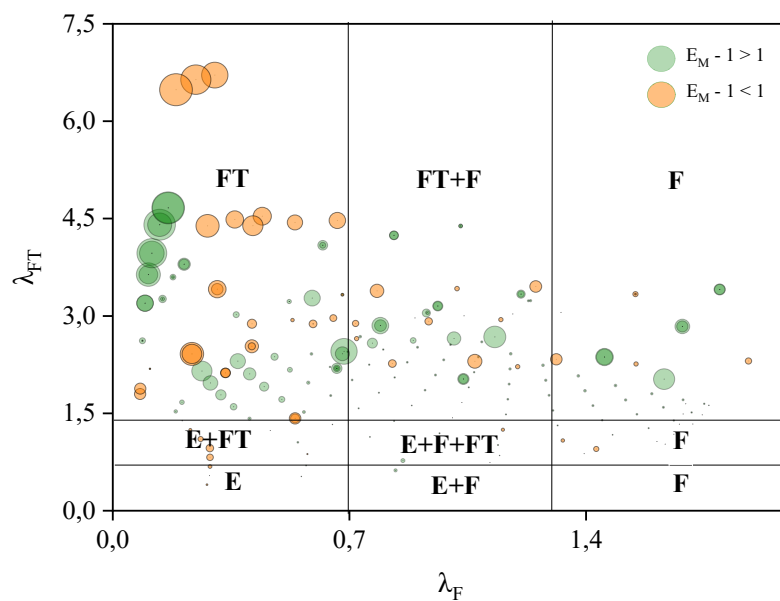
Os resultados apresentados na Figura 3.29 mostram que o modelo proposto gerou uma previsão mais realista da capacidade resistente, sobretudo, para as barras com reduzida esbelteza

$\lambda_F$ . Esse comportamento também pode ser evidenciado na Figura 3.30, onde a magnitude do erro de modelo ( $E_M - 1$ ) é ilustrado em função  $\lambda_F$  e  $\lambda_{FT}$ , para os modelos ASCE e proposto. Para permitir uma melhor visualização dos resultados, a escala utilizada para as bolhas na cor verde é 5 vezes menor que aquela utilizada na representação das bolhas na cor laranja, na Figura 3.30.

Figura 3.30 – Magnitude de  $|E_M - 1|$  para: (a) modelo ASCE; e (b) modelo proposto



(a)



(b)

Fonte: elaborado pela autora

Analisando cada banco de dados avaliado na Figura 3.29, de forma isolada, observou-se que o modelo de cálculo proposto gerou resultados mais acurados para todas as amostras experimentais avaliadas por Cardoso e Togashi (2018) e Monteiro e Malite (2021), bem como para a amostra dos modelos simulados numericamente neste estudo. Na análise das cantoneiras ensaiadas por Seangatith (2004) e Evernden e Smith (2011), o modelo de cálculo proposto conduziu a respostas mais precisas em praticamente toda a amostra de perfis cujo modo de flambagem crítico é o de flexo-torção (FT); para as barras cujo modo crítico de flambagem crítica era o de flexão (F), o modelo proposto gerou respostas levemente mais conservadoras que a do modelo ASCE.

Para o banco de dados reportado por Zureick e Steffen (2000), uma resposta semelhante foi verificada para barras com modo crítico de flambagem F. Por outro lado, para aquelas cujo modo dominante de flambagem é o de FT, o modelo ASCE foi mais preciso. Diferentemente, do comportamento evidenciado para a maioria das barras avaliadas experimentalmente por Cardoso e Togashi (2018), Monteiro e Malite (2021), Seangatith (2004) e Evernden e Smith (2011), a maior parte das cantoneiras avaliadas pelos autores tiveram capacidade resistente inferior à força crítica de flambagem teórica de flexo-torção, o que justifica o comportamento observado.

Embora o modelo de cálculo proposto permita a previsão da força de compressão resistente de forma satisfatória, quando comparado aos demais procedimentos, nota-se que as estatísticas de dispersão do parâmetro  $E_M$  assumem valores elevados quando comparados àqueles observados em elementos de aço, por exemplo. As características inerentes ao material (e.g., heterogeneidade e anisotropia) e aquelas incorporadas durante o processo de fabricação (e.g., irregularidade na distribuição de fibras, defeitos da junção entre abas, vazios), bem como as particularidades do comportamento do elemento estrutural são fontes de incertezas que justificam a variabilidade. Valores semelhantes de c.v. do erro de modelo são observados em elementos flexo-comprimidos feitos de concreto (ELLINGWOOD et al., 1980; JCSS, 2001, apud BECK, 2014).

Uma vez que o erro de modelo é apenas um indicativo da eficiência do procedimento de cálculo, para se atestar a adequabilidade do modelo de cálculo proposto, se faz necessário o desenvolvimento de análises de confiabilidade estrutural. Tais análises são apresentadas no Capítulo 5. No capítulo seguinte, desenvolvimentos semelhantes aos apresentados ao longo deste capítulo são apresentados na análise de cantoneiras pultrudadas pPRFV conectadas por uma das abas parafusada e submetidas à compressão.

## 4. MODELO DE CÁLCULO PARA CANTONEIRAS DE pPRFV CONECTADAS POR UMA ABA

Neste capítulo são apresentadas as etapas de análise desenvolvidas até a proposição de um modelo de cálculo aplicável às cantoneiras pultrudadas PRFV (pPRFV) submetidas à compressão excêntrica com carregamento inserido pelo aparafusamento de uma das abas. A metodologia utilizada nesta etapa é semelhante àquela adotada no Capítulo anterior, referente à proposição de um modelo de cálculo para as cantoneiras pPRFV submetidas à compressão centrada. Portanto, inicialmente, a simulação numérica é utilizada como artifício para elaboração de um banco de dados e, posteriormente, os resultados obtidos são avaliados por meio do estudo do erro de modelo. Os resultados obtidos nesta última etapa dão subsídio para a proposição da formulação do modelo de cálculo proposto.

### 4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Como foi discutido no Capítulo 2, a geometria relativamente simples das cantoneiras confere a esse perfil um processo de montagem rápido e fácil por meio do aparafusamento de uma das suas abas. Essa vantagem construtiva, faz com que esses perfis sejam amplamente utilizados no projeto de estruturas treliçadas, bem como nos sistemas de contraventamento das estruturas.

No contexto das estruturas feitas de material compósito pultrudado, as cantoneiras têm sido amplamente utilizadas no projeto de torres (BALAGOPAL, PRASAD RAO e ROKADE, 2020; PRASAD RAO, ROKADE e BALAGOPAL, 2017; SELVARAJ, KULKARNI e BABU, 2012; VERGARA-VAZQUEZ et al., 2019). Nessas estruturas, a conexão entre as cantoneiras e os seus elementos adjacentes é comumente feita por meio da ligação parafusada.

Para as cantoneiras conectadas por uma das abas parafusada, além do esforço axial (compressão ou tração), há o surgimento de momentos fletores gerados pela excentricidade do carregamento solicitante em relação ao eixo que passa pelo CG (centro geométrico) da seção. No caso dos elementos tracionados com carregamento solicitante introduzido pela ligação com parafusos, normalmente a flexão gerada pela excentricidade do carregamento tem efeito pouco significativo sobre o desempenho das cantoneiras. Por outro lado, nas peças conectadas por

meio de uma das abas submetidas à compressão, o efeito da flexão pode ter papel importante na capacidade resistente desses perfis (FAKURY, SILVA e CALDAS, 2016).

Um outro aspecto que evidencia a importância da avaliação cautelosa do desempenho das cantoneiras comprimidas conectadas por meio de uma das abas é a dificuldade da interpretação matemática da condição de vinculação imposta pelo aparafusamento de uma das abas do perfil. Sabe-se que as ligações parafusadas restringem em certo nível os deslocamentos nas extremidades das cantoneiras, contudo traduzir em números como tais restrições definem a condição de contorno das barras não é uma tarefa simples.

Atualmente, o banco de dados experimental de força máxima resistente de cantoneiras pPRFV submetidas a compressão excêntrica inserido por meio da aba conectada por parafuso é praticamente inexistente. Como foi discutido no item 2.4.4 do Capítulo 2, um número limitado de trabalhos experimentais foi desenvolvido com intuito de avaliar o desempenho estrutural das cantoneiras conectadas por meio de uma das abas parafusada.

Diante da necessidade da obtenção de um banco de dados de força máxima resistente de cantoneiras pPRFV submetidas à compressão excêntrica e conectadas por meio de uma das abas parafusada amplo e representativo para a proposição de um modelo de cálculo exclusivamente destinado a esses perfis, a simulação numérica é utilizada neste trabalho como uma estratégia neste sentido. A partir de resultados obtidos em ensaios experimentais desenvolvidos por Monteiro e Malite (2021), análises numéricas paramétricas são realizadas neste estudo e uma nova base de dados referente à capacidade resistente de cantoneiras pPRFV com geometrias ainda não avaliadas em laboratório, conectadas por meio de uma das abas por dois parafusos, é desenvolvido. Os dados obtidos neste estudo darão subsídio para o desenvolvimento do modelo de cálculo.

## 4.2 SIMULAÇÃO NUMÉRICA

No que tange às cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão excêntrica com solicitação inserida por meio de uma das abas parafusadas, os estudos numéricos desenvolvidos até o momento são em sua maioria dedicados à simulação de torres treliçadas (vide 2.5.3). Nestes trabalhos, a ênfase está na avaliação do comportamento global da estrutura. Contudo, para o estudo do desempenho estrutural das cantoneiras pultrudadas comprimidas conectadas por uma das abas, considerando o efeito da excentricidade do carregamento e da restrição imposta pela ligação com parafusos, é interessante que simulações numéricas no nível do

elemento sejam desenvolvidas, como tem sido feito no contexto das cantoneiras de aço há algumas décadas (BRANQUINHO e MALITE, 2021; JUNYOR et al. 2020; MAIA, 2008; MESACASA JR., BECK e MALITE, 2013; PAULA, 2006).

Nos estudos com cantoneiras de aço conectadas por uma das abas, a simulação numérica tem sido utilizada como estratégia para a análise do comportamento à compressão destes perfis, bem como para a ampliação da base de dados. Diante da ausência de estudos similares no contexto das cantoneiras pultrudadas, a metodologia de simulação adotada por Branquinho e Malite (2021), Junyor et al. (2020), Paula (2006) e Maia (2008) foi utilizada como referência para o desenvolvimento das análises desenvolvidas neste estudo, como será discutido adiante.

#### 4.2.1 Metodologia de simulação

O estudo numérico proposto tem por objetivo simular o comportamento de cantoneiras pultrudadas PRFV (pPRFV) conectadas por uma aba através de ligação parafusada, a partir dos resultados experimentais obtidos por Monteiro e Malite (2021) com barras conectadas por dois parafusos. As análises numéricas foram realizadas utilizando o Método de Elementos Finitos (MEF), por meio do *software* ABAQUS® (SIMULIA, 2014). O modelo numérico calibrado nesta etapa é referido como modelo M2.

Para a calibração de um modelo numérico capaz de simular a resposta à compressão das cantoneiras pPRFV conectadas por meio de uma das abas parafusada, os espécimes replicados LE2.E.13-1 e LE2.E.13-2 (1435 mm) avaliados experimentalmente por Monteiro e Malite (2021) foram inicialmente escolhidos como os modelos de referência. A Figura 4.1 mostra uma das réplicas da cantoneira LE2.E.13 avaliada pelos autores.

A cantoneira pPRFV LE2.E.13 tem a mesma seção nominal e as mesmas propriedades mecânicas daquela utilizada como referência na simulação do modelo numérico submetido à compressão centrada (M1) no Capítulo 3. A principal diferença entre os modelos experimentais de referência utilizados na presente etapa (M2) e na etapa anterior (M1) se refere à presença de dois furos com 17 mm de diâmetro no modelo M2. Os furos situados no centro de uma das abas em cada extremidade do perfil são introduzidos para acomodar os parafusos utilizados na ligação parafusada. Na extremidade de cada aba das cantoneiras LE2.E.13, os centros dos furos estão afastados 60 mm entre si e a distância entre os centros dos furos de extremidade e as

bordas finais da cantoneira é de 20 mm. Os parafusos utilizados nos ensaios têm diâmetro nominal 16 mm e são feitos de aço ASTM A325.

Figura 4.1 – Modelo experimental de referência (MONTEIRO e MALITE, 2021)



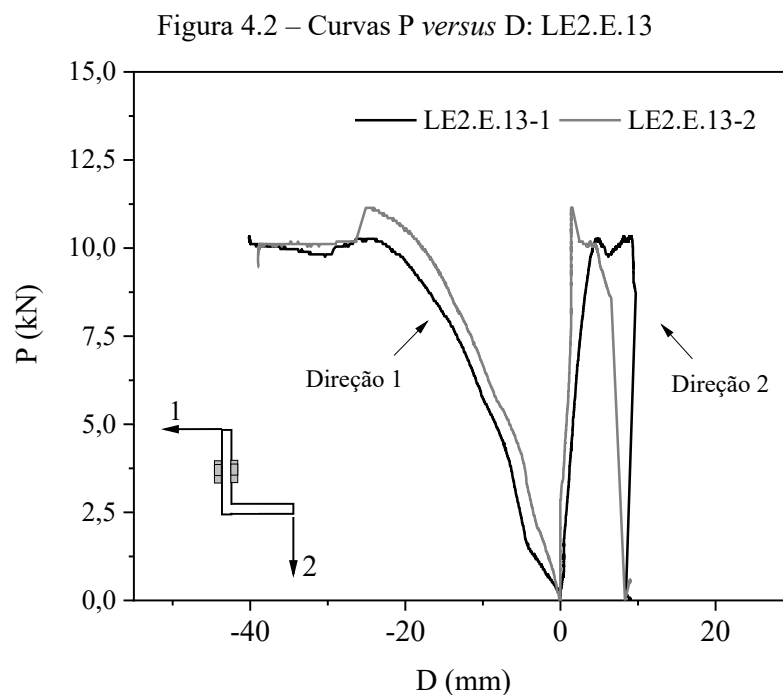
Fonte: elaborado pela autora

O *set-up* de ensaio (Figura 4.1) proposto Monteiro e Malite (2021) teve como objetivo simular o arranjo usual das cantoneiras simples utilizado no projeto de estruturas treliçadas com ligações parafusadas e, com isso, avaliar experimentalmente o desempenho à compressão dessas barras. No ensaio, a força de compressão foi aplicada sobre a cantoneira por meio de um dispositivo de conexão (perfil U de aço com dois orifícios de 17 mm afastados 60 mm entre si) que uniu a barra à máquina de ensaios. As rótulas apresentadas na Figura 4.1 foram mantidas travadas durante os ensaios.

Embora o programa experimental desenvolvido pelos autores também tenha incluído perfis conectados por meio de uma das abas com um único parafuso, optou-se neste trabalho pela avaliação das cantoneiras conectadas por dois parafusos, pois: (i) na prática, soluções de detalhamento com dois ou mais parafusos são mais frequentes no projeto das ligações; (ii) manuais de projeto de ligações em estruturas compósitas recomendam fortemente que, no mínimo, dois parafusos sejam utilizados (MOSALLAM, 2011); e (iii) o uso de ao menos dois parafusos na direção da solicitação é uma condição básica para a utilização de metodologias simplificadas de cálculo (como o Método do Comprimento de Flambagem Equivalente) que conferem uma alternativa à análise da flexo-compressão no projeto desses perfis.



Na Figura 4.2 são apresentadas as curvas força axial ( $P$ ) versus deslocamento transversal ( $D$ ) obtidas nos ensaios dos espécimes LE2.13-1 e LE2.13-2. Os deslocamentos foram medidos à meia altura do perfil na direção 1 (paralela à aba conectada) e 2 (perpendicular à aba conectada), conforme sistema de eixos indicado na Figura 4.2.



Fonte: elaborado pela autora

As barras LE2.13-1 e LE2.13-2 suportaram uma força axial máxima de 10,3 kN e 11,1 kN, respectivamente. Durante os ensaios, a flexão da cantoneira em torno do eixo paralelo à aba conectada e à torção foram evidentes. A deformada acentuada gerada pela instabilidade do perfil associada à posterior abertura brusca das abas da cantoneira culminou no colapso do elemento.

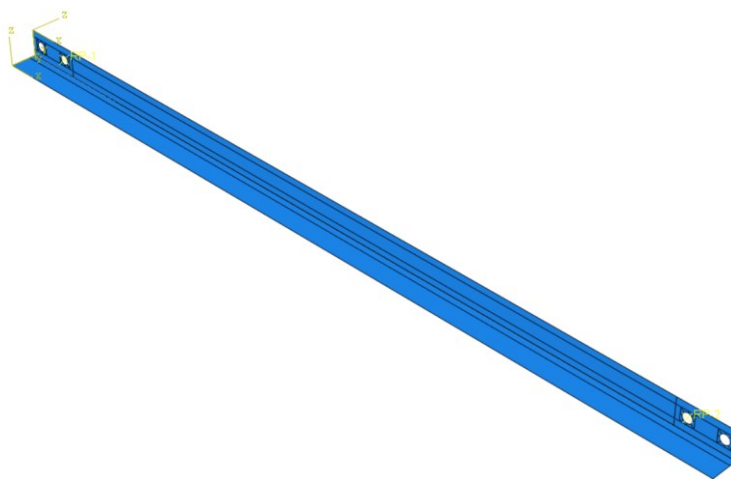
O modelo numérico M2, destinado à simulação das cantoneiras pPRFV com ligação parafusada, foi concebido a partir do modelo numérico pré-existente M1, utilizado na simulação das cantoneiras submetidas à compressão centrada. Portanto, as propriedades do material, as dimensões da seção transversal do perfil e o tipo de elemento finito utilizados na simulação do modelo M1 foram conservados no modelo M2.

A principal diferença entre os modelos numéricos M1 e M2 está nas considerações feitas na modelagem do modelo M2 no que se refere à simulação do carregamento e das restrições de deslocamento impostas pela ligação parafusada. A abordagem utilizada na simulação destas últimas é apresentada a seguir.

Partindo-se da geometria pré-existente do modelo numérico M1, alterações foram feitas, de modo que a condição de carregamento e a condição de apoio das extremidades do modelo experimental de referência fossem adequadamente representadas na simulação. Como mencionado anteriormente, para acomodar a ligação parafusada, a barra LE2.E.13 apresenta quatro furos localizados no centro de uma das abas (dois em cada extremidade do perfil).

Para simular a excentricidade da força de compressão aplicada por meio da ligação parafusada foi utilizada a mesma metodologia adotada por Paula (2017), Maia (2008) e Junyor et al. (2020), segundo a qual o contato entre a cantoneira e o dispositivo de ensaio através da ligação parafusada é representada por meio de furos feitos no perfil na posição dos parafusos. Os furos com 17 mm de diâmetro cada foram inseridos no centro de uma das abas da cantoneira dispostos conforme a geometria da ligação do modelo experimental descrita anteriormente. A Figura 4.3 mostra a disposição dos furos no modelo M2. Nesta imagem é possível observar ainda partições em cada uma das abas, próximas à junção entre elas. Nessa região foi atribuído um módulo de elasticidade transversal igual a 10% do valor utilizado no restante do perfil, assim como foi feito no modelo M1, para simular a junção entre abas da cantoneira.

Figura 4.3 – Modelo numérico M2: furos e partições



Fonte: SIMULIA (2014)

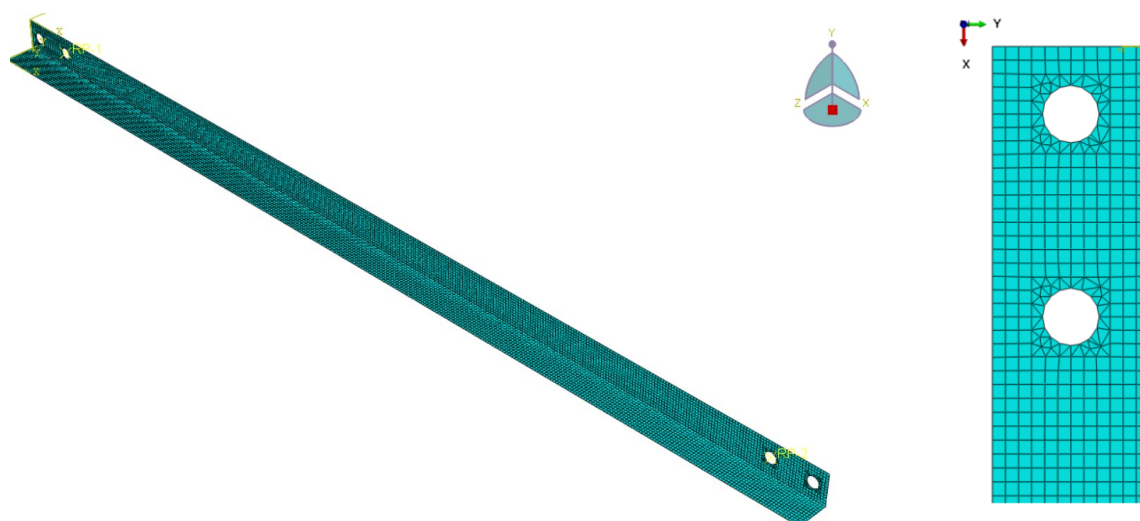
Quanto ao tipo de elemento finito, o modelo numérico M2 foi simulado com elementos finitos de casca com quatro nós e integração reduzida (S4R), mesmo elemento utilizado na modelagem de M1. No modelo M2, a malha de elementos finitos teve dimensão média de 5 mm. A dimensão foi definida visando preservar a qualidade da geometria do elemento finito junto à região dos furos e das junções entre as abas.

Quanto à geometria da malha de elementos finitos, testes preliminares foram feitos com a malha quadrilateral ao longo do todo o comprimento do perfil (incluindo a região próxima

aos furos) e a malha contendo elementos com geometria triangular, próxima à região do furo, e quadrilateral, no restante do modelo. Ambas as estratégias de modelagem foram utilizadas nos estudos de referência (BRANQUINHO e MALITE, 2021; JUNYOR et al., 2020; MAIA, 2008; PAULA, 2006).

A última estratégia (com emprego da malha triangular junto aos furos) permitiu uma melhor discretização do modelo frente às participações feitas nas abas para simulação da junção e à presença adicional dos furos, sendo essa a abordagem adotada neste estudo (Figura 4.4).

Figura 4.4 – Modelo numérico M2: malha de elementos finitos



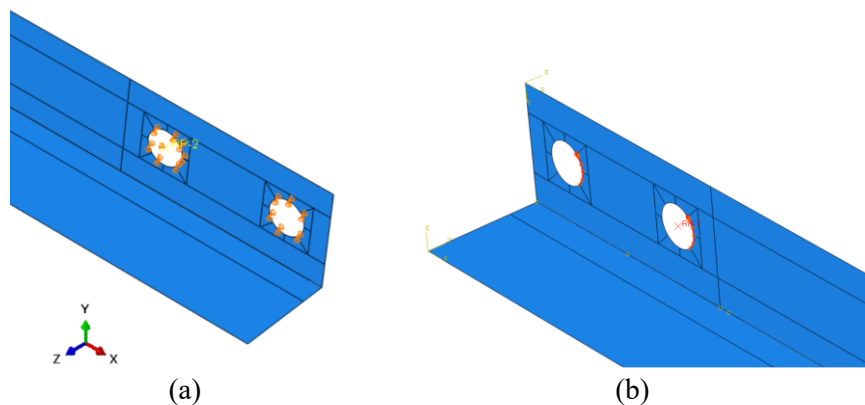
Fonte: SIMULIA (2014)

Para simular a condição de apoio das extremidades da barra LE2.E.13 conectada pelo aparafusamento da aba, os nós que delimitam o perímetro dos quatro furos do modelo tiveram os deslocamentos impedidos no plano perpendicular à aba conectada (direções  $y$  e  $z$ , conforme o sistema de eixos apresentado na Figura 4.5a); e, em uma das extremidades da barra (aquela oposta à extremidade de aplicação do carregamento), foram impedidos adicionalmente os deslocamentos na direção longitudinal ao eixo do perfil (direção  $x$  na Figura 4.5a) em  $\frac{1}{4}$  dos nós. O carregamento foi inserido no modelo numérico M2 por meio de um nó de referência (RP na Figura 4.5b) acoplado a  $\frac{1}{4}$  do perímetro dos dois furos de uma das extremidades do modelo M2, como ilustra a Figura 4.5b. A abordagem utilizada na simulação das condições de contorno e de carregamento neste estudo segue metodologia adotada por Maia (2008) no estudo numérico de cantoneiras de aço formado a frio conectadas por meio de uma das abas aparafusada.

A simulação numérica desenvolvida nesta etapa teve como objetivo a determinação da capacidade máxima resistente do modelo M2, bem como a análise do seu comportamento à compressão avaliado através do gráfico força ( $P$ ) *versus* deslocamento ( $D$ ). Com este fim, foram

desenvolvidas análises não-lineares envolvendo, além da não-linearidade geométrica, a não-linearidade do material por meio do modelo de dano de Lapczyk e Hurtado (2007). Para a resolução do sistema não-linear foi utilizado o Método de Riks Modificado (SIMULIA, 2014).

Figura 4.5 – Modelo numérico M2: (a) condições de contorno; e (b) de carregamento



Fonte: SIMULIA (2014)

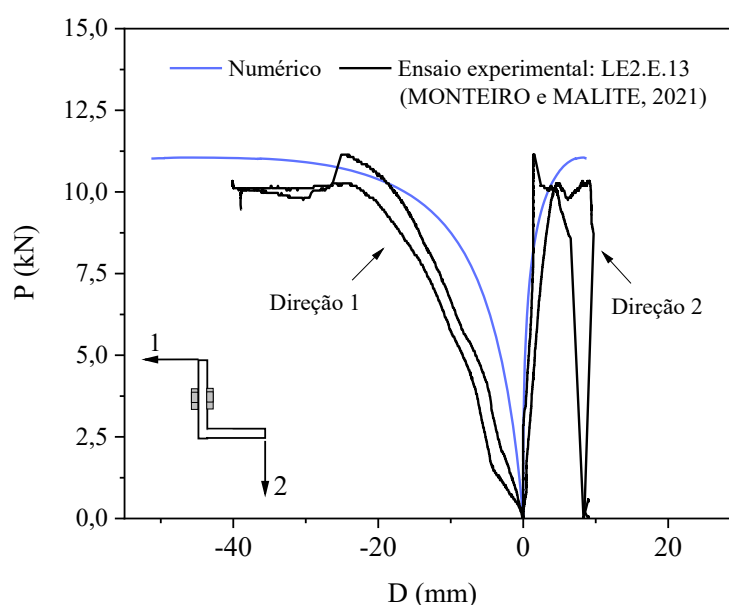
As imperfeições iniciais de geometria não foram consideradas nas análises numéricas do modelo M2. Resultados obtidos por Branquinho e Malite (2021) e Maia (2008) em pesquisa sobre o comportamento de cantoneiras comprimidas por meio de uma das abas parafusada feitas de aço formado a frio mostram que o efeito da imperfeição geométrica inicial é secundário no desempenho estrutural desses perfis. Conforme Branquinho (2017), como a excentricidade imposta pela ligação é dominante frente aos defeitos de geometria, a capacidade resistente das cantoneiras conectadas por meio de uma das abas mostra-se pouco sensível às imperfeições, independentemente do tipo e/ou da magnitude desses defeitos. As mesmas conclusões podem ser encontradas nos trabalhos de Sakla (1997) e Liu e Hui (2010b) referentes às cantoneiras de aço laminado conectadas por meio de uma das abas.

Ao final da análise numérica do modelo M2, é feita a comparação entre os valores das forças máximas e das curvas força *versus* deslocamento dos modelos experimentais (Figura 4.2) e aquela obtida pelo modelo numérico. Após a validação do modelo numérico M2, este será utilizado para o desenvolvimento de análises paramétricas com perfis com diferentes esbeltezes. A seguir são apresentados os resultados obtidos na etapa de calibração do modelo M2.

#### 4.2.2 Resultados e discussões

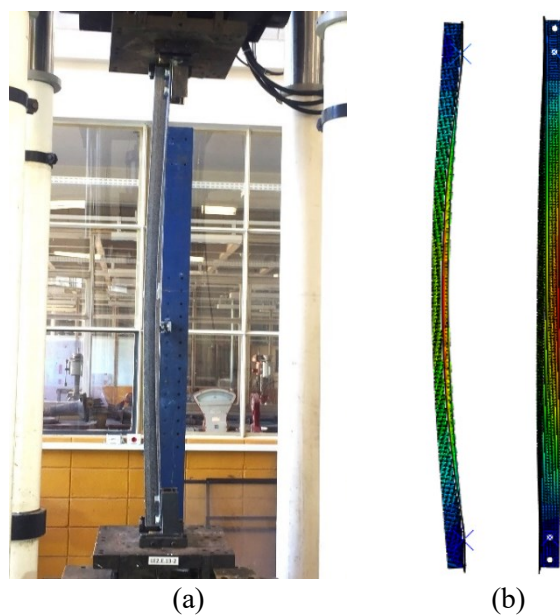
A Figura 4.6 mostra as curvas que relacionam a força axial ( $P$ ) e os deslocamentos ( $D$ ) obtidos por meio da análise numérica, juntamente com as curvas  $P$  versus  $D$  obtidas nos ensaios dos espécimes LE2.E13-1 e LE2.E13-2, apresentadas anteriormente na Figura 4.2. Na Figura 4.6, os deslocamentos associados aos resultados numéricos foram medidos a meia altura do perfil, conforme a orientação utilizada como referência no estudo experimental.

Figura 4.6 – Curva  $P$  versus  $D$ : resultados numéricos e experimental



Comparando-se os valores numérico e experimental de força máxima resistente ( $P_u$ ), pode-se verificar que modelo numérico representou de forma adequada a capacidade resistente das barras LE2.E.13 avaliadas experimentalmente. O erro entre a força máxima obtida por meio da simulação numérica (11,05 kN) e a média dos valores obtidos nos ensaios para as cantoneiras replicadas (10,74 kN) foi de 2,8%. No que se refere à capacidade do modelo numérico em representar da configuração deformada das barras, comparando-se a evolução das curvas  $P$  versus  $D$ , nota-se que o modelo numérico captura o comportamento global das cantoneiras observado nos ensaios, o qual é marcado predominantemente pela flexão do perfil em torno do eixo paralelo à aba conectada (deslocamento acentuado na direção 1) e pelo efeito secundário da torção (deslocamento de menor magnitude na direção 2). Esse comportamento pode ser evidenciado na Figura 4.7, onde as configurações deformadas do modelo experimental LE2.E.13-2 (Figura 4.7a) e do modelo numérico (Figura 4.7b) são apresentadas.

Figura 4.7 – Configurações deformadas: (a) modelo experimental; (b) modelo numérico

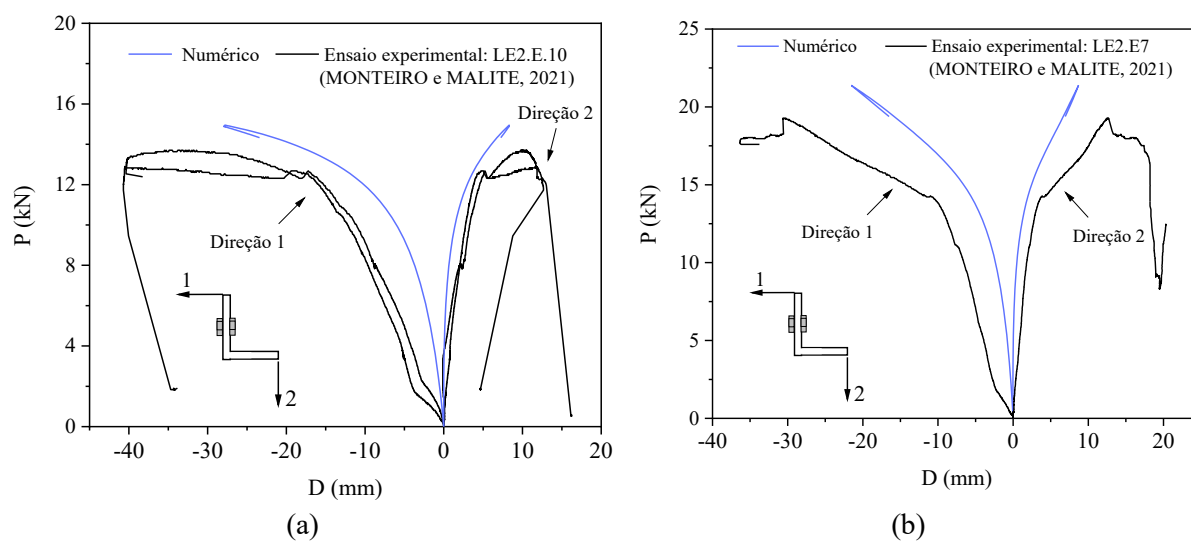


Fonte: elaborado pela autora

Embora a metodologia simplificada de modelagem (i.e., sem os parafusos e os demais dispositivos de ligação) tenha sido capaz de fornecer uma previsão satisfatória da capacidade resistente e da deformada dos perfis, é inegável que a abordagem apresenta suas limitações. Analisando o trecho inicial da curva força *versus* deslocamentos da Figura 4.6, nota-se que o modelo numérico foi incapaz de reproduzir os deslocamentos que acontecem no início do ensaio (vide trecho inicial das curvas experimentais) gerados pela acomodação dos dispositivos de ligação. De todo modo, desconsiderando o trecho inicial das curvas experimentais, a superposição das curvas numérica e experimental mostra que as suas rigidezes são equivalentes. Com base nos resultados apresentados na Figura 4.6, pode-se verificar, portanto, que o modelo numérico M2 gerou bons resultados na previsão do comportamento dos espécimes LE2.E.13-1 e LE2.E.13-2.

Para confirmar a aplicabilidade do modelo M2 na representação de outras cantoneiras, o modelo proposto foi utilizado na simulação de espécimes com outros comprimentos avaliados experimentalmente por Monteiro e Malite (2021). Nas Figuras 4.8a e 4.8b são apresentadas, respectivamente, as curvas experimentais força *versus* deslocamento referentes aos espécimes LE2.10 (simulado em réplica) e LE2.7, juntamente com os respectivos resultados numéricos obtidos utilizando o modelo M2. As cantoneiras LE2.E.7 e LE2.E.10 têm a mesma seção transversal da barra LE2.E.13 utilizada na calibração de M2 e apresentam, respectivamente, comprimentos iguais a 835 mm e 1135 mm.

Figura 4.8 – Curvas  $P$  versus  $D$  numéricas e experimentais: (a) LE2.E.10 e (b) LE2.E.7



Para as cantoneiras LE2.E.10 (Figura 4.8a), a diferença entre o valor médio da força máxima experimental obtida pelos espécimes LE2.E.10-1 (12,90 kN) e LE2.E.10-2 (13,71 kN) e a força máxima numérica (14,95 kN) foi igual a 11,0%. Para a cantoneira LE2.E.7, essa diferença foi de 9,8 %, sendo as forças máximas experimental e numérica iguais a 19,28 kN e 21,38 kN, respectivamente. A partir dos resultados obtidos na modelagem dos espécimes LE2.E.7 e LE2.E.10, verifica-se que, dentro da margem de aproximação inerente ao processo de simulação numérica, o erro entre as respostas numérica e experimental da ordem de 10% indica uma capacidade de previsão satisfatória do modelo numérico M2.

Embora os valores numéricos de  $P_u$  fornecidos pelo modelo M2 na simulação das cantoneiras mais curtas avaliadas experimentalmente por Monteiro e Malite (2021) tenham sido relativamente próximos aos resultados obtidos nos ensaios, nota-se que a simulação conduziu a modelos um pouco mais resistentes que os reais. Analisando o modo de ruptura evidenciado nos ensaios de compressão dos espécimes LE2.E.10 e LE2.E.7, observou-se que, para ambos os espécimes, o início do colapso ocorreu próximo às extremidades do perfil, o que pode ser um indicativo que possíveis estados limites últimos da ligação tenham antecipado o colapso dessas barras.

Conforme reportam Monteiro e Malite (2021), o modo de falha dos perfis LE2.E.10-1, LE2.E.10-2 e LE2.E.7 pode ser classificado como do tipo  $F^*+FT$  (FT) – R,  $F^*+FT$  ( $F^*$ ) – LJ e FT – R, respectivamente. As siglas  $F^*$ , FT, LJ e R referem-se, respectivamente, à instabilidade por flexão em torno da aba conectada por parafuso, instabilidade por flexo-torção, ruptura com separação das abas (*Leg Junction*) e rasgamento entre abas, próximo à extremidade inferior ou

superior. Na expressão composta por duas siglas, como: FT – R, lê-se “Instabilidade global por flexo-torção seguida de rasgamento entre abas próximo à extremidade inferior ou superior”. A análise comparativa das curvas experimentais força *versus* deslocamento das barras LE2.E.13 (Figura 4.6) e LE2.E.7 (Figura 4.8b) também é um indicativo de que a falha próxima à região da ligação pode ter afetado a resposta global das barras. A Figura 4.8b mostra que a cantoneira mais curta apresentou uma queda significativa da rigidez antes que o valor da força máxima fosse atingido.

A fim de evitar a influência dos possíveis Estados Limites Últimos da ligação parafusada na montagem do banco de dados que será desenvolvido adiante por meio das análises numéricas paramétricas, a faixa de esbeltez da amostra simulada será convenientemente definida, de modo que a resistência das ligações não seja crítica na capacidade resistente da cantoneira.

### 4.3 ANÁLISE NUMÉRICA PARAMÉTRICA

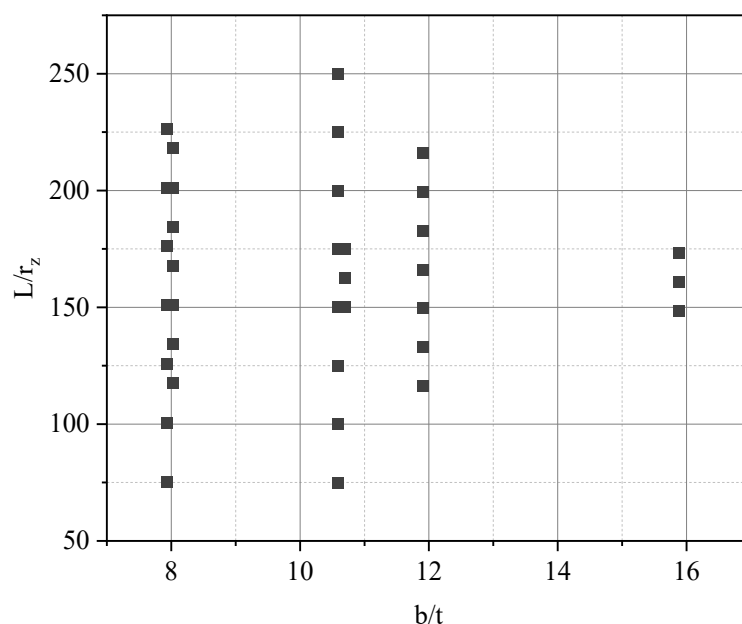
As análises numéricas paramétricas realizadas nesta etapa têm por objetivo a criação de um banco de dados de força máxima resistente de cantoneiras pPRFV submetidas à compressão excêntrica com carregamento inserido por meio da ligação com dois parafusos, com diferentes esbeltezes. Diante da atual inexistência de uma base de dados como a que se propõe, esse estudo representa um primeiro passo para a proposição de um modelo de cálculo validado por meio de uma análise de confiabilidade estrutural, que seja especificamente dedicado às cantoneiras comprimidas pPRFV conectadas por meio de uma das abas.

#### 4.1.1 Metodologia de simulação

A Figura 4.9 mostra as características geométricas cantoneiras pPRFV avaliadas no estudo numérico paramétrico do modelo M2, em função da esbeltez global ( $L/r_z$ ) e local ( $b/t$ ) dos perfis. A amostra é composta por cantoneiras pPRFV com comprimento e seções transversais com dimensões variadas.



Figura 4.9 – Barras analisadas numericamente por meio do modelo M2 em função de  $L/r_z$  e  $b/t$



Fonte: elaborado pela autora

Na Figura 4.9,  $L$  é o comprimento da cantoneira;  $r_z$  é o raio de giração mínimo da seção transversal do perfil; e  $b$  e  $t$  são a largura e a espessura da aba, respectivamente. No total, 35 perfis foram selecionados para as análises. As dimensões dos perfis apresentadas na Figura 4.9 foram definidas assumindo as seguintes premissas:

- (i) A largura ( $b$ ) e a espessura ( $t$ ) das abas das cantoneiras assumem dimensões comerciais;
- (ii) O comprimento da barra deve ser longo o suficiente para que o modo de falha crítico previsto ocorra devido à instabilidade da cantoneira e não a algum dos modos de falha típicos das ligações pultrudadas;
- (iii) A esbelteza global máxima da cantoneira não deve exceder 250 (VERGARA-VAZQUEZ et al., 2019).

As seções avaliadas no estudo paramétrico do modelo M2 compreendem perfis com largura iguais a  $b = \{50,8 \text{ mm}; 76,2 \text{ mm}; 101,6 \text{ mm}\}$  e espessura iguais a  $t = \{4,8 \text{ mm}; 6,4 \text{ mm}; 9,5 \text{ mm}\}$ . As cantoneiras com seções comerciais  $50,8 \text{ mm} \times 6,4 \text{ mm}$ ,  $76,2 \text{ mm} \times 6,4 \text{ mm}$  e  $76,2 \text{ mm} \times 9,5 \text{ mm}$  são comumente utilizadas nos estudos que envolvem aplicações estruturais em que as cantoneiras se encontram conectadas por uma das abas parafusadas (BALAGOPAL,

PRASAD RAO e ROKADE, 2020; GODAT et al. 2013; MONTEIRO e MALITE, 2021; PRASAD RAO, ROKADE e BALAGOPAL, 2017).

Para atender ao requisito estabelecido na premissa (ii), a força máxima resistente da ligação parafusada ( $P_{u,lig}$ ) de cada uma das cantoneiras indicadas na Figura 4.9 foi calculada e, posteriormente, comparada a um valor de referência, definido nesta etapa como sendo a força crítica de flambagem por flexão em relação ao eixo paralelo à aba conectada.

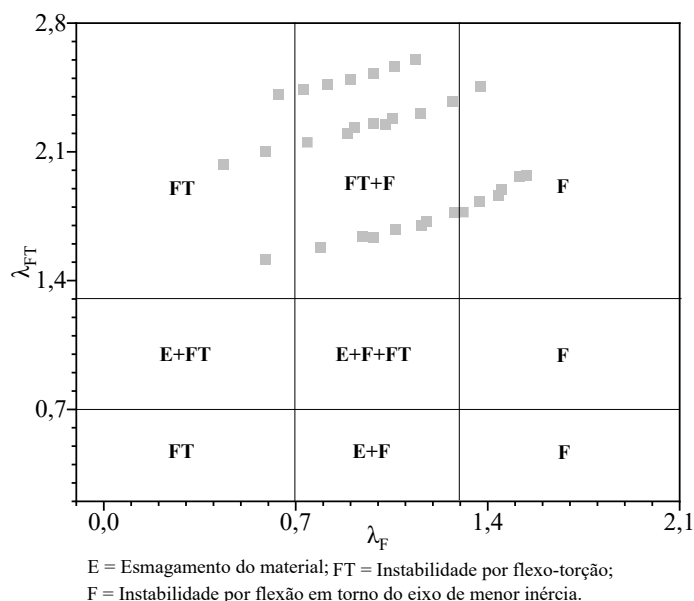
Diante da inexistência de um modelo normativo de cálculo que leve em consideração à excentricidade da força de compressão solicitante em cantoneiras pPRFV conectadas por meio de uma das abas,  $P_{crz1}$  foi definida como uma estimativa preliminar da capacidade resistente desses perfis.  $P_{crz1}$  foi calculada conforme o procedimento recomendado pela norma de aço americana ANSI/AISC 360-16: *Specification for Structural Steel Buildings* (AISC, 2016) para cantoneiras de abas iguais conectadas por dois parafusos que compõem treliças planas.

A capacidade resistente da ligação parafusada foi calculada conforme o procedimento da pré-norma americana destinada ao projeto das ligações pultrudadas com parafusos (ASCE, 2010). A distância entre furos e entre o furo e a borda de extremidade foi assumida igual a 64 mm e 32 mm, respectivamente. Tais valores correspondem aos espaçamentos mínimos recomendados pela ASCE (2010) para ligações com parafusos de diâmetro nominal de 16 mm.

As propriedades do material pPRFV utilizadas nos cálculos de  $P_{crz1}$  e  $P_{u,lig}$  foram as mesmas definidas no desenvolvimento da análise paramétrica do modelo M1 (vide Tabela 3.6 e Tabela 3.7). No cálculo da resistência ao esmagamento dos furos (um dos modos críticos de falha da ligação parafusada), a resistência ao esmagamento do material pPRFV foi assumida como de mesmo valor da resistência à longitudinal (200 MPa). Este valor é indicado em manuais de fabricantes nacionais e internacionais (COGUMELO, 20-- ?, STRONGWELL, 2020) para perfis com resistência longitudinal à compressão de mesma magnitude.

Conhecidos os valores de  $P_{crz1}$  e  $P_{u,lig}$ , para a determinação do comprimento das barras, foi assumido que  $P_{crz1}$  deveria ser, pelo menos, 50% inferior à  $P_{u,lig}$ . Diante das considerações assumidas na determinação da amostra (Figura 4.9), o estudo paramétrico resultou na simulação de 35 cantoneiras pPRFV. A Figura 4.10 mostra a distribuição das cantoneiras avaliadas na análise paramétrica em função dos parâmetros de esbeltez à flexo-torção ( $\lambda_{FT}$ ) e à flexão em torno do eixo de menor inércia ( $\lambda_F$ ), distribuídas sobre o mapa de previsão de falhas de Cardoso e Togashi (2018).

Figura 4.10 – Barras analisadas numericamente por meio do modelo M2 em função de  $\lambda_{FT}$  e  $\lambda_F$



Fonte: elaborado pela autora

Embora o gráfico da Figura 4.10 se destine a previsão do modo de falha de cantoneiras sob compressão centrada, a análise das cantoneiras sujeitas à compressão excêntrica sob essa ótica pode conduzir a uma perspectiva interessante a respeito da faixa de esbeltez obtida quando a falha da ligação é afastada. Os parâmetros  $\lambda_{FT}$  e  $\lambda_F$  associados a cada barra indicada na Figura 4.10 foram calculados por meio das Equações (3.1) e (3.2) assumindo, por hipótese, que as extremidades das barras são engastadas. Tal hipótese se baseia em resultados experimentais observados no contexto das cantoneiras de aço. Segundo Junyor (2019), enquanto ligações com um único parafuso se aproximam mais da condição rotulada, as ligações com dois ou mais parafusos são melhor representadas por barras com apoios engastados.

Nos modelos paramétricos M2, o tipo e a geometria da malha de elementos finitos, a característica da junção entre as abas e a metodologia de análise foram preservadas em relação ao modelo calibrado. Quanto às propriedades do material, nos modelos paramétricos M2 foram utilizados os mesmos valores adotados nas análises paramétricas M1 (Tabela 3.6 e Tabela 3.7).

#### 4.1.2 Resultados e discussões

A Tabela 4.1 apresenta os valores de força crítica de flambagem ( $P_{cr,num}$ ) e de força máxima ( $P_{u,num}$ ) das cantoneiras pPRFV M2 avaliadas na análise paramétrica. Juntamente com

os valores numéricos ( $P_{cr,num}$  e  $P_{u,num}$ ), são apresentados os valores teóricos previstos por meio: (i) da análise de estabilidade elástica de cantoneiras submetidas à compressão centrada (i.e., o menor entre os valores fornecidos pelas Equações (2.11) e (2.12) e (ii) das forças axiais de flambagem elástica,  $P_{crz1}$ , obtidas através das equações calibradas pelo AISC (2016) para a consideração do efeito da excentricidade da força de compressão em cantoneiras de aço por meio de um comprimento de flambagem equivalente para o caso de treliças planas ( $P_{crz1,TP}$ ) e de treliças espaciais ( $P_{crz1,TE}$ ). Nos identificadores EN\_L da Tabela 4.1, N faz referência à seção transversal do perfil, cuja descrição está nas notas de rodapé da mesma tabela e L é o comprimento da barra.

Utilizando a metodologia simplificada na qual a capacidade resistente das cantoneiras conectadas por meio de uma das abas é aproximada ao valor obtido por meio dos modelos analíticos destinados às cantoneiras submetidas à compressão centrada com diferentes vinculações das extremidades, pode-se notar que tais aproximações conduzem, em geral, a resultados (i) contra a segurança, no caso da premissa de apoios engastados ( $K = 0,5$ ); e (ii) conservadores, assumindo-se apoios rotulados ( $K = 1$ ). A condição de vinculação entre engaste e rótula ( $K = 0,75$ ) gerou respostas intermediárias entre as anteriores. Ainda assim, em todos os casos, as aproximações conduziram a erros, evidenciando a necessidade da proposição de um modelo de cálculo que corrija as inconsistências verificadas.

A solução do problema de estabilidade elástica de barras com seção transversal com apenas um eixo de simetria submetidas à força de compressão excêntrica, como é o caso das cantoneiras conectadas por uma das abas, pode ser obtida analiticamente através do modelo proposto por Vlasov (1961). Contudo, essa abordagem conduz a uma série de equações complexas, o que torna o problema de difícil solução. Alternativamente, métodos de cálculo simplificados, como aquele baseado no Método do Comprimento de Flambagem equivalente (AISC, 2016), são uma estratégia interessante à medida que a solução do problema é simples, tornando-se acessível aos usuários de normas de projeto.

Para avaliar a correspondência entre as forças críticas de flambagem obtidas por meio do modelo numérico M2 das cantoneiras pPRFV ( $P_{cr,num}$ ) e a força crítica de flambagem calculada conforme o modelo de cálculo do AISC (2016) para o projeto de cantoneiras de aço conectadas por uma aba que compõem treliças planas ( $P_{crz1,TP}$ ) e treliças espaciais ( $P_{crz1,TE}$ ),  $P_{cr,num}$ ,  $P_{crz1,TP}$  e  $P_{crz1,TE}$  foram comparados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Resultados de força crítica e força máxima obtidos na análise paramétrica de M2, em kN

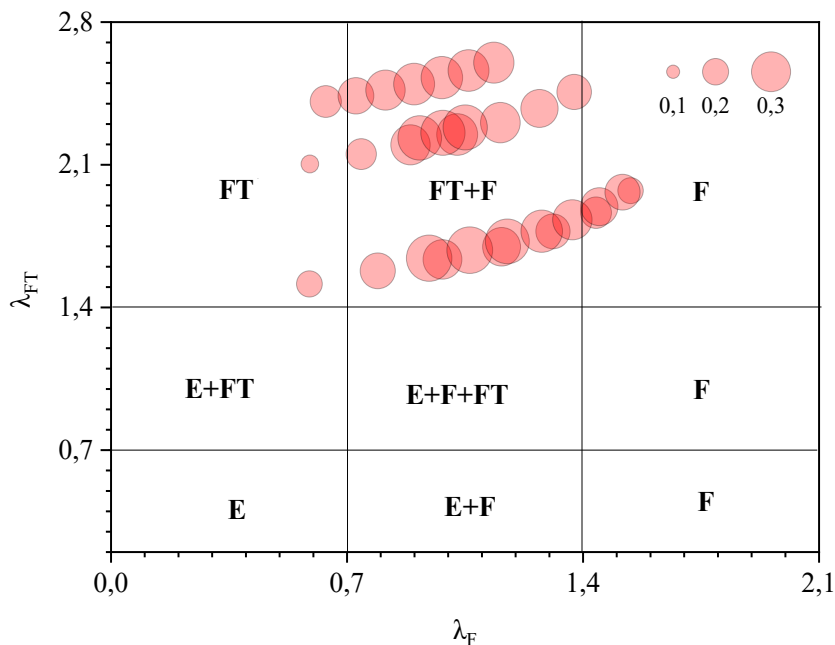
Espécime	Análise numérica		Previsão analítica				
	Linear	Não-linear	Compressão centrada*			Compressão excêntrica	
	$P_{cr,num}$	$P_{u,num}$	$K = 0,5$	$K = 0,75$	$K = 1,0$	$P_{crz1,TP}$	$P_{crz1,TE}$
E1_750	17,0	17,5	22,5	20,7	19,7	11,1	13,6
E1_1000	16,0	13,8	21,0	19,4	15,1	8,9	10,5
E1_1250	14,0	10,7	20,1	16,2	9,1	7,3	8,3
E1_1500	11,7	8,2	19,2	10,8	6,1	5,7	6,5
E1_1750	9,7	6,6	17,4	7,7	4,4	4,4	5,2
E1_2000	8,0	5,6	13,1	5,8	3,3	3,5	4,2
E1_2250	6,6	4,7	10,2	4,5	2,5	2,8	3,5
E1_2500	5,6	4,1	8,2	3,6	2,0	2,3	3,0
E2_750	36,5	29,3	53,1	48,0	38,3	14,4	17,7
E2_1000	31,2	22,8	48,8	34,7	19,5	11,5	13,6
E2_1250	24,9	17,4	45,6	20,9	11,8	9,4	10,8
E2_1500	19,4	13,7	31,5	14,0	7,9	7,4	8,4
E2_1750	15,2	11,2	22,6	10,0	5,6	5,6	6,7
E2_2000	12,0	9,2	16,9	7,5	4,2	4,5	5,4
E2_2250	9,8	7,8	13,2	5,9	3,3	3,6	4,5
E3_1750	22,4	17,0	32,2	29,8	19,8	15,1	17,5
E3_2000	19,9	14,4	31,4	26,5	14,9	13,3	14,9
E3_2250	17,5	12,2	30,7	20,6	11,6	11,1	12,7
E3_2500	15,3	10,5	30,0	16,5	9,3	9,3	10,9
E3_2750	13,5	9,2	29,3	13,5	7,6	7,9	9,5
E3_3000	11,8	8,1	25,3	11,2	6,3	6,8	8,3
E3_3250	10,5	7,2	21,4	9,5	5,4	5,9	7,3
E4_1750	53,3	34,6	100,7	50,3	28,3	21,6	24,9
E4_2000	44,7	29,0	84,9	37,7	21,2	19,0	21,2
E4_2250	37,6	24,9	66,1	29,4	16,5	15,6	18,0
E4_2500	31,9	21,7	52,9	23,5	13,2	13,1	15,5
E4_2750	27,3	19,0	43,3	19,2	10,8	11,2	13,4
E4_3000	23,5	16,8	36,1	16,0	9,0	9,6	11,8
E4_3250	20,5	14,9	30,5	13,6	7,6	8,4	10,4
E5_3000	17,6	13,8	23,6	22,1	15,4	14,8	17,0
E5_3250	16,2	12,1	23,3	21,7	13,0	13,0	15,2
E5_3500	15,1	10,9	23,1	19,8	11,1	11,5	13,6
E6_3000	39,3	26,1	73,9	39,2	22,0	21,2	24,3
E6_3250	35,3	23,3	72,3	33,1	18,6	18,6	21,7
E6_3500	31,8	20,9	63,9	28,4	16,0	16,4	19,5

E1 = 2" (50,8 mm) × 1/4" (4,8 mm); E2 = 2" (50,8 mm) × 3/8" (6,4 mm); E3 = 3" (76,2 mm) × 1/4" (6,4 mm); E4 = 3" (76,2 mm) × 3/8" (9,5 mm); E5 = 4" (101,6 mm) × 1/4" (6,4 mm); E6 = 4" (101,6 mm) × 3/8" (9,5 mm). \* $K = K_x = K_y = K_z$

Os resultados apresentados na Tabela 4.1 mostram que os valores de  $P_{cr,num}$  mantiveram-se sempre superiores àqueles previstos pelas normas de aço e que o erro entre as respostas variou de forma significativa. Embora uma boa correlação entre  $P_{cr,num}$  e  $P_{crz1}$  não tenha sido observada, um aspecto interessante pôde ser verificado quando a força crítica de flambagem das cantoneiras pPRFV conectadas por meio de uma das abas foi estimada por meio das expressões de  $P_{crz1}$ : há uma significativa redução (da ordem de 50%) no desvio padrão da previsão analítica. O resultado indica que o modelo de cálculo de aço consegue, de modo geral, capturar o “comportamento geral” desses perfis.

Um outro aspecto sobre os resultados apresentados na Tabela 4.1 que merece atenção diz respeito ao nível de “erosão da resistência dada calculada a partir da relação  $|P_{u,num} - P_{cr,num}|/P_{cr,num}$ . Analisando os valores de  $P_{cr,num}$  e  $P_{u,num}$  de cada perfil, nota-se que  $P_{u,num}$  manteve-se inferior (exceto para o espécime E1\_750) à  $P_{cr,num}$ . Isto significa que não houve uma reserva de resistência pós-crítica capaz de superar o efeito penalizante que a excentricidade do carregamento causa sobre a resistência da barra, conforme ilustra a Figura 4.11.

Figura 4.11 – Erosão da resistência dos modelos avaliados na análise paramétrica



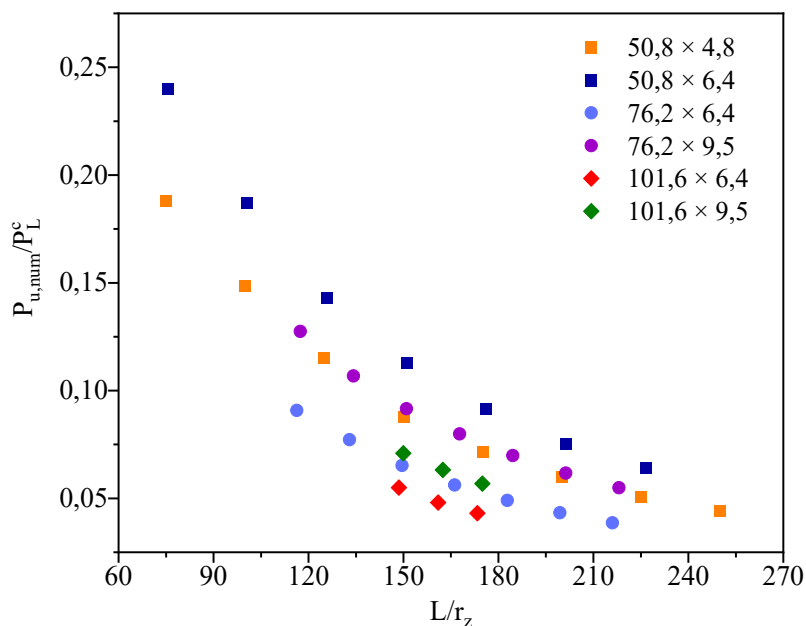
Fonte: elaborado pela autora

Extrapolando o escopo do mapa de classificação de falhas da Figura 4.11 (destinado às cantoneiras axialmente comprimidas), é possível observar como a erosão de resistência dos modelos M2 se deu em função dos parâmetros de esbeltez à flexão ( $\lambda_F$ ) e à flexo-torção ( $\lambda_{FT}$ ). Da análise da Figura 4.11, é possível perceber que, ainda que de forma discreta, existe uma

correlação entre a magnitude da erosão e a esbeltez do perfil. As barras na região mais central do trecho F+FT apresentam maior erosão que aquelas cuja esbeltez levam a modos puros de Flexo-Torção (FT) ou Flexão (F). Quanto à erosão da resistência, foi possível observar, ainda, que a erosão foi maior entre as cantoneiras cujas forças críticas de flambagem à flexão em torno do eixo de menor inércia e de flexo-torção (calculadas assumindo solicitação centrada e apoios engastados) são próximas entre si.

Um outro aspecto que pode ser avaliado a partir dos resultados apresentados da Tabela 4.1 se refere ao estudo da eficiência estrutural das seções transversais dos perfis. Essa análise é interessante, pois permite avaliar o ganho da capacidade resistente em detrimento do aumento da área da seção transversal do perfil. Em outras palavras, é possível identificar qual é a relação entre o aumento efetivo da resistência do perfil e o acréscimo de material. Na Figura 4.12, a variação da razão  $P_{u,num}/P_{L,c}$  em função da esbeltez global  $L/r_z$ , onde  $L$  é comprimento da barra e  $r_z$  é o raio de giração mínimo, auxiliam nesta análise.

Figura 4.12 – Variação da  $P_{u,num}/P_{L,c}$  nas seções avaliadas em função de  $L/r_z$



Fonte: elaborado pela autora

A partir dos resultados apresentados na Tabela 4.1 e na Figura 4.12 observa-se que:

- (i) O aumento na espessura de 4,8 mm para 6,4 mm, para os perfis com largura da aba igual a 50,8 mm, gerou um ganho de resistência igual a 67%, enquanto a área do perfil foi acrescida em apenas 31%;
- (ii) O aumento da largura de 50,8 mm para 76,2 mm (mantendo a espessura igual a 6,35 mm) gera um aumento da resistência de 113%, embora o aumento da área seja de apenas 53%;
- (iii) Para os perfis com largura de aba igual a 76,2 mm, o aumento da espessura de 6,4 mm para 9,5 mm e, por consequência, da área em 45% gerou um ganho médio na resistência de 112%;
- (iv) O aumento da largura dos perfis com 6,4 mm e 9,5 mm de espessura de 76,2 mm para 101,6 mm gerou um aumento na área da seção transversal de 35%, o qual não foi compatível com o ganho de resistência, respectivamente, iguais a 3% e 1%.

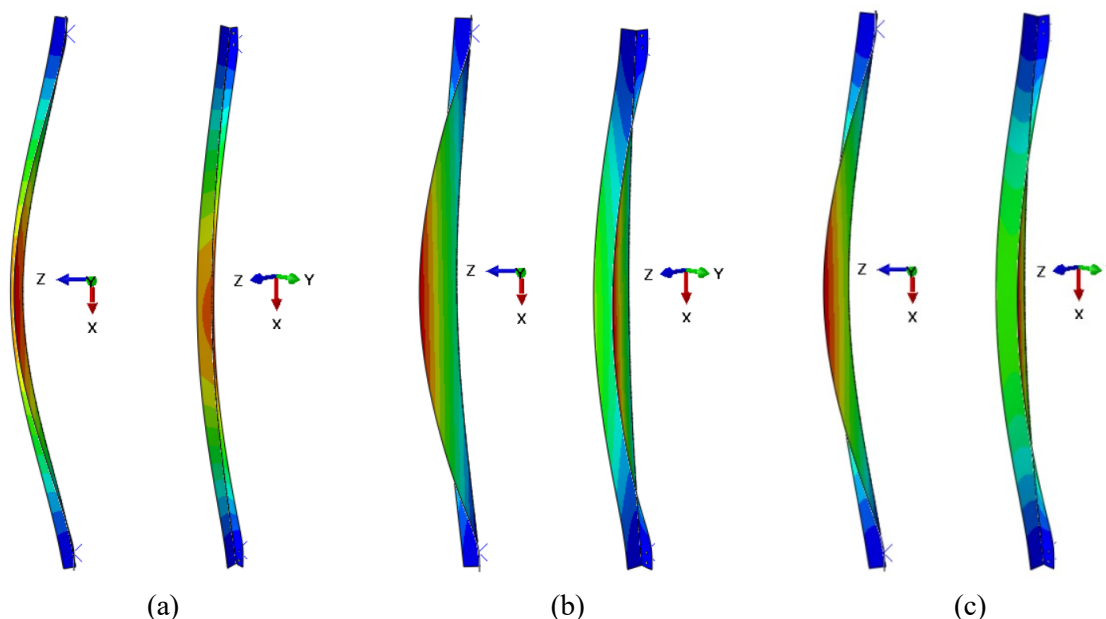
A partir dos resultados apresentados anteriormente, é possível concluir que as seções com aba de mesma largura que têm paredes mais espessas foram mais eficientes, enquanto, para barras longas, nem sempre o aumento da largura da aba é uma solução interessante.

No que se refere à configuração deformada dos modelos M2, observou-se que o modo crítico de flambagem obtido na análise linear apresentou uma relação direta com o modo de flambagem crítico previsto para a mesma cantoneira submetida à compressão centrada com extremidades engastadas. Para os espécimes cuja força crítica de flambagem (calculada assumindo carregamento centrado e extremidades engastadas) foi a de flexão em torno do eixo de menor inércia (F), a configuração deformada na análise linear, assemelhou-se a um modo de flexão em torno do eixo paralelo à aba conectada. Por outro lado, quando a força crítica de flambagem elástica (calculada considerando o carregamento centrado e apoios engastados) foi a de flexo-torção (FT), a deformada na análise linear apresentou maior semelhança ao modo de torção. Observa-se, assim, que a caracterização desses modos na sua forma “pura” torna-se mais evidente à medida que as forças críticas associadas aos modos F ( $P_{crF}$ ) e FT ( $P_{crFT}$ ) assumiam valores mais afastados entre si. Para as barras com  $P_{crF}$  e  $P_{crFT}$  relativamente próximos, a distinção entre os modos críticos não foi tão clara.

O comportamento descrito no parágrafo anterior também pode ser evidenciado por meio da Figura 4.13, a qual mostra as deformadas obtidas na análise linear dos modelos E4\_3250, E5\_3250 e E6\_3250, com comprimento 3250 mm e seções transversais iguais a 76,20 mm × 9,5 mm; 101,6 mm × 6,4 mm; 101,6 mm × 9,5 mm, respectivamente.



Figura 4.13 - Deformadas das barras (a) E4\_3250; (b) E5\_3250, (c) E6\_3250 obtidas na análise linear



Fonte: SIMULIA (2014)

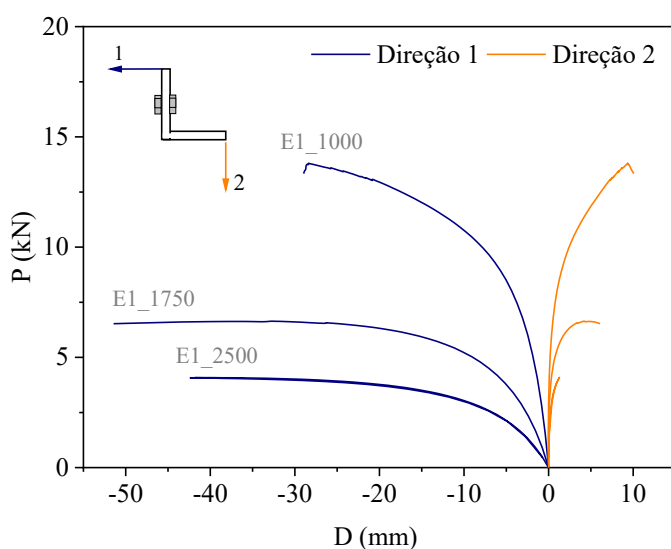
A Figura 4.13a mostra a configuração deformada da barra E4\_3250 ( $76,2 \times 9,5$  mm;  $L = 3250$  mm), evidenciando a predominância do modo de flexão. O modelo E4\_3250 tem força crítica de flambagem elástica calculada considerando carregamento centrado (c.c.) e apoios engastados ( $K = 0,5$ ) (referida neste parágrafo como  $P_{cr}\{c.c.; K = 0,5\}$ ) associada ao modo de flexão ( $P_{crF}$ ), sendo  $P_{crF}$  significativamente menor (57%) que a força crítica de flambagem por flexo-torção ( $P_{crFT}$ ). Já na Figura 4.13b, é apresentada a deformada do modelo E5\_3250 ( $101,6 \times 6,35$  mm;  $L = 3250$  mm), a partir da qual a predominância da torção é evidente. Para E5\_3250,  $P_{cr}\{c.c.; K = 0,5\} = P_{crFT}$ , sendo o valor de  $P_{crFT}$  consideravelmente menor (55%) que  $P_{crF}$ . Por fim, na Figura 4.13c, a deformada de E6\_3250 ( $101,6 \times 9,5$  mm;  $L = 3250$  mm) assumiu um comportamento intermediário entre a flexão em torno do eixo paralelo à aba conectada e a torção. Para E6\_3250,  $P_{crF}$  e  $P_{crFT}$  apresentam valores relativamente próximos (3%), o que pode justificar a deformada obtida.

Quanto às configurações deformadas das cantoneiras obtidas nas análises não-lineares, foi possível observar um comportamento característico marcado pela presença da flexão em torno do eixo paralelo à aba conectada pelos parafusos acompanhada da torção em torno do eixo longitudinal do perfil, sendo o primeiro o modo dominante. Para uma série de cantoneiras com a mesma seção transversal, a flexão tornou-se mais relevante à medida que o comprimento da barra era maior. Para ilustrar de forma representativa tal comportamento, os resultados das cantoneiras da série E1 são apresentados na Figura 4.14. Os gráficos da Figura 4.14 apresentam

as curvas força ( $P$ ) *versus* deslocamento ( $D$ ) para as barras E1\_1000, E1\_1750 e E1\_2500, onde os deslocamentos nas direções 1 e 2 são medidos a meia altura do perfil.

A partir da Figura 4.14, observa-se que, à medida que o comprimento da barra se tornou maior, a sua resistência e a rigidez diminuíram, assim como os deslocamentos transversais na direção 2. As curvas da Figura 4.14 ilustram o comportamento típico das cantoneiras conectadas pela aba parafusada verificado nas demais séries simuladas numericamente neste trabalho; e observado por meio de ensaios experimentais no trabalho de Monteiro e Malite (2021).

Figura 4.14 – Curvas  $P$  *versus*  $D$ : (a) E1\_1000; (b) E1\_1750, (c) E6\_2500

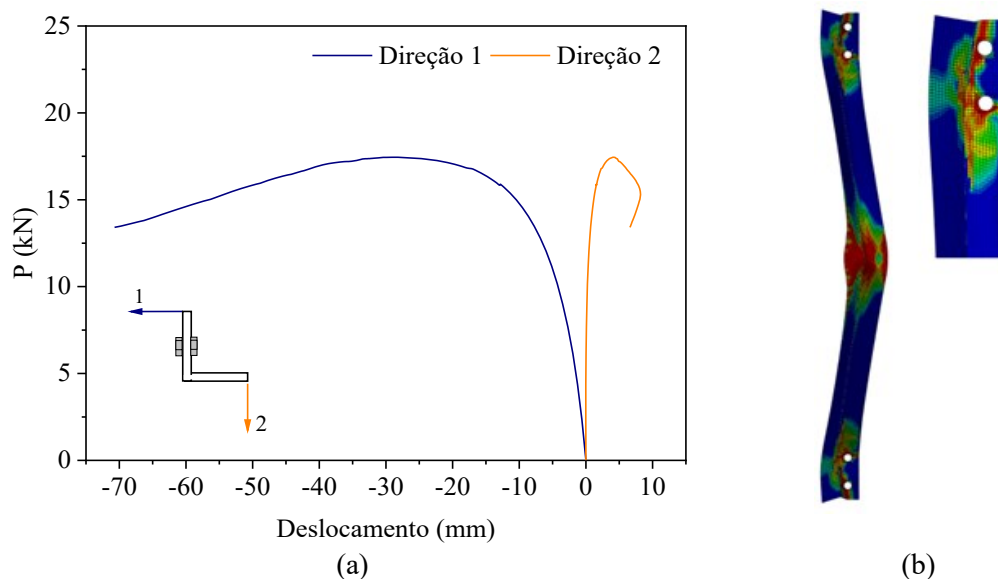


Fonte: elaborado pela autora

Um último aspecto que pode ser destacado na análise dos resultados obtidos no estudo paramétrico do modelo M2, refere-se à análise do dano do material e a influência que os possíveis defeitos na junção entre as abas das cantoneiras pultrudadas (fissuras, má disposição ou ausência de fibras, vazios etc.) podem exercer sobre o desempenho à compressão desses perfis, especificamente, na antecipação do colapso estrutural da barra. Esta possibilidade foi considerada na análise numérica dos espécimes LE2.10 e LE2.7 avaliados experimentalmente por Monteiro e Malite (2021) (vide tópico 4.2.2).

As Figuras 4.15a e 4.15b mostram, respectivamente, a curva força ( $P$ ) *versus* deslocamento ( $D$ ) e a deformada do espécime E2\_1250, obtidas por meio da simulação numérica. O registro da Figura 4.15b se refere à condição do modelo em instantes associados ao pós-pico da curva  $P$  *versus*  $D$  da Figura 4.15a. Na Figura 4.15b, as regiões em vermelho indicam a ocorrência do dano do material.

Figura 4.15 – Espécime E2\_1250: (a) Curvas  $P$  versus  $D$ ; (b) configuração deformada



Fonte: (a) elaborado pela autora; (b) SIMULIA (2014)

A configuração deformada da cantoneira apresentada na Figura 4.15b mostra que em condições extremas de carregamento existe uma forte tendência à ocorrência da abertura das abas na região central da cantoneira, assim como falhas nas extremidades do perfil próximo a ligação, também associadas à tendência da abertura entre as abas da cantoneira nesta região. Esses padrões de falha foram evidenciados nos experimentos realizados por Monteiro (2020), como mostram a Figura 4.16.

Figura 4.16 – Modos de ruptura das cantoneiras pPRFV conectadas por dois parafusos



Fonte: elaborado pela autora

Por fim, as forças máximas resistidas pelos modelos M2 ( $P_{u,num}$  na Tabela 4.1) foram comparadas com os valores das respectivas forças máximas resistentes da ligação parafusada (as quais já haviam sido calculadas anteriormente para definição da amostra que seria avaliada

no estudo paramétrico). Com os valores de  $P_{u,num}$  em mãos, o objetivo da comparação entre os valores neste momento consistiu em confirmar se a falha da cantoneira não deveria ocorrer devido ao colapso da ligação. A partir desta análise, o espécime E2\_750 foi descartado do banco de dados desenvolvido nesta etapa.

Na sequência, o banco de dados de força máxima de cantoneiras pPRFV conectadas por meio de uma das abas parafusada desenvolvido no estudo paramétrico é, então, submetido ao estudo do erro de modelo. A partir da análise de diferentes procedimentos de cálculo é elaborada a base de conhecimento necessária para posterior proposição do modelo de cálculo destinado às cantoneiras pPRFV excentricamente comprimidas por meio de uma das abas aparafusadas.

#### 4.4 MODELO DE CÁLCULO PROPOSTO

Neste tópico, o banco de dados de forças máximas coletado no estudo numérico paramétrico do modelo M2 é comparado aos valores da força máxima previstos através: (i) do modelo de cálculo proposto no Capítulo 3 para o dimensionamento de cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão centrada; e (ii) dos modelos de cálculo destinados às cantoneiras de aço comprimidas por uma das abas conectada por dois parafusos, conforme os procedimentos da norma brasileira NBR 8800: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios (ABNT, 2008) e da norma americana ANSI/AISC 360-16: *Specification for Structural Steel Buildings* (AISC, 2016).

Os modelos de cálculo destinados aos perfis de aço da norma brasileira (ABNT, 2008) e da norma americana (AISC, 2016) são baseados no Método do Comprimento de Flambagem Equivalente. Este método propõe que a excentricidade da força solicitante de compressão, que provocaria o surgimento de um momento fletor nas cantoneiras conectadas por uma das abas, seja considerada no dimensionamento do perfil de forma alternativa e simplificada. Conforme a metodologia proposta por este método, assume-se que o movimento de flexão da cantoneira fica restringido em relação ao eixo perpendicular à aba conectada (eixo centroidal  $y_1$ ) e a flambagem ocorre com a flexão do perfil em relação ao eixo paralelo à aba conectada (eixo centroidal  $z_1$ ), com a força axial de flambagem elástica calculada pela Equação (4.1):

$$P_{cr,z1} = \frac{\pi^2 EI_{z1}}{(K_{z1} L_{z1})^2} \quad (4.1)$$

em que  $E$  é o módulo de elasticidade do material;  $I_{z_1}$  é o momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo  $z_1$ ; e  $K_{z_1}L_{z_1}$  é um comprimento de flambagem equivalente.

O comprimento de flambagem equivalente ( $K_{z_1}L_{z_1}$ ) é, portanto, utilizado como uma estratégia para considerar simultaneamente: (i) os efeitos desfavoráveis da excentricidade da força de compressão e da torção que ocorre durante a flambagem com flexão em relação ao eixo  $z_1$  (a rigor, flambagem por flexo-torção); e (ii) o efeito favorável de um engastamento parcial das extremidades da barra gerado pela ligação com dois parafusos. As normas brasileira (ABNT, 2008) e americana (AISC, 2016) recomendam as mesmas expressões para o cálculo de  $K_{z_1}L_{z_1}$ . Nestes regulamentos,  $K_{z_1}L_{z_1}$  é definido mediante a distinção entre as cantoneiras que compõem treliças planas e aquelas que fazem parte de treliças espaciais.

A análise desenvolvida nesta seção tem caráter preliminar e investigativo, sendo o seu principal objetivo avaliar o desempenho dos modelos de cálculo listados no parágrafo acima na previsão da capacidade resistente das cantoneiras pultrudadas conectadas por meio de uma das abas com dois parafusos. Com isto, pretende-se propor os ajustes necessários ao procedimento mais aderente ao banco de dados numérico.

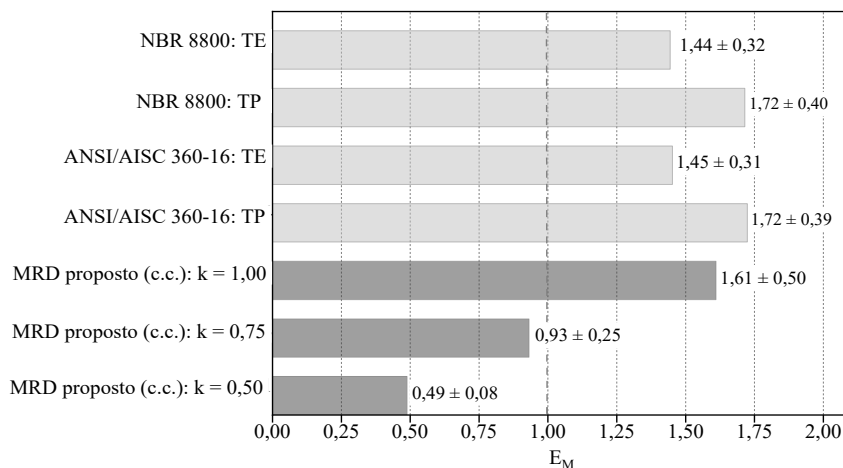
#### 4.1.3 Estudo do erro de modelo

O Erro de Modelo ( $E_M$ ) é definido nesta etapa como sendo a razão entre o valor de força máxima obtido por meio dos modelos numéricos simulados na análise paramétrica e o valor previsto por cada procedimento de cálculo avaliado. Destaca-se que os procedimentos avaliados nesta seção são utilizados extrapolando os seus respectivos escopos originais. Os modelos de cálculo da NBR 8800 e ANSI/AISC 360-16 são avaliados extrapolando as características do material estrutural. Já os modelos M1 são avaliados extrapolando a condição de carregamento.

Na Figura 4.17 são apresentados os valores médios e os desvios padrão dos Erros de modelo ( $E_M$ ) associados: (i) ao procedimento da norma brasileira NBR 8800:2008, destinado a cantoneiras simples conectadas por uma aba e que compõem treliças planas (NBR 8800:TP) e espaciais (NBR 8800:TE); (ii) ao método da norma americana ANSI/AISC 360-16, dedicado a cantoneiras simples conectadas por uma aba e que compõem treliças planas (ANSI/AISC 360-16:TP) e espaciais (ANSI/AISC 360-16:TE); e (iii) ao procedimento proposto neste trabalho para cantoneiras pPRFV submetidas à compressão centrada (c.c.), quando os coeficientes de

flambagem ( $K$ ) são assumidas iguais a 0,5 (MRD proposto (c.c.):  $K = 0,5$ ); 0,75 (MRD proposto (c.c.):  $K = 0,75$ ); e 1 (MRD proposto (c.c.):  $K = 1$ ).

Figura 4.17 – Erro de modelo para diferentes procedimentos



Fonte: elaborado pela autora

A partir dos resultados de Erro de modelo ( $E_M$ ), apresentados na Figura 4.17, nota-se que os procedimentos de cálculo de ambas as normas de aço, sejam na sua versão para treliças planas (TP) ou para treliças espaciais (TE) geraram resultados conservadores, o que foi mais evidente para as expressões do tipo TP. A análise dos valores de  $E_M$ , para cada série de perfil avaliada, permitiu ainda observar que o conservadorismo dos modelos das normas de aço teve influência da razão largura/espessura ( $b/t$ ) dos perfis. Quanto mais compactas as paredes da cantoneira (i.e., menor  $b/t$ ), maior foi o erro de modelo observado.

As principais diferenças entre os procedimentos das normas americana (AISC, 2016) e brasileira (ABNT, 2008) consistem na desconsideração ou não do modo flexo-torcional de flambagem como um modo global e na metodologia utilizada na análise do modo local de flambagem. Os resultados apresentados na Figura 4.17 mostram que tais divergências tiveram impacto pouco significativo sobre a resposta geradas pelos modelos NBR 8800 e ANSI/AISC 360-16, sejam nas suas versões TP ou TE. Destaca-se, de modo particular, que a força crítica de flambagem elástica dos perfis avaliados por meio do modelo ANSI/AISC 360-16 manteve-se sempre associada ao modo de flexão em torno do eixo paralelo à aba conectada.

Uma vez que a quantificação da rigidez imposta pelo parafusamento de uma das abas da cantoneira não é trivial, para o estudo da eficiência do modelo MRD proposto (c.c.) na previsão da força máxima resistente das cantoneiras conectadas por meio de uma das abas, essa rigidez foi tratada nesta etapa sob três hipóteses de cálculo: engaste ( $K = 0,5$ ); rótula ( $K = 1$ ); e ligação semi-rígida ( $K = 0,75$ ), onde  $K$  é o coeficiente de flambagem assumido de mesmo valor nas três direções de análises ( $x, y$  e  $z$ ).

Os resultados da Figura 4.17 referentes aos modelos MRD proposto (c.c.) nas suas três versões mostram a forte influência que as condições de apoio tiveram sobre as respostas previstas. O modelo MRD proposto (c.c.):  $K = 0,50$ , destacou-se entre os demais pela baixa dispersão gerada na previsão teórica, contudo o modelo mostrou-se significativamente contra a segurança. Já o modelo MRD proposto (c.c.):  $K = 0,75$ , dentre os modelos avaliados, foi o que conduziu ao valor médio de  $E_M$  mais próximo a 1, com dispersão relativamente menor que os demais (com exceção de MRD proposto (c.c.):  $K = 0,50$ ). Por fim, o modelo MRD proposto (c.c.):  $K = 1$  é marcado pelo excesso de conservadorismo e da dispersão dos resultados.

A partir dos resultados obtidos neste estudo preliminar, verificou-se que os modelos de cálculo avaliados como uma extrapolação aos seus escopos originais apresentam limitações quanto à acurácia, à dispersão e/ou à segurança na previsão da força resistente das cantoneiras pPRFV conectadas por uma das abas. Com base nestes resultados, na seção seguinte investigações são feitas de modo a propor um modelo de cálculo ajustado a esses perfis.

#### 4.1.4 Formulação proposta

Diante da necessidade da proposição de um modelo de cálculo mais ajustado à análise das cantoneiras pPRFV comprimidas conectadas por uma das abas por dois parafusos (atestada anteriormente por meio do estudo de erro de modelo), nesta seção propõe-se a modificação do modelo de cálculo previamente avaliado MRD proposto (c.c.):  $K = 0,75$ . Este modelo refere-se ao procedimento calibrado no Capítulo 3 para as cantoneiras pPRFV submetidas à compressão centrada, assumindo que a condição de apoio das extremidades definida por meio do coeficiente de flambagem  $K$ , é idealizada como intermediária entre uma rótula perfeita ( $K = 1$ ) e um engaste ideal ( $K = 0,5$ ).

A escolha de MRD proposto (c.c.):  $K = 0,75$  como modelo de cálculo de referência para a proposição do novo modelo de cálculo para cantoneiras pultrudadas conectadas por uma das abas se baseia nos seguintes aspectos: (i) simplicidade da formulação baseada no Método da Resistência Direta (MRD); e (ii) qualidade dos parâmetros estatísticos da variável  $E_M$  deste procedimento em relação as demais metodologias avaliadas (vide Figura 4.17).

Diante da inexistência de um banco de dados experimentais expressivo sobre a força máxima à compressão de cantoneiras pPRFV conectadas por uma das abas conectada por meio de dois parafusos, a calibração do modelo de cálculo MRD proposto (c.c.):  $K = 0,75$  foi

realizada inicialmente por meio do ajuste dos coeficientes das Equações (3.4) a (3.8), a partir do banco de dados da análise paramétrica, por meio da minimização do erro quadrático médio. A nova formulação é descrita por meio das Equações (4.2) a (4.4).

$$P_{c,R} = \chi_g \chi_l A_g F_{L,c} \quad (4.2)$$

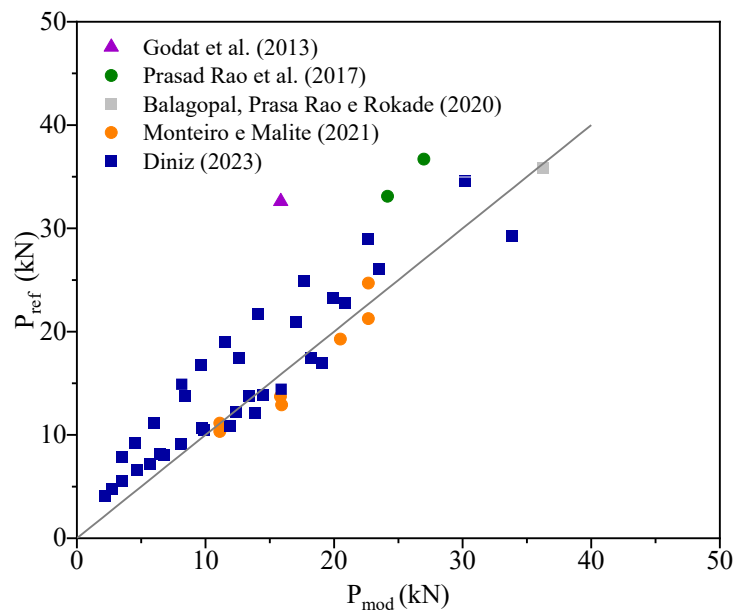
$$\chi_g = \begin{cases} 0,6 & \text{para } \lambda_g > 1,5 \\ \lambda_g^2 & \\ 0,55 \lambda_g^2 & \text{para } \lambda_g \leq 1,5 \end{cases} \quad (4.3)$$

$$\chi_l = \begin{cases} \left(1 - \frac{0,26}{\lambda_l^{2,1}}\right) \frac{1}{\lambda_l^{2,1}} & \text{para } \lambda_l > 0,8 \\ 1 & \text{para } \lambda_l \leq 0,8 \end{cases} \quad (4.4)$$

Nas Equação (4.2) a (4.4),  $A_g$  é a área da seção transversal;  $F_{L,c}$  é a resistência à compressão longitudinal do perfil; e os coeficientes de esbeltez global ( $\lambda_g$ ) e local ( $\lambda_l$ ) são definidos conforme as Equações (3.7) e (3.8), respectivamente.

A Figura 4.18 mostra os resultados da aplicação da formulação proposta ( $P_{mod}$ ) na previsão dos resultados numéricos obtidos no presente estudo (DINIZ, 2023) e de resultados experimentais ( $P_{ref}$ ) disponíveis na literatura (BALAGOPAL, PRASAD RAO e ROKADE, 2020; GODAT et al., 2013; MONTEIRO e MALITE, 2021; PRASAD RAO et al. 2017).

Figura 4.18 – Aplicação do modelo proposto M2 na previsão dos dados de referência





As pesquisas experimentais indicadas na Figura 4.18 apresentam resultados de força máxima resistente de cantoneiras pultrudadas solicitadas à compressão por meio de uma das abas conectadas por dois parafusos, exceto o trabalho de Godat et al. (2013). Neste último, as cantoneiras avaliadas experimentalmente estavam conectadas por três parafusos. Assim, o resultado reportado pelos autores foi avaliado como uma extrapolação ao escopo da expressão proposta. Como se observa na Figura 4.18, as barras conectadas por três parafusos apresentaram uma capacidade resistente superior à prevista pelo modelo proposto. Quanto aos demais dados experimentais disponíveis, observa-se que o modelo proposto conseguiu prever de forma adequada a capacidade resistente destes perfis.

Devido ao número ainda limitado de dados experimentais, optou-se neste estudo pela calibração de um modelo de cálculo mais conservador. A expressão proposta (Equação (4.2) a (4.4)) conduziu a um erro de modelo médio igual a 1,33 e coeficiente de variação de 28%. No capítulo seguinte, o modelo de cálculo proposto neste capítulo será avaliado por meio da análise de confiabilidade. A partir desta análise, um coeficiente de ponderação da resistência deverá ser previsto, de modo que a expressão proposta forneça o índice de confiabilidade desejado para os elementos pultrudados comprimidos.

## 5 ANÁLISE DE CONFIABILIDADE

As análises de confiabilidade realizadas neste estudo têm como objetivo determinar os coeficientes de segurança que, empregados junto às formulações dos modelos de cálculo à compressão propostos nos Capítulos 3 (compressão centrada) e 4 (compressão excêntrica), forneçam um índice de confiabilidade adequado à verificação dos Estados Limites Últimos (ELU) de cantoneiras pultrudadas PRFV (pPRFV). A seguir é apresentada a metodologia empregada neste estudo de confiabilidade, bem como os principais resultados obtidos.

### 5.1 METODOLOGIA

Para atingir os requisitos mínimos de segurança nos ELU, os coeficientes de segurança ( $\gamma_R$ ) são definidos neste estudo de tal forma que, quando aplicados aos modelos de cálculo propostos para as cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão centrada (Capítulo 3) e à compressão excêntrica (Capítulo 4), assegurem um índice de confiabilidade ( $\beta$ ) mínimo igual a 3,8. O índice de confiabilidade adotado como referência (3,8) refere-se ao valor mínimo recomendado pela norma europeia EN 1990 (CEN, 2002) para análise dos ELU de estruturas classificadas como RC1 e RC2 (conforme ANEXO B3 da EN 1990:2002), assumindo um período de vida útil igual a 50 anos. Nas classes RC1 e RC2 encontram-se as estruturas cuja consequência de falha é classificada como de baixa e média gravidade. O valor de  $\beta$  igual a 3,8 está dentro da faixa indicada pela pré-norma (ASCE, 2010) e supera valores adotados como referência por outros pesquisadores (Tabela 5.1).

Tabela 5.1 – Índices de confiabilidade mínimos para calibração dos coeficientes de resistência

Referência	Instabilidade por flexão	Instabilidade por flexo-torção	Esmagamento
ASCE (2010)	3 – 3,5	3 – 3,5	3,5 – 4
Zureick e Steffen (2000)	3	3	4
Alqam (2003)	3	3	3,5
Alqam, Bennett e Zureick (2004)	3	3	3,5
Seangatith (2004)	3	3	-
Pacheco et al. (2021)	-	3,8	-
Diniz (2023)		3,8	

Na Tabela 5.1, os índices de confiabilidade  $\beta$  utilizados na calibração de coeficientes de ponderação de resistência para cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão centrada por outros autores, bem como recomendados pela norma americana em desenvolvimento (ASCE, 2010) e aquele proposto neste estudo (DINIZ, 2023) são apresentados em função do modo de falha do perfil.

Uma vez que os modelos de cálculo utilizados como referência nos trabalhos listados na Tabela 5.1 se baseiam na análise isolada dos ELU possíveis para as cantoneiras comprimidas (i.e. modos desacoplados de instabilidade por flexão em torno do eixo de menor inércia, instabilidade por flexo-torção e esmagamento do material), mais de um valor de  $\beta$  é utilizado como referência por cada autor. Os valores sugeridos na Tabela 5.1 variam entre 3 e 4, sendo o valor máximo indicado para a falha por esmagamento do material. É interessante destacar que os valores do índice  $\beta$  indicados na Tabela 5.1 são superiores aqueles habitualmente utilizados na análise de confiabilidade de estruturas feitas com outros materiais convencionais. Isso se deve não apenas à natureza frágil deste material, mas também à experiência ainda limitada em projeto. A expectativa é que esse valor venha a ser reduzido à medida que um maior domínio acerca do projeto e do processo de fabricação seja atingido ao longo dos anos.

Neste estudo, a solução do problema de confiabilidade, definido pela Equação (2.41), foi obtida para ações nominais  $D_n$  e  $L_n$ , estabelecidas dentro de uma determinada faixa pré-definida para a razão  $L_n/D_n$ . No total, quatro razões de carregamento foram consideradas nas análises:  $L_n/D_n = \{0,5; 1; 4 \text{ e } 5\}$ . A variação dos valores de  $L_n/D_n$  teve como objetivo tornar a análise mais abrangente, seguindo a metodologia utilizada em estudos semelhantes realizados por outros pesquisadores (ALQAM, 2003; PACHECO et al. 2021).

Entre os resultados obtidos nas análises de confiabilidade com os diferentes valores de  $L_n/D_n$  avaliados, uma especial atenção foi destinada àqueles associados às razões  $L_n/D_n$  iguais a 4 e 5. Esses valores representam melhor a realidade evidenciada no projeto de estruturas feitas com materiais leves como o material pultrudado, nos quais a ação variável tende a ser superior à ação permanente (i.e.,  $L_n/D_n > 1$ ). Como mencionado anteriormente, a razão  $L_n/D_n = 5$  tem sido utilizada pelo AISI como o “ponto de calibração” das análises de confiabilidade dos modelos de cálculo para perfis formados a frio desde a década de 80 (BOLANDIM, 2011). Embora a pré-norma americana (ASCE, 2010) não sugira explicitamente uma razão  $L_n/D_n$  para a calibração dos modelos de cálculo, a razão  $L_n/D_n = 4$  é utilizada como um exemplo de cálculo para determinação do índice  $\beta$  apresentado no ANEXO C2 desta norma.

Quanto aos coeficientes de ponderação das ações permanente ( $\gamma_D$ ) e variável ( $\gamma_L$ ), os valores indicados pelas normas americana (ASCE, 2010) ( $\gamma_D = 1,2$ ;  $\gamma_L = 1,6$ ) e europeia EN 1990 (CEN, 2002) ( $\gamma_D = 1,35$ ;  $\gamma_L = 1,5$ ) foram avaliados. Os fatores  $\gamma_D$  e  $\gamma_L$  referem-se, de forma particular, aos coeficientes parciais associados ao peso próprio das estruturas pultrudadas e à ação variável de sobrecarga, respectivamente.

Definidos os parâmetros  $\gamma_D$ ,  $\gamma_L$  e  $L_n/D_n$  conforme descrito nos parágrafos acima, os valores nominais das ações podem ser calculados e, então, o problema de confiabilidade pode ser tratado de forma probabilística através da Equação (5.1) do estado limite  $g(X)$  a:

$$g(X) = X_6 P_{c,R}(X_1, X_2, X_3) - X_4 - X_5 \quad (5.1)$$

em que  $P_{c,R}$  e  $X_n$  representam, respectivamente, o modelo de cálculo à compressão e as  $n$  variáveis aleatórias do problema, com  $n$  variando de 1 a 6.

A descrição das variáveis aleatórias  $X_n$ , os seus momentos (valor médio e coeficiente de variação (c.v.)) e o tipo de distribuição de probabilidades associada a cada uma delas são apresentadas na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Variáveis aleatórias

Variável aleatória	ID <sup>1</sup>	Distribuição	Média	c.v. <sup>2</sup>
Resistência à compressão ( $F_{L,c}$ )	$X_1$	Log-normal	$1,09F_{L,cn}$	0,05
			$1,41F_{L,cn}$	0,20
Módulo de elasticidade ( $E_{L,c}$ )	$X_2$	Log-normal	$1,09E_{L,cn}$	0,05
			$1,41E_{L,cn}$	0,20
Módulo de cisalhamento ( $G_{LT}$ )	$X_3$	Log-normal	$1,09G_{LTn}$	0,05
			$1,41G_{LTn}$	0,20
Ação permanente ( $D$ )	$X_4$	Normal	$1,05D_n$	0,10
Ação variável ( $L$ )	$X_5$	Gumbel	$1,00L_n$	0,18
Erro de modelo M1 ( $E_{M1}$ )	$X_6$	Gumbel	1,10	0,25
Erro de modelo M2 ( $E_{M2}$ )			1,33	0,28

<sup>1</sup>ID = Identificador; <sup>2</sup>c.v. = Coeficiente de variação.

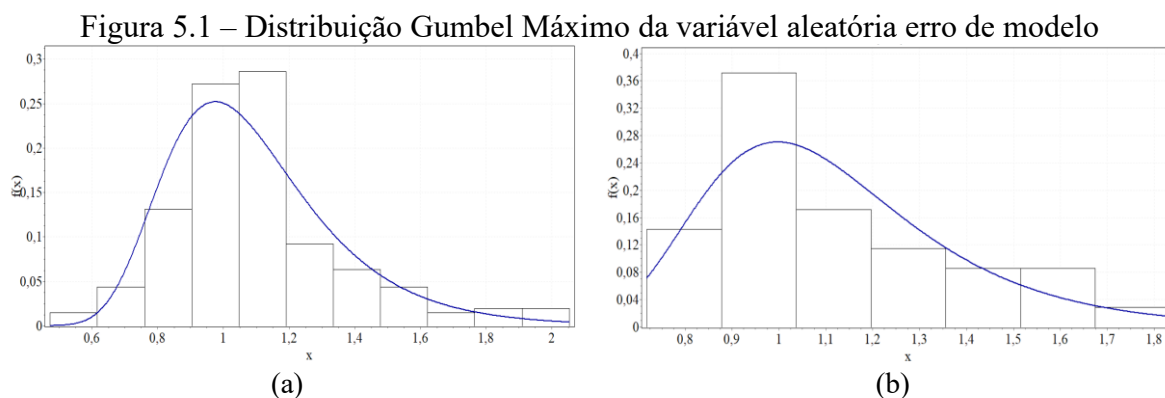
Na Tabela 5.2, as estatísticas das ações permanente e variável foram definidas conforme Ellingwood (2003) e Vanevenhoven, Shield e Bank (2010), respectivamente. Para as variáveis aleatórias relacionadas às propriedades do material, foi adotada a mesma abordagem utilizada por Pacheco et al. (2021), optando pela distribuição Log-normal. Como foi discutido no item 2.6.2.1, ainda não existe uma orientação normativa consolidada ou um consenso na literatura sobre a distribuição que melhor descreve as propriedades mecânicas dos perfis pultrudados. A norma europeia EN 1990 (CEN, 2002) menciona a possibilidade do uso de distribuições de

probabilidade de Weibull, Log-normal e Normal; enquanto a pré-norma americana (ASCE, 2010) recomenda a distribuição Weibull.

Quanto aos valores médios e aos coeficientes de variação (c.v.) das variáveis aleatórias que representam às propriedades do material, foi adotada neste trabalho a metodologia utilizada por Alqam, Bennett e Zureick (2004), e Alqam (2003) e Pacheco et al. (2021), onde cenários variados são avaliados. Neste estudo, as propriedades mecânicas dos materiais foram simuladas assumindo-se  $c.v. = 5\%$  e  $c.v. = 20\%$ . Esses valores representam situações limites observadas entre os perfis pultrudados comerciais (vide Tabela 2.8). A relação entre os valores médios e nominais das propriedades do material considera um nível de confiança de 95%.

Os valores nominais (característicos) da resistência à compressão longitudinal ( $F_{L,cn}$ ), do módulo de elasticidade à compressão longitudinal ( $E_{L,cn}$ ) e do módulo de cisalhamento plano ( $G_{LTn}$ ) foram assumidas iguais a 300 MPa; 26,1 GPa e 3,27 GPa, respectivamente. Propriedades com valores similares foram utilizados nos estudos de Pacheco et al. (2021). Esses valores representam propriedades usuais de perfis pPRFV. O módulo de elasticidade longitudinal à flexão ( $E_{L,f}$ ) e o produto entre o maior e o menor coeficiente de Poisson ( $\nu_{LT}\nu_{TL}$ ) utilizados no cálculo da força crítica de flambagem por flexo-torção, conforme o modelo de cálculo proposto, foram assumidos como 80% de  $E_{L,cn}$  e 0,05, respectivamente.

A distribuição de probabilidades da variável aleatória erro de modelo ( $E_M$ ) foi definida com auxílio do programa EasyFit 5.6 Standard, assim como feito por Branquinho e Malite (2021) e Bolandim (2011). A partir desta ferramenta, o ajuste de várias distribuições estatísticas aos resultados de  $E_M$  apresentados nos Capítulos 3 e 4 foi avaliado por meio dos testes de aderência Kolmogorov-Smirnov, Qui-Quadrado e Anderson-Darling. A distribuição Gumbel Máximo representou de forma satisfatória ambas as variáveis aleatórias erro de modelo  $E_{M1}$  e  $E_{M2}$  associadas aos modelos de cálculo M1 e M2, respectivamente (Figura 5.1), a distribuição Gumbel Máximo representa de forma satisfatória ambas as variáveis aleatórias  $E_{M1}$  e  $E_{M2}$ .



No total, 2880 problemas de confiabilidade foram resolvidos na análise do modelo M1 e M2 (1140 para cada modelo de cálculo). Além dos coeficientes de ponderação das ações (2 casos avaliados) e das razões de carregamento  $L_n/D_n$  (4 casos avaliados), o comprimento  $L$  (mm) = {400, 800, 1200, 1600, 2000, 2400, 2800, 3200, 3600, 4000} (10 casos avaliados) e as dimensões de largura e de espessura (18 seções) foram variados. A Tabela 5.3 – apresenta as dimensões das seções transversais avaliadas. Os valores das larguras e espessuras representam compreendem dimensões comerciais típicas.

Tabela 5.3 – Dimensões das seções avaliadas na análise de confiabilidade

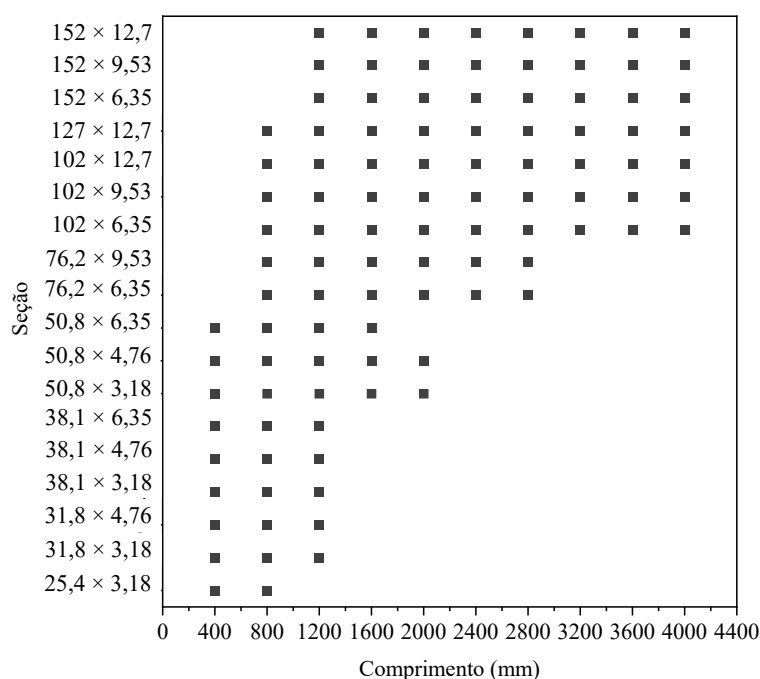
Seção	Largura (mm)	Espessura (mm)
1	25,4	3,18
2	31,8	3,18
3	31,8	4,76
4	38,1	3,18
5	38,1	4,76
6	38,1	6,35
7	50,8	3,18
8	50,8	4,76
9	50,8	6,35
10	76,2	6,35
11	76,2	9,53
12	102,0	6,35
13	102,0	9,53
14	102,0	12,70
15	127,0	12,70
16	152,0	6,35
17	152,0	9,53
18	152,0	12,70

Para definir a amostra que seria efetivamente avaliada na análise de confiabilidade do modelo de cálculo M2 (destinado às barras conectadas por meio de uma das abas parafusada), a força máxima resistente das ligações com dois parafusos foi calculada; e o valor obtido foi comparado à força máxima resistente à compressão do perfil. Os perfis em que a resistência da ligação resultou inferior à capacidade resistente à compressão do perfil foram excluídas da análise. A resistência das ligações foi calculada conforme o procedimento de cálculo da pré-norma americana (ASCE, 2010). Na determinação da capacidade resistente das ligações foram considerados parafusos comerciais com a maior dimensão possível, respeitando os recuos mínimos recomendados por norma.

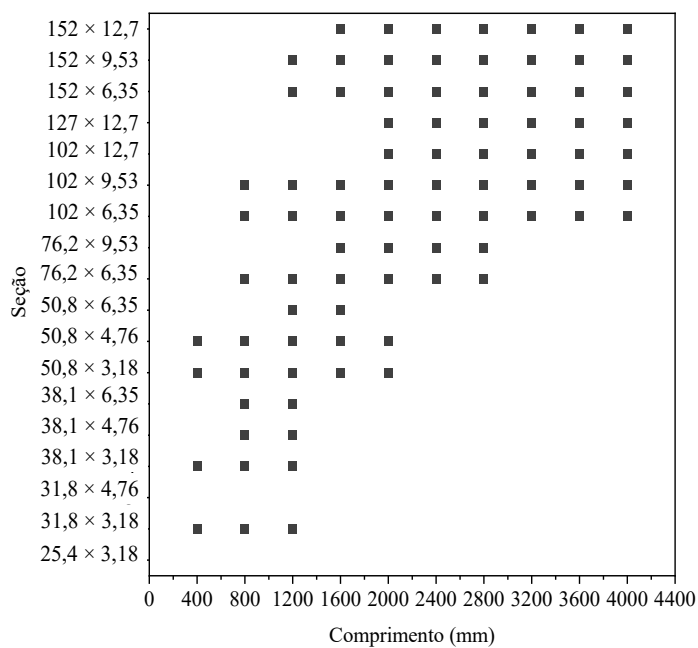
Após o desenvolvimento das análises de confiabilidade, os resultados das barras com esbeltez global ( $L/r_z$ ) superior a 200 ou inferior a 30 foram desprezados. Essa abordagem tem como motivação o interesse na análise de perfis com dimensões usuais. A Figura 5.2 mostra as

seções que foram efetivamente avaliadas na determinação do coeficiente de ponderação de resistência dos modelos M1 e M2. As seções  $25,4 \times 3,18$  mm e  $31,8 \times 4,76$  mm não foram avaliadas na análise de confiabilidade do modelo M2, pois a distância mínima entre o centro do furo e a borda lateral do perfil não foi respeitada, ainda que o menor entre os diâmetros dos parafusos recomendados pela pré-norma americana (ASCE, 2010) fosse utilizado.

Figura 5.2 – Seções selecionadas para determinação de  $\gamma_R$ : (a) modelo M1; (b) modelo M2



(a)



(b)

Fonte: elaborado pela autora

A solução do problema de confiabilidade foi obtida com base no método FORM (*First Order Reliability Method*) com auxílio do *software Structural Reliability Analysis and Design* (StRAnD) desenvolvido pelo Professor André T. Beck do departamento de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo. Detalhes sobre o algoritmo FORM utilizado no programa StRAnD podem ser encontrados em Beck (2018).

A fim de avaliar a eficiência do método aproximado de 1ª ordem FORM na resolução do problema de confiabilidade em questão, os índices de confiabilidade  $\beta$  obtidos na análise das cantoneiras  $38,1 \times 6,35 \times 400$  mm e  $152 \times 6,35 \times 4000$  mm (perfis com maior e menor esbelteza global e local entre as barras avaliadas), foram calculados adicionalmente utilizando o Método de simulação de Monte Carlo (metodologia precisa, porém com alto custo computacional). Para a razão de carregamento  $L/D = 5$ , assumindo os coeficientes de ações da pré-norma americana (ASCE, 2010) e da norma europeia (EN 1990:2002), a diferença entre os valores de  $\beta$  obtidos através do método FORM e do método de Monte Carlo manteve-se inferior a 5%. Essas análises foram realizadas considerando o coeficiente de variação do material igual a 20%.

## 5.2 RESULTADOS E DISCUSSÕES

A Tabela 5.4 apresenta as análises de confiabilidade que foram realizadas neste estudo. Na barra (1) é apresentado o código de identificação utilizado ao longo dos parágrafos seguintes na discussão dos resultados. Nas barras (2) a (5) são apresentados, respectivamente, o modelo de cálculo avaliado (modelo de cálculo para cantoneira pPRFV submetidas à compressão centrada, M1, ou modelo de cálculo para cantoneiras pPRFV sujeitas à compressão excêntrica, M2); o coeficiente de variação dos materiais,  $c.v._{mat}$ ; o coeficiente de ponderação das ações permanentes ( $\gamma_D$ ); e o coeficiente de ponderação das ações variáveis ( $\gamma_L$ ). Na barra (6) da Tabela 5.4 são apresentados os resultados obtidos nas respectivas análises de confiabilidade. Os coeficientes de ponderação da resistência,  $\gamma_R$ , apresentados correspondem ao menor valor necessário para a obtenção de um índice de confiabilidade ( $\beta$ ) mínimo igual a 3,8, considerando todos os casos de razão de carregamento  $L_n/D_n$  avaliados neste estudo (0,5; 1; 4 e 5).



Tabela 5.4 – Descrição das análises avaliadas no estudo de confiabilidade

Descrição	Modelo de cálculo	c.v. dos materiais (c.v.mat)	Coefficiente de pond. <sup>1</sup> das ações permanentes ( $\gamma_D$ )	Coefficiente de pond. das ações variáveis ( $\gamma_L$ )	Coefficiente de pond. da resistência ( $\gamma_R$ )
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)
M1-CV05-ASCE	M1	5%	1,2	1,6	1,50
M1-CV20-ASCE	M1	20%	1,2	1,6	1,55
M1-CV05-EURO	M1	5%	1,35	1,5	1,50
M1-CV20-EURO	M1	20%	1,35	1,5	1,50
M2-CV05-ASCE	M2	5%	1,2	1,6	1,50
M2-CV20-ASCE	M2	20%	1,2	1,6	1,45
M2-CV05-EURO	M2	5%	1,35	1,5	1,40
M2-CV20-EURO	M2	20%	1,35	1,5	1,40

<sup>1</sup>Ponderação

Os resultados apresentados na Tabela 5.4 mostram que, para o modelo M1, o coeficiente  $\gamma_R$  variou entre 1,5 e 1,55. O maior valor foi obtido quando o c.v. do material foi igual a 20% e os coeficientes  $\gamma_D$  e  $\gamma_L$  foram definidos conforme a pré-norma americana (M1-CV20-ASCE). Para os demais casos,  $\gamma_R$  foi igual a 1,5. Na análise de confiabilidade do modelo M1-CV20-ASCE, o valor de  $\gamma_R$  igual 1,55 foi necessário para que se atingisse o  $\beta$  de 3,8, quando a razão de carregamento  $L_n/D_n$  foi igual a 0,5. Como será discutido adiante, dentre os parâmetros variados na análise de confiabilidade, a razão de carregamento foi aquela que teve maior impacto no valor do índice de confiabilidade. Para as demais razões  $L_n/D_n$  avaliadas, independentemente das dimensões da seção transversal ou do comprimento do perfil, o valor de  $\beta$  manteve-se superior a 3,8. Para o modelo M2, o caso crítico foi gerado pelo modelo M2-CV05-ASCE, para o qual o valor de  $\gamma_R$  igual a 1,50 forneceu o índice de confiabilidade desejado. Para os demais casos (M2-CV20-ASCE; M2-CV05-EURO; M2-CV20-EURO)  $\gamma_R$  variou entre 1,4 e 1,45. Assim como ocorreu para o modelo M1, a condição crítica para determinação de  $\beta$  foi o caso em que a razão de carregamentos,  $L_n/D_n$ , é igual a 0,5.

Considerando apenas as análises com razões de carregamento  $L_n/D_n = 4$  e  $L_n/D_n = 5$ , é possível observar na Tabela 5.5 que valores menores para os coeficientes de ponderação da resistência  $\gamma_R$  poderiam ser obtidos em alguns dos cenários avaliados.

Os valores do coeficiente  $\gamma_R$  apresentados na Tabela 5.5 correspondem ao menor valor necessário para obtenção do índice de confiabilidade  $\beta$  igual a 3,8, quando todas as razões de carregamento são consideradas (valores reportados anteriormente na Tabela 5.4) e quando os

resultados das análises com as razões de carregamento  $L_n/D_n = 4$  e  $L_n/D_n = 5$  são analisadas separadamente. Os resultados da Tabela 5.5 mostram que, considerando nas análises apenas as razões de carregamento mais elevadas, valores menores de  $\gamma_R$  são obtidos para os modelos M1 do tipo ASCE e para todos os modelos M2.

Tabela 5.5 – Descrição das análises avaliadas no estudo de confiabilidade

Descrição	$L_n/D_n$		
	Todos os casos	4	5
M1-CV05-ASCE	1,50	1,45	1,45
M1-CV20-ASCE	1,55	1,45	1,45
M1-CV05-EURO	1,50	1,50	1,50
M1-CV20-EURO	1,50	1,50	1,50
M2-CV05-ASCE	1,50	1,35	1,35
M2-CV20-ASCE	1,55	1,30	1,30
M2-CV05-EURO	1,50	1,40	1,40
M2-CV20-EURO	1,50	1,35	1,35

Como discutido anteriormente, razões  $L_n/D_n$  iguais a 4 e 5 são usualmente utilizadas como referência para a calibração dos modelos de cálculo das normas que regem o projeto de estruturas feitas de materiais leves. Portanto, as análises de confiabilidade assumindo razões  $L_n/D_n$  inferior ou igual a 1 servirão neste trabalho apenas para o estudo da sua influência sobre a variação do índice de confiabilidade  $\beta$ . Assim, diante dos resultados apresentados na Tabela 5.5, desconsiderando os valores de  $\gamma_R$  associados às razões de carregamento inferiores a 4, o emprego de coeficientes de resistência  $\gamma_R$  iguais a 1,5 e 1,4 junto aos modelos de cálculo M1 e M2, respectivamente, é uma solução razoável e representativa.

Definido os valores dos coeficientes de ponderação da resistência para os modelos M1 ( $\gamma_{R,M1} = 1,5$ ) e M2 ( $\gamma_{R,M2} = 1,4$ ), novas análises de confiabilidade foram realizadas com os modelos descritos na Tabela 5.4. Nas novas análises,  $\gamma_R$  foi mantido fixo e os índices de confiabilidade alvo ( $\beta$ ) foram obtidos, de modo que a influência dos parâmetros variados neste estudo fosse analisada. Os valores de  $\beta$  obtidos nessas novas análises são apresentados nas Tabelas E.1 a E.8 do APÊNDICE E. Os valores em negrito referem-se aqueles utilizados como referência, conforme definido na Figura 5.2. A partir destes resultados, as seguintes conclusões acerca da influência dos parâmetros variados sobre o índice  $\beta$  podem ser tecidas:

a) Razão de carregamento  $L_n/D_n$

A razão de carregamentos exerceu influência distinta sobre os valores de  $\beta$  nos modelos do tipo ASCE e EURO. Para os modelos ASCE, independentemente do coeficiente de variação do material (5% ou 20%) ou da equação de projeto avaliada (M1 ou M2),  $\beta$  foi menor para  $L_n/D_n$  igual a 0,5. Nos modelos EURO, para as análises com  $c.v.mat = 5\%$  ou  $20\%$ , a razão de carregamento  $L_n/D_n$  igual a 5 configurou o caso crítico para o modelo M1; enquanto para o modelo M2, a situação crítica variou entre  $L_n/D_n$  igual a 0,5 e 5, sendo relativamente próximos os valores de  $\beta$  obtidos nestes dois casos. As Figuras 5.2a e 5.2b esse comportamento para a amostra  $152 \times 12,7 \times 4000$  mm avaliada na análise do modelo M1 e M2, respectivamente.

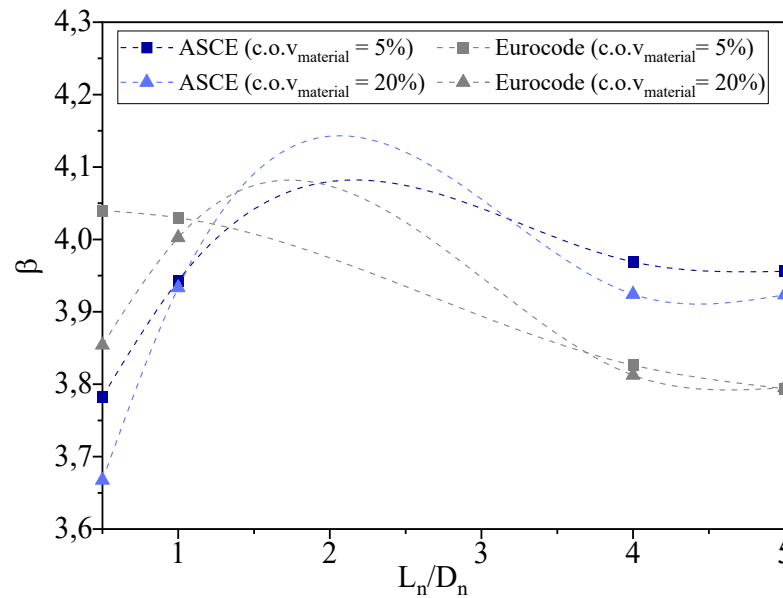
Com base na Figura 5.3a, é possível observar que, para  $L_n/D_n$  iguais a 4 e 5, os índices de confiabilidade  $\beta$  do modelo M1 apresentaram variação pouco significativa em função dos coeficientes de variação do material ou dos coeficientes de ponderação das ações. Para  $L_n/D_n$  igual a 4, por exemplo, nos modelos M1-CV05-ASCE e M1-CV05-EURO a variação de  $\beta$  entre todos os perfis avaliados foi igual a 1% e 1,6%, respectivamente; já para os modelos M1-CV20-ASCE e M1-CV20-EURO, os valores de  $\beta$  variaram entre 12,8% e 12,9%.

Para o modelo M2, os coeficientes de ponderação das ações tiveram influência limitada na resposta, sendo os  $c.v.mat$  os parâmetros de maior impacto. Nota-se que  $c.v.mat$  igual a 5% conduziu a índices de confiabilidade menores que aqueles obtidos para  $c.v.mat$  igual a 20%. Isto se deve à influência que a variável aleatória erro de modelo ( $E_{M2}$ ) exerceu em cada modelo avaliado. Como os parâmetros estatísticos associados à variável aleatória  $E_{M2}$  são relativamente elevados, se comparados aos demais (i.e., modelo conservador com maior dispersão), a sua influência torna-se maior quando os coeficientes de variação das variáveis aleatórias associadas aos materiais são menores. Por outro lado, para coeficientes de variação do material maiores, o impacto de  $E_{M2}$  sobre a resposta é reduzido, conduzindo a valores maior elevados de  $\beta$ .

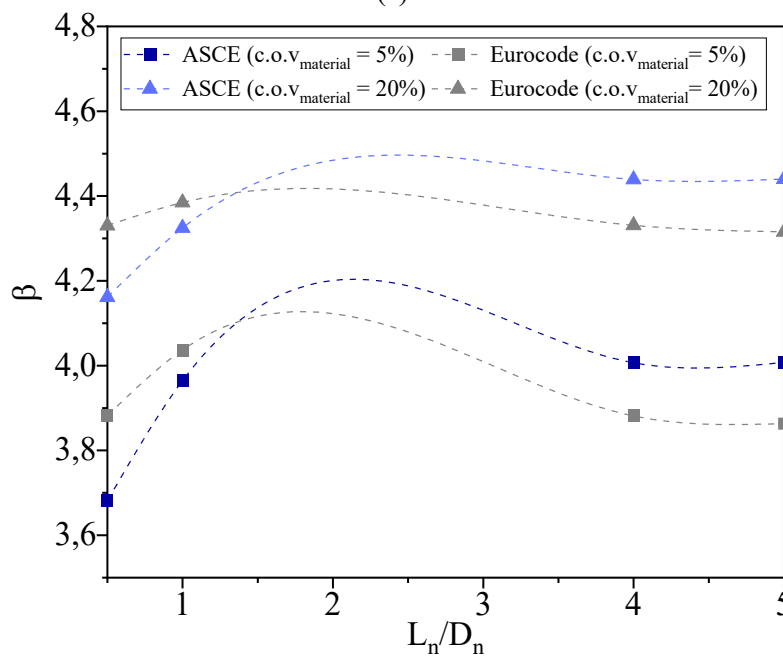
b) Coeficientes de ponderação das ações  $\gamma_d$  e  $\gamma_L$

Comparando-se os valores de  $\beta$  obtidos nas análises de confiabilidade, quando o par de coeficientes de ponderação das ações permanente ( $D$ ) e variável ( $L$ )  $\{\gamma_D; \gamma_L\}$  variou entre  $\{1,2; 1,6\}$  (ASCE, 2010) e  $\{1,35; 1,5\}$  (CEN, 2002), nota-se que os coeficientes da pré-norma americana levam a  $\beta$  mais elevados quando comparadas aos da europeia, para as razões de carregamento  $L_n/D_n$  iguais a 4 e 5; já para as razões  $L_n/D_n$  0,5 e 1, os coeficientes  $\gamma_D = 1,35; \gamma_L = 1,5$  conduziram a valores maiores de  $\beta$ . Este comportamento típico pode ser observado nos resultados Figura 5.3a. e Figura 5.3b para o perfil  $152 \times 12,7 \times 4000$  mm.

Figura 5.3 – Influência da razão  $L_n/D_n$  sobre o  $\beta$  ( $127 \times 12,7 \times 2400$  mm): (a) M1; (b) M2



(a)



(b)

Fonte: elaborado pela autora

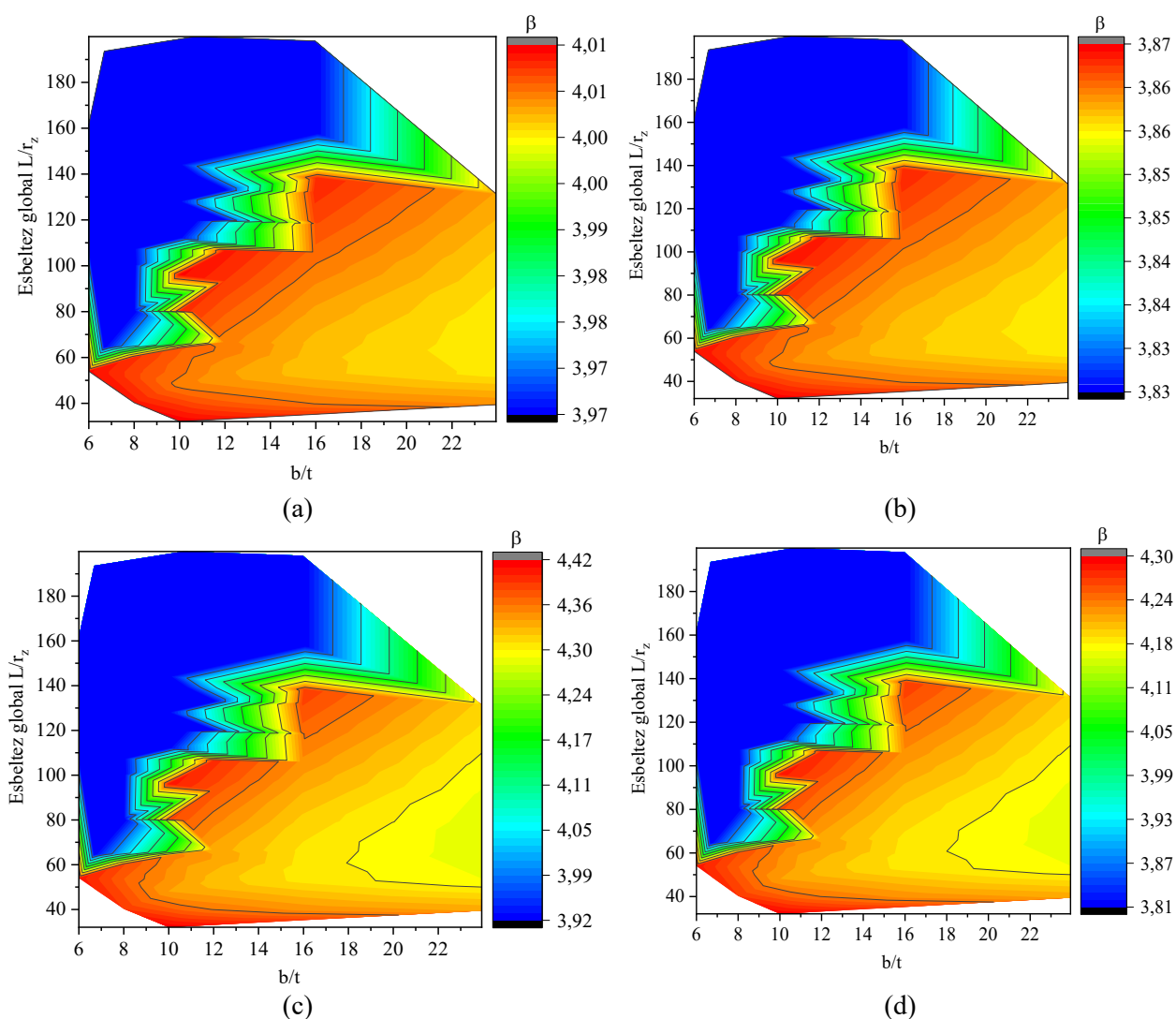
### c) Dimensões dos perfis

Quanto à influência das dimensões da seção transversal das cantoneiras, observou-se que a largura e a espessura tiveram pouca influência na variação dos valores dos índices  $\beta$ , independentemente das razões de carregamento  $L_n/D_n$  ou dos coeficientes de ponderação das ações  $\{\gamma_D; \gamma_L\}$ . De modo geral, as dimensões da seção tiveram maior impacto sobre as barras de menor comprimento. De forma semelhante, o comprimento das barras também teve impacto limitado sobre a variação de  $\beta$ , exercendo maior influência para as seções transversais com

dimensões maiores. As diferenças observadas nestas análises foram menores para os modelos com coeficiente de variação do material menor (5%), para os modelos M1 e M2.

A partir da análise dos resultados das Tabelas E.1 a E.4 do APÊNDICE E foi possível verificar um comportamento típico na variação de  $\beta$ , em função da geometria (esbeltezes global e local), dos perfis avaliados com o modelo M1. A Figura 5.4 ilustra esse comportamento através das curvas de nível de  $\beta$ , para o caso da razão de carregamento igual a 4. É possível perceber que uma linha diagonal imaginária divide as áreas dos gráficos da Figura 5.4 em duas regiões. Os pontos acima da linha apresentam valores menores de  $\beta$ , enquanto os pontos abaixo, assumem valores maiores.

Figura 5.4 –  $\beta$  ( $L/D = 4$ ): (a) M1-CV05-ASCE; (b) M1-CV05-EURO; (c) M1-CV20-ASCE; (d) M1-CV20-EURO

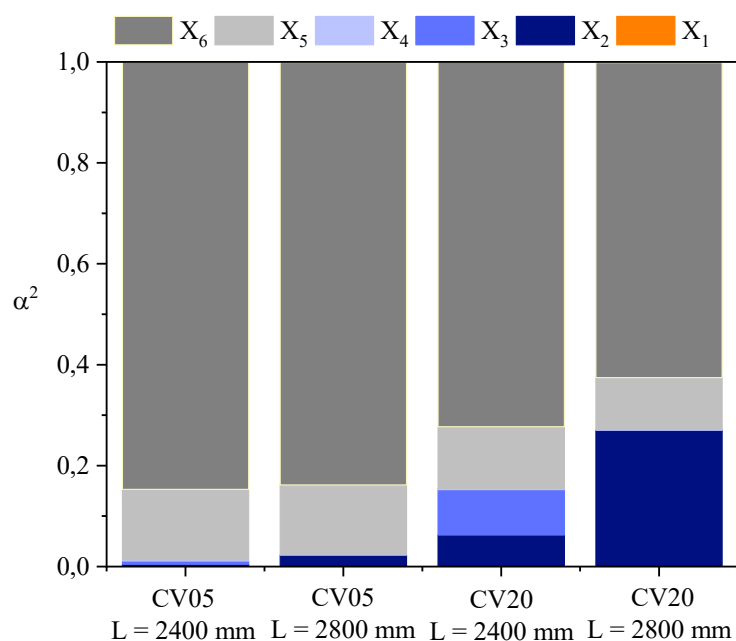


Fonte: elaborado pela autora

As variações observadas podem ser justificadas a partir da análise dos coeficientes de sensibilidade ( $\alpha_i^2$ ) das variáveis aleatórias  $i$  nos diferentes casos avaliados. Os coeficientes de sensibilidade  $\alpha_i^2$  indicam a contribuição relativa da variável aleatória na composição da probabilidade de falha. Esta contribuição é uma combinação do valor médio, do desvio-padrão e da distribuição de probabilidades da variável aleatória (BECK, 2018). Detalhes sobre o cálculo dos coeficientes de sensibilidade podem ser encontrados em Beck (2018).

A Figura 5.5 mostra o comportamento do coeficiente de sensibilidade  $\alpha_i^2$  associado a cada uma das 6 variáveis aleatórias do problema de confiabilidade (vide Tabela 5.2) na análise do modelo M1 utilizado na avaliação dos perfis  $127 \times 12,7 \times 2400$  mm e  $127 \times 12,7 \times 2800$  mm, cujos valores de  $\beta$  apresentaram uma variação mais significativa quando comparada à de outras.

Figura 5.5 - Coeficiente de sensibilidade  $\alpha_i^2$  obtidos na análise de perfis  $127 \times 12,7$  mm



Fonte: elaborado pela autora

Os resultados apresentados na Figura 5.5 foram obtidos considerando os coeficientes de ponderação das ações da ASCE e a razão de carregamento  $L_n/D_n$  de 4. Para essa razão de carregamento, os valores de  $\beta$  foram iguais a 4,01 e 4,41 para  $127 \times 12,7 \times 2400$  mm, quando  $c.v.mat = 5\%$  e  $c.v.mat = 20\%$ , respectivamente; e 3,97 e 3,92 para  $127 \times 12,7 \times 2800$  mm, quando  $c.v.mat = 5\%$  e  $c.v.mat = 20\%$ , respectivamente.

Como se observa na Figura 5.5 as variáveis aleatórias  $X_1$  (resistência à compressão longitudinal) e  $X_4$  (ação permanente) tiveram influência praticamente nula sobre a resposta do

problema de confiabilidade, enquanto as variáveis aleatórias associadas ao erro de modelo ( $X_6$ ) e à ação variável ( $X_5$ ) tiveram grande importância na resposta. Comparando-se os casos em que  $c.v._{mat}$  é igual a 5% e 20% (CV05 e CV20 na Figura 5.5), para ambos os comprimentos, nota-se que a influência da variável aleatória  $X_6$  diminui quando  $c.v._{mat} = 20\%$ . Como consequência, o impacto das variáveis aleatórias  $X_2$  (módulo de elasticidade à compressão longitudinal) e  $X_3$  (módulo de cisalhamento plano) torna-se maior, afetando o valor de  $\beta$ .

Para o caso das barras com  $c.v._{mat} = 20\%$  com diferentes comprimentos ( $L = 2400$  mm e  $L = 2800$  mm, na Figura 5.5), nota-se que a variação observada nos valores de  $\beta$  estiveram relacionadas à diferença da participação das variáveis aleatórias  $X_2$  (módulo de elasticidade à compressão longitudinal) e  $X_3$  (módulo de cisalhamento plano) na resposta. Nesse sentido, um aspecto interessante sobre o perfil  $127 \times 12,7 \times 2400$  mm é que os valores das forças críticas de flambagem por flexo-torção e por flexão são relativamente próximos entre si, o que pode justificar a maior influência da variável aleatória  $X_3$  em detrimento a  $X_2$  na análise de confiabilidade deste perfil, afetando assim a resposta.

Por fim, pode-se concluir que os modelos de cálculo propostos cumprem as orientações encontradas nas normas e na literatura técnica sobre o nível de confiabilidade desejável para o projeto de estruturas pultrudadas. O desafio seguinte para o desenvolvimento de modelos de cálculo cada vez mais arrojados e robustos, consiste em reduzir a influência da variável aleatória erro de modelo sobre o índice de confiabilidade. Para tanto, é fundamental que uma série de medidas, sobretudo relacionadas à fabricação dos perfis pultrudados e ao desenvolvimento de novos ensaios experimentais baseados em programas de testes padronizados e completos, sejam implementadas pela indústria e pela academia. Só assim, as expressões de projeto, assim como acontecia e ainda acontece no contexto das consagradas estruturas metálicas, poderão ser refinadas.

## 6 CONCLUSÕES

Neste estudo, o comportamento e a resistência mecânica das cantoneiras pultrudadas PRFV (pPRFV) submetidas à compressão centrada e à compressão excêntrica com força aplicada por meio de uma das abas parafusada foram avaliados. Para preencher as lacunas no conhecimento, identificadas por meio de uma ampla revisão da literatura, simulações numéricas foram conduzidos e modelos de cálculo baseados nos princípios da confiabilidade estrutural foram desenvolvidos. A seguir são apresentadas as principais contribuições deste estudo por capítulo, e as recomendações para trabalhos futuros.

O Capítulo 2 foi dedicado à apresentação dos resultados obtidos na revisão sistemática da literatura e na discussão de temas relevantes sobre o comportamento à compressão das cantoneiras pPRFV. A revisão sistemática é uma ferramenta metodológica robusta para a definição do estado de arte sobre determinado tema, que ao seguir protocolos específicos no tratamento da base bibliográfica, vai além da tradicional revisão da literatura.

O protocolo da revisão sistemática definido neste estudo teve como objetivo compilar a base de dados de artigo desenvolvidos até o momento da pesquisa que fornecessem subsídio para: (a) a plena compreensão do desempenho à compressão de cantoneiras pPRFV; (b) o desenvolvimento de modelos numéricos destes perfis; e (c) a análise dos procedimentos de cálculo vigentes. A partir dos resultados obtidos nesta etapa concluiu-se que:

- i. Embora as cantoneiras pPRFV venham sendo utilizadas há algumas décadas em aplicações da construção civil, o banco de dados experimental ainda apresenta limitações, tanto em relação às características dos programas desenvolvidos (e.g., escassez de dados de cantoneiras excêntrica solicitadas, caracterização do material, em alguns casos, deficiente; e variabilidade dos parâmetros simulados ainda reduzida), quanto em relação ao número ensaios já realizados;
- ii. Estudos que apresentem simulações numéricas com cantoneiras pultrudadas são escassos e não existe um programa numérico robusto sobre o tema. Os trabalhos disponíveis até o momento são, em sua maioria, dedicados à comparação entre as soluções analíticas, numéricas e experimentais ou tratam da análise numérica de torres. Nestes últimos, o modelo numérico é utilizado para a análise global da estrutura e não ao estudo do comportamento mecânico do perfil;
- iii. Um único modelo de cálculo está disponível, atualmente, para o dimensionamento de cantoneiras pultrudadas, trata-se da norma americana em desenvolvimento (ASCE, 2010). Desde a divulgação, as expressões propostas pela ASCE (2010) têm sido



avaliadas por diversos pesquisadores e sugestões para melhoria têm sido feitas. A formulação é destinada às cantoneiras submetidas à compressão centrada. A ausência de procedimentos destinados às cantoneiras simples conectadas por uma das abas parafusada é reflexo da falta de pesquisas sobre o tema.

As conclusões obtidas na revisão sistemática permitiram evidenciar as lacunas no conhecimento sobre o projeto de cantoneiras pPRFV comprimidas e, como consequência, delinear de forma clara o escopo desta pesquisa, cujo foco esteve na interseção dos temas: cantoneiras pPRFV comprimidas, simulação numérica e modelos de cálculo. A base teórica para o desenvolvimento da pesquisa e discussão dos resultados relacionados aos temas listados foi apresentada na segunda parte do Capítulo 2.

O Capítulo 3 foi dedicado às cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão centrada. Embora a maior parte das pesquisas disponíveis sobre cantoneiras comprimidas trate de perfis solicitados axialmente, por meio da revisão sistemática da literatura foi possível evidenciar a lacuna na faixa de esbeltez coberta pelos programas experimentais desenvolvidos até o momento. Assim, para ampliar a amostra de dados de força máxima das cantoneiras pultrudadas axialmente comprimidas e, com isso, explorar modos de falha ainda não cobertos experimentalmente, um amplo programa de ensaios numéricos foi desenvolvido. As simulações numéricas permitiram ainda estudar aspectos sobre o desempenho das cantoneiras comprimidas praticamente inexplorados nas pesquisas científicas. A partir dos resultados obtidos nestas simulações numéricas, concluiu-se que:

- i. A simulação numérica de cantoneiras pultrudadas baseada apenas na análise linear de estabilidade, como tem sido feito com frequência na literatura, pode conduzir a uma estimativa inadequada da capacidade resistente dos perfis mais curtos com paredes esbeltas, cujo comportamento se aproxima da resposta típica de chapas finas (i.e., com reserva de resistência pós-crítica). Para perfis mais longos, o efeito da não-linearidade tende a gerar forças máximas inferiores à força crítica de flambagem;
- ii. O desenvolvimento das análises não-lineares incluindo o efeito das imperfeições iniciais da geometria foi fundamental para a representação do comportamento experimental das barras utilizadas na calibração do modelo numérico proposto. O estudo de sensibilidade mostrou que a consideração das imperfeições de flexão (F) e de flexo-torção (FT) foram importantes neste sentido; e que as suas magnitudes exerceram certa influência sobre a capacidade resistente do perfil. Imperfeições de FT e F de magnitudes  $0,15t$  e  $L/1600$

conduziram a uma boa correspondência entre os resultados numéricos e experimentais na calibração do modelo, embora deva-se destacar que, para a imperfeição  $FT = 0,015t$  e para às demais imperfeições  $F$  avaliadas, a diferença entre a força máxima obtida não tenha divergido de forma tão significativa;

- iii. Embora o modelo dano do material e a modelagem da junção com propriedades mecânicas penalizadas não tenham afetado a capacidade resistente das cantoneiras simuladas na calibração do modelo de forma significativa, a sua consideração foi importante para o estudo do comportamento dos perfis próximo ao colapso;
- iv. Cantoneiras pultrudadas com baixa esbeltez à flexão apresentaram forte tendência à erosão e à reserva de resistência quanto apresentam baixa e alta esbeltez à flexo-torção, respectivamente. O mapa de caracterização de falhas proposto por Cardoso e Togashi (2018) se mostrou uma excelente ferramenta para a previsão desse comportamento;

Ainda no Capítulo 3, o novo banco de dados de força máxima resistente, formado pelos resultados obtidos no programa numérico desenvolvido neste estudo associado ao banco de dados experimentais pré-existente, permitiu que um estudo do erro de modelo fosse desenvolvido e novas expressões de cálculo fossem propostas. Nesta etapa pode-se constatar que:

- v. É importante que o modelo de cálculo destinado ao projeto das cantoneiras pultrudadas axialmente comprimidas leve em consideração às especificidades do comportamento deste perfil, em particular a reserva de resistência das barras mais curtas e a possível interação entre modos de instabilidade nas barras de esbeltez intermediária. Além disso, verificou-se que as equações que desconsideram a influência do comprimento na previsão da capacidade resistente de barras sujeitas à instabilidade por flexo-torção podem conduzir a resultados excessivamente conservadores;
- vi. A interação entre os modos de falha (evidenciada por meio dos modelos simulados na análise numérica paramétrica) e a reserva de resistência das cantoneiras curtas pultrudadas pode ser levada em consideração no cálculo por meio de modelos de cálculo baseados no Método da Resistência Direta (MRD). Quando os modos de instabilidade por flexão e por flexo-torção são tratados como modos global e local, respectivamente, é possível capturar bem o comportamento das cantoneiras.

No Capítulo 4, o foco foi dado às cantoneiras pPRFV submetidas à compressão excêntrica. Neste capítulo, são introduzidas discussões sobre o desempenho à compressão e o

projeto das barras conectadas por uma das abas por parafusos, até então praticamente inexplorados no contexto das cantoneiras pultrudadas. Para superar a limitação do banco de dados experimental disponível, a simulação numérica foi utilizada. Os resultados das simulações numérica conectadas através de uma das abas por dois parafusos permitiram concluir que:

- i. A força máxima resistente desses perfis pode sofrer um impacto significativo da excentricidade do carregamento solicitante. Portanto, aproximá-la à força crítica de flambagem de uma barra axialmente comprimida pode conduzir a resultados insatisfatórios. Quando esta aproximação foi considerada, de forma investigativa, neste estudo, observou-se que apoios engastados forneceram forças críticas de flambagem mais próximas à capacidade resistente do perfil;
- ii. A configuração deformada é caracterizada pela flexão em torno da aba conectada acompanhada de torção. Observou-se que a predominância desses modos sofreu influência direta do modo de flambagem crítico das barras de mesma geometria, submetidas à compressão centrada, quando as extremidades eram consideradas engastadas. Quando o modo crítico de flambagem desta última foi o de flexão na menor inércia, o modo dominante da barra conectada por dois parafusos foi o de flexão em torno da aba conectada, o que ocorreu de forma análogo para a flexo-torção;

A partir da base de dados obtida na análise numérica paramétrica desenvolvida no Capítulo 4 foi possível avaliar a eficiência de procedimentos de cálculo pré-existentes na previsão da capacidade resistente das cantoneiras conectadas pela aba parafusada. Um novo procedimento, capaz de superar as deficiências dos modelos avaliados, foi então proposto a partir das seguintes conclusões obtidas no estudo do erro de modelo:

- iii. Os procedimentos destinados às cantoneiras de aço conectadas por uma das abas que se baseiam no Método do Comprimento de Flambagem Equivalente geraram resultados conservadores nas suas versões para as treliças planas e espaciais. O mesmo foi observado para o procedimento M1, proposto neste estudo para as cantoneiras sujeitas à compressão centrada, quando a vinculação das extremidades é aproximada à rótula perfeita;
- iv. Quando o modelo M1 é aplicado ao banco de dados, assumindo a semi-rigidez da ligação por meio de uma condição de apoio intermediária entre rótula e engaste, o erro de modelo médio tornou-se mais próximo da unidade, embora contra a segurança.

No Capítulo 5, análises de confiabilidade foram desenvolvidas a partir dos modelos de cálculo propostos nos Capítulos 3 e 4 para as cantoneiras submetidas à compressão centrada e à compressão excêntrica, respectivamente. O objetivo dessas análises consistiu, sobretudo, na definição do coeficiente de ponderação da resistência que confere o índice de confiabilidade desejado para elementos pultrudados comprimidos.

A partir de simulações realizadas considerando a variação de diversos parâmetros, tais como a razão entre ação permanente e a sobrecarga, as características geométricas dos perfis, os coeficientes de ponderação das ações e a variabilidade das propriedades do material, foi possível concluir que coeficientes iguais a 1,5 e 1,4 fornecem o índice de confiabilidade mínimo de 3,8 para a razão de carregamentos igual a 4 ou 5 (valores usualmente utilizados como referência em padrões normativos), para os modelos de cálculo propostos para as cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão centrada e para as cantoneiras excêntrica e comprimidas conectadas por dois parafusos por meio de uma das abas, respectivamente.

Como sugestão para trabalhos futuros, sugere-se que:

- (i) O desenvolvimento de ensaios experimentais com cantoneiras pultrudadas submetidas à compressão centrada, que se enquadrem na faixa de esbeltez coberta exclusivamente pelos modelos numéricos desenvolvidos neste estudo. Especialmente, aquelas com esbeltez à flexo-torção inferior a 0,7;
- (ii) A proposição de programas experimentais e numéricos com cantoneiras pultrudadas conectadas pela aba parafusada com esbeltezes e ligações com número de parafusos não explorados neste estudo.

## REFERÊNCIAS

AGARWAL, B. D.; BROUTMAN, L. J. **Analysis and performance of fiber composite**. Second edition. John Wiley & Sons, 1990.

ALMEIDA-FERNANDES, L.; CORREIA, J. R.; SILVESTRE, N. Transverse fracture behavior of pultruded GFRP materials in tension: Effect of fiber layup. **Journal of Composites for Construction**, v. 24, n. 4, p. 04020019, 2020.

ALQAM, M. K. Probabilistic Based Design of FRP Structures. 2003.

ALQAM, M.; BENNETT, R. M.; ZUREICK, A. Probabilistic Based Design of Concentrically Loaded Fiber-Reinforced Polymeric Compression Members. **Journal of Structural Engineering**, v. 130, n. 12, p. 1914-1920, 2004.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. Washington: AISI, 2016.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. ANSI/AISC 360: Specification for Structural Steel Buildings. Estados Unidos, 2016.

AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS (ASCE). **Pre-Standard for Load & Resistance Factor Design (LRFD) of Pultruded Fiber Reinforced Polymer (FRP) Structures**. Reston, 2010. 215 p.

ASCIONE et al. **Prospect for new guidance in the design of FRP**. EUR 27666 EN. Ispra, 2016. 176 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800**: projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro, 2008.

AZEVEDO, J. P. S. V. S. **Contributo para o desenvolvimento de um sistema inovador de ligação entre perfis de compósito de GFRP**. 2016. 84 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, 2016.

BAKIS et al. “Fiber-reinforced polymer composites for construction - State-of-the-art review.” **Journal of Composites for Construction**. 6 (2): 73–87. 2002.

BALAGOPAL, R.; PRASAD RAO, N.; ROKADE, R. P. Investigation on Buckling Behaviour of GFRP Angle Sections with Bolted Connections in Lattice Towers. **Journal of The Institution of Engineers (India): Series A**, v. 101, n. 2, p. 327–342, 2020.

BALAGOPAL, R.; PRASAD RAO, N.; ROKADE, R. P. Investigation on Buckling Behaviour of GFRP Angle Sections with Bolted Connections in Lattice Towers. **Journal of The Institution of Engineers (India): Series A**, v. 101, n. 2, p. 327–342, 2020.

BANK, L. C. **Composites for construction: structural design with FRP materials**. Hoboken: John Wiley & Sons, 2006. 551 p. ISBN-13 978-0471-68126-7.

BANK, L. C. Reflections on 50 Years of Pultruded Fiber-Reinforced Polymer Materials in Structural Engineering. **Journal of Composites for Construction**, v. 27, n. 5, p. 02523001, 2023.

BARBERO, E. J. **Finite element analysis of composite materials using Abaqus**. CRC press, 2013.

BARBERO, E. J. Prediction of buckling-mode interaction in composite columns. **Mechanics of Composite Materials and Structures**, v. 7, n. 3, p. 269-284, 2000.

BARBERO, E. J.; RAFTOYIANNIS, I. G.; GODOY, L. A. Finite elements for post-buckling analysis. II—Application to composite plate assemblies. **Computers & structures**, v. 56, n. 6, p. 1019-1028, 1995.

BARBERO, E.; TOMBLIN, J. A Phenomenological design equation for FRP columns with interaction between local and global buckling. **Thin-Walled Structures**, v. 18, n. 2 p. 117-131, 1994.

BARBERO, E. J.; DEVIVO, L. Beam-column design equations for wide-flange pultruded structural shapes. **Journal of Composites for Construction**, v. 3, n. 4, p. 185-191, 1999.

BATISTA, E. M. **Modelling Buckling Interaction**, in Pignataro, M., Gioncu, V., editors, Phenomenological and Mathematical Modelling of Structural Instabilities, 470, pp. 135-194, 2004.

BAULD, N. R.; LIH-SHYNG, T. A Vlasov theory for fiber-reinforced beams with thin-walled open cross sections. **International Journal of Solids and Structures**, v. 20, n. 3, p. 277-297, 1984.

BEBIANO, et al. **GBTUL 2.0 – Buckling and vibration of thin-walled members**. DECivil/IST, Technical University of Lisbon, 2014. Software.

BECK, A. T. **Confiabilidade e segurança das estruturas**. Brasil: GEN LTC, 2019.

BECK, A. T. **Curso de Confiabilidade Estrutural. Apostila da disciplina SET 5915 Confiabilidade Estrutural – Escola de Engenharia de São Carlos**, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2018.

BHOWMIK, C.; GUPTA, K.; CHAKRABORTI, P. Stability analysis of glass fibre polyamide composite transmission tower. **Journal of Reinforced Plastics and Composites**, v. 39, n. 23–24, p. 918–931, 2020.

BOLANDIM, E. A. **Análise de confiabilidade em ligações parafusadas em chapas finas e perfis de aço formados a frio**. 2011. 336 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2011.

BOSCATO, G.; IENTILE, S. Experimental and numerical investigation on dynamic properties of thin-walled GFRP buckled columns. **Composite Structures**, v. 189, n. 12, p. 273-285, 2018.

- BRANQUINHO, M. **Sobre o comportamento estrutural e o dimensionamento de cantoneiras de aço formadas a frio submetidas à compressão e conectadas por uma aba.** 2017. 201 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2017.
- BRANQUINHO, M. A.; MALITE, M. Effective slenderness ratio approach for thin-walled angle columns connected by the leg. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 176, p. 106434, 2021.
- BROOKS, R. J.; THRVEY, G. J. Lateral buckling of pultruded GRP I-section cantilevers. **Composite Structures**, v. 32, n. 1–4, p. 203–215, 1995.
- CARDOSO, D. C. T. **Compressive strength of pultruded glass-fiber reinforced polymer (GFRP) columns.** 2014. 370 f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.
- CARDOSO, D. C. T.; HARRIES, K. A. A viscoelastic model for time-dependent behavior of pultruded GFRP. **Construction and Building Materials**, v. 208, p. 63-74, 2019.
- CARDOSO, D. C. T.; HARRIES, K. A.; BATISTA, E. D. M. Compressive strength equation for GFRP square tube columns. **Composites Part B: Engineering**, v. 59, p. 1–11, 2014.
- CARDOSO, D. C. T.; TOGASHI, B. S. Experimental investigation on the flexural-torsional buckling behavior of pultruded GFRP angle columns. **Thin-Walled Structures**, v. 125, p. 269–280, 1 abr. 2018.
- CHODRAUI et al. Cold-formed steel angles under axial compression. In: INTERNATIONAL SPECIALTY CONFERENCE ON COLD-FORMED STEEL STRUCTURES, 2006. Orlando. **Proceedings...** Orlando: ISCCFSS, 2006 R.
- CINTRA, G. G. **Local buckling behavior of pultruded glass-fiber reinforced polymer (pGFRP) I-section columns.** 2017. 171 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2017.
- CINTRA, G.G.; CARDOSO, D. C. T.; VIEIRA, J. D. Parameters affecting local buckling response of pultruded GFRP I-columns: Experimental and numerical investigation. **Composite Structures**, v. 222, p. 110897, 2019.
- CINTRA, G. G.; CARDOSO, D. C. T.; VIEIRA, J. D.; KELLER, T. Experimental investigation on the moment-rotation performance of pultruded FRP web-flange junctions. **Composites Part B: Engineering**, v. 222, n. February, p. 109087, 2021.
- COELHO, A. M.; MOTTRAM, J. T. A review of the behaviour and analysis of bolted connections and joints in pultruded fibre reinforced polymers. **Materials and Design**, v. 74, p. 86–107, 2015.
- COGUMELO. Manual de Engenharia. 20--?
- COMITÉ EUROPÉEN DE PULTRUDED PROFILES. **EN 13706: Reinforced plastics**

composites – Reinforced plastics composites. Specifications for pultruded profiles. Brussels, 2002.

COMITÉ EUROPÉEN DE NORMALISATION (CEN). **EN 1990: Eurocode: Basis of structural design.** 2002. Brussels, Belgium. 87 p.

CORREIA, M. M. **Comportamento estrutural de perfis pultrudidos de GFRP: caracterização experimental e modelação numérica.** 2012. 158 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, 2012.

D'AGUIAR, S. C. M. **Estabilidade de barras de material compósito reforçado por fibras.** 2017. 121 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade Federal do Ceará, Ceará, 2017.

DE OLIVEIRA, J. P.; CARDOSO, D. C. T.; SOTELINO, E. D. Elastic flexural local buckling of Litzka castellated beams: Explicit equations and FE parametric study. **Engineering Structures**, v. 186, p. 436-445, 2019.

DEBSKI, H.; KUBIAK, T.; TETER, A. Buckling and postbuckling behaviour of thin-walled composite channel section column. **Composite Structures**, v. 100, p. 195-204, 2013.

DE CASTRO, A. L. R. . **Análise numérica não-linear da flambagem local de perfis de aço estrutural submetidos à compressão uniaxial.** 228 f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, Minas Gerais, 2006.

DE-LA-TORRE-UGARTE-GUANILO, M. C.; TAKAHASHI, R.F.; BERTOLOZZI, M. R. Revisão sistemática: noções gerais. *Revista da Escola de Enfermagem da USP*, v. 45, n. 5, p. 1260-1266, 2011.

PAULA, V. F. **Análise experimental e numérica de cantoneiras de aço formadas a frio, sob tração e conectadas por parafusos.** 2006. 167 f. Tese (Doutorado em Estruturas e Construção Civil)-Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, 2006.

DINIS, P. B.; CAMOTIM, D. Proposal to improve the DSM design of cold-formed steel angle columns: Need, background, quality assessment, and illustration. **Journal of Structural Engineering**, v. 145, n. 8, p. 04019071, 2019.

DINIZ, A. C. M.; MALITE, M. Numerical analysis on the buckling behavior of pultruded GFRP members: a Systematic Review. In: IBERO-LATIN-AMERICAN CONGRESS ON COMPUTATIONAL METHODS IN ENGINEERING, 2020, Paraná. **Proceedings...** Paraná: ABMEC, 2021.

DWIVEDI, S. **Modeling and Design of Pultruded FRP Members.** 160 f. Tese (Doutorado) - Indian Institute of Technology Hyderabad, India, 2018.

ELLINGWOOD B. Toward load and resistance factor design for fiber-reinforced polymer composite structures. **Journal of Structural Engineering**. 2003;129(4):449–58.



ELLINGWOOD, B. et al. **Development of a Probability Based Load Criterion for American National Standard A58**. Us National Bureau of Standard Special Publication 577, Washington DC. 1980.

ELLINGWOOD, B. et al. Probability-based load criteria: Load factors and load combinations. **Journal of the Structural Division**. ASCE, 108(5), 978–977. 1982.

ENGESSER F. Über die Knickfestigkeit gerader Stäbe. **Zeitschrift Für Architektur Und Ingenieurwesen**, v. 35, n. 4, p. 455-462, 1889.

ENGINEERED COMPOSITES. **GRP Pultruded Profiles**. 2021. Disponível em: <https://engineered-composites.co.uk/grp-pultruded-profiles/>. Acesso: 27 de junho de 2023

EVERNDEN, M.; SMITH. J. Concentric and eccentric compression tests on PFRP equal angles. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ADVANCED COMPOSITES IN CONSTRUCTION, 2011, Coventry. **Proceedings...** Coventry: ACIC, 2011.

FAKURY, R. H.; SILVA, A. L. R. C.; CALDAS, R. B. **Dimensionamento de elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto**. São Paulo: Person Education do Brasil, 2016.

FERNANDES, L. A.; NUNES, F.; SILVESTRE, N.; CORREIA, J. R.; GONILHA, J. Web-crippling of GFRP pultruded profiles. Part 2: Numerical analysis and design. **Composite Structures**, v. 120, p. 578–590, 2015.

KRAFTON. Specialist in GRP Pultrusion. Disponível em: <https://www.krafton.uk/>. Acesso: 27 de junho de 2023

FLECK, N. A. Compressive failure of fiber composites, in Hutchinson, J.W., Wu, T.Y., editors, *Advances in Applied Mechanics*, 33, pp. 43-117, 1997.

FREED, A. D. Modeling the pultrusion process to obtain low void fraction composites. West Virginia University, 2002.

GALAMBOS, T. V. **Guide to stability design criteria for metal structures**. 5. ed. New York: John Wiley & Sons Inc, 1998. 911 p. ISBN 0-471-12742-6.

GALAMBOS, T. V. **Structural Members and Frames**. Prentice Hall, Upper Saddle River. N.J, 1968.

GODAT, A. et al. Use of FRP pultruded members for electricity transmission towers. **Composite Structures**, v. 105, p. 408-421, 2013.

GRIBNIAK, Viktor et al. An efficient approach to describe the fiber effect on mechanical performance of pultruded GFRP profiles. **Frontiers in Materials**, v. 8, p. 746376, 2021.

HANCOX, N; MAYER, R. M. Design data for reinforced plastics: a guide for engineers and designers. Springer Science & Business Media, 1994.

HASSAN, N. K.; MOSALLAM, A. S. Buckling and ultimate failure of thin-walled pultruded

composite columns. **Polymers and Polymer Composites**, v. 12, n. 6, p. 469–481, 2004.

HASHIN Z, ROTEM A. A fatigue failure criterion for fiber reinforced materials. **Journal of composite materials**, v. 7, n. 4, p. 448-464, 1973.

HASHIN Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites. **Journal of Applied Mechanics**, v. 47, p. 3292334, 1980.

JOINT COMMITTEE ON STRUCTURAL SAFETY (JCSS). **Probabilistic Model Code**, Joint Committee on Structural Safety. 2001.

JENSEN, A. C. **Development of an efficient structural system for buildings of glass fibre reinforced plastic**. 2015. 169 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Technical University of Denmark, Denmark, 2015.

JUNYOR, J. O. G. Análise teórico-numérica da influência do número de parafusos no comportamento de cantoneiras laminadas de aço comprimidas concêntrica e excentricamente. 2019. 147 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas). Universidade Federal de Minas Gerais, Minas Gerais, 2022.

JUNYOR, J. O. G. et al. Análise teórico-numérica da influência do número de parafusos no comportamento de cantoneiras laminadas comprimidas concêntrica e excentricamente. **Revista de Estrutura em Aço**. v. 9, p. 21–40, 2020.

KHANEGHAHI, M. H. et al. The effect of elevated temperatures on the compressive section capacity of pultruded GFRP profiles. **Construction and Building Materials**, v. 249, n. February, p. 118725, 2020.

KENNEDY, J. B.; MADUGULA, M. K. S. Buckling of Single and Compound Angles. In *Axially Compressed Structures: Stability and Strength*, (ed. R. Narayanan), Applied Science Publishers, Barking, Essex, England, Chap. 6. 1982.  
Kennedy,

KETTLER, M.; TARAS, A.; UNTERWEGER, H. Member capacity of bolted steel angles in compression—Influence of realistic end supports. **Journal of constructional steel research**, v. 130, p. 22-35, 2017.

LANE, A.; MOTTRAM, J. T. Influence of modal coupling on the buckling of concentrically loaded pultruded fibre-reinforced plastic columns. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications**, v. 216, n. 2, p. 133-144, 2002.

LAPCZYK, I; HURTADO, J. A. Progressive damage modeling in fiber-reinforced materials. **Composites Part A: Applied Science and Manufacturing**, v. 38, n. 11, p. 2333-2341, 2007.

LAUDIERO, F., MINGHINI, F.; TULLINI, N. Buckling and postbuckling finite-element analysis of pultruded FRP profiles under pure compression. **Journal of Composites for Construction**, v. 18, n. 1, 2014.

LAZZARI, J. A., GONILHA, J., SILVESTRE, N., CORREIA, J. R. Material crushing behaviour of pultruded GFRP stub columns: experimental study. **Proceedings of the 11th International Conference on Fiber-Reinforced Polymer Composites in Civil Engineering**. CICE 2023. D. Cardoso & K. Harries (Eds.), 2023.

LEE, D. J. Structural stability of unidirectional CFRP thin-walled open-section columns. 1981.

LEIGH, J. M.; GALAMBOS, T. V. The Design of Compression Webs for Longspan Steel Joists, Res. Rep. No. 21, Department of Civil Engineering, Washington University, St. Louis, Mo. 1972.

LITTLES, J. W.; JACOBS, L. J.; ZUREICK, A. H. The ultrasonic measurement of elastic constants of structural FRP composites. In: **Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation**. Springer, Boston, MA. p. 1807-1814, 1997.

LI, Z.; SCHAFER, B. W. Buckling analysis of cold-formed steel members with general boundary conditions using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods. **Proceedings of the 20th Int'l. Spec. Conf. on Cold-Formed Steel Structures**. St. Louis, MO, November, 2010.

LIU, T. Q.; YANG, J. Q.; FENG, P.; HARRIES, K. A. Determining rotational stiffness of flange-web junction of pultruded GFRP I-sections. **Composite Structures**, v. 236, n. November 2019, p. 111843, 2020.

LIU, T., HARRIES, K.A.; GUO, Q. Effects of fiber architecture on flexure properties of pultruded GFRP plates and sections. **Proceedings of the 9th International Conference on Fibre-Reinforced Polymer Composites in Construction (CICE)**, 2018.

LIU, Y., HUI, L. Behaviour of steel single angles subjected to eccentric axial loads. **Canadian Journal of Civil Engineering**, v. 37, p. 887-896, 2010.

LIU, Y.; HUI, L. Finite element study of steel single angle beam–columns. **Engineering Structures**, v. 32, n. 8, p.2087-2095, 2010.

MAIA, W. F. **Sobre a estabilidade de cantoneiras de aço formadas a frio submetidas à compressão**. 2008.S 182 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2008.

MAIA, W.F.; MUNAIAR NETO, J.; MALITE, M., Stability of Cold-Formed Steel Simple And Lipped Angles Under Compression. In 19. International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, LaBOUBE, R.A.; YU, W.W. (Eds.), pp. 111-125. St. Louis, Missouri, 2008.

MARSH, C. Lateral Stability of Single Angle Beam-Columns. CSSIC Pro). 712, Sir George Williams University, Montreal, QE, Canada, Mar. 1972.

MCCLURE, B. G.; MOHAMMADP, Y. Compression creep of pultruded E-Glass-Reinforced-Plastic angles. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 7, n. 4, p. 269-276, 1995.

MENDES, J. D. R. S. **Comportamento mecânico de ligações aparafusadas em materiais FRP**. 2017. 130 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, 2017.

MESACASA, E. **Comportamento estrutural e dimensionamento de cantoneiras de aço formadas a frio submetidas à compressão**. 2012. 121 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2012.

MESACASA, E. et al. Mode interaction in thin-walled equal-leg angle columns. **Thin-Walled Structures**, v. 81, p. 138-149, 2014.

MESACASA JR., E. C. E.; BECK, A. T.; MALITE, M. Dimensionamento de cantoneiras de aço formadas a frio conectadas pelas abas: estudo numérico e experimental. In: CONGRESSO DE CONSTRUÇÃO METÁLICA E MISTA, 2013, Porto. **Anais...** Porto: CMM, 2013. p. 1-10.

MINGHINI, F.; TULLINI, N.; ASCIONE, F. Updating Italian design guide CNR DT-205/2007 in view of recent research findings: Requirements for pultruded FRP profiles. **American Journal of Engineering and Applied Sciences**, v. 9, n. 3, p. 702-712, 2016.

MINGHINI, F. et al. Numerical failure analysis of built-up columns composed of closely spaced pultruded FRP channels. **Composite Structures**, v. 207, p. 478-487, 2019.

MOHAMMADI, Y. Compression Creep Measurements in Pultruded Angle Sections Made of Fibre Glass Reinforced Plastic. p. 1689–1699, 1993.

MONTEIRO, A. C. L.; MALITE, M. Behavior and design of concentric and eccentrically loaded pultruded GFRP angle columns. **Thin-Walled Structures**, v. 161, n. June 2020, p. 107428, 2021.

MONTEIRO, A. C. M. **Análise teórica e experimental de cantoneiras pultrudadas PRFV submetidas à compressão**. 2020. 263f. Dissertação (Mestrado em Ciências) – Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2020.

MONTEIRO, DISSERTAÇÃO. 2020.

MORDOR INTELLIGENCE. Mercado de Aço Bruto | Crescimento, Tendências, Impacto da Covid-19 e Previsões (2023 - 2028). Disponível em: <https://www.mordorintelligence.com/pt/industry-reports/crude-steel-market>. Acesso em 26 de junho de 2023.

MORGADO, T.; SILVESTRE, N.; CORREIA, J. R. Simulation of fire resistance behaviour of pultruded GFRP columns. **Thin-Walled Structures**, v. 135, n. September 2018, p. 521–536, 2019.

MOSALLAM, A. S. **Design guide for FRP composite connections**. Manuals of Practice (MOP) 102. American Society of Civil Engineers (ASCE); 2011. ISBN: 9780784406120: 624

- MOSALLAM, A. S. et al. Structural evaluation of axial and rotational flexibility and strength of web-flange junctions of open-web pultruded composites. **Composites Part B: Engineering**, v. 66, p. 311-327, 2014.
- MOTTRAM, J. T.; BROWN, N. D.; ANDERSON, D. Physical testing for concentrically loaded columns of pultruded glass fibre reinforced plastic profile. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 156, n. 2, p. 205-219, 2003.
- MOTTRAM, J. T.; ZHENG, Y. Further tests of beam-to-column connections for pultruded frames: flange-cleated. **Journal of Composites for Construction**, v. 3, n. 3, p. 108-116, 1999.
- NAGAHAMA, K. **Análise de estabilidade local em perfis de seção aberta em aço e em resina reforçada com fibra de vidro**. 160 f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.
- NATIONAL RESEARCH COUNCIL OF ITALY. **CNR-DT 205/2007**: Guide for the design and construction of structures made of thin FRP pultruded elements. Rome, 2008.
- NGUYEN, T. T. **Lateral-torsional buckling resistance of pultruded fibre reinforced polymer shapes**. 2014. 370 f. Thesis (Doctor of Philosophy in Engineering) - University of Warwick, Warwick, 2014.
- NGUYEN, T. T.; CHAN, T. M.; MOTTRAM, J. T. Influence of boundary conditions and geometric imperfections on lateral-torsional buckling resistance of a pultruded FRP I-beam by FEA. **Composite Structures**, v. 100, p. 233-242, 2013.
- NUNES, F. F. **Comportamento estrutural de perfis pultrudidos de GFRP reforçados com mantas de CFRP - Caracterização experimental e modelação numérica**. 2012. 167 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, 2012.
- NUNES, F. et al. Experimental and numerical study on the structural behavior of eccentrically loaded GFRP columns. **Thin-Walled Structures**, v. 72, p. 175-187, 2013.
- NUNES, F. F.; SILVESTRE, N.; CORREIA, J. R. Structural behaviour of hybrid FRP pultruded columns. Part 2: Numerical study. **Composite Structures**, v. 139, p. 304-319, 2016.
- NUNES, F. F.; SILVESTRE, N.; CORREIA, J. R. Progressive damage analysis of web crippling of GFRP pultruded I-sections. **Journal of Composites for Construction**, v. 21, n. 3, p. 04016104, 2017.
- PFEIL, W.; PFEIL, M. Estruturas de aço: dimensionamento prático de acordo com a NBR8800:2008. 8. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2009. ISBN 978-85-216-1611-5.
- PETERMAN, K. D. et al. Structural performance of steel shelf angles with thermally improved detailing. **Journal of Structural Engineering**, v. 146, n. 10, p. 04020218, 2020.

PIETROPAOLI, E. Progressive failure analysis of composite structures using a constitutive material model (USERMAT) developed and implemented in ANSYS ©. **Appl Compos Mater**. v. 19, p. 657-668, 2012.

POLYZOIS, D; RAFTOYIANNIS, I.G. Compression strength of pultruded equal leg angle sections. **Structural Engineering & Mechanics**, v. 9, n. 6, p. 541–555, 2000.

PRASAD RAO, N.; ROKADE, R. P.; BALAGOPAL, R. Failure investigation of GFRP communication towers. **Engineering Failure Analysis**, v. 79, p. 397-407, 2017.

PROENÇA, M. E. C. M. **Comportamento de ligações aparafusadas entre perfis de compósito GFRP: estudo experimental e numérico**. 2015. 125 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, 2015.

QURESHI, M. A. M.. **Failure behavior of pultruded GFRP members under combined bending and torsion**. West Virginia University, 2012.

QURESHI, J.; MOTTRAM, J. T. **Moment-rotation behaviour of beam-to-column joints for simple frames of pultruded shapes**. In: Sixth International Conference on FRP Composites in Civil Engineering–CICE. 2012.

QURESHI, J.; MOTTRAM, J. T. Toby. Response of beam-to-column web cleated joints for FRP pultruded members. **Journal of Composites for Construction**, v. 18, n. 2, p. 04013039, 2014.

QURESHI, J.; MOTTRAM, J. T. Moment-rotation response of nominally pinned beam-to-column joints for frames of pultruded fibre reinforced polymer. **Construction and Building Materials**, v. 77, p. 396-403, 2015.

RAGHEB, W. F. Development of closed-form equations for estimating the elastic local buckling capacity of pultruded FRP structural shapes. **Journal of Composites for Construction**, v. 21, n. 4, p. 04017015, 2017.

RAMESHKUMAR, K.; RAJ, J. S.; NADU, T. Experimental study on compression behaviour of FRP angle sections. **International Journal of Advance Research and Innovation** p. 4–9, 2018.

RAMOS, J. C. **Compressive Resistance of Pultruded GFRP Profiles (in Portuguese)**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Instituto Superior Técnico, University of Lisbon, 2020.

REGEL, Franziska; VAN HATTUM, Ferrie WJ; DIAS, Gustavo R. A numerical and experimental study of the material properties determining the crushing behaviour of pultruded GFRP profiles under lateral compression. **Journal of composite materials**, v. 47, n. 14, p. 1749-1764, 2013.

REIS, A., CAMOTIM, D. **Estabilidade estrutural**. Lisboa: McGRAW-HILL, 2000. 470 p

RIKS, E. An incremental approach to the solution of snapping and buckling problems. **International journal of solids and structures**, v. 15, n. 7, p. 529-551, 1979.

SÁ M, PACHECO J, CORREIA JR, SILVESTRE N, SØRENSEN JD, Structural safety of pultruded FRP profiles for global buckling. Part 1: approach to material uncertainty, resistance models, and model uncertainties. **Composite Structures** 257 (2021) 113304.

SAKLA, S. S. S. **Single-Angle Compression Members Welded by one Leg to Gusset Plates**. 1997. 340 f. Tese (Doutorado) – Ciência Aplicada, Universidade de Windsor, Windsor, 1997.

SEANGATITH, S. Buckling strength of GFRP equal-leg angle structural members under concentric axial. **Suranaree Journal of Science and Technology**, v. 11, n. 3, p. 230-242, 2004.

SELVARAJ, M.; KULKARNI, S. M.; BABU, R. Ramesh. Behavioral Analysis of built up transmission line tower from FRP pultruded sections. **International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering**, v. 2, n. 9, p. 39-47, 2012.

SELVARAJ, M.; KULKARNI, S.; BABU, R. R. Studies on FRP pultruded structural sections for transmission line towers. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON MECHANICS OF NANO, MICRO AND MACRO COMPOSITE STRUCTURES, 2012, Torino. **Proceedings...** Torino: ICMNMMCS, 2012.

SIMULIA. **Abaqus standard: user's manual**. version 6.14. 2014.

SILVA, N. M. F et al. First-order, buckling and post-buckling behaviour of GFRP pultruded beams. Part 2: Numerical simulation. **Computers and Structures**, v. 89, n. 21-22, p. 2065-2078, 2011.

SILVA, N. M. F.; SILVESTRE, N.; CAMOTIM, D. GBT formulation to analyse the buckling behaviour of FRP composite open-section thin-walled columns. **Composite Structures**, v. 93, n. 1, p. 79-92, 2010.

SILVESTRE, N.; DINIS, P.B., CAMOTIM, D. Developments on the Design of Cold-Formed Steel Angles. **Journal of Structural Engineering**, v. 139, n. 5, 2013.

SIRAJUDEEN, R. S.; SEKAR, Rajesh. Buckling analysis of pultruded glass fiber reinforced polymer (GFRP) angle sections. **Polymers**, v. 12, n. 11, p. 2532, 2020.

SOUTHWELL, E. V. On the analysis of experimental observations in problems of elastic stability. **Proceedings of Royal Society of London**, 135, pp. 601-616, 1932.

SOUZA, G. P. Avaliação de critérios de falhas de compósitos poliméricos reforçados aplicados a vigas sob carregamento de flexão. 2003. 96 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2003.

STRONGWELL. **Design manual: Section 3 -Properties of extren**. 2020 Disponível em: <https://www.strongwell.com/manual-list/>. Acesso em 20 de junho de 2023.

STRONGWELL. **Design manual: Section 6 - Elements of sections**. 2022 Disponível em: <https://www.strongwell.com/manual-list/>. Acesso em 17 de junho de 2023.

STARR, Trevor (Ed.). Pultrusion for engineers. Elsevier, 2000.

SWANSON ANALYSIS SYSTEMS INC. (SAS). Ansys Help. Versão 15. 2013

TABIEI, A. et al. Impact performance of pultruded beams for highway safety applications. **Composite structures**, v. 42, n. 3, p. 231-237, 1998.

TEMPLE, M. C.; SAKLA, S. S. S. Single-angle compression members welded by one leg to a gusset plate. I. Experimental study. **Canadian Journal of Civil Engineering**, v. 25, n. 3, p. 569-584, 1998.

TETER, A.; KOLAKOWSKI, Z.; JANKOWSKI, J. How to determine a value of the bifurcation shortening of real thin-walled laminated columns subjected to uniform compression? **Composite Structures**, v. 247, p. 112430, 2020.

THUMRONGVUT, J.; PAKWAN, N.; KRATHUMKLANG, S. Flexural-Torsional Buckling of Pultruded Fiber-Reinforced Polymer Angle Beams under Eccentric Loading. In: **Materials Science Forum**. Trans Tech Publications Ltd, p. 201-206, 2020.

TIMOSHENKO, S.P., GERE, J.M. **Theory of elastic stability**. 2 ed. McGraw W-Hill Kogakusha, LTD., 1961. 541 p.

TOGASHI, B. S. **Desempenho e Resistência à Compressão de Cantoneiras Pultrudadas Curtas de Polímero Reforçado com Fibra de Vidro (PRFV)**. 2017. 128 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2017.

TOMBLIN, J.; BARBERO, E. Local buckling experiments on FRP columns. **Thin-Walled Structures**, v. 18, n. 2, p. 97-116, 1994.

TURVEY, G. J. Testing of pultruded glass fibre-reinforced polymer (GFRP) composite materials and structures. **Woodhead Publishing Ser Civ Struct Eng**, pp. 440-508, 2013.

TURVEY, G. J.; WANG, P. **Failure of pultruded GRP angle-leg junctions in tension**. In: Proc. 17th international conference on composite materials (ICCM17). 2009. p. 27-31.

TURVEY, G. J.; ZHANG, Y. A computational and experimental analysis of the buckling, postbuckling and initial failure of pultruded GRP columns. **Computers & Structures**, v. 84, n. 22-23, p. 1527-1537, 2006.

TURVEY, G. J.; ZHANG, Y. Mechanical properties of pultruded GFRP WF, channel and angle profiles for limit state/permissible stress design. **Composites Part B: Engineering**, v. 148, p. 260-271, 2018.

USAMI, T. Restrained Single-Angle Columns Under Biaxial Bending. Res. Rep. No. 14, Civil Engineering Department, Washington University, St. Louis, Mo., June. 1970.

VANEVENHOVEN, L.; SHIELD, C.; BANK, L. LRFD factors for pultruded wide-flange columns. **Journal of Structural Engineering**, v. 136, n. 5, p. 554-564, 2010.

VAZQUEZ, J. C. V. et al. Replacing steel members with composite members on transmission



towers. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Energy**, v. 172, n. 1, p. 26-40, 2019.

VAZQUEZ, I. R.; CORONA, R. H.; TALAVERA, J. E. S. Composite materials as an alternative to replace steel members on lattice power transmission towers. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 28, n. 3, p. 04015151, 2016.

VIEIRA, E. S.; CARDOSO, D. C. T.; VIEIRA, D. J. Interação global-local em viga pultrudada de PRFV submetida à flexão simples. In: IBERO-LATIN-AMERICAN CONGRESS ON COMPUTATIONAL METHODS IN ENGINEERING, 2017, Santa Catarina. **Proceedings...**Santa Catarina: ABMEC, 2017.

VLASOV, V.Z. Thin-walled elastic beams. 2 ed. Copyright, 1961. 493 p

WEAVER, A. Composites: World markets and opportunities. **Materials Today** 2 (1): 3-6, 1999.

WU, C.; TIAN, J.; DING, Y.; FENG, P. Axial compression behavior of pultruded GFRP channel sections. **Composite Structures**, 289, 115438. 2022.

XIN, H. et al. Experimental and numerical investigation on assessing local bearing behavior of a pultruded GFRP bridge deck. **Composite Structures**, v. 204, p. 712-730, 2018.

XIN, H. et al. Impact of hygrothermal aging on rotational behavior of web-flange junctions of structural pultruded composite members for bridge applications. **Composites Part B: Engineering**, v. 110, p. 279-297, 2017.

YANES-ARMAS, S.; DE CASTRO, J.; KELLER, T. Rotational stiffness of web-flange junctions of pultruded GFRP decks. **Engineering Structures**, v. 140, p. 373-389, 2017.

ZEINALI, E.; NAZARI, A.; SHOWKATI, H. Experimental-numerical study on lateral-torsional buckling of PFRP beams under pure bending. **Composite Structures**, v. 237, p. 111925, 2020.

ZUREICK, A. Proponowane krótkoterminowe równania do obliczeń wytrzymałości dla prasowanych elementów kątowych poddawanych naciskowi. Dnibetonu Konferencja, 2006.

ZUREICK, A., BENNETT R. M., ELLINGWOOD B. Statistical characterization of fiber-reinforced polymer composite material properties for structural design. **Journal of structural engineering**. 2006;132(8):1320–7.

ZUREICK, A.; STEFFEN, R. Behavior and Design of concentrically Loaded Pultruded Angle Struts. **Journal of structural engineering**, v. 126, p. 406-416, 2000.

ZUREICK, A.; SCOTT, D. Short-term behavior and design of fiber-reinforced polymeric slender members under axial compression. **Journal of Composites for Construction**, v. 1, n. 4, p. 140-149, 1997.

YOUNG, B. Tests of cold-formed steel plain angle columns. **Advances in Structures**, ASSCCA'03, ed. Hancock et al., v.1, p. 295-301, 2003.



## APÊNDICE A – CÁLCULO DE PROPRIEDADES ELÁSTICAS DO PRFV

O módulo de elasticidade transversal ( $E_2$ ) e o coeficiente de Poisson ( $\nu_{12}$ ) do material PRFV foram calculados a partir das seguintes equações:

$$E_2^f = \frac{12}{d_{22}h^3} \quad (\text{A.1})$$

$$\nu_{12}^f = -\frac{d_{12}}{d_{11}} \quad (\text{A.2})$$

em que  $h$  é a espessura do compósito e os termos  $d_{22}$ ,  $d_{12}$  e  $d_{11}$  são dados pelas seguintes expressões:

$$d_{11} = \frac{D_{22}}{|D|} \quad (\text{A.3})$$

$$d_{22} = \frac{D_{11}}{|D|} \quad (\text{A.4})$$

$$d_{12} = \frac{-D_{12}}{|D|} \quad (\text{A.5})$$

$$|D| = D_{11}D_{22} - D_{12}D_{21} \quad (\text{A.6})$$

$$D_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n Q_{ij}^k (z_k^3 - z_{k-1}^3) = \sum_{k=1}^n Q_{ij}^k \left( \bar{z}_k^2 h_k + \frac{h_k^3}{12} \right) \quad (\text{A.7})$$

Na Equação A.7,  $Q_{ij}^k$  são os coeficientes de rigidez da camada  $k$ ;  $z_k$  é a distância do plano médio do compósito ao topo da camada  $k$ ,  $\bar{z}_k$  é a distância do plano médio do compósito até centro da camada  $k$ ;  $h_k$  é a espessura da camada  $k$ ; e  $n$  é o número total de camadas que compõe o laminado. Sendo  $z$  positivo para camadas acima do plano médio do laminado e negativo para lâminas abaixo desse plano.

As expressões utilizadas para o cálculo de  $Q_{ij}^k$  para a camada de fibras unidirecionais e para a camada de fibras na forma de manta podem ser encontradas em Bank (2006). Os módulos de elasticidade longitudinal e transversal, e o coeficiente de Poisson dessas camadas foram

calculados a partir dos dados apresentados na Tabela A.1 e de modelos analíticos como a regra das misturas e os modelos de Hull e Halpin-Tsai.

Tabela A.1 – Propriedades microestruturais do compósito

<b>Propriedade</b>	<b>Valor</b>
Módulo de elasticidade da fibra (GPa)	72
Módulo de elasticidade da matriz (GPa)	3
Coefficiente de Poisson da fibra	0,2
Coefficiente de Poisson da matriz	0,38
Módulo de cisalhamento da fibra (GPa)	30,0
Módulo de cisalhamento da matriz (GPa)	1,6
Teor, em volume, de fibra na forma de roving (%)	45,8
Teor, em volume, de fibra na forma de manta (%)	6,7
Número de camadas de <i>roving</i>	1
Espessura da camada de <i>roving</i> (mm)	4,95
Número de camadas de CSM	2
Espessura da camada de CSM (mm)	0,5

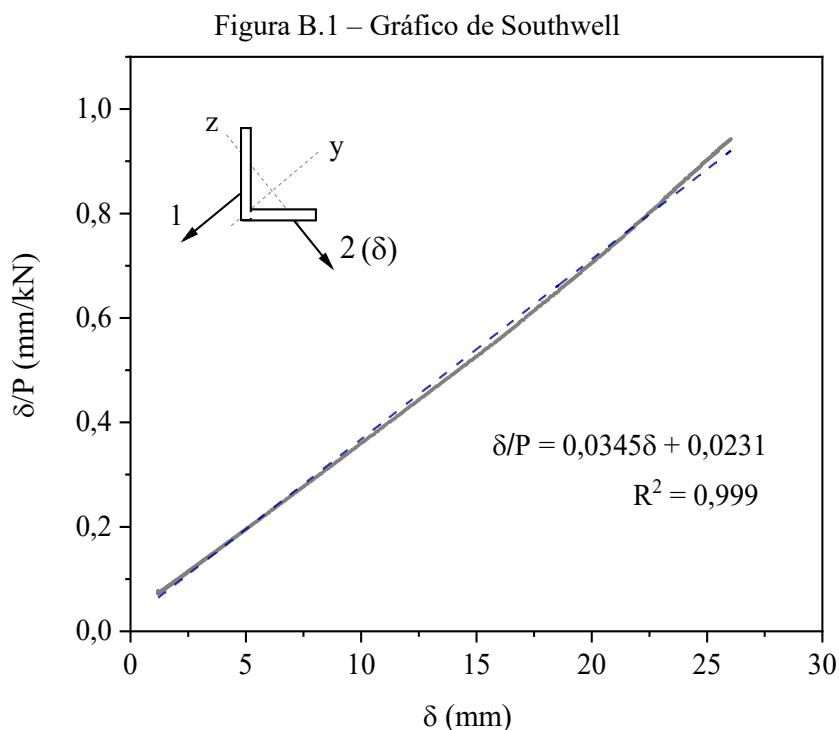
As propriedades da fibra e da matriz apresentadas na Tabela A.1 representam valores característicos para a fibra de vidro tipo E e para a resina poliéster, respectivamente. O teor de fibras por camada foi obtido experimentalmente por Monteiro e Malite (2021) e as dimensões das camadas medidos a partir de inspeção visual.

A partir da metodologia descrita e utilizando-se as Equações A.1 e A.2, os valores de 8,32 GPa e 0,3 foram obtidos respectivamente para o módulo de elasticidade transversal e o coeficiente de Poisson. Para avaliar a acurácia do modelo analítico, o valor de módulo de elasticidade longitudinal também foi calculado. O valor analítico previsto utilizando a mesma metodologia descrita anteriores foi igual a 27,92 GPa. Esse valor praticamente coincide com o resultado experimental (28 GPa) obtido por Monteiro e Malite (2021).

## APÊNDICE B – IMPERFEIÇÃO INICAL: MÉTODO DE SOUTHWELL

A técnica de Southwell permite avaliar a imperfeição geométrica inicial ( $\delta_0$ ) de uma barra avaliada experimentalmente, a partir da plotagem da curva que relaciona a deflexão lateral sofrida pela barra ( $\delta$ ) e a razão entre a deflexão lateral e a carga axial ( $\delta/P$ ). Traçada a curva  $\delta \times \delta/P$ , a magnitude de  $\delta_0$  assume o valor de  $\delta$  que intercepta o eixo das abcissas. Este valor pode ser obtido a partir da regressão linear de pontos experimentais.

A Figura B.1 mostra o gráfico de Southwell obtido a partir da porção inicial linear da curva experimental P versus D associada ao transdutor 2 da Figura 3.4



A partir da regressão linear dos dados experimentais o parâmetro de imperfeição  $\delta_0$  é igual a 0,67 mm (valor absoluto). Neste estudo, o gráfico de Southwell é extrapolado para o caso do modo de instabilidade flexo-torcional, seguindo uma abordagem semelhante à proposta por Tomblin e Barbero para flambagem local (TOMBLIN e BARBERO, 1994).

## APÊNDICE C – MODOS DE FALHA DAS CANTONEIRAS pPRFV

A Tabela C.1 no APÊNDICE c mostra comparativamente os modos de falha previstos para as barras avaliadas, por meio de modelos analíticos indicados nos trabalhos de Seangatith (2004) e Zureick e Steffen (2000), através do mapa de classificação de falhas de Cardoso e Togashi (2018) e através da análise visual dos modelos numéricos.

Os modos de falha previstos conforme Zureick e Steffen (2000) e Seangatith (2004) são definidos a partir dos limites estabelecidos pelas respectivas equações:

$$\frac{K_z L_z}{b} = \frac{5}{8} \sqrt{\frac{E_L}{G_{LT}}} \left(\frac{b}{t}\right) \quad (C.1)$$

$$\frac{K_z L_z}{r_z} = 3,8436 \sqrt{\frac{E_L}{G_{LT}}} \left(\frac{b}{t}\right) \quad (C.2)$$

Caso  $K_z L_z/b$  e  $K_z L_z/r_z$  excedam os valores limites o modo de falha associado à flambagem por flexão governa.

Tabela C.1 – Modos de falha dos modelos avaliados na análise paramétrica

ID	$\frac{b}{t}$	$\frac{K_z L_z}{r_z}$	$\lambda_F$	$\lambda_{FT}$	Analítico			Numérico
					Zureick e Steffen (2000)	Seangatith (2004)	Cardoso e Togashi (2018)	
P1_1	12	12	0,2	1,7	FT	FT	FT	FT
P1_2	12	20	0,3	2,2	FT	FT	FT	FT
P1_3	12	30	0,4	2,3	FT	FT	FT	FT
P1_4	12	40	0,5	2,4	FT	FT	FT	FT
P1_5	12	50	0,6	2,4	FT	FT	FT	F+FT
P1_6	12	60	0,7	2,4	FT	FT	FT	F+FT
P1_7	12	70	0,8	2,5	FT	FT	F+FT	F+FT
P1_8	12	80	0,9	2,5	FT	FT	F+FT	F+FT
P1_9	12	90	1,0	2,6	F	FT	F+FT	F+FT
P1_10	12	100	1,1	2,6	F	FT	F+FT	F+FT
P2_1	11	10	0,2	1,5	FT	FT	FT	FT
P2_2	11	20	0,3	2,0	FT	FT	FT	FT
P2_3	11	30	0,4	2,1	FT	FT	FT	FT
P2_4	11	40	0,5	2,2	FT	FT	FT	FT
P2_5	11	50	0,6	2,2	FT	FT	FT	FT
P2_6	11	60	0,8	2,2	FT	FT	F+FT	F+FT
P2_7	11	70	0,9	2,3	FT	FT	F+FT	F+FT
P2_8	11	80	1,0	2,3	FT	FT	F+FT	F+FT
P2_9	11	90	1,1	2,4	F	FT	F+FT	F+FT

ID	$\frac{b}{t}$	$\frac{K_z L_z}{r_z}$	$\lambda_F$	$\lambda_{FT}$	Analítico			Numérico
					Zureick e Steffen (2000)	Seangatith (2004)	Cardoso e Togashi (2018)	
P2_10	11	100	1,2	2,4	F	F	F+FT	F+FT
P3_1	10	10	0,2	1,4	FT	FT	FT	C
P3_2	10	20	0,3	1,8	FT	FT	FT	FT
P3_3	10	30	0,4	1,9	FT	FT	FT	FT
P3_4	10	40	0,6	2,0	FT	FT	FT	FT
P3_5	10	50	0,7	2,0	FT	FT	F+FT	F+FT
P3_6	10	60	0,8	2,1	FT	FT	F+FT	F+FT
P3_7	10	70	1,0	2,1	FT	FT	F+FT	F+FT
P3_8	10	80	1,1	2,1	F	FT	F+FT	F+FT
P3_9	10	90	1,2	2,2	F	FT	F+FT	F+FT
P3_10	10	100	1,3	2,2	F	F	F+FT	F
P4_1	9	10	0,2	1,2	FT	FT	C+FT	C + FT
P4_2	9	20	0,4	1,6	FT	FT	FT	FT
P4_3	9	30	0,5	1,7	FT	FT	FT	FT
P4_4	9	40	0,6	1,8	FT	FT	F+FT	F+FT
P4_5	9	50	0,8	1,8	FT	FT	F+FT	F+FT
P4_6	9	60	0,9	1,9	FT	FT	F+FT	F+FT
P4_7	9	70	1,1	1,9	F	FT	F+FT	F+FT
P4_8	9	80	1,2	1,9	F	FT	F+FT	F+FT
P4_9	9	90	1,3	2,0	F	F	F+FT	F+FT
P4_10	9	100	1,4	2,1	F	F	F	F
P5_1	8	10	0,3	1,1	FT	FT	C+FT	C+FT
P5_2	8	20	0,4	1,4	FT	FT	FT	FT
P5_3	8	30	0,6	1,5	FT	FT	FT	FT
P5_4	8	40	0,7	1,6	FT	FT	F+FT	F+FT
P5_5	8	50	0,9	1,6	FT	FT	F+FT	F+FT
P5_6	8	60	1,0	1,7	F	FT	F+FT	F+FT
P5_7	8	70	1,2	1,7	F	FT	F+FT	F+FT
P5_8	8	81	1,3	1,8	F	F	F+FT	F+FT
P5_9	8	91	1,4	1,8	F	F	F+FT	F+FT
P5_10	8	101	1,5	1,9	F	F	F	F
P6_1	7	10	0,3	1,0	FT	FT	C+FT	C+FT
P6_2	7	20	0,5	1,2	FT	FT	C+FT	C+FT
P6_3	7	30	0,6	1,3	FT	FT	C+FT	FT
P6_4	7	40	0,8	1,4	FT	FT	F+FT	FT+F
P6_5	7	50	1,0	1,4	FT	FT	F+FT	FT+F
P6_6	7	61	1,2	1,5	F	FT	F+FT	FT+F
P6_7	7	71	1,3	1,5	F	F	F+FT	FT+F
P6_8	7	81	1,4	1,6	F	F	F	F
P6_9	7	91	1,5	1,7	F	F	F	F
P6_10	7	101	1,6	1,8	F	F	F	F
P7_1	6	10	0,3	0,8	FT	FT	C+FT	C
P7_2	6	20	0,5	1,1	FT	FT	C+FT	C+FT
P7_3	6	30	0,8	1,1	FT	FT	C+FT+F	C+FT+F
P7_4	6	40	1,0	1,2	FT	FT	C+FT+F	C+FT+F

ID	$\frac{b}{t}$	$\frac{K_z L_z}{r_z}$	$\lambda_F$	$\lambda_{FT}$	Analítico			Numérico
					Zureick e Steffen (2000)	Seangatith (2004)	Cardoso e Togashi (2018)	
P7_5	6	51	1,2	1,2	F	FT	C+FT+F	C+FT+F
P7_6	6	61	1,3	1,3	F	F	C+FT+F	F
P7_7	6	71	1,4	1,4	F	F	F	F
P7_8	6	81	1,6	1,5	F	F	F	F
P7_9	6	91	1,6	1,6	F	F	F	F
P7_10	6	101	1,7	1,7	F	F	F	F
P8_1	5	10	0,3	0,7	FT	FT	C	C
P8_2	5	20	0,6	0,9	FT	FT	C+FT	C+FT+F
P8_3	5	30	0,9	0,9	FT	FT	C+FT+F	C+FT+F
P8_4	5	40	1,1	1,0	F	FT	C+FT+F	C+FT+F
P8_5	5	51	1,3	1,1	F	F	C+FT+F	C+FT+F
P8_6	5	61	1,5	1,2	F	F	F	F
P8_7	5	71	1,6	1,3	F	F	F	F
P8_8	5	81	1,7	1,4	F	F	F	F
P8_9	5	91	1,7	1,5	F	F	F	F
P8_10	5	101	1,7	1,6	F	F	F	F
P9_1	4	10	0,3	0,5	FT	FT	C	C
P9_2	4	20	0,6	0,7	FT	FT	C	C
P9_3	4	30	0,9	0,8	F	FT	C+FT+F	C
P9_4	4	40	1,1	0,9	F	F	C+FT+F	C+FT+F
P9_5	4	50	1,4	0,9	F	F	F	F
P9_6	4	60	1,6	1,1	F	F	F	F
P9_7	4	70	1,7	1,2	F	F	F	F
P9_8	4	80	1,7	1,3	F	F	F	F
P9_9	4	90	1,7	1,5	F	F	F	F
P9_10	4	100	1,8	1,6	F	F	F	F
P10_1	3	10	0,3	0,4	FT	FT	C	C
P10_2	3	20	0,6	0,5	FT	FT	C	C
P10_3	3	29	0,8	0,6	F	F	C+F	C+F
P10_4	3	39	1,1	0,7	F	F	C+FT+F	C+FT+F
P10_5	3	49	1,4	0,9	F	F	C+FT+F	C+FT+F
P10_6	3	59	1,6	1,0	F	F	F	F
P10_7	3	69	1,7	1,2	F	F	F	F
P10_8	3	78	1,7	1,3	F	F	F	F
P10_9	3	88	1,7	1,5	F	F	F	F
P10_10	3	98	1,7	1,7	F	F	F	F



## APÊNDICE D – ESTUDO DO ERRO DE MODELO: DADOS EXPERIMENTAIS

A seguir são apresentados os valores da capacidade resistente de cantoneiras pPRFV axialmente comprimidas avaliadas experimentalmente (EVERNDEN e SMITH, 2011; CARDOSO e TOGASHI, 2018; MONTEIRO e MALITE, 2021; SEANGATITH, 2004; ZUREICK e STEFFEN, 2000), a partir de diferentes modelos de cálculo.

Tabela D.1 – Previsão analítica dos resultados experimentais a partir de diferentes modelos de cálculo

Autor	Amostra	Geometria			Material			Experimento		Previsão analítica: $P_{mod}$						
		$b$ mm	$t$ mm	$L$ mm	$E_L$ GPa	$G_{LT}$ GPa	$F_{Lc}$ MPa	$P$ kN	Modo de falha	ASCE kN	ASCE_FT kN	ASCE_T kN	DSM kN	DSM_G kN	DSM_GL kN	Proposto kN
Zureick and Steffen (2000)	P1	152,0	12,7	1803	21,1	3,8	210	117	FT	98	108	110	84	95	127	108
	P2	152,0	9,5	1524	21,8	3,6	319	40	FT	39	43	44	34	38	98	56
	P3	152,0	9,5	1219	21,8	3,6	319	45	FT	39	44	44	35	39	130	63
	P4	152,0	9,5	914	21,8	3,6	319	46	FT	39	46	46	36	41	176	74
	P5	152,0	6,4	1524	21,1	3,7	319	12	FT	12	13	14	11	12	49	21
	P6	152,0	6,4	1219	21,1	3,7	319	12	FT	12	14	14	11	12	65	23
	P7	152,0	6,4	914	22,1	3,7	319	13	FT	12	14	14	11	13	90	27
	V8	152,0	12,7	1524	21,9	4,3	294	117	FT	111	124	125	96	108	169	131
	V9	152,0	12,7	1219	21,9	4,3	294	142	FT	111	126	127	98	111	225	150
	V10	152,0	12,7	914	21,9	4,3	294	148	FT	111	131	132	102	115	301	174
	V11	102,0	12,7	1524	20,8	3,3	308	56	F	80	80	80	70	70	70	69
	V12	102,0	12,7	1219	20,8	3,3	308	81	F	123	123	123	100	108	100	106
	V13	102,0	12,7	914	20,8	3,3	308	118	FT	124	146	148	113	128	146	135
	V14	102,0	9,5	1524	19,9	4,5	365	47	F	59	59	59	50	52	50	51
	V15	102,0	9,5	1219	19,9	4,5	365	60	FT	72	79	81	62	70	68	68
	V16	102,0	9,5	914	19,9	4,5	365	73	FT	72	81	82	63	71	98	82
	V17	102,0	6,4	1524	24,0	4,1	346	17	FT	20	22	22	17	19	29	23

Autor	Amostra	Geometria			Material			Experimento		Previsão analítica: $P_{mod}$						
		$b$ mm	$t$ mm	$L$ mm	$E_L$ GPa	$G_{LT}$ GPa	$F_{Lc}$ MPa	$P$ kN	Modo de falha	ASCE kN	ASCE_FT kN	ASCE_T kN	DSM kN	DSM_G kN	DSM_GL kN	Proposto kN
	V18	102,0	6,4	1219	24,0	4,1	346	20	FT	20	22	22	17	19	39	26
	V19	102,0	6,4	914	24,0	4,1	346	21	FT	20	23	23	18	20	56	30
	V20	76,0	9,5	1524	20,4	3,9	337	19	F	24	24	24	21	21	21	21
	V21	76,0	9,5	1219	20,4	3,9	337	30	F	37	37	37	33	33	33	32
	V22	76,0	9,5	914	20,4	3,9	337	52	F	65	65	65	56	57	56	56
	V23	76,0	6,4	1524	21,4	4,0	358	12	F	18	18	18	16	16	16	15
	V24	76,0	6,4	1219	21,4	4,0	358	21	FT	26	27	27	22	24	22	23
	V25	76,0	6,4	914	21,4	4,0	358	22	FT	26	29	29	23	26	31	28
Seangatith (2004)	A75-1 #1	75,0	9,5	305	28,7	4,0	294	166	FT	86	194	200	150	168	223	193
	A75-2 #1	75,0	9,5	914	28,7	4,0	294	104	FT	86	89	89	71	78	71	76
	A75-3 #1	75,0	9,5	1524	28,7	4,0	294	43	F	33	33	33	29	29	29	28
	A75-4 #1	75,0	9,5	2134	28,7	4,0	294	22	F	17	17	17	15	15	15	15
	A75-5 #1	75,0	9,5	2743	28,7	4,0	294	12	F	10	10	10	9	9	9	9
	A100-1 #1	100,0	6,3	305	28,7	4,0	294	52	FT	19	62	62	48	54	151	83
	A100-2 #1	100,0	6,3	607	28,7	4,0	294	37	FT	19	31	31	24	27	95	45
	A100-3 #1	100,0	6,3	1524	28,7	4,0	294	31	FT	19	21	22	17	19	31	23
	A100-4 #1	100,0	6,3	2134	28,7	4,0	294	24	FT	19	20	21	16	17	20	18
	A100-5 #1	100,0	6,3	2743	28,7	4,0	294	17	F	18	18	18	14	15	14	15
	A150-2 #1	150,0	12,7	607	28,7	4,0	294	249	FT	105	238	240	185	209	471	296
	A150-3 #1	150,0	12,7	914	28,7	4,0	294	168	FT	105	167	170	130	146	355	214
	A150-4 #1	150,0	12,7	1524	28,7	4,0	294	127	FT	105	129	134	101	113	201	145
	A150-5 #1	150,0	12,7	2743	28,7	4,0	294	117	FT	105	108	117	84	95	88	91
	A150-6 #1	150,0	12,7	3660	28,7	4,0	294	68	F	66	66	66	58	58	58	57
	A75-1 #2	75,0	9,5	305	28,7	4,0	294	157	FT	86	194	200	150	168	223	193
	A75-2 #2	75,0	9,5	914	28,7	4,0	294	100	FT	86	89	89	71	78	71	76
	A75-3 #2	75,0	9,5	1524	28,7	4,0	294	45	F	33	33	33	29	29	29	28
	A75-4 #2	75,0	9,5	2134	28,7	4,0	294	20	F	17	17	17	15	15	15	15
	A75-5 #2	75,0	9,5	2743	28,7	4,0	294	12	F	10	10	10	9	9	9	9

Autor	Amostra	Geometria			Material			Experimento		Previsão analítica: $P_{mod}$						
		$b$ mm	$t$ mm	$L$ mm	$E_L$ GPa	$G_{LT}$ GPa	$F_{Lc}$ MPa	$P$ kN	Modo de falha	ASCE kN	ASCE_FT kN	ASCE_T kN	DSM kN	DSM_G kN	DSM_GL kN	Proposto kN
	A100-1 #2	100,0	6,3	305	28,7	4,0	294	56	FT	19	62	62	48	54	151	83
	A100-2 #2	100,0	6,3	607	28,7	4,0	294	32	FT	19	31	31	24	27	95	45
	A100-3 #2	100,0	6,3	1524	28,7	4,0	294	28	FT	19	21	22	17	19	31	23
	A100-4 #2	100,0	6,3	2134	28,7	4,0	294	24	FT	19	20	21	16	17	20	18
	A100-5 #2	100,0	6,3	2743	28,7	4,0	294	17	F	18	18	18	14	15	14	15
	A150-2 #2	150,0	12,7	607	28,7	4,0	294	250	FT	105	238	240	185	209	471	296
	A150-3 #2	150,0	12,7	914	28,7	4,0	294	189	FT	105	167	170	130	146	355	214
	A150-4 #2	150,0	12,7	1524	28,7	4,0	294	146	FT	105	129	134	101	113	201	145
	A150-5 #2	150,0	12,7	2743	28,7	4,0	294	120	FT	105	108	117	84	95	88	91
	A150-6 #2	150,0	12,7	3660	28,7	4,0	294	72	F	66	66	66	58	58	58	57
Evernden and Smith (2011)	S0	76,0	6,4	900	17,2	2,9	207	17	FT	19	23	23	18	20	26	22
	S1	76,0	6,4	1100	17,2	2,9	207	15	FT+F	19	22	22	17	19	20	19
	S2	76,0	6,4	1300	17,2	2,9	207	14	FT+F	19	20	20	16	17	16	17
	S3	76,0	6,4	1500	17,2	2,9	207	11	F	15	15	15	13	13	13	13
	S4	76,0	6,4	1700	17,2	2,9	207	9	F	12	12	12	10	10	10	10
	L1	102,0	9,6	1100	17,2	2,9	207	75	FT	48	58	59	45	51	64	56
	L2	102,0	9,6	1300	17,2	2,9	207	59	FT	48	56	57	44	49	51	50
	L3	102,0	9,6	1500	17,2	2,9	207	64	FT+F	48	54	54	42	47	42	45
	L4	102,0	9,6	1700	17,2	2,9	207	62	F	42	42	42	36	37	36	36
Cardoso and Togashi (2018)	L2. PE.150.1	50,7	4,7	150	28,7	1,7	290	38	FT	7	27	28	21	24	64	36
	L2. PE.150.2	50,7	4,7	150	28,7	1,7	290	35	FT	7	27	28	21	24	64	19
	L2. PE.300.1	50,7	4,7	300	28,7	1,7	290	24	FT	7	12	12	10	11	45	19
	L2. PE.300.2	50,7	4,7	300	28,7	1,7	290	22	FT	7	12	12	10	11	45	16
	L2. PE.400.1	50,7	4,7	400	28,7	1,7	290	18	FT	7	10	10	8	9	40	16
	L2. PE.400.2	50,7	4,7	400	28,7	1,7	290	19	FT	7	10	10	8	9	40	15
	L2. PE.500.1	50,7	4,7	500	28,7	1,7	290	21	FT	7	9	9	7	8	36	15
	L2. PE.500.2	50,7	4,7	500	28,7	1,7	290	20	FT	7	9	9	7	8	36	133
	L4. VE.190.1	101,6	6,4	190	30,4	2,5	286	109	FT	12	111	111	86	97	202	125

Autor	Amostra	Geometria			Material			Experimento		Previsão analítica: $P_{mod}$						
		$b$ mm	$t$ mm	$L$ mm	$E_L$ GPa	$G_{LT}$ GPa	$F_{Lc}$ MPa	$P$ kN	Modo de falha	ASCE kN	ASCE_FT kN	ASCE_T kN	DSM kN	DSM_G kN	DSM_GL kN	Proposto kN
	L4. VE.200.1	101,6	6,4	200	30,4	2,5	286	102	FT	12	102	102	79	89	196	75
	L4. VE.300.1	101,6	6,4	300	30,4	2,5	286	89	FT	12	52	52	41	46	152	75
	L4. VE.300.2	101,6	6,4	300	30,4	2,5	286	79	FT	12	52	52	41	46	152	55
	L4. VE.400.1	101,6	6,4	400	30,4	2,5	286	84	FT	12	35	35	27	31	130	55
	L4. VE.400.2	101,6	6,4	400	30,4	2,5	286	84	FT	12	35	35	27	31	130	45
	L4. VE.500.1	101,6	6,4	500	30,4	2,5	286	72	FT	12	27	27	21	24	116	45
	L4. VE.500.2	101,6	6,4	500	30,4	2,5	286	79	FT	12	27	27	21	24	116	39
	L4. VE.600.1	101,6	6,4	600	30,4	2,5	286	70	FT	12	23	23	18	20	107	39
	L4. VE.600.2	101,6	6,4	600	30,4	2,5	286	76	FT	12	23	23	18	20	107	32
	L4. VE.800.1	101,6	6,4	800	30,4	2,5	286	66	FT	12	18	19	14	16	95	32
	L4. VE.800.2	101,6	6,4	800	30,4	2,5	286	58	FT	12	18	19	14	16	95	29
	L4. VE.1000.1	101,6	6,4	1000	30,4	2,5	286	59	FT	12	16	17	13	14	86	29
	L4. VE.1000.2	101,6	6,4	1000	30,4	2,5	286	60	FT	12	16	17	13	14	86	36
Monteiro and Malite (2021)	LC.R.3-1	50,1	6,0	241	34,6	2,7	490	71	FT – NR	22	58	58	45	51	77	62
	LC.R.3-2	50,1	6,0	241	34,6	2,7	490	83	FT – NR	22	58	58	45	51	77	62
	LC.R.3-3	50,1	6,0	241	34,6	2,7	490	75	FT – NR	22	58	58	45	51	77	62
	LC.R.4-1	50,1	6,0	300	34,6	2,7	490	88	-	22	46	46	36	40	59	48
	LC.R.4-2	50,1	6,0	290	34,6	2,7	490	72	FT + E–E	22	47	48	37	42	62	49
	LC.R.5-1	50,1	6,0	360	34,6	2,7	490	37	FT + F – NR	22	39	40	31	35	47	40
	LC.R.6-1	50,1	6,0	450	34,6	2,7	490	45	F – A	22	34	34	27	30	36	32
	LC.R.6-2	50,1	6,0	450	34,6	2,7	490	50	F – A	22	34	34	27	30	36	32
	LC.R.7-1	50,1	6,0	597	34,6	2,7	490	33	F – LJ	22	30	30	23	26	26	26
	LC.R.7-2	50,1	6,0	600	34,6	2,7	490	29	F – A	22	30	30	23	26	26	26
	LC.R.10-1	50,1	6,0	900	34,6	2,7	490	16	F – LJ	17	17	17	15	15	15	15
	LC.R.10-2	50,1	6,0	894	34,6	2,7	490	16	F – LJ	18	18	18	15	15	15	15
	LC.R.13-1	50,1	6,0	1200	34,6	2,7	490	8	F – LJ	10	10	10	9	9	9	9
LC.R.13-2	50,1	6,0	1200	34,6	2,7	490	9	F – LJ	10	10	10	9	9	9	9	
LC.E.3-1	50,1	6,0	1000	34,6	2,7	490	44	FT – LJ	22	26	27	20	23	40	29	

Autor	Amostra	Geometria			Material			Experimento		Previsão analítica: $P_{mod}$						
		$b$ mm	$t$ mm	$L$ mm	$E_L$ GPa	$G_{LT}$ GPa	$F_{Lc}$ MPa	$P$ kN	Modo de falha	ASCE kN	ASCE_FT kN	ASCE_T kN	DSM kN	DSM_G kN	DSM_GL kN	Proposto kN
	LC.E.3-2	50,1	6,0	571	34,6	2,7	490	50	FT – LJ	22	30	31	24	27	78	42
	LC.E.4-1	50,1	6,0	871	34,6	2,7	490	32	FT – LJ	22	27	27	21	23	49	32
	LC.E.4-2	50,1	6,0	871	34,6	2,7	490	36	FT – LJ	22	27	27	21	23	49	32
	LC.E.6-1	50,1	6,0	1170	34,6	2,7	490	29	FT – LJ	22	25	26	19	22	33	26
	LC.E.6-2	50,1	6,0	1170	34,6	2,7	490	25	FT – LJ	22	25	26	19	22	33	26

Condição de apoio das extremidades: Zureick e Steffen (2000):  $K_z = K_x = 1, K_y = 0,5$ ; Evernden e Smith (2011):  $K_z = 1, K_y = K_x = 0,5$ ; Monteiro e Malite (2021) (LC.R):  $K_z = 1, K_x = K_y = 0,5$ ; Monteiro e Malite (2021) (LC.R):  $K_z = K_x = K_y = 0,5$ ; Cardoso e Togashi (2018):  $K_z = K_x = K_y = 0,5$ . Descrição dos modos de falha: F = Instabilidade por flexão em torno do eixo de menor inércia; FT = Instabilidade por flexo-torção; NR = Sem ruptura; E = esmagamento do material na extremidade; A = ruptura na região do apoio; LJ = Ruptura com separação das abas (*Leg Juction*). A força crítica de flambagem por flexo-torção foi calculada assumido o modulo de elasticidade  $E_{L,f}$ ; quando esse valor não foi informado foi assumido  $E_{L,f} = 0,8E_{L,c}$ .

## APÊNDICE E – RESULTADOS DA ANÁLISE DE CONFIABILIDADE

Tabela E.1 – Resultados M1-CV05-ASCE

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18	
0,5	400	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,84</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,84</b>	3,84	3,84	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	
	800	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,84</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	3,84	3,84	3,84
	1200	3,78	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,84</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>
	1600	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,84</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>
	2000	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,84</b>	<b>3,78</b>	<b>3,84</b>	<b>3,82</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>
	2400	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,84</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>
	2800	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,84</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>5,25</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,84</b>
	3200	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,84</b>
	3600	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,78</b>
	4000	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,78</b>	<b>3,83</b>	<b>3,84</b>	<b>3,78</b>
1	400	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	4,00	4,00	4,00	4,00	4,01	4,01	4,01	4,01	4,01	
	800	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	
	1200	3,94	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,94</b>	<b>4,14</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	
	1600	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,98</b>	<b>4,14</b>	<b>3,99</b>	
	2000	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,98</b>	<b>4,14</b>	<b>3,99</b>	
	2400	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	
	2800	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	
	3200	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>4,14</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	
	3600	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,94</b>	
	4000	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	3,94	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	
4	400	<b>3,97</b>	<b>4,01</b>	<b>3,97</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	4,01	4,01	4,02	4,02	4,02	4,02	4,02	4,02	4,02	
	800	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,01</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>3,97</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	
	1200	3,97	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,01</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,01</b>	<b>3,97</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	
	1600	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,01</b>	<b>3,97</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>3,97</b>	<b>4,01</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	
	2000	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>3,97</b>	<b>4,01</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	
	2400	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,01</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,01</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	
	2800	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,01</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	
	3200	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	
	3600	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>3,97</b>	
	4000	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	3,97	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>3,97</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>3,97</b>	
5	400	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,01	4,01	4,01	4,01	
	800	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>4,00</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	
	1200	3,96	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	
	1600	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>4,00</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	
	2000	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18
	2400	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>4,00</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>
	2800	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>4,00</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>
	3200	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>
	3600	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,96</b>
	4000	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,96</b>

Tabela E.2 - Resultados M1-CV05-EURO

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18	
0,5	400	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,10</b>	<b>4,10</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>	<b>4,10</b>	4,10	4,10	4,11	4,11	4,11	4,11	4,12	4,12	4,12	
	800	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,10</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,10</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,10</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>	<b>4,10</b>	<b>4,10</b>	<b>4,10</b>	4,10	4,10	4,10
	1200	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>	<b>4,10</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>
	1600	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,10</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,10</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>
	2000	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,10</b>	<b>4,04</b>	<b>4,10</b>	<b>4,08</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>
	2400	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,10</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>
	2800	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,10</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>5,25</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>	<b>4,10</b>
	3200	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>	<b>4,10</b>
	3600	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,09</b>	<b>4,04</b>
	4000	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,10</b>	<b>4,04</b>
1	400	<b>4,03</b>	<b>4,08</b>	<b>4,03</b>	<b>4,07</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	4,09	4,09	4,09	4,09	4,09	4,10	4,10	4,10	4,10	
	800	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,08</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,07</b>	<b>4,08</b>	<b>4,03</b>	<b>4,07</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	4,08	4,08	4,08	
	1200	4,03	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,08</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,08</b>	<b>4,03</b>	<b>4,23</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	
	1600	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,08</b>	<b>4,03</b>	<b>4,07</b>	<b>4,08</b>	<b>4,03</b>	<b>4,08</b>	<b>4,07</b>	<b>4,23</b>	<b>4,07</b>	
	2000	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	<b>4,03</b>	<b>4,08</b>	<b>4,07</b>	<b>4,23</b>	<b>4,08</b>	
	2400	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,08</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,08</b>	<b>4,07</b>	<b>4,07</b>	<b>4,07</b>	
	2800	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,08</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,07</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	
	3200	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,07</b>	<b>4,08</b>	<b>4,08</b>	
	3600	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,23</b>	<b>4,08</b>	<b>4,03</b>	
	4000	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,03</b>	<b>4,07</b>	<b>4,08</b>	<b>4,03</b>	
4	400	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	3,87	3,87	3,87	3,87	3,87	3,88	3,88	3,88	3,88	
	800	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,87</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	<b>3,87</b>	3,87	3,87	3,87	
	1200	3,83	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	
	1600	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,87</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	
	2000	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	
	2400	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,87</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	
	2800	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,87</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	
	3200	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	
3600	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,83</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,83</b>		

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18	
5	4000	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,86	3,86	3,83	
	400	3,79	3,83	3,79	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84
	800	3,79	3,79	3,79	3,83	3,79	3,79	3,79	3,83	3,83	3,79	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83
	1200	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,83	3,79	3,79	3,83	3,79	3,82	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83	3,83
	1600	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,83	3,79	3,83	3,83	3,79	3,83	3,82	3,82	3,83
	2000	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,83	3,83	3,79	3,83	3,82	3,83	3,83
	2400	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,83	3,79	3,79	3,83	3,82	3,83	3,83
	2800	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,83	3,79	3,79	3,79	3,82	3,83	3,83
	3200	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,82	3,83	3,83
	3600	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,83	3,83	3,79
4000	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,79	3,83	3,83	3,79	

Tabela E.3 – Resultados M1-CV20-ASCE

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18	
0,5	400	3,78	4,38	3,78	4,34	4,41	4,57	4,37	4,40	4,34	4,66	4,69	4,78	4,79	4,82	4,88	4,90	4,91	4,92	
	800	3,78	3,78	3,78	4,54	3,78	3,78	4,32	4,41	3,78	4,34	4,41	4,38	4,40	4,53	4,59	4,63	4,64	4,65	
	1200	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	4,40	3,78	3,78	4,38	3,78	4,30	4,36	4,43	4,36	4,36	4,37	4,39	
	1600	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	4,54	3,78	4,32	4,41	3,78	4,38	4,28	4,30	4,34	
	2000	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	4,35	4,56	3,78	4,52	4,27	4,30	4,35
	2400	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	4,40	3,78	3,78	4,56	4,27	4,32	4,38
	2800	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	4,53	3,78	3,78	3,78	4,27	4,34	4,42
	3200	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	4,28	4,37	4,54
	3600	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	4,30	4,40	3,78
	4000	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	3,78	4,32	4,52	3,78
1	400	4,07	4,53	4,07	4,48	4,55	4,61	4,52	4,55	4,48	4,69	4,72	4,79	4,80	4,82	4,87	4,89	4,90	4,90	
	800	4,07	4,07	4,07	4,59	4,07	4,07	4,47	4,56	4,07	4,48	4,55	4,52	4,55	4,49	4,64	4,66	4,67	4,69	
	1200	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,54	4,07	4,07	4,53	4,07	4,45	4,51	4,57	4,51	4,51	4,52	4,54	
	1600	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,59	4,07	4,47	4,55	4,07	4,53	4,43	4,45	4,48	
	2000	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,50	4,60	4,07	4,57	4,42	4,45	4,50
	2400	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,54	4,07	4,07	4,61	4,42	4,47	4,53
	2800	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,58	4,07	4,07	4,07	4,42	4,49	4,56
	3200	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,44	4,52	4,59
	3600	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,45	4,54	4,07
	4000	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07	4,47	4,57	4,07
4	400	3,96	4,44	3,96	4,40	4,46	4,50	4,43	4,45	4,40	4,55	4,57	4,62	4,63	4,64	4,68	4,69	4,70	4,70	
	800	3,96	3,96	3,96	4,48	3,96	3,96	4,39	4,46	3,96	4,40	4,46	4,43	4,45	4,40	4,51	4,53	4,54	4,55	
	1200	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,45	3,96	3,96	4,44	3,96	4,38	4,42	4,47	4,42	4,42	4,43	4,44	
	1600	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,48	3,96	4,39	4,46	3,96	4,44	4,36	4,38	4,40	



Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18
	2000	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,42	4,49	3,96	4,47	4,36	4,38	4,42
	2400	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,45	3,96	3,96	4,50	4,36	4,39	4,44
	2800	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,48	3,96	3,96	3,96	4,36	4,41	4,46
	3200	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,37	4,43	4,48
	3600	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,38	4,45	3,96
	4000	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,39	4,47	3,96
	400	3,96	4,42	3,96	4,38	4,43	4,47	4,41	4,43	4,38	4,52	4,55	4,59	4,60	4,61	4,65	4,66	4,67	4,67
	800	3,96	3,96	3,96	4,46	3,96	3,96	4,37	4,44	3,96	4,38	4,43	4,41	4,43	4,38	4,49	4,51	4,51	4,52
5	1200	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,43	3,96	4,41	3,96	4,36	4,40	4,45	4,40	4,40	4,41	4,42	
	1600	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,46	3,96	4,37	4,43	3,96	4,42	4,35	4,36	4,38
	2000	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,40	4,47	3,96	4,45	4,34	4,36	4,40
	2400	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,42	3,96	3,96	4,47	4,34	4,37	4,42
	2800	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,45	3,96	3,96	3,96	4,34	4,39	4,44
	3200	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,35	4,41	4,46
	3600	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,36	4,43	3,96
	4000	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	4,37	4,45	3,96

Tabela E.4 - Resultados M1-CV20-EURO

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18
0,5	400	<b>3,67</b>	<b>4,20</b>	<b>3,67</b>	<b>4,16</b>	<b>4,21</b>	<b>4,26</b>	<b>4,18</b>	<b>4,21</b>	<b>4,24</b>	4,32	4,35	4,40	4,41	4,43	4,47	4,48	4,49	4,49
	800	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>4,25</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>4,14</b>	<b>4,22</b>	<b>3,67</b>	<b>4,16</b>	<b>4,21</b>	<b>4,18</b>	<b>4,21</b>	<b>4,24</b>	<b>4,28</b>	4,30	4,31	4,32
	1200	3,67	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>4,21</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>4,19</b>	<b>3,67</b>	<b>4,13</b>	<b>4,18</b>	<b>4,23</b>	<b>4,17</b>	<b>4,17</b>	<b>4,18</b>	<b>4,20</b>
	1600	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>4,25</b>	<b>3,67</b>	<b>4,14</b>	<b>4,22</b>	<b>3,67</b>	<b>4,20</b>	<b>4,11</b>	<b>4,13</b>	<b>4,16</b>
	2000	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>4,17</b>	<b>4,26</b>	<b>3,67</b>	<b>4,23</b>	<b>4,10</b>	<b>4,13</b>	<b>4,17</b>
	2400	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>4,20</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>4,26</b>	<b>4,10</b>	<b>4,14</b>	<b>4,19</b>
	2800	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>4,24</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>5,25</b>	<b>4,11</b>	<b>4,16</b>	<b>4,22</b>
	3200	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>4,12</b>	<b>4,18</b>	<b>4,25</b>
	3600	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>4,13</b>	<b>4,21</b>	<b>3,67</b>
	4000	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>3,67</b>	<b>4,14</b>	<b>4,23</b>	<b>3,67</b>
1	400	<b>3,93</b>	<b>4,52</b>	<b>3,93</b>	<b>4,48</b>	<b>4,54</b>	<b>4,59</b>	<b>4,51</b>	<b>4,53</b>	<b>4,57</b>	4,66	4,69	4,73	4,74	4,76	4,59	4,60	4,61	4,61
	800	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,58</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,46</b>	<b>4,54</b>	<b>3,93</b>	<b>4,48</b>	<b>4,54</b>	<b>4,51</b>	<b>4,54</b>	<b>4,57</b>	<b>4,61</b>	4,64	4,65	4,66
	1200	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,53</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,52</b>	<b>3,93</b>	<b>4,45</b>	<b>4,50</b>	<b>4,56</b>	<b>4,50</b>	<b>4,50</b>	<b>4,51</b>	<b>4,52</b>
	1600	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,58</b>	<b>3,93</b>	<b>4,46</b>	<b>4,54</b>	<b>3,93</b>	<b>4,52</b>	<b>4,43</b>	<b>4,45</b>	<b>4,48</b>
	2000	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,49</b>	<b>4,59</b>	<b>3,93</b>	<b>4,56</b>	<b>4,41</b>	<b>4,45</b>	<b>4,49</b>
	2400	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,53</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,59</b>	<b>4,41</b>	<b>4,46</b>	<b>4,52</b>
	2800	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,56</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,42</b>	<b>4,48</b>	<b>4,55</b>
3200	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,43</b>	<b>4,51</b>	<b>4,58</b>	

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18	
4	3600	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	4,45	4,53	3,93	
	4000	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	4,46	4,56	3,93	
	400	<b>3,92</b>	<b>4,36</b>	<b>3,92</b>	<b>4,33</b>	<b>4,37</b>	<b>4,41</b>	<b>4,35</b>	<b>4,37</b>	<b>4,39</b>	4,45	4,47	4,52	4,53	4,54	4,57	4,58	4,58	4,59	
	800	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,40</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,32</b>	<b>4,37</b>	<b>3,92</b>	<b>4,33</b>	<b>4,37</b>	<b>4,35</b>	<b>4,37</b>	<b>4,39</b>	<b>4,42</b>	4,44	4,44	4,45	
	1200	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,37</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,35</b>	<b>3,92</b>	<b>4,30</b>	<b>4,34</b>	<b>4,38</b>	<b>4,34</b>	<b>4,34</b>	<b>4,35</b>	<b>4,36</b>	
	1600	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,40</b>	<b>3,92</b>	<b>4,32</b>	<b>4,37</b>	<b>3,92</b>	<b>4,36</b>	<b>4,29</b>	<b>4,31</b>	<b>4,33</b>	
	2000	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,34</b>	<b>4,40</b>	<b>3,92</b>	<b>4,39</b>	<b>4,28</b>	<b>4,31</b>	<b>4,34</b>
	2400	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,36</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,41</b>	<b>4,28</b>	<b>4,32</b>	<b>4,36</b>
	2800	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,39</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,29</b>	<b>4,33</b>	<b>4,38</b>
	3200	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,30</b>	<b>4,35</b>	<b>4,40</b>
	3600	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,31</b>	<b>4,37</b>	<b>3,92</b>
	4000	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,32</b>	<b>4,38</b>	<b>3,92</b>
	5	400	<b>3,92</b>	<b>4,35</b>	<b>3,92</b>	<b>4,32</b>	<b>4,36</b>	<b>4,40</b>	<b>4,34</b>	<b>4,36</b>	<b>4,38</b>	4,44	4,46	4,50	4,51	4,52	4,55	4,56	4,57	4,57
		800	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,38</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,31</b>	<b>4,36</b>	<b>3,92</b>	<b>4,32</b>	<b>4,36</b>	<b>4,34</b>	<b>4,36</b>	<b>4,38</b>	<b>4,41</b>	4,42	4,43	4,44
		1200	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,35</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,34</b>	<b>3,92</b>	<b>4,29</b>	<b>4,33</b>	<b>4,37</b>	<b>4,33</b>	<b>4,33</b>	<b>4,34</b>	<b>4,35</b>
		1600	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,38</b>	<b>3,92</b>	<b>4,30</b>	<b>4,36</b>	<b>3,92</b>	<b>4,35</b>	<b>4,28</b>	<b>4,30</b>	<b>4,32</b>
		2000	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,33</b>	<b>4,39</b>	<b>3,92</b>	<b>4,37</b>	<b>4,27</b>	<b>4,30</b>	<b>4,33</b>
		2400	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,35</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,40</b>	<b>4,27</b>	<b>4,31</b>	<b>4,34</b>
2800		3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,38</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,28</b>	<b>4,32</b>	<b>4,37</b>	
3200		3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,29</b>	<b>4,34</b>	<b>4,39</b>
3600		3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,30</b>	<b>4,35</b>	<b>3,92</b>
4000		3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	3,92	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>3,92</b>	<b>4,31</b>	<b>4,37</b>	<b>3,92</b>

Tabela E.5 – Resultados M2-CV05-ASCE

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18
0,5	400	3,68	<b>3,67</b>	3,68	<b>3,66</b>	3,67	3,68	<b>3,66</b>	<b>3,67</b>	3,67	3,67	3,68	3,68	3,68	3,68	3,68	3,68	3,68	3,68
	800	3,65	<b>3,65</b>	3,65	<b>3,68</b>	3,65	3,65	<b>3,66</b>	<b>3,67</b>	3,68	<b>3,66</b>	3,67	<b>3,66</b>	<b>3,67</b>	3,67	3,67	3,67	3,67	3,67
	1200	3,65	<b>3,65</b>	3,65	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	<b>3,67</b>	<b>3,68</b>	<b>3,65</b>	<b>3,67</b>	3,68	<b>3,66</b>	<b>3,67</b>	3,67	3,67	<b>3,66</b>	<b>3,66</b>
	1600	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	<b>3,68</b>	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	<b>3,68</b>	3,65	<b>3,66</b>	<b>3,67</b>	3,68	3,67	<b>3,66</b>	<b>3,66</b>
	2000	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	3,65	<b>3,68</b>	<b>3,65</b>	<b>3,66</b>	<b>3,68</b>	<b>3,65</b>	<b>3,68</b>	<b>3,65</b>	<b>3,66</b>
	2400	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	<b>3,67</b>	<b>3,68</b>	<b>3,65</b>	<b>3,68</b>	<b>3,65</b>	<b>3,66</b>
	2800	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	<b>3,68</b>	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	<b>3,68</b>	<b>3,65</b>	<b>3,66</b>
	3200	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	<b>3,68</b>	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	<b>3,66</b>	<b>3,67</b>
	3600	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	<b>3,68</b>	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	<b>3,66</b>	<b>3,67</b>
	4000	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65	<b>3,65</b>	<b>3,65</b>	3,65	<b>3,65</b>	<b>3,66</b>	<b>3,68</b>
1	400	3,97	<b>3,95</b>	3,97	<b>3,95</b>	3,95	3,96	<b>3,95</b>	<b>3,95</b>	3,95	3,96	3,96	3,96	3,96	3,97	3,97	3,96	3,96	
	800	3,93	<b>3,93</b>	3,93	<b>3,96</b>	3,93	3,93	<b>3,94</b>	<b>3,96</b>	3,97	<b>3,94</b>	3,95	<b>3,95</b>	<b>3,95</b>	3,95	3,95	3,95	3,96	
	1200	3,93	<b>3,93</b>	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,95</b>	<b>3,96</b>	<b>3,93</b>	<b>3,95</b>	3,97	<b>3,94</b>	<b>3,95</b>	3,96	3,95	<b>3,94</b>	<b>3,95</b>	

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18
	1600	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,96</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,96</b>	3,93	<b>3,94</b>	<b>3,96</b>	3,97	3,95	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,95</b>
	2000	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	3,93	<b>3,96</b>	<b>3,93</b>	<b>3,95</b>	<b>3,96</b>	<b>3,93</b>	<b>3,96</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,95</b>
	2400	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,95</b>	<b>3,96</b>	<b>3,93</b>	<b>3,96</b>	<b>3,94</b>	<b>3,94</b>	<b>3,95</b>
	2800	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,96</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,96</b>	<b>3,94</b>	<b>3,95</b>	<b>3,96</b>
	3200	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,96</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,94</b>	<b>3,95</b>	<b>3,96</b>
	3600	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,96</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,94</b>	<b>3,95</b>	<b>3,97</b>
	4000	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,94</b>	<b>3,96</b>	<b>3,96</b>
	400	4,01	<b>4,00</b>	4,01	<b>3,99</b>	4,00	4,00	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,01	4,01	4,00	4,00	4,01
800	3,98	<b>3,98</b>	3,98	<b>4,00</b>	3,98	3,98	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>	4,01	<b>3,99</b>	4,00	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00
1200	3,98	<b>3,98</b>	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	4,01	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	4,00	3,99	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	3,99
1600	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	3,98	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>	4,01	4,00	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>
2000	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	3,98	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>
2400	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>
2800	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>
3200	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>
3600	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>
4000	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>
400	4,01	<b>4,00</b>	4,27	<b>3,99</b>	4,00	4,01	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	4,00	4,00	4,00	4,01	4,01	4,01	4,01	4,01	4,01	4,01	4,27
800	3,98	<b>3,98</b>	3,98	<b>4,01</b>	3,98	3,98	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>	4,01	<b>3,99</b>	4,00	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00
1200	3,98	<b>3,98</b>	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	4,01	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	4,00	3,99	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	3,99
1600	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>4,27</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,01</b>	3,98	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>	4,01	4,00	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>
2000	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	3,98	<b>4,27</b>	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>3,99</b>
2400	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>
2800	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,01</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>
3200	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>4,27</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>4,01</b>
3600	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>4,27</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,00</b>	<b>4,27</b>
4000	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,99</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>

Tabela E.6 - Resultados M2-CV05-EURO

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18	
0,5	400	3,88	<b>3,87</b>	3,88	<b>3,86</b>	3,87	3,88	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	3,87	3,87	3,88	3,88	3,88	3,88	3,88	3,88	3,88	3,88	
	800	3,85	<b>3,85</b>	3,85	<b>3,88</b>	3,85	3,85	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	3,88	<b>3,86</b>	3,87	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	3,88	3,87	3,87	3,87	3,87	
	1200	3,85	<b>3,85</b>	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,87</b>	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,87</b>	3,88	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	3,88	3,87	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	
	1600	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,88</b>	3,85	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	3,88	3,87	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	
	2000	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	3,85	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>
	2400	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,87</b>	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>
	2800	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18	
1	3200	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	<b>3,88</b>
	3600	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	<b>3,88</b>
	4000	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,88</b>	<b>3,88</b>
	400	4,04	<b>4,02</b>	4,04	<b>4,02</b>	4,03	4,03	<b>4,02</b>	<b>4,02</b>	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,04	4,04	4,04	4,03	4,04	4,04
	800	4,00	<b>4,00</b>	4,00	<b>4,03</b>	4,00	4,00	<b>4,01</b>	<b>4,03</b>	4,04	<b>4,02</b>	4,03	<b>4,02</b>	<b>4,02</b>	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03	4,03
	1200	4,00	<b>4,00</b>	4,00	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,03</b>	<b>4,04</b>	<b>4,00</b>	<b>4,02</b>	4,04	<b>4,01</b>	<b>4,02</b>	4,03	4,02	<b>4,02</b>	<b>4,02</b>	<b>4,02</b>	4,02
	1600	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	<b>4,04</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,03</b>	4,00	<b>4,01</b>	<b>4,03</b>	4,04	4,02	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,02</b>
	2000	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	4,00	<b>4,04</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,02</b>	<b>4,04</b>	<b>4,00</b>	<b>4,03</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,02</b>
	2400	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,03</b>	<b>4,04</b>	<b>4,00</b>	<b>4,04</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,01</b>	<b>4,02</b>
	2800	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,03</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,04</b>	<b>4,01</b>	<b>4,02</b>	<b>4,02</b>	<b>4,03</b>
4	3200	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	<b>4,04</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>4,02</b>	<b>4,03</b>
	3600	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	<b>4,04</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>4,03</b>	<b>4,04</b>
	4000	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	<b>4,00</b>	<b>4,00</b>	4,00	<b>4,00</b>	<b>4,01</b>	<b>4,03</b>	<b>4,04</b>
	400	3,88	<b>3,87</b>	3,88	<b>3,87</b>	3,87	3,88	<b>3,87</b>	<b>3,87</b>	3,87	3,88	3,88	3,88	3,88	3,88	3,88	3,88	3,88	3,88	3,88
	800	3,85	<b>3,85</b>	3,85	<b>3,88</b>	3,85	3,85	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	3,88	<b>3,87</b>	3,87	<b>3,87</b>	<b>3,87</b>	3,87	3,87	3,87	3,87	3,87	3,88
	1200	3,85	<b>3,85</b>	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,87</b>	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,87</b>	3,88	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	3,88	3,87	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	<b>3,87</b>	3,87
	1600	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,88</b>	3,85	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	3,88	3,87	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>
	2000	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	3,85	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,87</b>	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,88</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>
	2400	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,87</b>	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,88</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>
	2800	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,88</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	<b>3,87</b>	<b>3,87</b>
5	3200	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	<b>3,88</b>
	3600	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,88</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,87</b>	<b>3,88</b>
	4000	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,88</b>	<b>3,88</b>
	400	3,86	<b>3,85</b>	3,86	<b>3,85</b>	3,86	3,86	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	3,85	3,86	3,86	3,86	3,86	3,86	3,87	3,87	3,86	4,11	3,86
	800	3,84	<b>3,84</b>	3,84	<b>3,86</b>	3,84	3,84	<b>3,84</b>	<b>3,86</b>	3,86	<b>3,85</b>	3,86	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	3,85	3,85	3,86	3,86	3,86	3,86
	1200	3,84	<b>3,84</b>	3,84	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,84</b>	<b>3,85</b>	3,86	<b>3,84</b>	<b>3,85</b>	3,86	3,85	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	<b>3,85</b>	3,85
	1600	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	<b>3,86</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,86</b>	3,84	<b>3,84</b>	<b>3,86</b>	3,86	3,85	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,85</b>
	2000	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	3,84	<b>3,86</b>	<b>3,84</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,84</b>	<b>3,86</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,85</b>
	2400	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>	<b>3,84</b>	<b>3,86</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,85</b>
	2800	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,86</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,86</b>	<b>3,84</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>
3200	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	<b>3,86</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>
3600	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	<b>3,86</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,85</b>	<b>3,86</b>
4000	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	3,84	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	3,84	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,84</b>	<b>3,86</b>	<b>3,86</b>

Tabela E.7 – Resultados M2-CV20-ASCE

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18	
0,5	400	4,17	<b>3,97</b>	4,17	<b>3,90</b>	4,01	4,12	<b>3,93</b>	<b>3,96</b>	4,01	4,07	4,11	4,13	4,15	4,18	4,18	4,12	4,14	4,16	
	800	3,74	<b>3,74</b>	3,74	<b>4,09</b>	3,74	3,74	<b>3,86</b>	<b>4,01</b>	4,17	<b>3,90</b>	4,01	<b>3,93</b>	<b>3,96</b>	4,01	4,03	4,04	4,05	4,07	
	1200	3,74	<b>3,74</b>	3,74	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	<b>3,97</b>	<b>4,13</b>	<b>3,74</b>	<b>3,95</b>	4,17	<b>3,85</b>	<b>3,93</b>	4,05	3,94	<b>3,91</b>	<b>3,93</b>	3,95
	1600	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	<b>4,15</b>	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	<b>4,09</b>	3,74	<b>3,85</b>	<b>4,01</b>	4,17	3,97	<b>3,84</b>	<b>3,87</b>	<b>3,90</b>
	2000	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	3,74	<b>4,12</b>	<b>3,74</b>	<b>3,90</b>	<b>4,13</b>	<b>3,74</b>	<b>4,05</b>	<b>3,80</b>	<b>3,85</b>	<b>3,91</b>
	2400	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	<b>3,97</b>	<b>4,15</b>	<b>3,74</b>	<b>4,15</b>	<b>3,79</b>	<b>3,86</b>	<b>3,95</b>
	2800	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	<b>4,06</b>	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	<b>5,25</b>	<b>3,79</b>	<b>3,88</b>	<b>4,02</b>
	3200	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	<b>4,15</b>	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	<b>3,80</b>	<b>3,92</b>	<b>4,09</b>
	3600	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	<b>4,14</b>	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	<b>3,82</b>	<b>3,98</b>	<b>4,16</b>
	4000	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	3,74	<b>3,74</b>	<b>3,74</b>	3,74	<b>3,74</b>	<b>3,84</b>	<b>4,04</b>	<b>4,16</b>
1	400	4,43	<b>4,21</b>	4,43	<b>4,15</b>	4,26	4,31	<b>4,17</b>	<b>4,21</b>	4,27	4,32	4,37	4,38	4,41	4,44	4,44	4,38	4,40	4,42	
	800	3,98	<b>3,98</b>	3,98	<b>4,35</b>	3,98	3,98	<b>4,10</b>	<b>4,26</b>	4,43	<b>4,15</b>	4,26	<b>4,18</b>	<b>4,21</b>	4,27	4,28	4,30	4,31	4,32	
	1200	3,98	<b>3,98</b>	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,22</b>	<b>4,37</b>	<b>3,98</b>	<b>4,20</b>	4,43	<b>4,09</b>	<b>4,18</b>	4,30	4,19	<b>4,16</b>	<b>4,17</b>	4,20	
	1600	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>4,41</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,35</b>	3,98	<b>4,09</b>	<b>4,26</b>	4,43	4,22	<b>4,08</b>	<b>4,11</b>	<b>4,15</b>	
	2000	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	3,98	<b>4,34</b>	<b>3,98</b>	<b>4,14</b>	<b>4,38</b>	<b>3,98</b>	<b>4,30</b>	<b>4,04</b>	<b>4,09</b>	<b>4,16</b>	
	2400	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,22</b>	<b>4,39</b>	<b>3,98</b>	<b>4,41</b>	<b>4,03</b>	<b>4,10</b>	<b>4,20</b>	
	2800	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,31</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,37</b>	<b>4,03</b>	<b>4,13</b>	<b>4,27</b>
	3200	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>4,41</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,04</b>	<b>4,17</b>	<b>4,35</b>
	3600	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>4,30</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	<b>4,05</b>	<b>4,22</b>	<b>4,42</b>
	4000	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	3,98	<b>3,98</b>	<b>3,98</b>	3,98	<b>3,98</b>	<b>4,08</b>	<b>4,29</b>	<b>4,32</b>
4	400	4,45	<b>4,26</b>	4,45	<b>4,20</b>	4,30	4,42	<b>4,22</b>	<b>4,26</b>	4,31	4,36	4,40	4,41	4,43	4,46	4,46	4,41	4,42	4,44	
	800	4,36	<b>4,36</b>	4,36	<b>4,38</b>	4,36	4,36	<b>4,16</b>	<b>4,30</b>	4,45	<b>4,20</b>	4,30	<b>4,23</b>	<b>4,26</b>	4,31	4,32	4,33	4,34	4,35	
	1200	4,36	<b>4,36</b>	4,36	<b>4,36</b>	<b>4,36</b>	<b>4,36</b>	<b>4,27</b>	<b>4,41</b>	<b>4,36</b>	<b>4,25</b>	4,45	<b>4,47</b>	<b>4,23</b>	4,34	4,24	<b>4,21</b>	<b>4,22</b>	4,24	
	1600	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	<b>4,44</b>	<b>4,36</b>	<b>4,36</b>	<b>4,38</b>	4,36	<b>4,15</b>	<b>4,30</b>	4,45	4,26	<b>4,48</b>	<b>4,49</b>	<b>4,20</b>	
	2000	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	<b>4,36</b>	<b>4,36</b>	4,36	<b>4,45</b>	<b>4,36</b>	<b>4,19</b>	<b>4,41</b>	<b>4,36</b>	<b>4,34</b>	<b>4,43</b>	<b>4,43</b>	<b>4,47</b>	<b>4,21</b>
	2400	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	<b>4,36</b>	<b>4,36</b>	<b>4,26</b>	<b>4,43</b>	<b>4,36</b>	<b>4,43</b>	<b>4,42</b>	<b>4,16</b>	<b>4,25</b>	
	2800	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	<b>4,36</b>	<b>4,36</b>	<b>4,35</b>	<b>4,36</b>	<b>4,36</b>	<b>4,41</b>	<b>4,42</b>	<b>4,18</b>	<b>4,31</b>	
	3200	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	<b>4,43</b>	<b>4,36</b>	<b>4,36</b>	<b>4,36</b>	<b>4,43</b>	<b>4,22</b>	<b>4,38</b>
	3600	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	<b>4,41</b>	<b>4,36</b>	<b>4,36</b>	<b>4,36</b>	<b>4,43</b>	<b>4,27</b>	<b>4,44</b>
	4000	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	<b>4,36</b>	<b>4,36</b>	4,36	<b>4,36</b>	<b>4,14</b>	<b>4,33</b>	<b>4,44</b>
5	400	4,79	<b>4,26</b>	4,78	<b>4,20</b>	4,30	4,42	<b>4,23</b>	<b>4,26</b>	4,31	4,36	4,40	4,41	4,43	4,46	4,46	4,41	4,42	4,44	
	800	4,39	<b>4,39</b>	4,39	<b>4,38</b>	4,39	4,39	<b>4,16</b>	<b>4,30</b>	4,79	<b>4,20</b>	4,30	<b>4,23</b>	<b>4,26</b>	4,31	4,32	4,33	4,34	4,36	
	1200	4,39	<b>4,39</b>	4,39	<b>4,39</b>	<b>4,39</b>	<b>4,39</b>	<b>4,27</b>	<b>4,41</b>	<b>4,39</b>	<b>4,25</b>	4,79	<b>4,16</b>	<b>4,23</b>	4,34	4,24	<b>4,21</b>	<b>4,23</b>	4,25	
	1600	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	<b>4,43</b>	<b>4,39</b>	<b>4,39</b>	<b>4,38</b>	4,39	<b>4,16</b>	<b>4,30</b>	4,79	4,26	<b>4,14</b>	<b>4,17</b>	<b>4,20</b>	
	2000	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	<b>4,39</b>	<b>4,39</b>	4,39	<b>4,45</b>	<b>4,39</b>	<b>4,20</b>	<b>4,41</b>	<b>4,39</b>	<b>4,34</b>	<b>4,11</b>	<b>4,15</b>	<b>4,21</b>	
	2400	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	<b>4,39</b>	<b>4,39</b>	<b>4,26</b>	<b>4,43</b>	<b>4,39</b>	<b>4,43</b>	<b>4,10</b>	<b>4,16</b>	<b>4,25</b>	
	2800	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	<b>4,39</b>	<b>4,39</b>	<b>4,35</b>	<b>4,39</b>	<b>4,39</b>	<b>4,41</b>	<b>4,10</b>	<b>4,18</b>	<b>4,31</b>	
	3200	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	<b>4,43</b>	<b>4,39</b>	<b>4,39</b>	<b>4,39</b>	<b>4,11</b>	<b>4,22</b>	<b>4,38</b>

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18	
3600	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	<b>4,41</b>	<b>4,39</b>	<b>4,39</b>	<b>4,39</b>	<b>4,12</b>	<b>4,27</b>	<b>4,78</b>
4000	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	4,39	<b>4,39</b>	<b>4,39</b>	4,39	<b>4,39</b>	<b>4,14</b>	<b>4,33</b>	<b>4,44</b>

Tabela E.8 - Resultados M2-CV20-EURO

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18	
0,5	400	4,35	<b>4,14</b>	4,35	<b>4,08</b>	4,19	4,29	<b>4,10</b>	<b>4,14</b>	4,19	4,25	4,29	4,31	4,33	4,36	4,36	4,31	4,32	4,34	
	800	3,91	<b>3,91</b>	3,91	<b>4,27</b>	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	<b>4,03</b>	<b>4,19</b>	4,35	<b>4,08</b>	4,19	<b>4,10</b>	<b>4,14</b>	4,19	4,21	4,22	4,23	4,25	
	1200	3,91	<b>3,91</b>	3,91	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	<b>4,15</b>	<b>4,30</b>	<b>3,91</b>	<b>4,13</b>	4,35	<b>4,02</b>	<b>4,11</b>	4,23	4,12	<b>4,09</b>	<b>4,10</b>	4,13	
	1600	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	<b>4,34</b>	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	<b>4,27</b>	3,91	<b>4,03</b>	<b>4,18</b>	4,35	4,14	<b>4,01</b>	<b>4,04</b>	<b>4,08</b>	
	2000	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	3,91	<b>4,30</b>	<b>3,91</b>	<b>4,07</b>	<b>4,31</b>	<b>3,91</b>	<b>4,23</b>	<b>3,97</b>	<b>4,02</b>	<b>4,09</b>	
	2400	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	<b>4,14</b>	<b>4,32</b>	<b>3,91</b>	<b>4,33</b>	<b>3,96</b>	<b>4,03</b>	<b>4,13</b>	
	2800	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	<b>4,24</b>	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	<b>5,25</b>	<b>3,96</b>	<b>4,06</b>	<b>4,19</b>
	3200	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	<b>4,33</b>	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	<b>3,97</b>	<b>4,10</b>	<b>4,27</b>
	3600	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	<b>4,31</b>	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	<b>3,99</b>	<b>4,15</b>	<b>4,35</b>
	4000	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	3,91	<b>3,91</b>	<b>3,91</b>	3,91	<b>3,91</b>	<b>4,01</b>	<b>4,21</b>	<b>4,33</b>
1	400	4,50	<b>4,28</b>	4,49	<b>4,21</b>	4,32	4,37	<b>4,24</b>	<b>4,28</b>	4,33	4,39	4,43	4,45	4,47	4,51	4,51	4,45	4,46	4,48	
	800	4,04	<b>4,04</b>	4,04	<b>4,41</b>	4,04	4,04	<b>4,16</b>	<b>4,32</b>	4,50	<b>4,21</b>	4,32	<b>4,24</b>	<b>4,28</b>	4,33	4,35	4,36	4,37	4,39	
	1200	4,04	<b>4,04</b>	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,29</b>	<b>4,43</b>	<b>4,04</b>	<b>4,26</b>	4,50	<b>4,16</b>	<b>4,24</b>	4,36	4,26	<b>4,22</b>	<b>4,24</b>	4,26	
	1600	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,48</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,41</b>	4,04	<b>4,16</b>	<b>4,32</b>	4,50	4,28	<b>4,14</b>	<b>4,17</b>	<b>4,21</b>	
	2000	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	4,04	<b>4,40</b>	<b>4,04</b>	<b>4,20</b>	<b>4,45</b>	<b>4,04</b>	<b>4,36</b>	<b>4,10</b>	<b>4,15</b>	<b>4,22</b>	
	2400	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,28</b>	<b>4,45</b>	<b>4,04</b>	<b>4,47</b>	<b>4,09</b>	<b>4,16</b>	<b>4,26</b>	
	2800	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,38</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,43</b>	<b>4,09</b>	<b>4,19</b>	<b>4,33</b>	
	3200	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,47</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,10</b>	<b>4,23</b>	<b>4,41</b>
	3600	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,36</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	<b>4,12</b>	<b>4,29</b>	<b>4,49</b>
	4000	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,04</b>	4,04	<b>4,04</b>	<b>4,14</b>	<b>4,35</b>	<b>4,38</b>
4	400	4,34	<b>4,15</b>	4,33	<b>4,09</b>	4,19	4,31	<b>4,11</b>	<b>4,15</b>	4,19	4,24	4,28	4,29	4,32	4,34	4,34	4,29	4,31	4,32	
	800	4,24	<b>4,24</b>	4,24	<b>4,26</b>	4,24	4,24	<b>4,05</b>	<b>4,19</b>	4,34	<b>4,09</b>	4,19	<b>4,11</b>	<b>4,15</b>	4,19	4,21	4,22	4,23	4,24	
	1200	4,24	<b>4,24</b>	4,24	<b>4,24</b>	<b>4,24</b>	<b>4,24</b>	<b>4,16</b>	<b>4,30</b>	<b>4,24</b>	<b>4,13</b>	4,34	<b>4,04</b>	<b>4,12</b>	4,22	4,13	<b>4,10</b>	<b>4,11</b>	4,13	
	1600	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	<b>4,32</b>	<b>4,24</b>	<b>4,24</b>	<b>4,26</b>	4,24	<b>4,05</b>	<b>4,18</b>	4,33	4,15	<b>4,34</b>	<b>4,06</b>	<b>4,09</b>	
	2000	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	<b>4,24</b>	<b>4,24</b>	4,24	<b>5,18</b>	<b>4,24</b>	<b>4,09</b>	<b>4,29</b>	<b>4,24</b>	<b>4,22</b>	<b>4,30</b>	<b>4,04</b>	<b>4,10</b>	
	2400	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	<b>4,24</b>	<b>4,24</b>	<b>4,15</b>	<b>4,32</b>	<b>4,24</b>	<b>4,31</b>	<b>4,30</b>	<b>4,05</b>	<b>4,14</b>	
	2800	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	<b>4,24</b>	<b>4,24</b>	<b>4,23</b>	<b>4,24</b>	<b>4,24</b>	<b>4,31</b>	<b>4,28</b>	<b>4,07</b>	<b>4,19</b>	
	3200	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	<b>4,31</b>	<b>4,24</b>	<b>4,24</b>	<b>4,24</b>	<b>4,29</b>	<b>4,11</b>	<b>4,27</b>
	3600	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	<b>4,30</b>	<b>4,24</b>	<b>4,24</b>	<b>4,24</b>	<b>4,01</b>	<b>4,16</b>	<b>4,33</b>
	4000	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	4,24	<b>4,24</b>	<b>4,24</b>	4,24	<b>4,24</b>	<b>4,03</b>	<b>4,21</b>	<b>4,33</b>
5	400	4,32	<b>4,13</b>	4,31	<b>4,08</b>	4,17	4,29	<b>4,10</b>	<b>4,13</b>	4,18	4,22	4,58	4,60	4,30	4,33	4,32	4,27	4,29	4,31	
	800	3,93	<b>3,93</b>	3,93	<b>4,25</b>	3,93	3,93	<b>4,03</b>	<b>4,17</b>	4,32	<b>4,08</b>	4,17	<b>4,10</b>	<b>4,13</b>	4,18	4,19	4,20	4,21	4,22	
	1200	3,93	<b>3,93</b>	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,14</b>	<b>4,29</b>	<b>3,93</b>	<b>4,12</b>	4,32	<b>4,03</b>	<b>4,10</b>	4,21	4,11	<b>4,08</b>	<b>4,10</b>	4,12	

Razão $L_n/D_n$	L	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14	S15	S16	S17	S18
1600	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>4,30</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,24</b>	3,93	<b>4,03</b>	<b>4,17</b>	4,32	4,13	<b>4,02</b>	<b>4,04</b>	<b>4,08</b>
2000	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	3,93	<b>4,33</b>	<b>3,93</b>	<b>4,07</b>	<b>4,28</b>	<b>3,93</b>	<b>4,21</b>	<b>3,99</b>	<b>4,03</b>	<b>4,08</b>
2400	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,14</b>	<b>4,30</b>	<b>3,93</b>	<b>4,30</b>	<b>3,97</b>	<b>4,03</b>	<b>4,12</b>
2800	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,22</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,29</b>	<b>3,97</b>	<b>4,06</b>	<b>4,18</b>
3200	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>4,30</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,98</b>	<b>4,09</b>	<b>4,56</b>
3600	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>4,28</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	<b>4,00</b>	<b>4,14</b>	<b>4,31</b>
4000	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	3,93	<b>3,93</b>	<b>3,93</b>	3,93	<b>3,93</b>	<b>4,02</b>	<b>4,20</b>	<b>4,32</b>

