

Universidade Federal de Ouro Preto

Escola de Minas

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

PROPEC

Dissertação

Resistência e Segurança de Barras em Perfis Formados a Frio Submetidas à Força Cortante.

Ouro Preto

2023



UFOP

Frederico Borges Costa

Resistência e Segurança de Barras em Perfis Formados a Frio Submetidas à Força Cortante

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Ouro Preto como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Data da aprovação: 06/09/2023

Área de concentração: Estruturas e Construção.

Linha de Pesquisa: Engenharia Estrutural e de Materiais

Orientador: Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas – UFOP

Coorientador: Prof. Dr. André Luis Riqueira Brandão – UNIFEI

Ouro Preto

2023

SISBIN - SISTEMA DE BIBLIOTECAS E INFORMAÇÃO

C837r Costa, Frederico Borges.
Resistência e segurança de barras em perfis formados a frio submetidas à força cortante. [manuscrito] / Frederico Borges Costa. - 2023.
110 f.: il.: color., gráf., tab..

Orientador: Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas.

Coorientador: Prof. Dr. André Luís Riqueira Brandão.

Dissertação (Mestrado Acadêmico). Universidade Federal de Ouro Preto. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil.

Área de Concentração: Estruturas e Construção.

1. Cisalhamento. 2. Método da Resistência Direta (MRD). 3. Ação do Campo de Tração (ACT). 4. Flambagem (Mecânica) - Pós-flambagem. 5. Confiabilidade (Engenharia) - First Order Second Moment (FOSM). 6. Confiabilidade (Engenharia) - First Order Reliability Method (FORM). 7. Confiabilidade (Engenharia) - Métodos estatísticos - Monte Carlo, Método de. I. Freitas, Marcílio Sousa da Rocha. II. Brandão, André Luís Riqueira. III. Universidade Federal de Ouro Preto. IV. Título. CDU 624.01

Bibliotecário(a) Responsável: Maristela Sanches Lima Mesquita - CRB-716



FOLHA DE APROVAÇÃO

Frederico Borges Costa

Resistência e segurança de barras em perfis formados a frio submetidas à força cortante

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Ouro Preto como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil

Aprovada em 09 de setembro de 2023

Membros da banca

Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas - Orientador - Universidade Federal de Ouro Preto
Dr. André Luís Riqueira Brandão - Universidade Federal de Itajubá
Dr. Flávio Teixeira de Souza - Instituto Federal de Minas Gerais
Dr. Washington Batista Vieira - Universidade Federal de Itajubá

Marcílio Sousa da Rocha Freitas, orientador do trabalho, aprovou a versão final e autorizou seu depósito no Repositório Institucional da UFOP em 19/10/2023



Documento assinado eletronicamente por **Marcílio Sousa da Rocha Freitas, PROFESSOR DE MAGISTERIO SUPERIOR**, em 19/10/2023, às 17:10, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site http://sei.ufop.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **0611078** e o código CRC **99A88E47**.

Agradecimentos

Agradeço aos meus orientadores, Prof. Marcílio Freitas e Prof. André Brandão, pela oportunidade e todo suporte que me foi fornecido durante todo o processo para elaboração deste trabalho.

A Universidade Federal de Ouro Preto (UFOP) e ao Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil (PROPEC) pela oportunidade. Aos professores do PROPEC, que me ajudaram durante essa trajetória.

Aos meus pais, Delmo e Júnia, pelo apoio durante toda minha vida, por sempre terem feito de tudo para que eu pudesse alcançar meus objetivos.

Agradeço a CAPES pelo fundamental apoio financeiro durante esses anos.

Resumo

Este trabalho apresenta um estudo sobre a resistência e a segurança de barras de perfis formados a frio submetidas à força cortante. Os principais objetivos são o estudo das equações de projeto com ênfase no Método da Resistência Direta (MRD) e a análise da confiabilidade estrutural. Na norma brasileira o MRD está previsto para os casos de compressão e flexão, mas para força cortante ainda não foi incorporado. Inicialmente, foi realizado um estudo do erro do modelo da formulação da norma brasileira, do MRD especificado na norma norte-americana, e de uma proposta no formato MRD desenvolvida por pesquisadores da Universidade de Queensland. Desta forma, foram selecionados da literatura resultados experimentais de vigas de seção aberta relativamente curtas, priorizando o esforço cortante, contendo enrijecedores transversais nos locais de carga concentrada de alma para evitar falha por *web crippling*. O uso de enrijecedores transversais de alma nos protótipos resultam numa resistência pós-flambagem devido ao aumento da eficiência da ação do campo de tração (ACT) no plano da alma. Observou-se uma relativa discrepância na resistência ao cisalhamento nas vigas ensaiadas, das diferentes referências, provavelmente devido a certas especificidades na disposição dos enrijecedores transversais de alma, influenciando a eficiência da ACT. A sobreposição dos dados de ensaios em relação às curvas de resistência ao cortante mostrou que a formulação de projeto negligenciando a ACT é muito conservadora. No entanto, a consideração da ACT no MRD leva a melhores resultados. Na sequência, foram aplicados os métodos de confiabilidade FOSM, FORM e Simulação de Monte Carlo. Os índices de confiabilidade (β) foram calculados para as combinações de ações das normas norte-americana e brasileira. Os valores de β obtidos mostraram certa uniformidade, e mesmo quando foram inferiores aos índices de confiabilidade alvo, os desvios foram moderados. No processo de calibração da norma brasileira, o coeficiente de ponderação da resistência (γ) de 1,15 estaria adequado, caso uma das opções deste estudo no formato do MRD fosse adotada.

Palavras-chave: esforço cortante, MRD, ACT, pós-flambagem, confiabilidade, FOSM, FORM, Simulação de Monte Carlo.

Abstract

This work presents a study on the strength and safety of cold-formed steel sections subjected to shear forces. The main objectives are to investigate design equations with an emphasis on the Direct Strength Method (DSM) and analyze structural reliability. In the Brazilian standard, DSM is provided for compression and bending cases, but not yet for shear forces. Firstly, in order to achieve the stated main objectives, a study was conducted on the model error formulation in the Brazilian standard, the DSM specified in the American standard, and a proposed DSM format developed by researchers from the University of Queensland. Thus, experimental results of relatively short open section beams were selected from the literature, prioritizing shear force, containing transverse stiffeners at concentrated load locations in the web to prevent web crippling failure. The use of transverse stiffeners in the prototypes results in a post-buckling strength due to increased efficiency of the tension field action (TFA) in the web plane. A relative discrepancy in shear strength was observed in the tested beams from different references, probably due to certain specificities in the arrangement of transverse web stiffeners, influencing the efficiency of the TFA. The overlap of test data with shear strength curves showed that the design formulation neglecting the TFA is overly conservative. However, considering the TFA on DSM showed better results. In the subsequent part of this work, the reliability methods FOSM, FORM, and Monte Carlo Simulation were applied. Reliability indexes (β) were calculated for load combinations according to the American and Brazilian standards. The obtained β values exhibited a certain uniformity, and even when they were lower than the target reliability indexes, the deviations were moderate. In the process of calibrating the Brazilian standard, a resistance factor (γ) of 1.15 would be appropriate if one of the options presented in this study in the DSM format were adopted.

Keywords: Shear force, DSM, TFA, post-buckling, reliability, FOSM, FORM, Monte Carlo Simulation.

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Etapa da construção do Centro de saúde no bairro Coqueiros, em BH, com os PFF ainda expostos.....	13
Figura 2.1 - Estado-Limite: Conceito.....	21
Figura 2.2 - Função densidade de probabilidade f_{Rr} e f_{Ss}	22
Figura 2.3 - Transformação das variáveis R e S.....	27
Figura 3.1 - Parâmetros geométricos de um ensaio típico.....	35
Figura 3.2 - Ação do campo de tração.....	36
Figura 3.3 - Configuração do experimento realizado por LaBoube e Yu (1978): (a) Configuração do teste. (b) Arranjo das placas na lateral da alma.....	37
Figura 3.4 – Esquema de um perfil LiteSteel™ beam.....	38
Figura 3.5 - Configuração do experimento realizado por Keerthan e Mahendran (2008, 2010, 2011, 2013 e 2015). (a) Configuração do ensaio. (b) Arranjo das placas na lateral da alma.....	38
Figura 3.6 – Ilustração de um perfil SupaCee®.....	39
Figura 3.7 – Configuração do experimento com detalhe na chapa lateral à alma do perfil e modo de falha por cisalhamento realizado por Pham e Hancock (2009a e 2009b).....	40
Figura 3.8 – Modo de falha por cisalhamento dos testes realizados por Laboube (1978) pela quantidade reduzida de parafusos nos suportes.....	41
Figura 3.9 – Falha por cisalhamento dos perfis estudados por Keerthan e Mahendran (2015).....	41
Figura 3.10 - Configuração dos ensaios de cisalhamento para seções Ue.	42
Figura 3.11 - Configuração da conexão por parafusos.....	43
Figura 3.12 - Testes com e sem restrições laterais.....	43
Figura 3.13 – Comparação entre as curvas de dimensionamento de perfis submetidos à força cortante.....	50

Figura 3.14 - Curvas de dimensionamento de perfis submetidos à força cortante	51
Figura 3.15 - Região de flambagem inelástica das curvas apresentadas na Figura 3.14	52
Figura 3.16 – Diagramas de interação para vigas com ou sem enrijecedores transversais da alma.	53
Figura 3.17 - Interface do software THIN-WALL 2	55
Figura 4.1 – Esquematização do ensaio de LaBoube e Yu (1978).....	58
Figura 4.2 – Dispersão dos dados com relação $a/h=1$ coletados relacionados ao seu posicionamento nas equações de dimensionamento.	60
Figura 4.3 - Histogramas da variável P dos 14 grupos	64
Figura 5.1 – Comparação entre os métodos de confiabilidade – LRFD.....	67
Figura 5.2 – Comparação entre os métodos de confiabilidade – LSD.....	67
Figura 5.3 – Comparação entre os métodos de confiabilidade – Parâmetros NBR.	68
Figura 5.4 – Dispersão dos dados encontrados sobre a combinação entre momento fletor e força cortante com $a/h=1$	71
Figura 5.5 – Dispersão dos dados encontrados sobre a combinação entre momento fletor e força cortante com $a/h>1$	72
Figura B.1 - Interface do software CUFSM	85
Figura B.2 – Definição das dimensões do perfil no software CUFSM.....	86
Figura B.3 – Caixa para definir as propriedades mecânicas do aço no software CUFSM	86
Figura B.4 – Interface para definir o carregamento da viga no software CUFSM	87
Figura B.5 – Interface para definir as condições de contorno da viga no software CUFSM	87

Figura B.6 – Curva de flambagem elástica do perfil gerado pelo CUFSM.....	88
Figura B.7 – Propriedades geométricas da seção V2SS no software CUFSM. ...	89
Figura C.1 – Propriedades mecânicas do aço no software THIN-WALL 2	90
Figura C.2 – Definição da espessura da seção no software THIN-WALL 2.....	90
Figura C.3 – Definição da seção no software THIN-WALL 2	91
Figura C.4 – Definição das restrições da viga no software THIN-WALL 2.....	91
Figura C.5 – Definição da força cortante virtual atuando na viga no software THIN-WALL 2	92
Figura C.6 - Determinação do ponto crítico na curva de assinatura	93
Figura C.7 – Distribuição de esforços na viga.....	94
Figura D.1 – Perfis analisados por LaBoube e Yu (1978).....	98
Figura D.2 – Perfis U enrijecido analisados reconhecendo forças pós flambagem.	99
Figura D.3 – Perfis SupaCee® analisados reconhecendo forças pós flambagem.	100

Lista de Tabelas

Tabela 4.1 - Parâmetros estatísticos de resistência e de solicitação.....	56
Tabela 4.2 - Dados dos estudos que compõem o banco de dados	61
Tabela 4.3 - Grupo de dados, nomenclatura e quantidade (Q) de dados selecionados	62
Tabela 4.4 - Nomeclatura dos grupos.....	62
Tabela 4.5 - Estatísticas dos testes de aderência de Anderson-Darling.....	63
Tabela 5.1 - Dados de entrada	65
Tabela 5.2 – Índices de confiabilidade β , para os grupos de dados	66
Tabela 5.3 – Calibração dos coeficientes de ponderação da resistência para os métodos FORM e FOSM.....	69
Tabela D.1 - Dados dos perfis. Propriedade Geométrica dos perfis analisados por LaBoube e Yu (1978).	97
Tabela D.2 - Dados dos perfis. Propriedade Geométrica dos perfis U analisados reconhecendo forças pós-flambagem.	99
Tabela D.3 - Dados dos perfis. Propriedade Geométrica dos perfis SupaCee® analisados reconhecendo forças pós-flambagem.	100
Tabela E.1 - Dimensionamento dos perfis. Resultados experimentais e teóricos calculados dos perfis U enrijecido e SupaCee® considerando o campo de tração.	101
Tabela E.2 - Dimensionamento dos perfis. Resultados experimentais e teóricos calculados dos perfis U enrijecido e SupaCee® considerando o campo de tração.	103
Tabela F.1 - Dimensionamento dos perfis quanto ao momento fletor com $a/h=1$	107
Tabela F.2 - Dimensionamento dos perfis quanto ao momento fletor com $a/h>1$	108
Tabela G.1 – Combinação entre força cortante e momento fletor com $a/h=1$...	109
Tabela G.2 – Combinação entre força cortante e momento fletor com $a/h>1$...	110

Lista de Siglas

AASHTO – American Association of State Highway and Transportation

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas

ACT – Ação do Campo de Tração

AD – Estatística de Anderson-Darling

AISI – American Iron and Steel Institute

AS/NZS – Australia Standards and New Zealand Standards

FDP – Função de Densidade de Probabilidade

FORM – *First Order Reliability Method*

FOSM – *First Order Second Moment*

JCSS – Joint Committee on Structural Safety

LRFD – *Load and Resistance Factor Design*

LSB – *LiteSteel™ Beams*

LSD – *Limit State Design*

MRD – Método da Resistência Direta

NBR – Norma Técnica Brasileira

PFF – Perfil Formado a Frio

SMC – Simulação de Monte Carlo

US – Universidade de Sydney

UMR – Universidade de Missouri-Rolla

Lista de Símbolos

β_0 – índice de confiabilidade alvo

β – índice de confiabilidade

γ – coeficiente de ponderação da resistência

σ – desvio padrão da variável envolvida

σ_R – desvio-padrão da variável resistência

σ_S – desvio-padrão da variável solicitação

Φ – função distribuição acumulada da normal padrão

λ_v – esbeltez associada à flambagem por cisalhamento

μ – média da variável envolvida

μ_R – média da variável resistência

μ_S – média da variável solicitação

ν – coeficiente de poisson

a – distância entre enrijecedores transversais de alma

D – variável aleatória das ações permanentes

E – módulo de elasticidade do aço

$f_R(r)$ – função densidade de probabilidade da resistência

$f_S(s)$ – função densidade de probabilidade da solicitação

f_v – resistência ao escoamento por cisalhamento

F – fator fabricação

F_s – fator de segurança

f_y – resistência ao escoamento do aço

f_{yw} – resistência ao escoamento da alma

G – módulo de elasticidade transversal

h – altura da parte plana da alma

k_{LCB} – coeficiente de flambagem local por cisalhamento aumentado

k_v – coeficiente de flambagem por cisalhamento

L – variável aleatória das ações variáveis

M – fator material

M_{dist} – momento fletor de flambagem distorcional elástica

M_l – momento fletor de flambagem local elástica

M_{Rd} – momento fletor resistente de cálculo

M_{Rk} – momento fletor resistente característico

M_{Sd} – momento fletor solicitante de cálculo

M_t – momento fletor de ruptura das amostras

P – fator profissional ou erro do modelo

P_f – probabilidade de falha

R – resistência

R_n – resistência nominal ou característica

S – ações solicitantes

S_n – solitação nominal ou característica

t_w – espessura da alma

V_{cr} – força de flambagem elástica por cisalhamento da seção transversal

V_i – capacidade de resistência ao escoamento por cisalhamento

V_n – força cortante resistente característica

V_t – força cortante de ruptura das amostras

V_{test} – força cortante de ruptura das amostras estudadas

V_y – força de escoamento de cisalhamento da seção transversal

Sumário

1	INTRODUÇÃO	13
1.1	Contextualização	13
1.2	Objetivos.....	16
1.3	Metodologia	17
1.4	Organização do Trabalho	18
2	CONFIABILIDADE ESTRUTURAL.....	20
2.1	Considerações Iniciais.....	20
2.2	Fundamentos.....	21
2.3	Métodos Analíticos FOSM e FORM.....	24
2.3.1	Método de Primeira Ordem e Segundo Momento (FOSM).....	24
2.3.2	Método de Confiabilidade de Primeira Ordem (FORM)	26
2.4	Método de Simulação de Monte Carlo.....	30
2.5	Estado-Limite e Função de Falha	31
3	PERFIS FORMADOS A FRIO.....	34
3.1	Conceitos Iniciais.....	34
3.2	Pesquisas sobre força cortante em PFF.....	36
3.3	Força Cortante Segundo a Norma AISI	44
3.3.1	Formulação da AISI S100 (2012).....	44
3.3.2	Formulação da AISI S100 (2016).....	45
3.4	Força Cortante Segundo a NBR 14762 (2010).....	47
3.5	Força Cortante Segundo AS/NZS4600 (2018)	48
3.6	Formulação Proposta por Keerthan e Mahendran (2015)	48

3.7	Comparação entre as Curvas de Dimensionamento de Perfis Submetidos à Força Cortante	50
3.8	Interação entre Força Cortante e Momento Fletor	52
3.9	Utilização de Softwares para Auxílio nas Análises	54
4	DADOS ESTATÍSTICOS DAS VARIÁVEIS ALEATÓRIAS	56
4.1	Introdução.....	56
4.2	Banco de Dados Experimentais.....	57
4.3	Estudo Estatístico	61
5	ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....	65
5.1	Introdução.....	65
5.2	Análise de Resultados	65
5.2.1	Índices de Confiabilidade	65
5.2.2	Coeficiente de Ponderação da Resistência	69
5.2.3	Combinação entre Esforço Cortante e Momento Fletor	70
6	CONCLUSÕES	74
	REFERÊNCIAS	77
	Apêndice A – FORMULAÇÕES PARA O MOMENTO FLETOR BASEADAS NO MRD.....	81
	Apêndice B – UTILIZAÇÃO DO SOFTWARE CUFISM PARA DETERMINAR PARÂMETROS DA FLEXÃO	85
	Apêndice C – UTILIZAÇÃO DO SOFTWARE THIN-WALL 2 PARA DETERMINAR PARÂMETROS DO CISALHAMENTO.....	90
	Apêndice D – PERFIS USADOS NA ANÁLISE DO ESFORÇO CORTANTE E SUAS PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS.....	97

Apêndice E – DIMENSIONAMENTO DOS PERFIS À FORÇA CORTANTE....	101
Apêndice F – DIMENSIONAMENTO DOS PERFIS AO MOMENTO FLETOR.	107
Apêndice G – COMBINAÇÃO ENTRE FORÇA CORTANTE E MOMENTO FLETOR DETALHADA.....	109

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contextualização

Os perfis de aço formados a frio (PFF) são elementos estruturais utilizados na construção residencial e não residencial que, em poucas décadas, se tornou um dos materiais mais comumente usados nas economias desenvolvidas ao redor do mundo. Países que estão passando por um rápido desenvolvimento econômico e industrial, estão cada vez mais voltados ao uso dos perfis de aço formados a frio, motivados pela elevada eficiência estrutural, expressa pela relação entre resistência e peso, facilidade de pré-fabricação, rapidez e simplicidade na sua instalação (Yu, 2016).

Conforme a NBR 14762 (2010), os PFF são componentes produzidos a partir de chapas de aço que passam por processos de dobramento ou conformação a frio, sendo ambas as operações realizadas com o aço em temperatura ambiente. Com o aprimoramento dos processos de fabricação dos PFF, diversos elementos de seção transversal complexas podem ser fabricados e utilizados na indústria da construção como elementos estruturais individuais ou painéis (Yu, 2016). A Figura 1.1 apresenta um exemplo de aplicação dos PFF como componentes estruturais.

Figura 1.1 – Etapa da construção do Centro de saúde no bairro Coqueiros, em BH, com os PFF ainda expostos.



Os PFF inevitavelmente exibem seções transversais abertas muito esbeltas e de parede fina, característica que os torna altamente suscetíveis a diversos fenômenos de instabilidade. Tradicionalmente, o Método da Largura Efetiva, originalmente proposto por Von Kármán, Sechler, e Donnell (1932) e posteriormente calibrado por

Winter (1968), está disponível nas normas de vários países. Esse método constitui a base da primeira edição da norma norte-americana (AISI).

O surgimento de formatos de seções transversais complexas, por exemplo, aquelas com enrijecedores longitudinais e os avanços das pesquisas sobre a flambagem distorcional pavimentaram o caminho para o desenvolvimento e a popularidade do Método da Resistência Direta (MRD). Para promover o uso do MRD com aplicação para os casos de compressão e flexão, o AISI financiou a publicação de um guia de projeto para a aplicação do método (Schafer, 2006). O MRD foi incorporado às principais normas de dimensionamento de PFF, como a norte-americana (AISI S100, 2016) a Australiana/Neozelandesa (AS/NZS 4600, 2018) e a norma brasileira (NBR 14762, 2010).

Pham e Hancock (2012a) desenvolveram o MRD para avaliar a resistência ao cisalhamento de vigas de PFF, que foi subsequentemente adotado pelas normas AISI S100 (2016) e AS/NZS 4600 (2018). A NBR 14762 (2010), apresenta um anexo referente ao MRD, apenas para obtenção da força axial resistente e momento fletor resistente. Para obtenção da resistência ao cortante, a norma brasileira dispõe de formulação tradicional, baseada no estudo de LaBoube e Yu (1978).

Em vigas submetidas à força cortante, a alma da seção é o elemento de maior influência na resistência, podendo o perfil falhar por escoamento, flambagem elástica ou inelástica. Para almas que possuam uma alta relação entre a altura da parte plana e a espessura da chapa, a distribuição de tensão de cisalhamento na alma muda após a flambagem, e uma significativa resistência pós-flambagem pode ocorrer como resultado do desenvolvimento de uma tensão diagonal conhecida como Ação do Campo de Tração (ACT) (Pham e Hancock, 2012a).

A validação das equações de flambagem local no formato do MRD para o dimensionamento de vigas de seção aberta submetidas à força cortante foi realizada por Pham e Hancock (2012a) por meio de ensaios dos mesmos, e pelos ensaios de LaBoube e Yu (1978). Os ensaios realizados por Pham e Hancock (2012a) demonstram que uma considerável ação do campo de tração está disponível para a flambagem, desde que a alma esteja completamente restringida no ponto de aplicação da carga concentrada e nos apoios, em toda a sua altura por meio de conexões

parafusadas. Essa pós-flambagem foi incluída, com base em ensaios e análises por elementos finitos, nas equações do MRD para vigas cuja relação entre a distância a entre os enrijecedores transversais e a altura h da parte plana da alma seja menor ou igual a 2 (Pham e Hancock, 2012b). O MRD admite que a força crítica elástica por cisalhamento (V_{cr}) seja determinada por uma análise de flambagem de toda a seção transversal ou da alma em cisalhamento puro, incluindo enrijecedores intermediários (dobras na direção longitudinal).

Um método de confiabilidade pode avaliar o índice de confiabilidade ou a probabilidade de falha de um componente estrutural. Quando esse método é empregado no processo de calibração de uma norma, os coeficientes de ponderação da resistência são calculados com base em um índice de confiabilidade alvo (β_0). Os procedimentos de calibração empregados nas primeiras normas norte-americanas em estados-limites (Ravindra e Galambos, 1978; Ellingwood et al., 1980; Hsiao, 1989) ainda são utilizados na verificação estrutural de propostas para novas equações de projeto ou adaptações que possam resultar na atualização dessas normas.

A precisão e a confiabilidade do MRD para seções abertas de PFF submetidos à força cortante, com as combinações de ações do LRFD (AISI S100, 2016) foram discutidos e avaliados por Pham e Hancock (2012a). Foram utilizados resultados de 36 ensaios realizados na Universidade de Sydney (US) e 35 ensaios realizados por LaBoube e Yu (1978), Universidade de Missouri-Rolla (UMR). Os resultados da análise estatística do erro do modelo, obtido da relação entre a resistência experimental e a resistência obtida pelo MRD, foram bastante satisfatórios (Yu, 2016). De forma resumida, os resultados de Pham e Hancock (2012a) para a calibração do coeficiente de ponderação da resistência (ϕ) utilizando o método FOSM (First-Order Second-Moment), foram:

- Com a ACT negligenciada, e utilizando os ensaios da US, foram obtidos para o erro do modelo a média de 1,29 e o desvio-padrão de 0,30, levando a $\phi = 0,92$.
- Com a ACT negligenciada, e utilizando os ensaios da UMR, foram obtidos para o erro do modelo a média de 1,05 e o desvio-padrão de 0,12, levando a $\phi = 0,89$.

- Ao se considerar a ACT, e utilizando os ensaios da US, foram obtidos para o erro do modelo a média de 1,02 e o desvio-padrão de 0,07, levando a $\phi = 1,06$.
- Ao se considerar a ACT, e utilizando os ensaios da UMR, foram obtidos para o erro do modelo a média de 0,84 e o desvio-padrão de 0,13, levando a $\phi = 0,71$.

Pham e Hancock (2012a) concluíram que $\phi = 0,90$ é apropriado para ambos os casos (com ACT e sem ACT). Foram mantidos na norma AISI S100 (2016), para o dimensionamento de vigas submetidas à força cortante, $\phi = 0,95$ (LRFD) e $\phi = 0,80$ (LSD). A norma brasileira NBR 14762 (2010), cuja metodologia de cálculo vigente não considera a ACT, tem o coeficiente de ponderação da resistência $\gamma = 1,10$, que equivale a $\phi \approx 0,90$.

Keerthan e Mahendran (2015) conduziram um estudo experimental sobre vigas submetidas à força cortante com a razão $a/h = 1$, e compararam os resultados com a capacidade resistente calculada com as equações propostas por Pham e Hancock (2012a). Os autores sugerem que Pham e Hancock (2012a) utilizaram, como enrijecedores transversais, placas de aço relativamente largas parafusadas na alma, reduzindo a relação a/h das vigas ensaiadas. Isso implica que as equações propostas por eles no formato MRD podem superestimar a capacidade resistente de cisalhamento das vigas.

Além disso, Keerthan e Mahendran (2015) mostraram que as equações de resistência à força cortante resumidas por Laboube e Yu (1978) são muito conservadoras, uma vez que os ensaios utilizados para o desenvolvimento das equações não incluíram a resistência de pós-flambagem. Constatou-se que almas das vigas destes ensaios não estavam devidamente apoiadas. Keerthan e Mahendran (2015) apresentaram equações no formato do MRD, com base em apenas 11 ensaios.

1.2 Objetivos

Este trabalho tem como objetivo apresentar um estudo de segurança estrutural das formulações propostas nas normas NBR 14762 (2010) e AISI S100 (2016) além

das propostas por Keerthan e Mahendran (2015), voltadas para o dimensionamento de perfis formados a frio submetidos à força cortante pelo MRD.

Nesta pesquisa, foram examinadas diferentes formulações que, com base nos resultados obtidos, têm a intenção de propor uma abordagem de dimensionamento. Essa abordagem visa incorporar a ação do campo de tração.

1.3 Metodologia

Para a elaboração deste estudo, foi conduzida uma pesquisa bibliográfica em normas, livros, artigos e trabalhos nacionais e internacionais que tratam do tema, uma vez que a norma brasileira não contempla o efeito do campo de tração na análise da resistência à força cortante.

As seguintes etapas foram seguidas:

1. Elaboração de banco de dados com resultados experimentais de diversos autores, para perfis formados a frio, de seções U enrijecido (U_e) e de seções SupaCee® submetidos à força cortante;
2. Utilização das formulações das normas NBR 14762 (2010), AISI S100 (2012), AISI S100 (2016) e das propostas por Keerthan e Mahendran (2015) para obtenção da força cortante nominal para cada amostra cabível do banco de dados;
3. Descrição dos parâmetros estatísticos fundamentais das variáveis aleatórias envolvidas no problema;
4. Realização de um estudo da variável aleatória erro do modelo, considerando agrupamentos dos dados com base no tipo de perfil e o modo como foi realizado o ensaio;
5. Aplicação da SMC (Simulação de Monte Carlo) para validação dos resultados obtidos via FORM e FOSM;
6. Aplicação dos métodos de confiabilidade FORM (First Order Reliability Method) e FOSM (First Order Second Moment) para obtenção dos índices de confiabilidade, considerando-se os dados de calibração do LRFD e do

LSD (AISI S100, 2016), além da combinação de ações normais última da NBR 14762 (2010);

7. Verificação dos níveis de confiabilidade das normas AISI S100 (2016) e NBR 14762 (2010);
8. Sugestão de calibração da norma NBR 14762 (2010);
9. Utilização das formulações da norma NBR 14762 (2010) para obtenção do momento fletor nominal para cada amostra cabível do banco de dados;
10. Comparação entre a combinação das forças cortantes e os momentos fletores dos ensaios experimentais e dos resultados teóricos.
11. Proposição de um critério de dimensionamento adequado à norma NBR 14762 (2010), bem como coeficientes de ponderação da resistência para as diferentes hipóteses estudadas neste trabalho.

1.4 Organização do Trabalho

Este trabalho está dividido em seis capítulos. No primeiro capítulo uma visão geral acerca do tema proposto é exposta, demonstrando a importância do estudo e apresentando os objetivos do trabalho e metodologia adotada.

O segundo capítulo aborda conceitos e definições referentes à segurança estrutural, além dos métodos de confiabilidade utilizados nesta dissertação: os métodos de confiabilidade de primeira ordem e a Simulação de Monte Carlo.

O terceiro capítulo trata dos perfis formados a frio e apresenta as formulações baseadas nas normas AISI S100 (2012), AISI S100 (2016) e NBR 14762 (2010) além de formulações propostas por Keerthan e Mahendran (2015) para dimensionamento de vigas submetidas à força cortante e da combinação entre a força cortante e o momento fletor.

No quarto capítulo são apresentadas as informações estatísticas das variáveis aleatórias. Também é apresentada uma visão geral do banco de dados, assim como o estudo estatístico para a variável erro de modelo.

No quinto capítulo são mostrados os resultados obtidos da análise de confiabilidade estrutural de várias formulações de projeto de vigas submetidas à força

cortante e da combinação entre a força cortante e o momento fletor. São apresentadas sugestões para coeficientes de ponderação da resistência que possam atender aos níveis de segurança requeridos para a norma brasileira.

No sexto e último capítulo, são apresentadas as conclusões do trabalho. Após a apresentação das referências bibliográficas são exibidos oito apêndices que detalham o método utilizado para a determinação do momento fletor resistente das amostras (Apêndices A, B), detalham a obtenção da força crítica de flambagem elástica pelo software THIN-WALL 2.0 (Apêndice C) e informações detalhadas do banco de dados (Apêndices D, E, F e G).

2 CONFIABILIDADE ESTRUTURAL

2.1 Considerações Iniciais

A confiabilidade estrutural é um campo na engenharia que avalia a segurança e o desempenho das estruturas diante das incertezas inerentes aos materiais, ações e condições de operação. O comportamento estrutural abarca uma diversidade de incertezas, abrangendo desde a variabilidade do comportamento do material até as flutuações nas ações exercidas sobre a estrutura. A confiabilidade estrutural aborda a complexidade dessas incertezas, considerando suas implicações para a segurança da estrutura (HALDAR; MAHADEVAN, 2000). Uma das abordagens essenciais nesse contexto é a obtenção do índice de confiabilidade ou a probabilidade de falha, que quantifica a chance de uma estrutura não cumprir seus objetivos de segurança durante sua vida útil.

As incertezas podem resultar de várias fontes, incluindo a variabilidade intrínseca dos materiais utilizados, as imprecisões na modelagem das ações e a incerteza na previsão do ambiente ao longo do tempo. A confiabilidade busca quantificar o risco associado a essas incertezas e assegurar que a estrutura atenda aos padrões de segurança e durabilidade.

Para garantir que uma estrutura permaneça segura, devem ser considerados os estados limites, que são condições críticas em que a estrutura está prestes a falhar ou exceder sua capacidade resistente. Os estados limites podem ser divididos em estados limites últimos (ELU), relacionados ao colapso, ou a qualquer outra forma de ruína estrutural, e estados limites de serviço (ELS), relacionados com o desempenho da estrutura sob condições normais de utilização (NBR 14762, 2010).

Para a calibração do coeficiente de ponderação da resistência em estruturas, os métodos de confiabilidade desempenham um papel crucial. Esses métodos consideram as incertezas nas variáveis de entrada, como as propriedades dos materiais e as ações aplicadas, para calcular a probabilidade de falha. A calibração envolve ajustar os coeficientes de ponderação da resistência para garantir que a probabilidade de falha cumpra os padrões de segurança estabelecidos.

Os métodos de confiabilidade, como o método de simulação de Monte Carlo e os métodos analíticos de primeira e segunda ordem, permitem a avaliação da confiabilidade estrutural e calibrar os coeficientes de ponderação da resistência para equilibrar o desempenho e a segurança. Essa abordagem mais precisa leva a estruturas mais seguras e eficientes, considerando as incertezas inerentes ao ambiente de engenharia. Deste modo, a confiabilidade estrutural utiliza a modelagem probabilística das incertezas associadas à resistência e às solicitações.

2.2 Fundamentos

Devem ser identificados os modelos que descrevem o comportamento de uma estrutura e as variáveis aleatórias básicas que influenciam um determinado estado-limite (NOWAK e COLLINS, 2000).

Para isso a função de estado-limite pode ser definida matematicamente como:

$$G(R,S) = R - S \quad (2.1)$$

onde R representa a resistência e S as ações solicitantes.

O estado-limite, que corresponde à transição entre uma situação prevista e uma falha, ocorre quando $G = 0$. A Figura 2.1 ilustra que para a função $G > 0$, a estrutura está em segurança e quando a função $G \leq 0$ a estrutura apresenta uma falha.

Figura 2.1 - Estado-Limite: Conceito



Fonte: Adaptado de Haldar e Mahadevan (2000)

Como existem vários fatores que contribuem para a falha de uma estrutura, o estado-limite pode ser descrito por uma função das variáveis aleatórias básicas, $X = (X_1, X_2, \dots, X_n)$, logo:

$$Z = G(X_1, X_2, \dots, X_n) \quad (2.2)$$

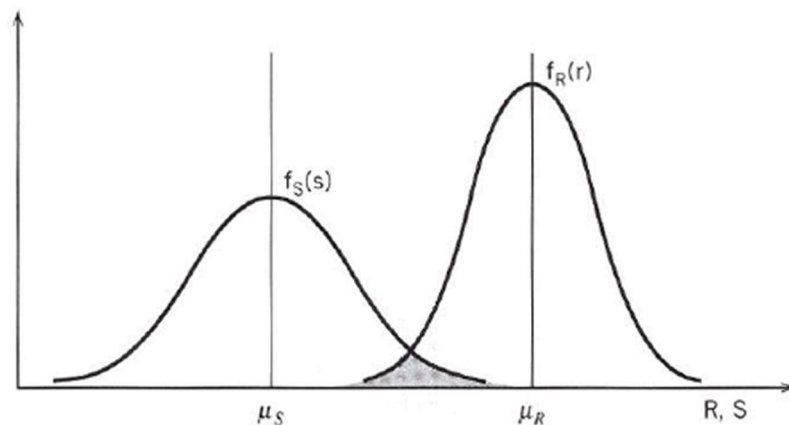
onde $G(\cdot)$ representa a função que estabelece a relação entre as variáveis do vetor X . Os elementos deste vetor X são incertezas, como parâmetros geométricos, parâmetros dos materiais e ações (HALDAR e MAHADEVAN, 2000).

A função $G(X) = 0$ também descreve o estado-limite de uma estrutura. As condições $G(X) > 0$ e $G(X) \leq 0$ descrevem a segurança e a falha de uma estrutura respectivamente.

Um problema básico de confiabilidade pode ser descrito considerando apenas as variáveis resistência R e solicitação S , ocorrendo a falha no elemento estrutural quando a resistência for menor que a solicitação a ela imposta (MELCHERS e BECK, 2018).

Em termos probabilísticos, os parâmetros das variáveis R e S são suas médias (μ_S e μ_R) e seus desvios-padrão (σ_S e σ_R). A Figura 2.1 representa as funções densidade de probabilidade de S e R por $f_S(s)$ e $f_R(r)$ respectivamente.

Figura 2.2 - Função densidade de probabilidade $f_R(r)$ e $f_S(s)$



Fonte: Adaptado de Haldar e Mahadevan (2000)

A sobreposição das curvas $f_S(s)$ e $f_R(r)$, interpretada graficamente pela Figura 2.2, fornece uma ideia da probabilidade de falha e depende de fatores como a

posição relativa das duas curvas e a dispersão das curvas. A posição relativa das curvas é relevante pois à medida que as curvas se afastam, a probabilidade de falha diminui. A dispersão das curvas influencia na probabilidade de falha pois se as dispersões de ambas as curvas são reduzidas, a área de sobreposição também é reduzida. A dispersão pode ser reduzida com situações como o aprimoramento das técnicas construtivas, a utilização de materiais de melhor qualidade ou o emprego de mão de obra bem qualificada.

Para que a probabilidade de falha seja utilizada para quantificar a confiabilidade do componente estrutural, a P_f deve ser expressa matematicamente em termos da função de estado-limite:

$$P_f = P_{(falha)} = P(R < S) \quad (2.3)$$

Em termos de variáveis aleatórias independentes, a probabilidade pode ser calculada pela seguinte integração, assumindo as possibilidades de R ser menor que um valor determinístico assumido por S ($S = s_i$ e $R < s_i$):

$$P_f = \int_{-\infty}^{+\infty} \left[\int_0^{s_i} f_R(r_i) dr_i \right] f_s(s_i) ds_i = \int_{-\infty}^{+\infty} F_R(s_i) f_s(s_i) ds_i \quad (2.4)$$

F_R é a função de distribuição acumulada de R .

De acordo com Nowak e Collins (2000) executar essa integração para situações práticas exige técnicas numéricas cuja precisão pode não ser adequada.

No caso de problemas reais, onde R e S não são as variáveis básicas, é possível decompô-los em vetores \mathbf{X} , compostos pelas variáveis básicas X_i (DITLEVSEN; MADSEN, 2005). Assim, a função de estado limite mostrada a seguir:

$$P_f = \int \dots \int_{G(\mathbf{X}) < 0} f_{\mathbf{X}}(X_1, X_2, \dots, X_n) dx_1 dx_2 \dots dx_n \quad (2.5)$$

onde $f_{\mathbf{X}}(X_1, X_2, \dots, X_n)$ é a função densidade conjunta para as variáveis básicas (X_1, X_2, \dots, X_n) , e a integração é realizada na região de falha, isto é, onde $G(\mathbf{X}) < 0$. Se as variáveis básicas forem estatisticamente independentes, a distribuição conjunta pode ser substituída pelo produto das funções densidade individuais na integral (HALDAR e MAHADEVAN, 2000).

A equação (2.5) também é complexa de ser obtida e a integral múltipla de difícil resolução. Devido a esta complexidade, a probabilidade de falha é comumente calculada a partir de métodos de confiabilidade (HALDAR e MAHADEVAN, 2000). Tais métodos podem ser classificados como baseados na teoria da probabilidade e expansões em série de Taylor, a exemplo do FORM (*First Order Reliability Method*) e FOSM (*First Order Second Moment*), e em métodos baseados na geração de amostras sintéticas, como na SMC (Simulação de Monte Carlo).

2.3 Métodos Analíticos FOSM e FORM

O métodos analíticos são aqueles que substituem a resolução de integrais complexas, utilizados para calcular a probabilidade de falha da estrutura, usando de transformações do espaço original das variáveis aleatórias do problema (X) para o espaço normal padrão (X'), com média 0 e desvio padrão 1.

O método FOSM se baseia na aproximação de primeira ordem da série de Taylor da função de limite de estado. Ele emprega dois parâmetros estatísticos, a média e a variância. As solicitações (S) e resistências (R) são consideradas variáveis aleatórias, com distribuições de probabilidade que as vezes são desconhecidas, enquanto as médias e desvios-padrão são conhecidos. A função de estado-limite é aproximada por uma função linear. A partir desses dados, é possível calcular uma medida relativa de segurança por meio do índice de confiabilidade (β).

O método FORM utiliza toda a informação estatística a respeito das variáveis aleatórias, como médias, desvios-padrão, distribuição de probabilidade e coeficientes de correlação. O método consiste em um procedimento iterativo para determinação da probabilidade de falha. Este processo tem como característica necessitar que as variáveis aleatórias sejam estatisticamente independentes e transformadas em normais padrão. O índice de confiabilidade β é a distância mínima entre a origem e a superfície de estado limite no espaço reduzido.

2.3.1 Método de Primeira Ordem e Segundo Momento (FOSM)

O FOSM (*First Order Second Moment*) é baseado na aproximação em série de Taylor de primeira ordem da função de estado-limite. Utilizando-se apenas duas

variáveis aleatórias, R e S , e considerando-as estatisticamente independente e normalmente distribuídas, tem-se a equação de estado-limite normalmente distribuída $Z = R - S$. A probabilidade de falha, quando $Z < 0$, é dada por:

$$P_f = 1 - \Phi\left(\frac{\mu_R - \mu_S}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}}\right) \quad (2.6)$$

onde Φ é a função distribuição acumulada da normal padrão, μ é a média da variável envolvida e σ o desvio padrão.

A probabilidade de falha depende da razão entre o valor médio e o desvio padrão das variáveis em questão. A razão entre a média e o desvio padrão é conhecida como índice de confiabilidade (CORNELL, 1969), geralmente descrito por β :

$$\beta = \frac{\mu_Z}{\sigma_Z} = \left(\frac{\mu_R - \mu_S}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}}\right) \quad (2.7)$$

Portanto, a probabilidade de falha pode ser reescrita como:

$$P_f = \Phi(-\beta) = 1 - \Phi(\beta) \quad (2.8)$$

Quando a função $G(X)$ da equação (2.2) não é linear, utiliza-se uma aproximação para a média e variância de Z (BUCHER E MACKKE, 2003).

De forma resumida, Veiga (2008) apresenta em seu trabalho que o método FOSM é aplicável nas seguintes situações:

- Quando as variáveis aleatórias são independentes e normalmente distribuídas, a função $G(X)$ é uma função linear das variáveis aleatórias que também seguem a distribuição normal e a probabilidade de falha é definida pela equação (2.8).
- Quando as variáveis aleatórias são independentes, seguem uma distribuição lognormal, a função $G(X)$ resulta do produto de funções de X_i e a função $Z = \ln(G(X))$ é normalmente distribuída com probabilidade de falha também é definida pela equação (2.8).

Na prática, essas situações costumam não condizer com a realidade, logo o cálculo da probabilidade de falha pode não apresentar boa precisão.

Se a função $G(X)$ não for linear erros significativos podem ser introduzidos. Isso porque o FOSM não utiliza as informações sobre as distribuições das variáveis aleatórias. Além disso, o valor de β não é constante para formulações equivalentes da função de estado-limite. Por exemplo, ainda que a função $Z = R - S < 0$ seja equivalente a $Z = (R/S) < 1$, as probabilidades de falha obtidas podem ser diferentes para as duas formulações (HALDAR e MAHADEVAN, 2000).

2.3.2 Método de Confiabilidade de Primeira Ordem (FORM)

O método FORM (First Order Reliability Method), como dito anteriormente, necessita que as variáveis estejam em um espaço normal padronizado. Quando esta não é a situação em um problema estrutural, ou seja, quando as variáveis se correlacionam e/ou possuem distribuições não normais, estas variáveis devem passar por uma transformação para que aquelas condições sejam atendidas.

A transformação das variáveis aleatórias normais em reduzidas é realizada na expressão:

$$X'_i = \frac{X_i - \mu_{X_i}}{\sigma_{X_i}} \quad i = (1, 2, \dots, n) \quad (2.9)$$

Desta forma a equação de estado-limite normal $G(X) = 0$ é transformada para $G(X') = 0$.

A menor distância entre a origem e a superfície de estado-limite será o índice de confiabilidade β , logo quanto menor a distância maior a probabilidade de falha. No espaço normal padronizado, tem-se:

$$\beta = \sqrt{(X^{*})^T (X^{*})} \quad (2.10)$$

onde o vetor X^{*} é o ponto sobre a superfície de falha em que a distância mínima é obtida, denominado ponto de projeto. A determinação deste vetor é realizada a partir de procedimentos de otimização.

Considerando apenas duas variáveis aleatórias R e S para a função estado-limite (Z) linear, as variáveis reduzidas serão:

$$R' = \frac{R - \mu_R}{\sigma_R} \quad (2.11)$$

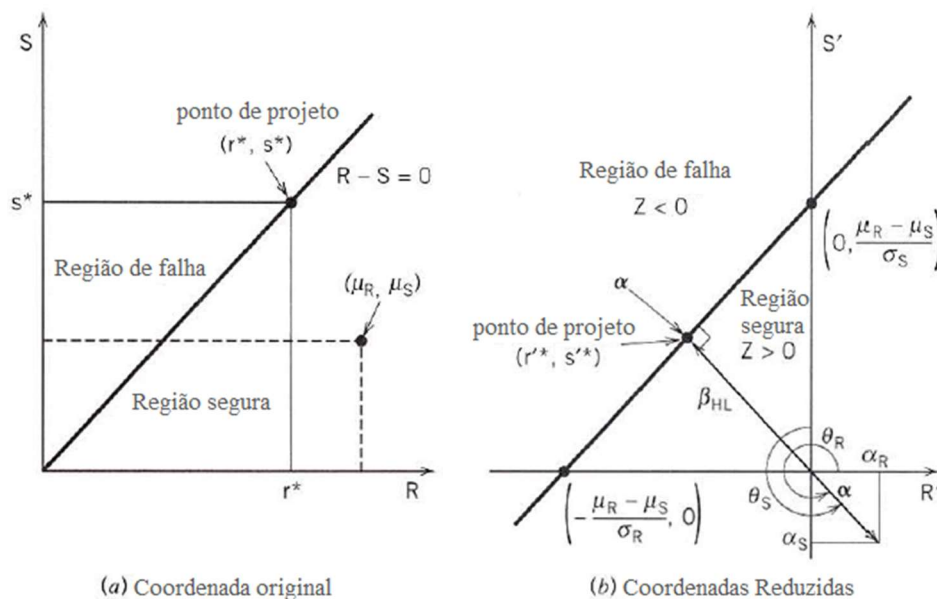
$$S' = \frac{S - \mu_S}{\sigma_S} \quad (2.12)$$

Sabendo que $Z = R - S$ e substituindo as transformadas, tem-se a equação linear padronizada:

$$Z = G(\cdot) = \sigma_R R' - \sigma_S S' + \mu_R - \mu_S = 0 \quad (2.13)$$

A partir da reta dada pela equação (2.13), obtém-se os pontos que interceptam os eixos R' e S' , como mostra a Figura 2.3.

Figura 2.3 - Transformação das variáveis R e S



Fonte: Adaptado de Haldar e Mahadevan (2000)

Utilizando de propriedades geométricas para cálculo da distância entre ponto e reta, o índice de confiabilidade será dado por:

$$\beta_{HL} = \frac{\mu_R - \mu_S}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}} \quad (2.14)$$

Caso as variáveis sejam estatisticamente independentes e normalmente distribuídas, a equação (2.14) será equivalente à equação (2.7) obtida pelo método FOSM. Porém, nos demais casos isso não ocorre.

As equações de estado-limite geralmente não são funções lineares. Nestes casos, o índice de confiabilidade β_{HL} será a distância mínima entre origem e a superfície de

falha, calculada a partir de um problema de otimização. Para a otimização, o método dos multiplicadores de Lagrange pode aplicado e a distância mínima é dada por:

$$\beta_{HL} = -\frac{\sum_{i=1}^n x_i^* \left(\frac{\partial G}{\partial X'_i} \right)^*}{\sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial G}{\partial X'_i} \right)^{2*}}} \quad (2.15)$$

onde $(\partial G / \partial X'_i)^*$ é a derivada parcial da função G em X'_i . O asterisco significa que esta derivada é calculada no ponto de projeto (x_1^*, \dots, x_n^*) . O ponto x_1^* é dado pela seguinte expressão:

$$x_i^* = -\alpha_i \beta_{HL}, \text{ para } i = (1, 2, \dots, n) \quad (2.16)$$

onde:

$$\alpha_i = \frac{\left(\frac{\partial G}{\partial X'_i} \right)^*}{\sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial G}{\partial X'_i} \right)^{2*}}} \quad (2.17)$$

em que α_i são os cossenos diretores dos eixos coordenados X'_i . Os valores obtidos pela expressão acima são denominados fatores de sensibilidade. O ponto de projeto no sistema de coordenadas original é dado por:

$$x_i^* = \mu_{x_i} - \alpha_i \sigma_{x_i} \beta_{HL} \quad (2.18)$$

Quando uma variável apresenta distribuição de probabilidade diferente da normal, é necessário realizar a transformação da variável não normal em normal equivalente. Para variáveis não correlacionadas essa transformação é apresentada por Liu e Der Kiureghian (1986) nas equações (2.19) e (2.20):

$$\sigma_x^N = \phi \left\{ \frac{\phi^{-1} [F_{X_i}(X^*)]}{f_{X_i}(X_i^*)} \right\} \quad (2.19)$$

$$\mu_x^N = X_i^* - \sigma_x^N \phi^{-1} [F_{X_i}(X^*)] \quad (2.20)$$

O cálculo do índice de confiabilidade pelo método de Hasofer-Lind pode ser utilizado caso todas as variáveis aleatórias sejam estatisticamente independentes, normalmente distribuídas e com superfície de estado-limite linear.

Nos demais casos, alguns algoritmos foram desenvolvidos por diversos autores para localizar o ponto de projeto. Neste trabalho será apresentado o algoritmo desenvolvido por Rackwitz e Fiessler (1978), proposto inicialmente por Hasofer e Lind (1974), chamado método HL-RF.

Este cálculo é um processo iterativo, dado pela seguinte expressão:

$$X_{k+1}^* = \frac{1}{|\nabla G(X_k^*)|^2} \left[\nabla G(X_k^*)^T X_k^* - G(X_k^*) \right] \nabla G(X_k^*)^T \quad (2.21)$$

onde $\nabla G(X_k^*)$ é o vetor gradiente da função de estado-limite na iteração k-ésima e X_k^* é o vetor de componentes $(x_{1k}^*, x_{2k}^*, \dots, x_{nk}^*)^T$.

A cada iteração o algoritmo da equação (2.21) transforma a função estado-limite em linear e utiliza as derivadas parciais para procurar o ponto de iteração seguinte.

Este processo pode ser realizado como segue.

1. Definir a equação estado-limite;
2. Escolher um valor inicial para os pontos de coordenadas x_i^* , tomando-os como as médias das variáveis;
3. Calcular o valor da função de estado-limite no ponto X_i^* ;
4. Calcular as médias e os desvios-padrão para todas as variáveis que não obedecem a uma distribuição normal e em seguida calcular as coordenadas do ponto de projeto no espaço normal padrão equivalente;
5. Calcular as derivadas parciais $(\partial G / \partial X_i)$, no ponto X_i^* ;
6. Calcular as derivadas parciais no espaço normal padrão equivalente $(\partial G / \partial X'_i) = (\partial G / \partial X_i) \sigma_{X_i}^N$; as componentes dos vetores unitários (cossenos diretores da função) são dadas pela expressão:

$$\alpha_i = \frac{\left(\frac{\partial G}{\partial X'_i} \right)^* \sigma_{X_i}^N}{\sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial G}{\partial X'_i} \sigma_{X_i}^N \right)^{2*}}} \quad (2.22)$$

7. Obter novas coordenadas do ponto de projeto X_i^* ;
8. Calcular a nova distância entre a origem e o ponto obtido no passo 7 pela equação:

$$\beta = \sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i^*)^2} \quad (2.23)$$

9. A partir da segunda iteração, verificar convergência de β . Se convergir, parar. Caso contrário continuar com o passo 10;
10. Calcular novas coordenadas do ponto de projeto no espaço original:

$$x_i^* = \mu_{X_i}^N + \sigma_{X_i}^N x_i^* \quad (2.24)$$

11. Calcular o valor da função limite $G(\cdot)$ para o ponto de projeto calculado no passo anterior. Verificar a convergência da função $G(\cdot)$: Se $|G(X_k^*)| \leq \varepsilon$, com ε na ordem de 0.001. Se convergir, parar.

A iteração deve ser interrompida apenas no caso em que houver convergência de β e $G(\cdot)$.

2.4 Método de Simulação de Monte Carlo

O método de Simulação de Monte Carlo é amplamente utilizado como ferramenta de verificação da confiabilidade de um componente estrutural porque uma amostra obtida de uma Simulação de Monte Carlo é semelhante a uma amostra de observação experimental, podendo os resultados das simulações serem tratados estatisticamente. Dessa forma, os resultados são sujeitos a erros amostrais porque o método também é uma técnica de amostragem (Ang e Tang 1990).

A análise é fundamentada na geração de valores aleatórios, onde cada variável do problema é simulada com base em suas distribuições de probabilidade correspondentes, resultando na obtenção de valores amostrais.

Considerando a função de estado-limite $G(X) = 0$, a condição de violação que leva à falha da estrutura é representada por $G(X) \leq 0$. A probabilidade de falha será dada por:

$$P_f \approx \frac{n(G(x_i) \leq 0)}{N_T} \quad (2.25)$$

onde $n(G(x_i) \leq 0)$ é o número de tentativas n para as quais $(G(x_i) \leq 0)$ e N_T o número total de simulações (MELCHERS e BECK, 2018).

De forma geral, o número de iterações reflete na qualidade dos dados gerados. Sendo assim, observa-se que quando o número de simulações N tende ao infinito, o método de Monte Carlo fornece resultados precisos. Isso significa que para que o método forneça resultados acurados, deve haver grande esforço computacional (AGOSTINI, 2014).

A precisão da equação (2.25) pode ser avaliada a partir da determinação do coeficiente de variação da probabilidade de falha estimada, dado pela razão entre a variância e a P_f estimada:

$$V_{P_f} = \frac{\sqrt{\frac{P_f(1-P_f)}{N_T}}}{P_f} \quad (2.26)$$

Na equação (2.26), se o número total de simulações tende para um valor infinito, V_{P_f} se aproxima de zero. Desta forma, a precisão da equação deve ser considerada para um valor V_{P_f} bem reduzido.

2.5 Estado-Limite e Função de Falha

Segundo o Método dos Estados-Limite, a condição essencial de segurança referente a cada estado-limite último é expressa por uma desigualdade que relaciona os valores nominais de resistência (R_n) e solicitação (S_n), tal que:

$$\frac{1}{\gamma} R_n \geq \gamma_D D_n + \gamma_L L_n \quad (2.27)$$

onde:

R_n é a resistência nominal (ou característica), calculada por formulação de projeto;

γ é o coeficiente de ponderação da resistência dado na norma NBR 14762 (2010), cujo valor numérico depende do estado-limite em análise e tipo de esforço que a

estrutura é solicitada. No formato da AISI S100 (2016), o coeficiente de ponderação da resistência nominal é dado por ϕ , em que $\phi = 1 / \gamma$;

γ_D e γ_L são os coeficientes de ponderação das ações permanente e variável tomados na AISI S100 (2016) e na NBR 14762 (2010);

D_n e L_n são, respectivamente, os valores nominais das ações permanente e variável.

Uma função de estado limite pode ser desenvolvida a partir das condições oferecidas na equação (2.28) em termos de variáveis de resistência (R) e solicitação (S), que pode ser descrita genericamente pela expressão:

$$G(R, S) = R - S \quad (2.28)$$

A resistência de um elemento estrutural é descrita por uma função da resistência do material, da geometria da seção e suas dimensões. A solicitação pode ser expressa em ações permanentes (D , *Dead Load*) e ações variáveis decorrentes do uso e ocupação (L , *Live Load*). Matematicamente, esta função pode ser representada como:

$$G(\cdot) = R_n MFP - (D + L) \quad (2.29)$$

As incertezas relacionadas a resistência do elemento estrutural são representadas pelas grandezas adimensionais M, F e P. A variável aleatória M é chamada de "fator material", determinada pela razão de uma propriedade mecânica ensaiada e um valor nominal, como por exemplo o limite de escoamento do material. É considerada uma variável aleatória devido à variabilidade inerente às propriedades mecânicas dos materiais. O "fator fabricação" F é uma variável aleatória relacionada à variabilidade de propriedades geométricas. O "erro do modelo" ou "coeficiente profissional" (P) é uma variável aleatória que reflete as incertezas decorrentes dos métodos de análise utilizados. As solicitações D e L são as variáveis aleatórias das ações permanente e variável (HSIAO, 1989).

O estado-limite último considerado, no limite, resulta na igualdade entre a resistência e a solicitação de cálculo na equação (2.27). A partir dessa igualdade, as ações nominais podem ser reescritas em função da resistência nominal e de uma dada razão $\rho = (L_n / D_n)$, sendo:

$$D_n = \frac{R_n}{\gamma(\gamma_D + \rho\gamma_L)} \quad (2.30)$$

$$L_n = \frac{R_n}{\gamma\left(\frac{\gamma_D}{\rho} + \gamma_L\right)} \quad (2.31)$$

As equações (2.30) e (2.31) podem ser reescritas para atenderem o formato da norma norte-americana, com o coeficiente de ponderação ϕ .

$$D_n = \frac{\phi R_n}{(\gamma_D + \rho\gamma_L)} \quad (2.32)$$

$$L_n = \frac{\phi R_n}{\left(\frac{\gamma_D}{\rho} + \gamma_L\right)} \quad (2.33)$$

3 PERFIS FORMADOS A FRIO

3.1 Conceitos Iniciais

Os perfis formados a frio (PFF) estão cada vez mais presentes na realidade da construção metálica, especialmente no setor da construção civil, sendo utilizados em construções residenciais, comerciais e industriais. De acordo com a NBR 14762 (2010), eles são definidos como elementos formados por chapas planas de aço dobradas à temperatura ambiente.

Esses perfis oferecem inúmeras vantagens na construção devido à sua versatilidade. Sendo leves, facilitam a fabricação, o manuseio e o transporte, tornando o processo construtivo mais ágil e eficiente. Além disso, a ampla gama de possibilidades de seções disponíveis permite atender a diversas demandas estruturais e arquitetônicas.

Uma das principais contribuições dos PFF para a construção sustentável é sua capacidade de reduzir o consumo de materiais e o desperdício durante a montagem das estruturas. Isso também pode resultar em edificações mais eficientes em termos energéticos, contribuindo para a sustentabilidade ambiental.

Portanto, a crescente adoção de perfis formados a frio na construção é resultado de seus benefícios econômicos e ambientais, tornando-se uma escolha viável e atrativa para projetos construtivos modernos (Yu, LaBoube e Chen, 2020).

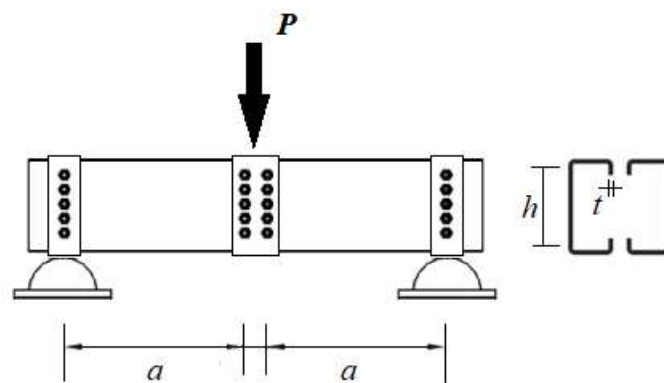
Os perfis de aço formados a frio, devido às suas características de serem fabricados a partir de chapas finas, estão sujeitos a fenômenos de instabilidade que podem afetar sua capacidade de suportar cargas. Portanto, é essencial empregar metodologias de projeto adequadas para garantir a integridade e segurança dessas estruturas, considerando os desafios impostos pelos fenômenos de instabilidade.

Numa viga em PFF, a alma da seção transversal oferece resistência ao cisalhamento causado pela força cortante, podendo apresentar como modos de falha a flambagem por cisalhamento, o escoamento por cisalhamento ou uma combinação de flambagem e escoamento.

A abordagem convencional para o estudo da resistência ao cisalhamento em vigas é investigar a flambagem da alma de forma isolada, ou seja, ignorando o efeito

das mesas no comportamento de flambagem por cisalhamento. Em geral, estudos experimentais priorizam vigas de seção aberta relativamente curtas, priorizando o esforço cortante, contendo enrijecedores transversais nos locais de carga concentrada de alma. Desta forma, estudos experimentais com esse objetivo priorizam a razão entre a distância entre enrijecedores transversais “ a ” de alma e a altura da parte plana da alma “ h ” em torno de 1. Além disso, parâmetros geométricos como a parte plana da alma e a espessura da chapa de aço “ t ” são especificados de modo a variar os modos de falha. Na Figura 3.1 é representado um arranjo de ensaio típico de um par de amostras, e a indicação de alguns parâmetros geométricos. Cada amostra é ensaiada como uma viga simplesmente apoiada submetida a uma carga concentrada.

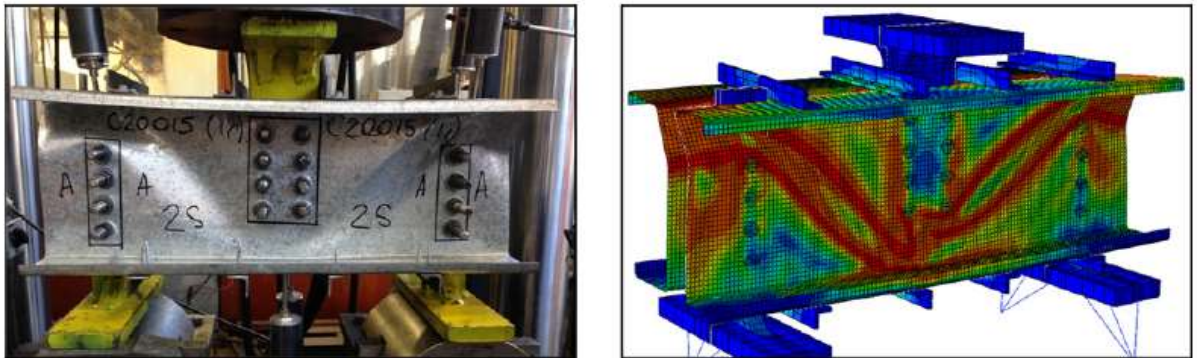
Figura 3.1 - Parâmetros geométricos de um ensaio típico



Fonte: Do autor.

No caso de uma seção com uma relação h/t relativamente alta, a distribuição da tensão de cisalhamento na alma após a flambagem se altera, podendo ocorrer uma significativa resistência pós-flambagem como resultado do desenvolvimento de uma tensão diagonal, conhecida como ação do campo de tração (ACT). A ACT refere-se à capacidade do PFF de transmitir tensões de tração na alma por meio de uma interação entre a alma e as mesas (Figura 3.3).

Figura 3.2 - Ação do campo de tração



Fonte: Adaptado de Pham e Hancock (2017)

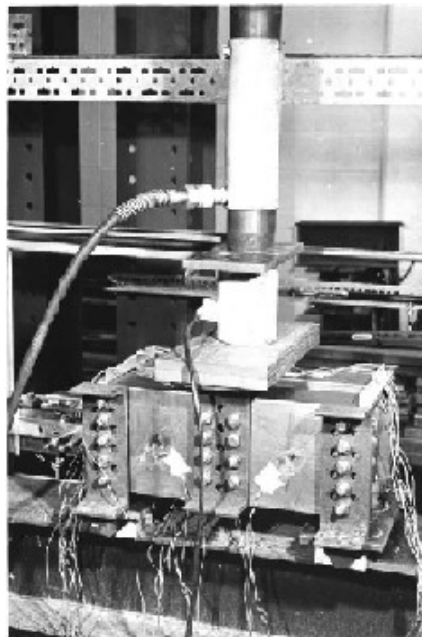
Enrijecedores transversais de alma são elementos adicionais, como chapas, nervuras ou perfis, que são colocados perpendicularmente à alma do perfil para aumentar a rigidez da seção transversal e melhorar a sua capacidade resistente. Os enrijecedores transversais de alma impedem a flambagem local da alma na região de compressão, aumentando a eficiência da ACT. A razão a/h igual a 1, onde a é a distância entre enrijecedores transversais de alma e h é a altura da parte plana da alma, é usual nos ensaios de cisalhamento por possibilitar o desenvolvimento da ACT de forma eficiente.

A abordagem convencional para o projeto de cisalhamento em vigas é investigar a flambagem da alma de forma isolada, ou seja, ignorando o efeito das mesas no comportamento de flambagem por cisalhamento.

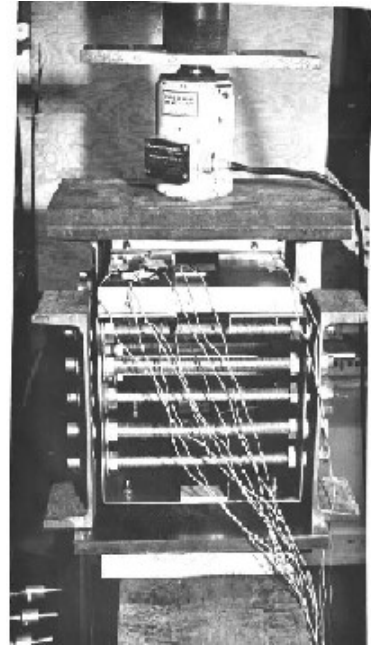
3.2 Pesquisas sobre força cortante em PFF

A resistência de uma viga ao cisalhamento foi investigada por LaBoube e Yu (1978), considerando a relação de esbeltez da alma, as condições de suporte de borda fornecidas pelas mesas e as propriedades mecânicas do aço. Na Figura 3.4 é mostrada a configuração do experimento realizado por LaBoube e Yu (1978). Falhas por flambagem distorcional não foram observadas nos experimentos de LaBoube e Yu (1978) já que os experimentos consistiam em duas seções U enrijecido (U_e) conectadas por cantoneiras em suas mesas, como ilustra a Figura 3.4b.

Figura 3.3 - Configuração do experimento realizado por LaBoube e Yu (1978): (a) Configuração do teste. (b) Arranjo das placas na lateral da alma.



(a)



(b)

Fonte: Adaptado de LaBoube e Yu (1978)

LaBoube e Yu (1978) obtiveram as resistências últimas dos perfis formados a frio assumindo que a junção alma-mesa dos PFFs é simplesmente apoiada. Placas únicas do lado da alma foram usadas nos apoios e no ponto de carga para eliminar qualquer carregamento por torção das vigas de teste, esmagamento da alma (*web crippling*) e falhas de apoio das mesas. LaBoube e Yu (1978) também propuseram equações de projeto adequadas para a resistência ao cisalhamento de vigas de PFF, que foram adotadas pelas normas AISI S100 (2012), AS/NZS 4600 (2018) e NBR 14762 (2010).

LaBoube e Yu (1978) foram os pioneiros ao propor que a presença de enrijecedores transversais em uma viga exerce uma influência significativa na resistência à força cortante. Eles defenderam a necessidade de estabelecer condições distintas para a interação entre as forças cortantes e os momentos fletores, dependendo se a viga possuir ou não enrijecedores transversais.

Keerthan e Mahendran (2008) investigaram o comportamento de flambagem elástica por cisalhamento em seções LSB (LiteSteel™ beams) com mesas ocas (Figura 3.5). Os autores desenvolveram uma equação para o aumento do coeficiente de flambagem por cisalhamento (k_v) para uma maior fixação ao longo da junção alma-

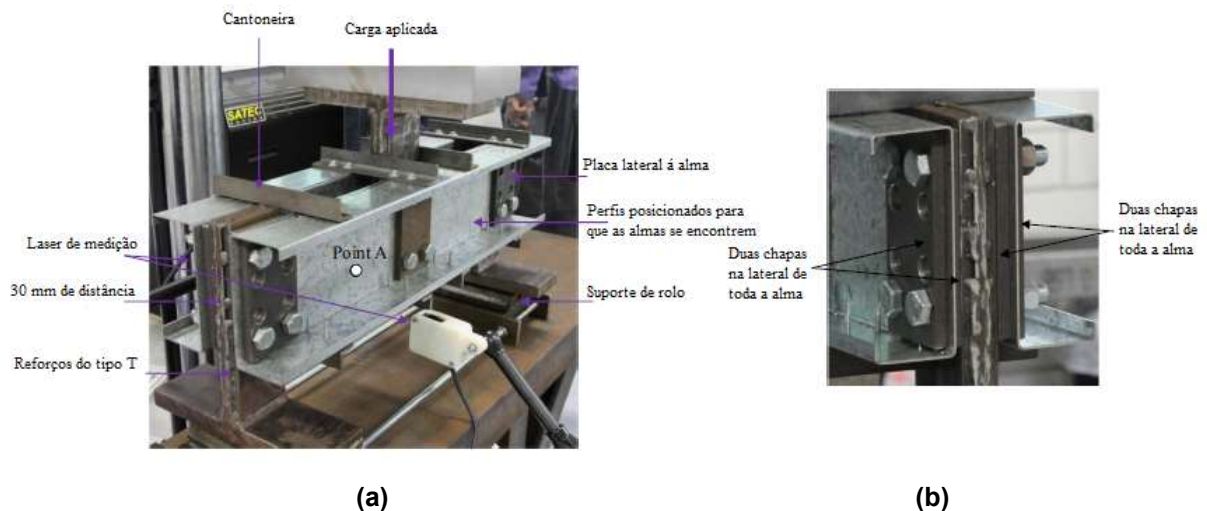
mesa. Para isso eles apresentam uma configuração diferente para o ensaio de força cortante como ilustrada na Figura 3.6. Keerthan e Mahendran (2010, 2011 e 2013) continuaram suas pesquisas usando estudos experimentais e numéricos para desenvolver equações de projeto adequadas para a resistência ao cisalhamento de vigas incluindo a resistência pós-flambagem e o aumento do coeficiente de flambagem por cisalhamento (k_v). Keerthan e Mahendran (2010) também desenvolveram equações baseadas no Método da Resistência Direta (MRD) para o cisalhamento em vigas.

Figura 3.4 – Esquema de um perfil LiteSteel™ beam.



Fonte: Keerthan e Mahendran (2008)

Figura 3.5 - Configuração do experimento realizado por Keerthan e Mahendran (2008, 2010, 2011, 2013 e 2015). (a) Configuração do ensaio. (b) Arranjo das placas na lateral da alma.

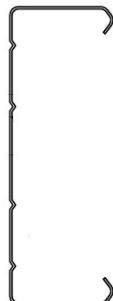


Fonte: Adaptado de Keerthan e Mahendran (2015)

Pham e Hancock (2009a) conduziram estudos experimentais e numéricos para investigar o comportamento de vigas de seção Ue em aço de alta resistência

submetidas à força cortante. Pham e Hancock (2009b) continuaram as pesquisas investigando vigas de seção SupaCee® (Figura 3.7).

Figura 3.6 – Ilustração de um perfil SupaCee®



Fonte: Adaptado de Pham e Hancock (2009b)

Pham e Hancock (2012a) propuseram equações baseadas no MRD para a resistência ao cisalhamento de vigas de PFF que incluem a resistência pós-flambagem e o efeito de fixação adicional na junção alma-mesa. A proposta dessas equações é determinar a resistência ao cisalhamento nominal utilizando o mesmo formato das equações de momento fletor para o MRD. A norma AISI S100 (2012) incorporou, como apêndice ao texto principal, as equações propostas por Pham e Hancock (2012a) como uma alternativa para determinar a resistência de vigas sujeitas à força cortante. Posteriormente, na edição de 2016, a AISI adotou as equações propostas por Pham e Hancock (2012a) no corpo principal da norma.

Segundo Keerthan e Mahendran (2015), como foram utilizadas placas laterais largas na alma nos ensaios de Pham e Hancock (2009a) (Figura 3.8), aparentemente a/h foi menor que 1. Isso poderia ter levado as resistências ao cisalhamento últimas mais altas das vigas de seção U_e , sugerindo que as equações propostas por Pham e Hancock podem estar superestimando as resistências ao cisalhamento das vigas.

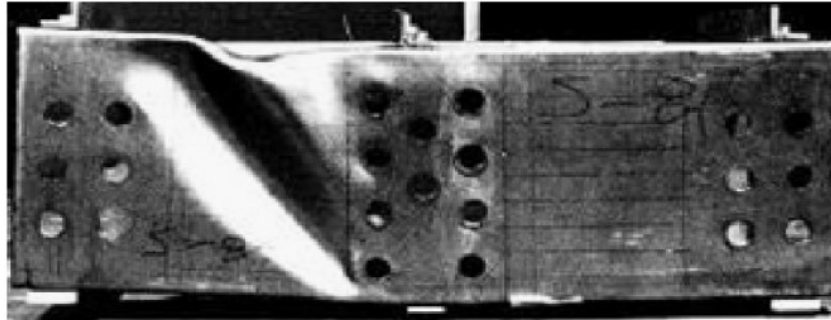
Figura 3.7 – Configuração do experimento com detalhe na chapa lateral à alma do perfil e modo de falha por cisalhamento realizado por Pham e Hancock (2009a e 2009b)



Fonte: Adaptado de Pham e Hancock (2009a).

Keerthan e Mahendran (2010) investigaram o efeito que ocorre com a variação da altura das placas laterais a alma simulando as aplicações práticas ao usar apenas uma placa lateral a um dos lados da alma do perfil. Eles descobriram que as condições de apoio prático (altura reduzida da placa lateral da alma) não foram suficientes para fornecer as condições de simplesmente apoiadas exigidas nos ensaios de cisalhamento de vigas de aço formado a frio. Para simular condições ideais simplesmente suportadas, placas laterais à toda a alma em ambos os lados também foram testadas para vigas LiteSteel em cisalhamento. Elas foram usadas nos suportes e no ponto de carregamento para fornecer as condições de suporte simples necessárias, ao mesmo tempo em que eliminavam qualquer *web crippling* e falhas por flambagem na mesa. Este estudo evidenciou que as vigas testadas por LaBoube e Yu (1978) não puderam atingir suas capacidades totais de cisalhamento por causa das suas condições de apoio. A Figura 3.9 mostra o modo de falha nos perfis estudados por LaBoube e Yu (1978).

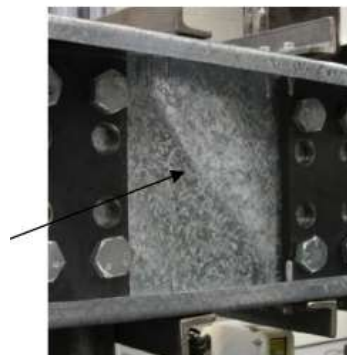
Figura 3.8 – Modo de falha por cisalhamento dos testes realizados por Laboube (1978) pela quantidade reduzida de parafusos nos suportes.



Fonte: LaBoube e Yu (1978)

Keerthan e Mahendran (2011) descobriram que condições simplesmente apoiadas são suficientes para desenvolver a resistência pós-flambagem em elementos de alma devido à ação do campo de tração. Os autores também descobriram que a alma precisa ser totalmente apoiada nas extremidades para desenvolver a resistência pós-flambagem em cisalhamento. A Figura 3.10 mostra a falha nos perfis estudados por Keerthan e Mahendran (2015).

Figura 3.9 – Falha por cisalhamento dos perfis estudados por Keerthan e Mahendran (2015).



Fonte: Adaptado de Keerthan e Mahendran (2015)

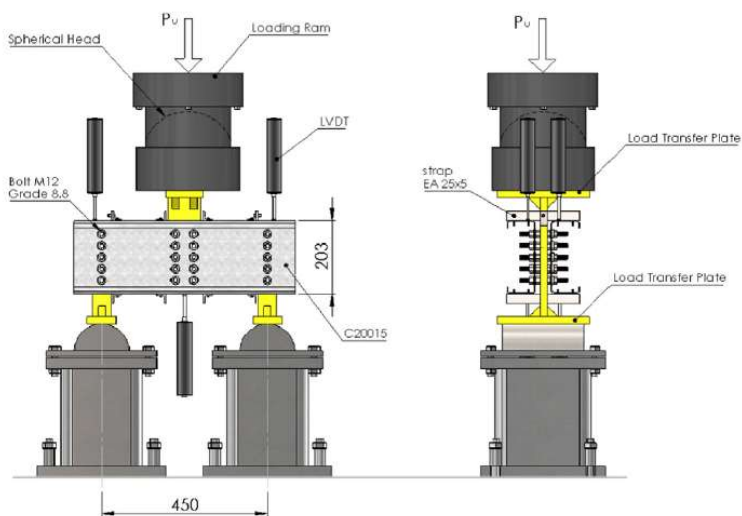
Posteriormente Pham e Hancock (2012a) propuseram novas condições que foram baseadas em seus trabalhos anteriores envolvendo seções U enrijecido, SupaCee® e seções Z. Este trabalho é usado como base para as normas atuais que se baseiam nessas propostas.

Pham e Hancock (2012b) e Pham, Zelenkin e Hancock (2017) avaliaram os efeitos da ação do campo de tração (ACT) em vigas submetidas à força cortante e o efeito dessa ACT quando as condições de apoio da viga são alteradas. Foi evidenciado que

quando se reduzia a linha de parafusos nos apoios da viga, reduzindo a restrição na alma, a ACT age na mesa do perfil fazendo surgir efeitos de uma combinação entre a força cortante e *web crippling* na viga.

Pham, Zelenkin e Hancock (2017) apresentaram um estudo sobre cisalhamento em vigas de perfis Ue, em casos de conexões parcialmente parafusadas com restrições laterais nas mesas. Foram utilizados 12 ensaios realizados na Universidade de Sydney (Zelenkin, 2015) para aprofundar os estudos sobre a ação do campo de tração (ACT) em perfis Ue. Em cada amostra, dois perfis Ue foram parafusados pelas almas, por duas fileiras verticais de parafusos de alta resistência M12. A carga aplicada no meio do vão é transferida para as vigas em duas fileiras de parafusos, por meio de um elemento em forma de Tê fabricada com 2 chapas de aço de 20 mm de espessura soldadas entre si. Nos apoios, os perfis foram igualmente parafusados nas almas usando outro dispositivo Tê para transferência de carga, por uma fileira vertical de parafusos. Uma representação do arranjo do ensaio é mostrada na Figura 3.11.

Figura 3.10 - Configuração dos ensaios de cisalhamento para seções Ue.

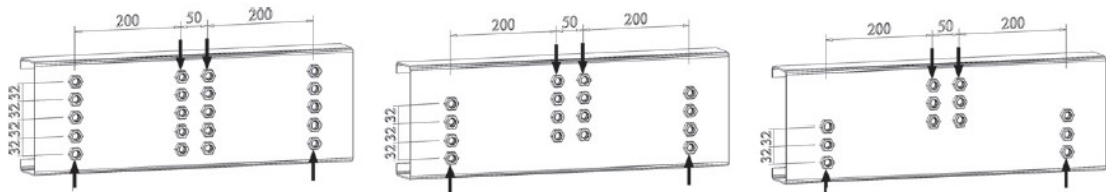


Fonte: Pham, Zelenkin e Hancock (2017)

Um elemento em forma de Tê no ponto de aplicação da carga e nos apoios foram introduzidas para evitar a falha por *web crippling*, que poderia ser causada pelo uso de placas de apoio convencionais. Além disso, os Tês eliminaram a possibilidade de encurtamento da alma e/ou carregamento de torção nos perfis. Três configurações de

parafusos diferentes foram escolhidas, incluindo conexões com parafusos que abrangem toda a altura da alma (Figura 3.12a), um parafuso removido (Figura 3.12b) ou dois parafusos removidos (Figura 3.12c), respectivamente, em cada fila nos apoios e no ponto de aplicação da carga. Para o ensaio de perfil com configuração de parafusos completa mostrado na Figura 3.12a, uma fila de cinco parafusos foi usada em cada apoio e duas de cinco, ou seja, 10 parafusos, no ponto de carga para os testes. Em cada configuração de conexão parafusada, os testes foram conduzidos com (Figura 3.13a) e sem restrições laterais nas mesas superiores nos apoios (Figura 3.13b).

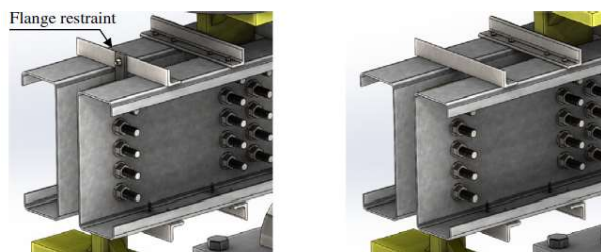
Figura 3.11 - Configuração da conexão por parafusos.



(a) Fila completa de parafusos (b) Um parafuso removido em cada fila (c) Dois parafusos removidos em cada fila

Fonte: Pham, Zelenkin e Hancock (2017)

Figura 3.12 - Testes com e sem restrições laterais.



(a) Com restrição imposta às mesas (b) Sem restrição às mesas

Fonte: Pham, Zelenkin e Hancock (2017)

Simulações de elementos finitos foram realizadas para validação dos resultados dos ensaios experimentais e para ampliar a quantidade de dados. Para ensaios de vigas sem restrições laterais nas mesas, foram observados modos de falha combinados de torção e cisalhamento. A falta de restrição lateral nas mesas leva a uma redução significativa da resistência, especialmente quando mais parafusos são removidos. Com base nos resultados, Pham, Zelenkin e Hancock (2017) propuseram

para o MRD, dois fatores de redução, sendo um que considera a redução de parafusos na alma e outro que leva em conta a ausência de restrições laterais das mesas.

3.3 Força Cortante Segundo a Norma AISI

A norma AISI S100 adotava uma formulação baseada nas equações propostas por LaBoube e Yu (1978) até a versão de 2012. A partir de 2016 a formulação adotada foi baseada nas equações de Pham e Hancock (2012a).

3.3.1 Formulação da AISI S100 (2012)

O corpo principal da norma AISI S100 (2012), como dito anteriormente, apresenta formulações baseadas nas equações propostas por LaBoube e Yu (1978) que não consideram o efeito da ação do campo de tração. No Apêndice 1 dessa mesma norma são apresentadas alternativas que consideram o efeito da ação do campo de tração nas vigas.

A resistência ao cisalhamento de uma viga de PFF era determinada na norma AISI S100 (2012) pela equação:

$$V_n = A_w f_v \quad (3.1)$$

onde:

V_n é a força cortante resistente nominal;

$A_w = h \cdot t$ é a área nominal da alma;

h é a altura da parte plana da alma;

t é a espessura da alma;

f_v é a resistência nominal de cisalhamento, que pode ser obtida por:

$$\left\{ \begin{array}{l} f_v = 0,6 f_y \\ f_v = \frac{0,6 \sqrt{k_v f_y E}}{\left(\frac{h}{t}\right)} \\ f_v = \frac{\pi^2 E k_v}{12(1-\mu^2) \left(\frac{h}{t}\right)^2} = \frac{0,904 E k_v}{\left(\frac{h}{t}\right)^2} \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{se } \frac{h}{t} \leq \sqrt{\frac{E k_v}{f_y}} \\ \text{se } \sqrt{\frac{E k_v}{f_y}} < \frac{h}{t} \leq 1,51 \sqrt{\frac{E k_v}{f_y}} \\ \text{se } \frac{h}{t} > 1,51 \sqrt{\frac{E k_v}{f_y}} \end{array} \quad (3.2)$$

Craig (1999) desenvolveu uma calibração usando os dados de LaBoube e Yu (1978) que fez com que o coeficiente da equação da tensão nominal de cisalhamento f_v fosse reduzido de 0,64 para 0,6.

f_y é a resistência ao escoamento do aço;

k_v é o coeficiente de flambagem local por cisalhamento que é igual a 5,34 quando a alma não possui enrijecedores transversais. O coeficiente, quando a alma possui enrijecedores transversais, deve ser calculado pela expressão:

$$\left\{ \begin{array}{ll} k_v = 4,00 + \frac{5,34}{\left(\frac{a}{h}\right)^2} & \text{se } \frac{a}{h} \leq 1 \\ k_v = 5,34 + \frac{4}{\left(\frac{a}{h}\right)^2} & \text{se } \frac{a}{h} > 1 \end{array} \right. \quad (3.3)$$

a é a distância entre enrijecedores transversais de alma;

E é o módulo de elasticidade do aço.

A resistência ao escoamento por cisalhamento (f_v) é computada como $f_y / \sqrt{3}$ que é aproximadamente 0,6 F_y , como descrito acima.

O apêndice 1 da norma AISI S100 (2012) apresenta as equações no formato do MRD, tanto para os casos em que o campo de tração é negligenciado, quanto considerado. Uma vez que a norma AISI S100 (2016) transfere as mesmas equações, do apêndice para o corpo principal do texto, a sua descrição será apresentada no próximo item.

3.3.2 Formulação da AISI S100 (2016)

As equações apresentadas na norma norte-americana AISI S100 (2016) baseadas no MRD são dependentes da ação do campo de tração. Quando a ação do campo de tração é negligenciável, ou seja, em vigas cujas almas não possuem enrijecedores transversais ou estes estão muito espaçados, as expressões para o dimensionamento de acordo com a norma AISI S100 (2016) são:

$$\begin{cases} V_n = V_y & \text{se } \lambda_v \leq 0,815 \\ V_n = 0,815\sqrt{V_{cr}V_y} = 0,60t^2\sqrt{Ek_v f_y} & \text{se } 0,815 < \lambda_v \leq 1,227 \\ V_n = V_{cr} = \frac{0,904Ek_v t^3}{h} & \text{se } \lambda_v > 1,227 \end{cases} \quad (3.4)$$

onde:

V_y é a força de escoamento de cisalhamento da seção transversal (alma) ($V_y = 0,6A_w f_y$);

$\lambda_v = \sqrt{V_y/V_{cr}}$ é a esbelteza associada à flambagem por cisalhamento;

V_{cr} é a força de flambagem elástica por cisalhamento, calculada conforme a seção G2.3 da norma AISI S100 (2016), que para os perfis de alma plana:

$$V_{cr} = \frac{k_v \pi^2 E t^3}{12(1-\nu^2)h} \quad (3.5)$$

para os demais perfis, V_{cr} é determinado de acordo com o apêndice 2 da norma para a seção transversal completa de membros pré-qualificados (tabela 4.1-1 da norma).

ν é o coeficiente de Poisson.

k_v é calculado como descrito na norma AISI S100 (2012).

Nos casos de vigas cuja alma têm enrijecedores transversais poucos espaçados (espaçamento não excedendo o dobro da altura da alma), a ação do campo de tração pode ser levada em consideração. Pham e Hancock (2012a) e Pham et al. (2014) propuseram uma curva de projeto semelhante às existentes para compressão e flexão, que possuem boa correlação com os resultados experimentais relatados em Pham e Hancock (2012a) e LaBoube e Yu (1978). A resistência nominal é descrita como:

$$\begin{cases} V_n = V_y & \text{se } \lambda_v \leq 0,776 \\ V_n = V_y \left(\frac{V_{cr}}{V_y} \right)^{0,4} \left[1 - 0,15 \left(\frac{V_{cr}}{V_y} \right)^{0,4} \right] & \text{se } \lambda_v > 0,776 \end{cases} \quad (3.6)$$

3.4 Força Cortante Segundo a NBR 14762 (2010)

A resistência ao cisalhamento de uma peça de aço formado a frio é determinada na NBR 14762 (2010) pelas equações:

$$\left\{ \begin{array}{l} V_n = 0,6f_y ht \\ V_n = 0,65t^2 \sqrt{k_v f_y E} \\ V_n = \frac{0,905Ek_v t^3}{h} \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{se } \frac{h}{t} \leq 1,08 \sqrt{\frac{Ek_v}{f_y}} \\ \text{se } 1,08 \sqrt{\frac{Ek_v}{f_y}} < \frac{h}{t} \leq 1,4 \sqrt{\frac{Ek_v}{f_y}} \\ \text{se } \frac{h}{t} > 1,4 \sqrt{\frac{Ek_v}{f_y}} \end{array} \quad (3.7)$$

onde:

V_n é a força cortante resistente nominal;

$\gamma = 1,10$ é o coeficiente de ponderação da resistência;

k_v é o coeficiente de flambagem local por cisalhamento que é igual a 5 quando a alma não possui enrijecedores transversais ou eles estão muito distantes ($a/h > 3$). O coeficiente, quando a alma possui enrijecedores transversais, deve ser calculado pela expressão:

$$k_v = 5 + \frac{5}{(a/h)^2} \quad (3.8)$$

A norma brasileira descreve h como a altura da parte plana da alma, ou seja, a presença de enrijecedores longitudinais em uma peça é ignorada de acordo com as equações descritas na NBR 14762 (2010).

A American Association of State Highway and Transportation (AASHTO, 2012) especifica que o coeficiente k_v é obtido pela equação (3.8), porém esta especificação ignora o efeito do enrijecedor longitudinal na determinação da resistência nominal da força cortante em perfis de alma (Bedair, 2015).

No caso do Brasil a NBR 14762 (2010) especifica fórmulas baseadas no MRD para o dimensionamento de elementos submetidos à compressão centrada e à flexão simples, porém atualmente não fornecem equações para o cálculo de peças submetidas a forças cortantes.

3.5 Força Cortante Segundo AS/NZS4600 (2018)

A resistência ao cisalhamento de uma peça de aço formado a frio é determinada na norma da Austrália e Nova Zelândia AS/NZS 4600 (2018) pelas equações:

$$\left\{ \begin{array}{ll} V_n = 0,64f_y h t & \text{se } \frac{h}{t} \leq \sqrt{\frac{Ek_v}{f_y}} \\ V_n = \frac{0,64t^2 \sqrt{k_v f_y E}}{\left(\frac{h}{t}\right)} & \text{se } \sqrt{\frac{Ek_v}{f_y}} < \frac{h}{t} \leq 1,415 \sqrt{\frac{Ek_v}{f_y}} \\ V_n = \frac{0,905Ek_v t^3}{h} & \text{se } \frac{h}{t} > 1,415 \sqrt{\frac{Ek_v}{f_y}} \end{array} \right. \quad (3.9)$$

onde k_v é calculado como descrito na norma AISI S100 (2012).

3.6 Formulação Proposta por Keerthan e Mahendran (2015)

Keerthan e Mahendran (2011) desenvolveram novas equações sobre vigas submetidas a força cortante baseadas nas equações da norma AISI S100 apresentadas em 2007 a partir de resultados de testes experimentais e resultados de análises de elementos finitos. As equações são descritas como:

$$\left\{ \begin{array}{ll} V_n = V_y & \text{se } \frac{h}{t_w} \leq \sqrt{\frac{Ek_{LCB}}{f_{yw}}} \\ V_n = V_i + 0,2(V_y - V_i) & \text{se } \sqrt{\frac{Ek_{LCB}}{f_{yw}}} < \frac{h}{t_w} \leq 1,508 \sqrt{\frac{Ek_{LCB}}{f_{yw}}} \\ V_n = V_{cr} + 0,2(V_y - V_{cr}) & \text{se } \frac{h}{t_w} > 1,508 \sqrt{\frac{Ek_{LCB}}{f_{yw}}} \end{array} \right. \quad (3.10)$$

onde:

k_{LCB} é o coeficiente de flambagem local por cisalhamento aumentado sugerido por Keerthan e Mahendran (2013) descrito pela equação:

$$k_{LCB} = k_{SS} + 0,23(k_{sf} - k_{SS}) \quad (3.11)$$

k_{SS} é o coeficiente de flambagem de placas com a condição de apoio simples-simples, definido pela Equação (3.3)

k_{Sf} é o coeficiente de flambagem de placas com a condição de apoio simples-engastada, definido pela equação:

$$\begin{cases} \frac{5,34}{(a/h)^2} + \frac{2,31}{(a/h)} - 3,44 + 8,39\left(\frac{a}{h}\right) & \text{para } \left(\frac{a}{h}\right) < 1 \\ 8,98 + \frac{5,61}{(a/h)^2} - \frac{1,99}{(a/h)^3} & \text{para } \left(\frac{a}{h}\right) \geq 1 \end{cases} \quad (3.12)$$

f_y é a resistência ao escoamento do aço;

V_i é a capacidade de resistência ao escoamento por cisalhamento que é calculado por $V_i = 0,60t^2\sqrt{Ek_vF_y}$;

V_{cr} é a capacidade de resistência elástica ao escoamento por cisalhamento que é calculado por $V_{cr} = \frac{k_v\pi^2Et^3}{12(1-\nu^2)h}$.

Essas equações foram então adaptadas para o formato do MRD e foram propostas em Keerthan e Mahendran (2015):

$$\begin{cases} V_n = V_y & \text{se } \lambda \leq 0,815 \\ V_n = \frac{0,815V_y}{\lambda} + 0,20V_y\left(1 - \frac{0,815}{\lambda}\right) & \text{se } 0,815 < \lambda \leq 1,23 \\ V_n = \frac{V_y}{\lambda^2} + 0,20V_y\left(1 - \frac{1}{\lambda^2}\right) & \text{se } \lambda > 1,23 \end{cases} \quad (3.13)$$

Onde:

V_n é a força cortante resistente nominal;

V_{cr} é calculado como descrito na norma AISI S100 (2016).

λ é a esbeltez, calculada por $\lambda = \sqrt{\frac{V_y}{V_{cr}}} = 0,815\left(\frac{h}{t_w}\right)\sqrt{\frac{f_{yw}}{Ek_{LCB}}}$;

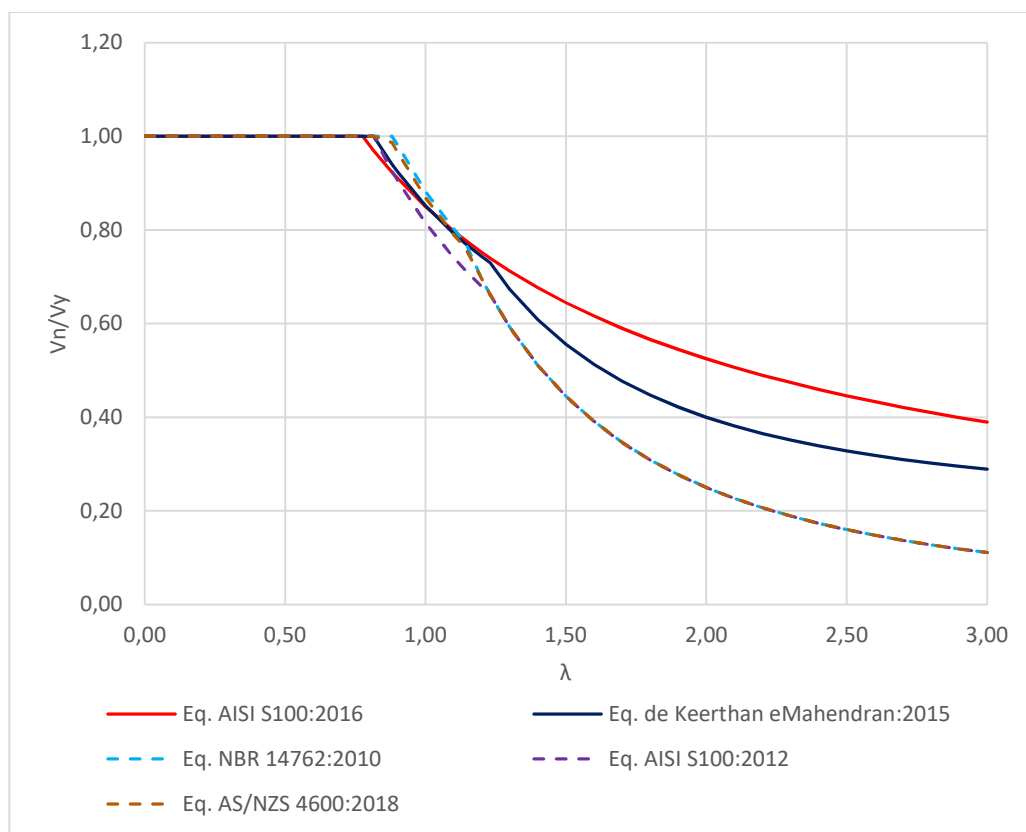
h é a altura da parte plana da alma;

t_w é a espessura da alma.

3.7 Comparação entre as Curvas de Dimensionamento de Perfis Submetidos à Força Cortante

As equações de dimensionamento para perfis sujeitos à força cortante são apresentadas e comparadas na Figura 3.14. Nessa figura, pode-se observar que comparando todas as equações, as propostas por LaBoube e Yu (1978) e as normas AISI S100 (2012), AS/NZS 4600 (2018) e NBR 14762 (2010) são consideradas conservadoras para o projeto de cisalhamento de vigas de aço formado a frio na região da flambagem elástica. Por outro lado, as equações propostas por Pham e Hancock (2012a) e as normas AISI S100 (2016) podem ser ligeiramente menos conservadoras na região da flambagem elástica.

Figura 3.13 – Comparação entre as curvas de dimensionamento de perfis submetidos à força cortante

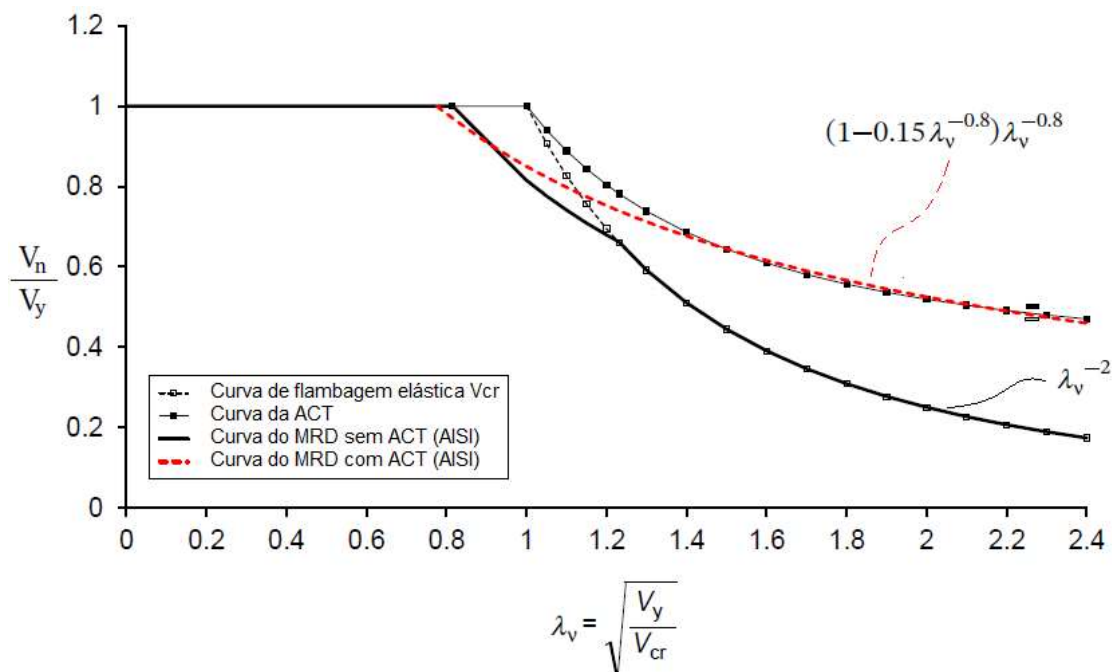


Fonte: Do autor

Ao comparar as curvas das equações propostas pelas normas AISI S100 (2012), AS/NZS 4600 (2018) e NBR 14762 (2010) com a curva de flambagem elástica (V_{cr}), pode-se observar que elas coincidem na região de flambagem elástica. Além disso, ao comparar a curva da AISI S100 (2016) com a curva da ação do campo de tração

(ACT), nota-se que os pontos da curva da AISI S100 (2016) estão muito próximos da curva da ACT, especialmente na região de flambagem elástica (Figura 3.15).

Figura 3.14 - Curvas de dimensionamento de perfis submetidos à força cortante

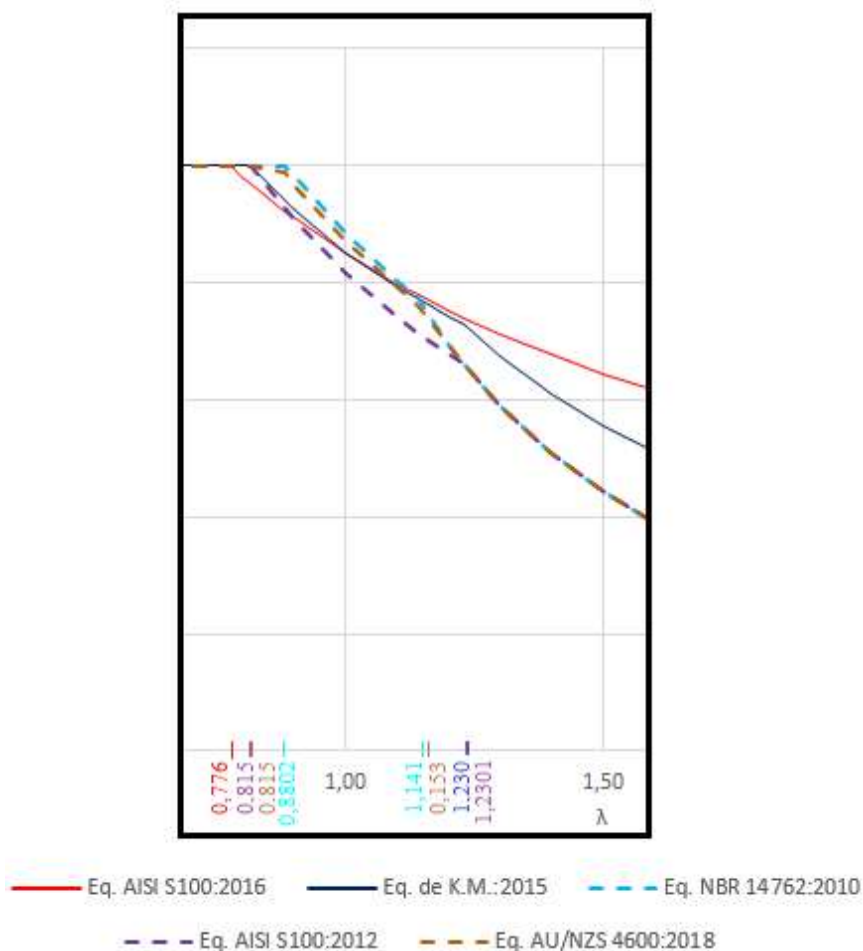


Fonte: Adaptado de Yu (2016)

As equações propostas por Keerthan e Mahendran (2015) foram desenvolvidas com o intuito de alcançar um equilíbrio intermediário entre as equações anteriores. Os autores buscaram encontrar um ponto de equilíbrio que proporcionasse um projeto mais preciso para a resistência à força cortante em vigas de aço formado a frio, considerando os efeitos relevantes e garantindo uma margem de segurança adequada.

Para melhor visualização sobre a região da flambagem inelástica, foi apresentada uma ampliação na imagem (Figura 3.16). É possível observar que os patamares da região de ruptura por escoamento e ruptura por flambagem inelástica variam para cada equação, porém todas as equações apresentam resultados muito próximos na região de flambagem inelástica.

Figura 3.15 - Região de flambagem inelástica das curvas apresentadas na Figura 3.14



Fonte: Do autor

3.8 Interação entre Força Cortante e Momento Fletor

Quando uma carga é aplicada em uma viga, a força cortante e o momento fletor atuam simultaneamente. A força cortante age perpendicularmente à direção do comprimento da viga, tentando cortá-la ao longo da seção transversal, enquanto o momento fletor age na direção da curvatura da viga, gerando esforços de flexão.

Assim, é importante que o projeto da viga leve em consideração a interação entre a força cortante e o momento fletor, garantindo que a estrutura seja capaz de suportar esses esforços simultaneamente e atender aos requisitos de segurança e desempenho.

Todas as normas estudadas neste trabalho abordam a interação entre o momento fletor e a força cortante da mesma forma. Quando a barra não possui enrijecedores transversais de alma, a inequação deve ser válida:

$$\left(\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}}\right)^2 + \left(\frac{V_{Sd}}{V_{Rd}}\right)^2 \leq 1 \quad (3.14)$$

onde:

M_{Sd} é o momento fletor solicitante de cálculo;

M_{Rd} é o momento fletor resistente de cálculo;

V_{Sd} é a força cortante solicitante de cálculo;

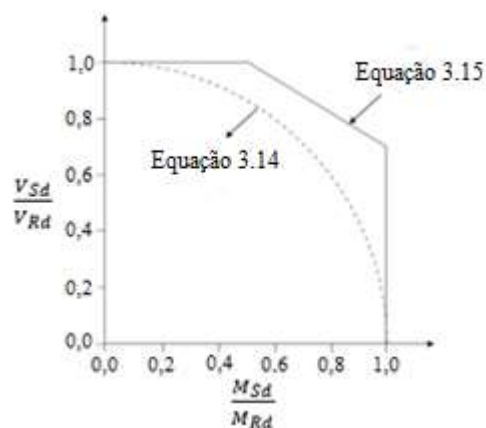
V_{Rd} é a força cortante resistente de cálculo.

Para barras com enrijecedores transversais de alma e quando as condições $M_{Sd}/M_{Rd} > 0,5$ e $V_{Sd}/V_{Rd} > 0,7$ são válidas, a interação deve respeitar a condição:

$$0,6 \left(\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}}\right) + \left(\frac{V_{Sd}}{V_{Rd}}\right) \leq 1,3 \quad (3.15)$$

A Figura 3.17 mostra a comparação entre a condição em vigas sem enrijecedores transversais (curva pontilhada) e em vigas com esses enrijecedores (curva com linha cheia).

Figura 3.16 – Diagramas de interação para vigas com ou sem enrijecedores transversais da alma.



Fonte: Adaptado de Yu (2016)

As equações estudadas envolvendo o momento fletor são baseadas no Método da Resistência Direta (MRD) e estão descritas no Apêndice A deste trabalho. Para a aplicação das equações de momento fletor, foi utilizado o software CUFMS que está detalhado no Apêndice B deste trabalho.

3.9 Utilização de Softwares para Auxílio nas Análises

Para determinar os valores de V_{cr} , a AISI S100 (2016) estipula que a força crítica de flambagem elástica pode ser obtido por meio de uma análise de flambagem elástica de toda a seção transversal ou apenas de sua alma (incluindo possíveis enrijecedores intermediários) do segmento de viga submetido a cisalhamento puro. Para isso a AISI S100 (2016) sugere uma análise por Faixa Finita semianalítica (Hancock e Pham, 2013) ou spline (Pham e Hancock, 2012a).

A Faixa Finita Semianalítica e o Spline são métodos de análise numérica usados para estudar o comportamento de elementos estruturais, especialmente vigas, submetidas a cargas e momentos. Essas técnicas são baseadas em modelos matemáticos que aproximam a resposta real do elemento utilizando funções polinomiais ou cúbicas, permitindo a obtenção de soluções aproximadas para problemas complexos de análise estrutural.

A Faixa Finita Semianalítica é uma abordagem que combina as vantagens dos métodos de elementos finitos e de análise semianalítica. Nessa técnica, o elemento estrutural, como uma viga, é discretizado em uma série de segmentos (faixas), onde as propriedades mecânicas são assumidas constantes em cada faixa. Essa abordagem permite uma análise semianalítica, pois as equações de equilíbrio e compatibilidade são resolvidas analiticamente dentro de cada faixa, enquanto as faixas são conectadas entre si com métodos de elementos finitos para obter uma solução global (Hancock e Pham, 2013).

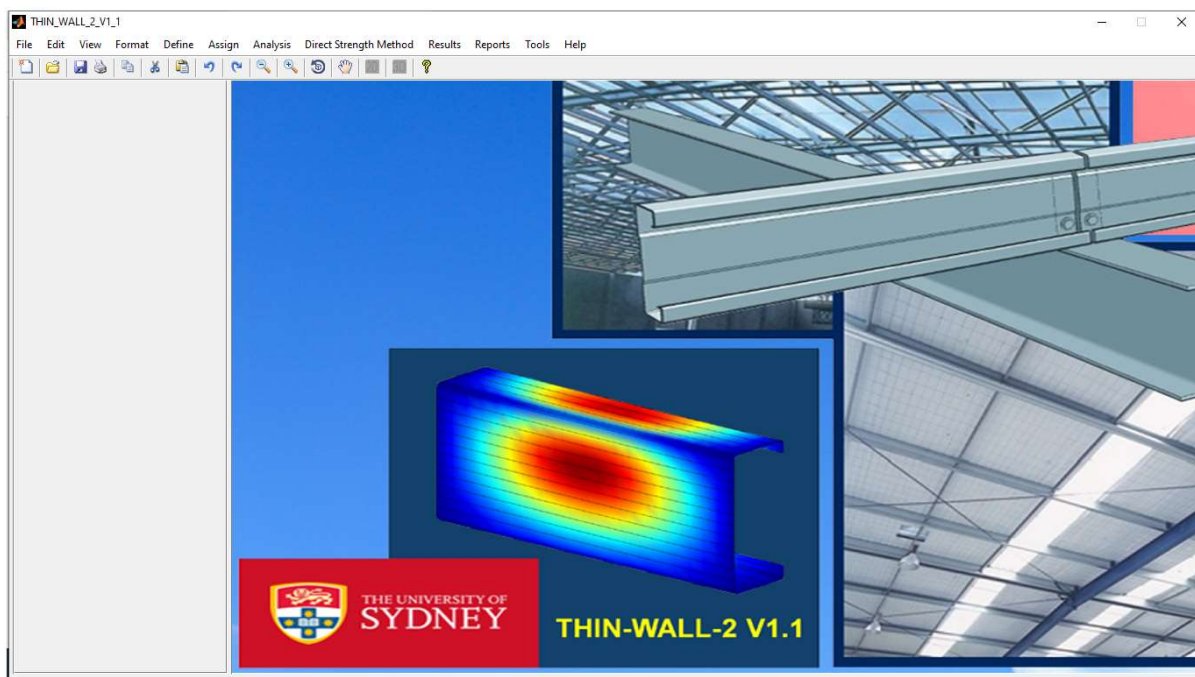
Spline é uma técnica de interpolação matemática que utiliza funções polinomiais suaves para se ajustar a um conjunto de pontos dados. No contexto de análise estrutural, o Spline é usado para obter curvas ou superfícies suaves que se aproximam das respostas reais dos elementos estruturais, especialmente para resolver

problemas de deflexão ou forma de vigas e placas. Os Splines permitem uma representação contínua e suave dos resultados, útil para análises detalhadas de deformações em elementos estruturais complexos (Pham e Hancock, 2012a).

Ambas as técnicas, Faixa Finita Semianalítica e Spline, têm suas aplicações e vantagens específicas na análise estrutural. A escolha entre essas abordagens depende da complexidade do problema, do nível de detalhamento necessário na análise e das preferências do engenheiro estrutural em relação aos métodos de cálculo e ao compromisso entre precisão e eficiência computacional.

Para este trabalho também será utilizado o software THIN-WALL 2 (Nguyen, Hancock e Pham, 2015) para obtenção de V_{cr} . O THIN-WALL 2 foi desenvolvido pela Universidade de Sydney como um programa para calcular as propriedades das seções e os esforços em seções de paredes finas em qualquer geometria baseado no método das faixas finitas. A Figura 3.18 ilustra a interface do programa.

Figura 3.17 - Interface do software THIN-WALL 2



Fonte: Do autor

O Apêndice C deste trabalho apresenta como foi utilizado o software THIN-WALL 2 no estudo de V_{cr} .

4 DADOS ESTATÍSTICOS DAS VARIÁVEIS ALEATÓRIAS

4.1 Introdução

A confiabilidade estrutural dependerá de variáveis aleatórias. A variável aleatória M é conhecida como "fator material" e é determinada pela razão entre uma propriedade mecânica ensaiada e um valor nominal, como o limite de escoamento do material. Essa variável é considerada aleatória devido à variabilidade inerente às propriedades mecânicas dos materiais. O "fator fabricação" F é outra variável aleatória que está relacionada à variabilidade das propriedades geométricas do elemento estrutural. Por fim, o "erro do modelo" ou "coeficiente profissional" (P) é uma variável aleatória que reflete as incertezas resultantes dos métodos de análise utilizados. D e L são variáveis aleatórias que representam as ações permanentes e variáveis, respectivamente. As grandezas adimensionais M , F e P são utilizadas para representar as incertezas relacionadas à resistência do elemento estrutural (HSIAO, 1989).

Os parâmetros estatísticos para M , F , D e L são apresentados na Tabela 4.1 (Ellingwood et al., 1980). O valor médio é obtido pela multiplicação do fator adimensional pelo valor nominal da variável correspondente. A razão do desvio-padrão pela média define o coeficiente de variação mostrado na tabela, para cada variável. O estudo estatístico do coeficiente profissional P será apresentado de forma detalhada na próxima seção.

Tabela 4.1 - Parâmetros estatísticos de resistência e de solicitação

Variável	Valor Médio/ Valor Nominal	Coefficiente de Variação	Distribuição de Probabilidade
M	1,10	0,10	Lognormal
F	1,00	0,05	Lognormal
D	1,05	0,10	Normal
L	1,00	0,25	Gumbel Máximos

Fonte: Adaptado de Ellingwood et al. (1980)

4.2 Banco de Dados Experimentais

Este trabalho apresenta um banco de dados experimentais (APÊNDICE D) de ensaios realizados em vigas de seção aberta com relação a/h variando entre 1 e 2, submetidas à carga concentrada no ponto médio, priorizando a falha por cisalhamento à cortante. Enrijecedores transversais de alma foram instalados nas vigas ensaiadas, no local de aplicação da carga e na região dos apoios.

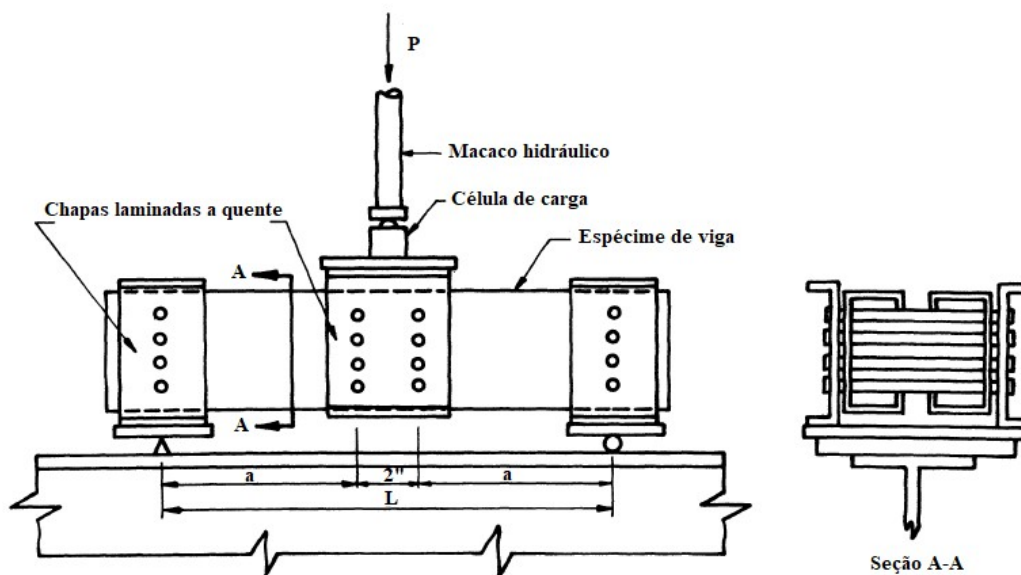
LaBoube e Yu (1978) apresentaram a configuração do ensaio como mostra a Figura 3.4. A resistência ao cisalhamento das amostras foi estudada, levando-se em consideração a razão de esbeltez da alma, as condições de suporte nas bordas proporcionadas pela variação das razões entre a largura plana e a espessura da alma, a razão de aspecto do elemento de alma e as propriedades mecânicas do aço.

Um total de 43 corpos de prova de vigas foram testados nesse estudo. Esses corpos de prova consistiram em 33 amostras de vigas U enrijecidos e 10 amostras de vigas modificadas. Para este trabalho, 9 destas amostras foram descartadas porque falharam por flexão (S-10-1, S-10-2 e S-10-3) e por *web crippling* (S-9-3, S-19-2, S-20-1 e S-20-2), ou tinham uma relação a/h maior que 1 (S-9-7 e S-9-8), portanto 34 amostras foram utilizadas. Os corpos de prova de vigas consistiam em duas seções de perfil em U conectadas por cantoneiras de aba 19 mm e espessura de 3,23 mm na mesa comprimida e por chapas de 19 mm por 3,23 mm na mesa tracionada. Parafusos auto-atarraxantes foram usados na conexão. Os intervalos entre os tirantes foram projetados de forma a evitar a flambagem lateral de cada seção individual do perfil em U. As dimensões da seção transversal e os parâmetros relevantes para todos os corpos de prova estão listados na Tabela D.1 do Apêndice D.

Durante os testes de cisalhamento, em vez de usar placas de apoio convencionais, as cargas e reações foram introduzidas diretamente nas almas das vigas para evitar falhas por esmagamento. Com esse conjunto, as cargas e reações foram aplicadas por meio de placas de apoio em perfis laminados a quente, que transferiram as cargas e reações para as almas das vigas por meio de barras rosqueadas de diâmetro 12,7 mm. Espaçadores de 12,7 mm de espessura foram usados para evitar contato direto entre os perfis laminados e o corpo de prova de teste.

Cada corpo de prova foi testado como uma viga simplesmente apoiada submetida a carga concentrada. As configurações de teste estão mostradas na Figura 4.1. Todos os corpos de prova de vigas foram testados até a falha e suas cargas de falha (V_{test}) estão listadas na Tabela F.2 do Apêndice F.

Figura 4.1 – Esquemática do ensaio de LaBoube e Yu (1978).



Fonte: Laboube e Yu (1978)

Pham e Hancock (2009a), assim como Keerthan e Mahendran (2015), destacaram que a capacidade de pós-flambagem não foi totalmente desenvolvida nos ensaios de LaBoube e Yu (1978). Devido ao emprego de placas laterais somente em um dos lados da alma do perfil e poucas fileiras de parafusos para conectá-las, a configuração dos ensaios de LaBoube e Yu (1978) não permitiu a plena atuação do campo de tração. Portanto, as vigas testadas por LaBoube e Yu (1978) podem não ter atingido suas capacidades máximas de cisalhamento (Keerthan e Mahendran, 2015).

Pham e Hancock (2009a) utilizaram em seus experimentos uma configuração semelhante à proposta por LaBoube e Yu (1978), porém propuseram algumas mudanças. As seções U enrijecido foram testadas em pares com as mesas voltadas para dentro e com um vão entre elas para garantir que a montagem interna fosse possível. As amostras foram parafusadas nos apoios pela alma por linhas verticais de parafusos de alta resistência M12. Essas linhas de parafusos foram conectadas a dois perfis U 250x90x6CC com reforços. Placas de aço de 20 mm de espessura foram

usadas como placas de transferência de cargas (Figura 3.8). Pham e Hancock (2009a) realizaram 60 ensaios sendo que 23 foram utilizados para analisar o esforço cortante (possuíam a relação $a/h = 1$) e, do restante, 24 ensaios (possuindo a razão $a/h = 2$) foram utilizados para analisar a combinação entre momento fletor e esforço cortante. O restante dos ensaios não foi aproveitado neste trabalho porque analisavam o momento fletor de forma isolada.

Pham e Hancock (2009b) realizaram os mesmos ensaios para perfis de seção SupaCee®. Foram realizados 36 ensaios, sendo que apenas os ensaios que consideravam a influência predominante do esforço cortante (12 ensaios) foram utilizados neste trabalho.

Os perfis presentes nos trabalhos de Pham e Hancock (2009a e 2009b) estão detalhados nas Tabelas D.2 e D.3 do Apêndice D, respectivamente. As cargas de falha V_{test} das amostras estão apresentadas na tabela E.1 do Apêndice E.

Uma vez que foram empregadas chapas laterais de alma largas nesse arranjo de teste, as razões entre a distância entre enrijecedores transversais de alma e a altura da alma (a/h) das vigas ensaiadas foram reduzidas, conforme evidenciado pelos modos de falha observados tanto nos testes quanto na análise por elementos finitos (Figura 3.8). Isso poderia ter resultado em maiores capacidades de cisalhamento último para os perfis. Como consequência, Keerthan e Mahendran (2015) sugerem que as equações de Pham e Hancock (2012a), disponíveis na norma AISI S100 (2016), podem superestimar as capacidades de cisalhamento das vigas.

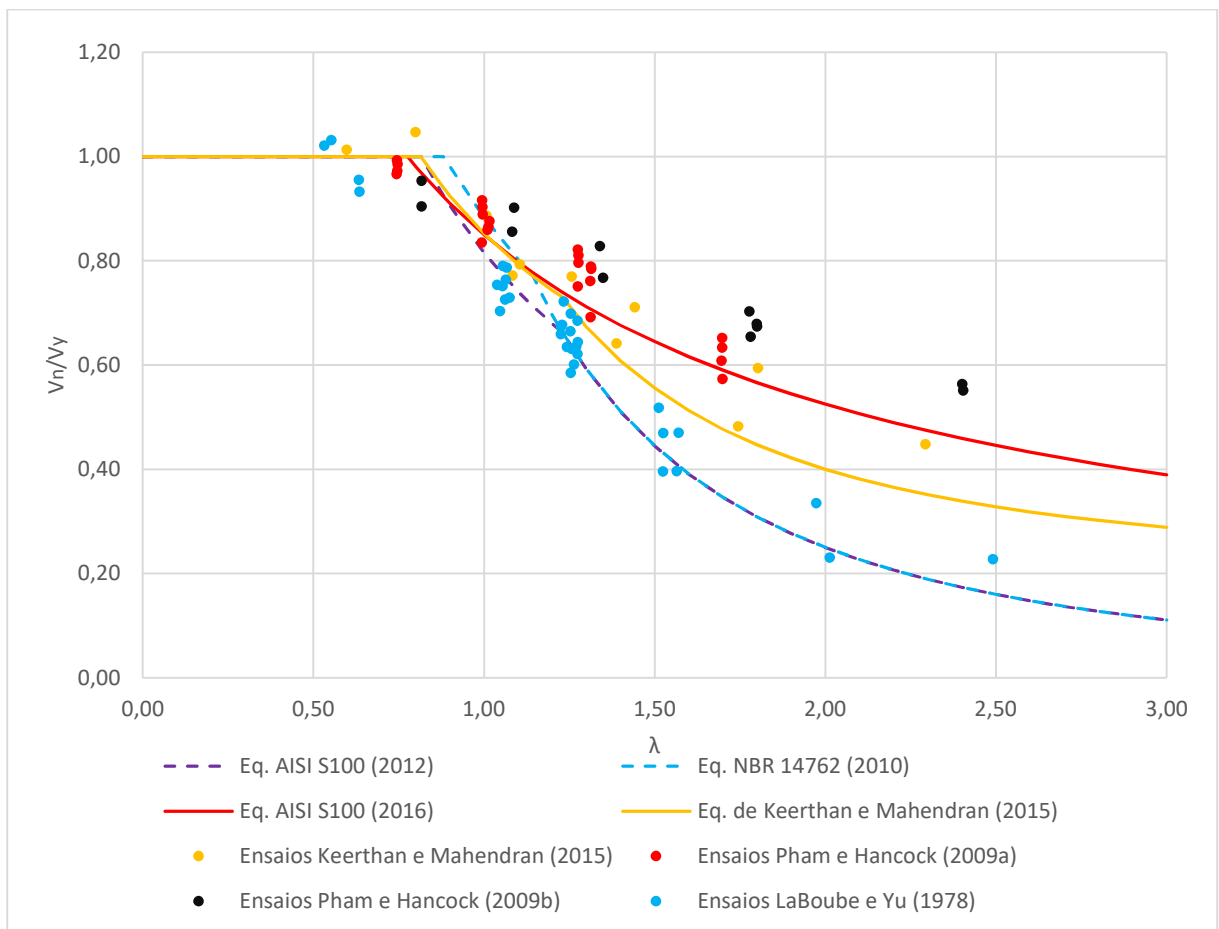
Keerthan e Mahendran (2015) sugerem uma nova configuração, onde os perfis são posicionados com as almas se encontrando e parafusados usando três reforços em forma de T de espessura de 30 mm entre eles, e doze chapas laterais de alma com altura total de 10 mm em ambos os lados. Essas chapas foram posicionadas nas extremidades de apoio e no ponto de aplicação de carga, a fim de eliminar qualquer carregamento por torção das vigas de teste e possíveis falhas por flambagem da alma e *web crippling* (Figura 3.7).

Keerthan e Mahendran (2015) analisaram 15 amostras, onde 11 foram com a condição de que a força cortante seja mais influente na peça ($a/h = 1$) e 4 com

influência tanto da força cortante quanto do momento fletor ($a/h = 1,5$). Todas as amostras de Keerthan e Mahendran (2015) foram utilizadas neste trabalho e estão detalhadas na Tabela D.2 do Apêndice D. As cargas de falha V_{test} das amostras estão apresentadas na tabela E.1 do Apêndice E.

A Figura 4.2 mostra a dispersão dos dados analisados e as curvas das equações discutidas neste trabalho.

Figura 4.2 – Dispersão dos dados com relação $a/h=1$ coletados relacionados ao seu posicionamento nas equações de dimensionamento.



Fonte: Do autor

A distribuição dos ensaios indica uma relação entre as equações e os resultados reais de cada ensaio. Os ensaios conduzidos por Pham e Hancock (2009a e 2009b) estão de forma bem distribuída nas proximidades da curva da equação da AISI S100 (2016), a qual se baseia nas formulações propostas por Pham e Hancock (2012a). Similarmente, os ensaios de LaBoube e Yu (1978) estão em concordância com as equações da AISI S100 (2012) e da NBR 14762 (2010). Da mesma maneira, os

resultados dos ensaios realizados por Keerthan e Mahendran (2015) estão mais consistentes com a equação proposta por Keerthan e Mahendran (2015).

Portanto, este trabalho foi realizado a partir de 80 amostras, obtidas dos seguintes trabalhos: LaBoube e Yu (1978), Pham e Hancock (2009a e 2009b) e Keerthan e Mahedram (2015), como mostra a Tabela 4.2.

Tabela 4.2 - Dados dos estudos que compõem o banco de dados

Referência (ano)	Tipo de Perfil	Faixa de comprimento da alma (mm)	Faixa de h/t	Q
LaBoube e Yu (1978)	U enrijecido	96,8 – 306,3	78,6 – 250,7	34
Pham e Hancock (2009a)	U enrijecido	138,3 – 191,8	57,6 – 127,9	23
Pham e Hancock (2009b)	SupaCee®	138,8 – 193,3	57,8 – 161,1	12
Keerthan e Mahedran (2015)	U enrijecido	116,8 – 248,3	60,8 – 166,0	11

Fonte: Do autor

4.3 Estudo Estatístico

Para cada uma das amostras de ensaios utilizadas neste trabalho, são mostrados os resultados experimentais (V_{test}) e as respectivas resistências teóricas, segundo as equações da NBR 14762 (2010), do MRD especificado na norma norte-americana, e de uma proposta no formato MRD de Keerthan e Mahendran (2015).

A relação entre os resultados experimentais e teóricos fornece um resultado estatístico que representa o erro do modelo de cálculo, também chamado de coeficiente profissional (P). O erro do modelo é uma variável aleatória que reflete as incertezas na determinação da resistência. Essas incertezas são induzidas pelo uso de aproximações na simplificação e idealização de fórmulas de projeto complexas (Hsiao, 1989).

As categorias de dados desenvolvidas para abranger as análises deste estudo são detalhadas na Tabela 4.3, onde os ensaios de LaBoube e Yu (1978) foram dimensionados seguindo as diretrizes da norma AISI S100 (2012) e da norma NBR 14762 (2010) (NA-12-VE-U e BR-10-VE-U respectivamente). Os ensaios de Pham e Hancock (2009a e 2009b) e de Keerthan e Mahendran (2015) foram calculados utilizando de formulações baseados no Método da Resistência Direta (MRD). O APÊNDICE E mostra com detalhes todas essas análises.

As técnicas baseados em MRD utilizadas são as diretrizes da norma AISI S100 (2016) e uma formulação proposta pelos autores Keerthan e Mahendran (2015). Para avaliar a precisão destas análises, o cálculo baseado na norma AISI S100 (2016) foi realizado seguindo as formulações normatizadas e estes mesmos dados foram calculados novamente, porém com o termo V_{cr} , que representa a capacidade de resistência ao cisalhamento elástico da peça, sendo obtido no software THIN-WALL 2.

A nomenclatura dos grupos de ensaios apresentados na Tabela 4.3 informa se a análise foi realizada com o software ou seguindo as formulações normatizadas (Tabela 4.4). A nomenclatura também informa o tipo de seção transversal das amostras analisadas.

Tabela 4.3 - Grupo de dados, nomenclatura e quantidade (Q) de dados selecionados

Item	Nomenclatura	Referência dos ensaios	Q
1	NA-12-VE-U	Laboube e Yu (1978)	34
2	BR-10-VE-U	Laboube e Yu (1978)	34
3	NA-16-VE-U	Pham e Hancock (2009a); Keerthan e Mahedran (2015)	34
4	NA-16-TW-U	Pham e Hancock (2009a); Keerthan e Mahedran (2015)	34
5	NA-16-TW-S	Pham e Hancock (2009b)	12
6	NA-16-TW-T	Pham e Hancock (2009a e b); Keerthan e Mahedran (2015)	46
7	KM-15-VE-U	Pham e Hancock (2009a); Keerthan e Mahedran (2015)	34

Fonte: Do autor

Tabela 4.4 – Nomenclatura dos grupos

BR	10	VE	U
Referência do critério usado no dimensionamento	Ano da referência do método de dimensionamento	Método de obtenção da força cortante elástica	Tipo de seção da viga.

BR – Formulação da Norma Brasileira, NBR 14762 (2010);

NA – MRD da Norma Norte-Americana, AISI (2012; 2016);

KM – MRD proposto por Keerthan e Mahedran (2015);

VE – Força cortante elástica;

TW – Uso do software THIN-WALL 2 desenvolvido pela Universidade de Sydney para obtenção da força de flambagem elástica por cisalhamento da seção transversal;

U – Seção U enrijecido;

S – Seção SupaCee®;

Fonte: Do autor

Com o emprego da ferramenta computacional MINITAB 19, testes de aderência foram realizados para definição das funções de distribuição de probabilidades. A aderência das Funções de Densidade de Probabilidade (FDP) normal e lognormal aos dados foi feita com testes de Anderson-Darling (AD).

Na Tabela 4.5 são apresentados os resultados dos testes de aderência e os resultados estatísticos de todos os agrupamentos de dados. O critério de escolha da melhor FDP foi o menor valor da estatística de Anderson-Darling (AD).

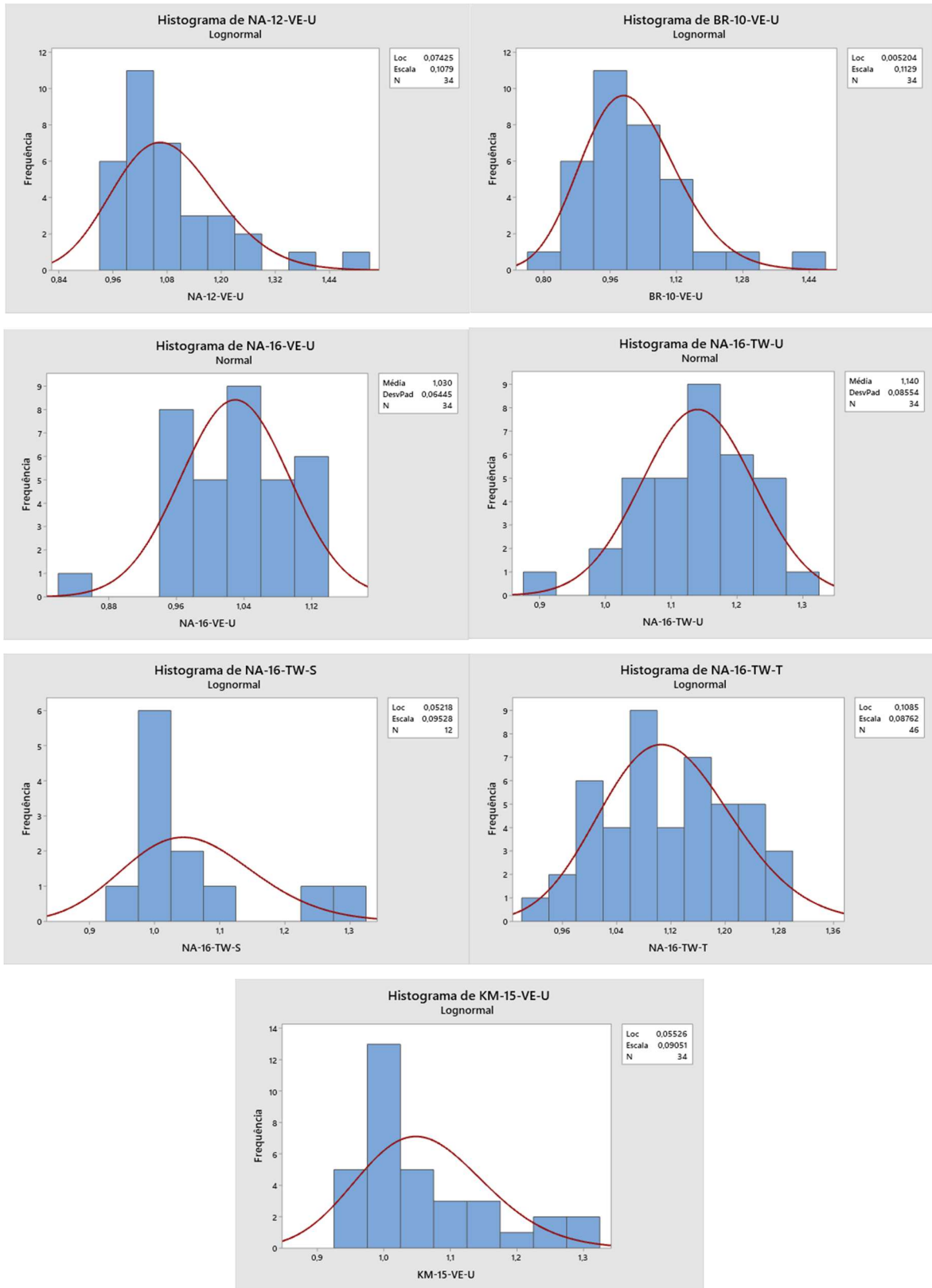
Tabela 4.5 - Estatísticas dos testes de aderência de Anderson-Darling

Item	Nomenclatura	Q	Normal	Lognormal	FDP	P_m	σ_P	V_P
1	NA-12-VE-U	34	1,523	1,061	Lognormal	1,0835	0,1263	0,1165
2	BR-10-VE-U	34	1,078	0,669	Lognormal	1,0117	0,1221	0,1207
3	NA-16-VE-U	34	0,325	0,412	Normal	1,0296	0,0644	0,0626
4	NA-16-TW-U	34	0,187	0,255	Normal	1,1402	0,0855	0,0750
5	NA-16-TW-S	12	1,238	1,100	Lognormal	1,0581	0,1068	0,1009
6	NA-16-TW-T	46	0,353	0,344	Lognormal	1,1188	0,0974	0,0870
7	KM-15-VE-U	34	1,676	1,404	Lognormal	1,0611	0,1001	0,0943

Fonte: Do autor

Na Figura 4.3 são apresentados os histogramas da variável P obtidos com o auxílio do software MINITAB 19.

Figura 4.3 - Histogramas da variável P dos 14 grupos



Fonte: Do autor

5 ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

5.1 Introdução

Este capítulo apresenta os resultados da análise de confiabilidade de vigas em PFF submetidas à força cortante, projetadas segundo as formulações normatizadas pela NBR (2010), AISI S100 (2012), AISI S100 (2016) e Keerthan e Mahendran (2015).

Os índices de confiabilidade (β) das equações de projeto de vigas submetidas a força cortante foram obtidos utilizando-se os métodos analíticos FOSM e FORM, e a Simulação de Monte Carlo (SMC). Foram consideradas as estatísticas obtidas para a variável P , demais informações estatísticas e dados de calibração da norma AISI S100 (2016), e as combinações de ações das normas AISI S100 (2016) e NBR 14762 (2010). Desta forma, os resultados foram obtidos para três cenários (Tabela 5.1).

Tabela 5.1 - Dados de entrada

	<i>LRFD</i>	<i>LSD</i>	<i>NBR</i>
$\gamma_D D_n + \gamma_L L_n$	$1,2D_n + 1,6L_n$	$1,25D_n + 1,5L_n$	$1,25D_n + 1,5L_n$
L_n/D_n	5	3	5
Coef. de ponderação da resistência	$\phi = 0,95$	$\phi = 0,80$	$\gamma = 1,10$
β_o	2,5	3,0	2,5
P_f	$6,21 \times 10^{-3}$	$1,35 \times 10^{-3}$	$6,21 \times 10^{-3}$

Fonte: Do autor

As análises foram realizadas considerando-se os agrupamentos de dados, em função da formulação empregada, do tipo de perfil analisado e do método de obtenção da força de flambagem por cisalhamento (V_{cr}), mostrados na Tabela 4.3.

O método FOSM foi empregado neste trabalho por ainda ser o adotado na calibração da AISI S100 (2016).

5.2 Análise de Resultados

5.2.1 Índices de Confiabilidade

Na Tabela 5.2 são apresentados os índices de confiabilidade (β) de cada um dos cenários definidos neste estudo. O índice β não foi calculado para o grupo BR-10-VE-

U, seja pelo método LRFD ou LSD, devido à semelhança entre a formulação da NBR 14762 (2010) e a AISI S100 (2012). Devido a essa semelhança, torna-se irrelevante calcular formulações consideravelmente idênticas para diferentes combinações de ações e relações L_n/D_n . Da mesma forma, o índice β para o grupo NA-12-VE-U também não foi calculado para a combinação de ações e a relação L_n/D_n da norma NBR.

Tabela 5.2 – Índices de confiabilidade β , para os grupos de dados

Nomenclatura	LRFD			LSD			NBR		
	FORM	FOSM	SMC	FORM	FOSM	SMC	FORM	FOSM	SMC
NA-12-VE-U	2,41	2,46	2,42	2,89	3,03	2,88	-	-	-
BR-10-VE-U	-	-	-	-	-	-	2,15	2,16	2,14
NA-16-VE-U	2,39	2,44	2,38	2,90	3,08	2,89	2,37	2,42	2,36
NA-16-TW-U	2,71	2,82	2,70	3,22	3,47	3,23	2,69	2,79	2,70
NA-16-TW-S	2,38	2,43	2,37	2,87	3,02	2,88	2,36	2,40	2,36
NA-16-TW-T	2,61	2,70	2,60	3,11	3,33	3,12	2,59	2,68	2,59
KM-15-VE-U	2,41	2,46	2,40	2,90	3,07	2,91	2,39	2,44	2,37

Fonte: Do autor

A validação dos métodos FOSM e FORM foi realizada pela SMC com 100000 simulações. As figuras 5.1, 5.2 e 5.3 mostram a comparação entre os resultados do índice β quando calculado pelos métodos FORM, FOSM e pela SMC. Verifica-se uma boa aproximação entre os resultados da simulação e dos métodos analíticos, sobretudo o FORM.

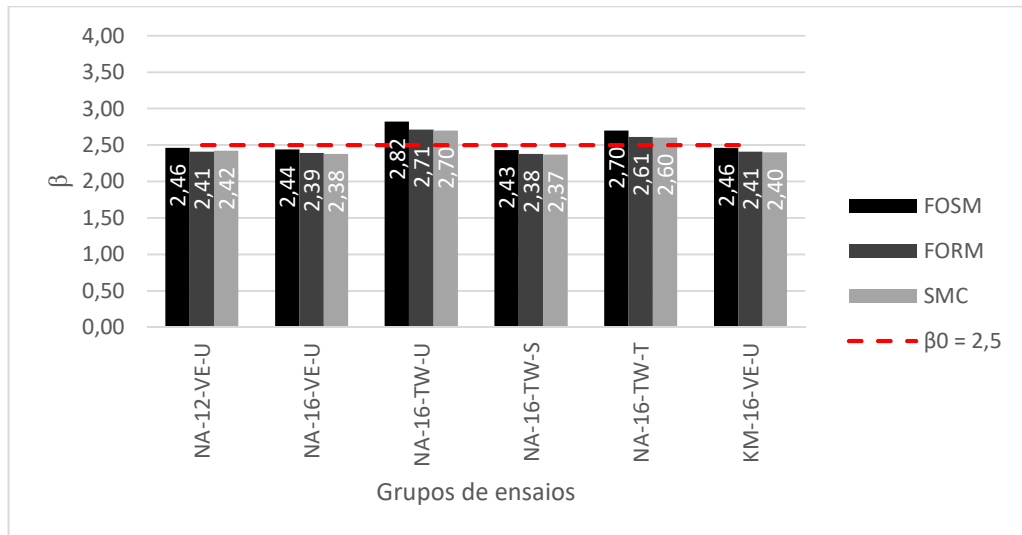
O método FORM, além de apresentar maior precisão que o método FOSM, tem sido amplamente aceito devido à sua eficiência, sendo recomendado pela JCSS (Joint Committee on Structural Safety) (YANG, Li e Chen, 2006). Neste trabalho os critérios de convergência do FORM foram atendidos com apenas 5 iterações, em todas as análises realizadas.

As Figuras 5.1, 5.2 e 5.3 apresentam uma comparação entre os métodos de confiabilidade e a linha de referência dos índices de confiabilidade alvo.

Observa-se que a formulação brasileira foi utilizada apenas para calcular os dados de LaBoube e Yu (1978). Isso porque estes eram os únicos testes disponíveis que se enquadravam com a realidade da formulação proposta na norma NBR 14762 (2010).

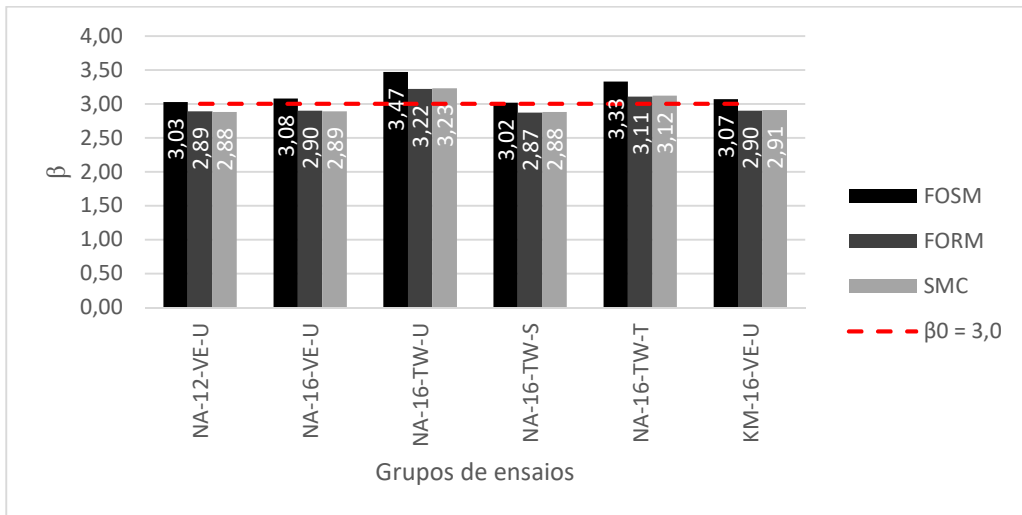
Como a norma brasileira foi calibrada para situações onde não ocorre a ação do campo de tração, a formulação proposta não descreve a resistência dos perfis nos testes realizados por Pham e Hancock (2009a e 2009b) e Keerthan e Mahedran (2015) que consideram a ação do campo de tração. O mesmo pode ser dito pelo fato de que os dados de La Boube e Yu (1978) foram calculados pela formulação da AISI (2012).

Figura 5.1 – Comparação entre os métodos de confiabilidade – LRFD.



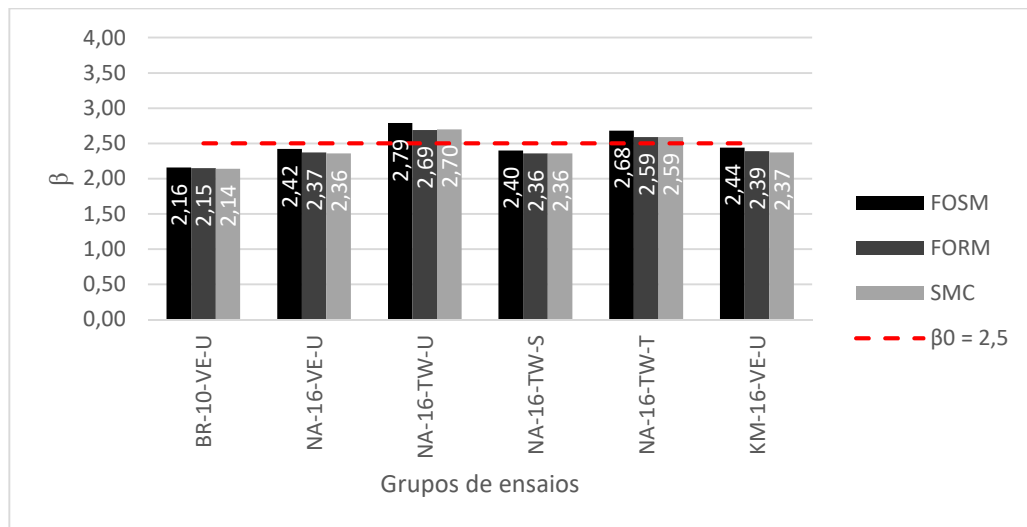
Fonte: Do autor

Figura 5.2 – Comparação entre os métodos de confiabilidade – LSD.



Fonte: Do autor

Figura 5.3 – Comparação entre os métodos de confiabilidade – Parâmetros NBR.



Fonte: Do autor

Os índices de confiabilidade β determinados com a formulação da norma AISI S100 alcançaram ou se aproximaram do valor alvo. Os resultados obtidos com a ferramenta Thin-Wall 2 apresentaram índices de confiabilidade β superiores aos obtidos com a formulação para obter o V_{cr} .

Os índices de confiabilidade alcançados para os conjuntos de dados NA-16-VE-U e KM-15-VE-U demonstraram uma notável proximidade, apesar da formulação de Keerthan e Mahendran (2015) exibir uma leve inclinação conservadora em comparação com a abordagem estabelecida pelo AISI S100 (2016). Esse fenômeno se deve ao fato de que a média do erro do modelo no grupo KM-15-VE-U supera ligeiramente a do grupo NA-16-VE-U. Além disso, o coeficiente de variação do conjunto KM-15-VE-U é levemente mais elevado, o que contribui para aumentar o valor do parâmetro β no contexto do grupo KM-15-VE-U.

No contexto da norma brasileira, ao calcular o agrupamento com base na formulação da norma NBR 14762 (2010), o índice de confiabilidade β foi significativamente menor do que o valor alvo. No entanto, ao utilizar outras formulações calculadas juntamente com os parâmetros da NBR (tais como a combinação de ações e a relação L_n/D_n), os valores de β encontrados se aproximaram do valor alvo.

5.2.2 Coeficiente de Ponderação da Resistência

A Tabela 5.3 traz os coeficientes de ponderação da resistência calibrados para cada agrupamento. A calibração foi realizada tanto para a combinação de ações da NBR 14762 (2010) quanto para as filosofias de projeto LRFD e LSD.

Tabela 5.3 – Calibração dos coeficientes de ponderação da resistência para os métodos FORM e FOSM.

Item	Nomenclatura	FOSM			FORM		
		γ (NBR)	Φ (LRFD)	Φ (LSD)	γ (NBR)	Φ (LRFD)	Φ (LSD)
1	NA-12-VE-U	(a)	0,94	0,80	(a)	0,92	0,77
2	BR-10-VE-U	1,21	(a)	(a)	1,23	(a)	(a)
3	NA-16-VE-U	1,13	0,93	0,81	1,15	0,92	0,77
4	NA-16-TW-U	1,03	1,02	0,89	1,04	1,01	0,85
5	NA-16-TW-S	1,13	0,93	0,80	1,15	0,91	0,77
6	NA-16-TW-T	1,06	1,00	0,86	1,07	0,98	0,82
7	KM-15-VE-U	1,12	0,94	0,81	1,14	0,92	0,77

(a) Dados não calibrados, pois não foram calculados os valores de β para essas situações.

Fonte: Do autor

Os agrupamentos que utilizaram o software Thin-Wall 2 apresentaram valores de γ mais próximos de 1,0 quando comparados aos agrupamentos que calcularam V_{cr} pela fórmula da AISI S100 (2016) (grupos NA-16-TW-U e NA-16-VE-U respectivamente).

Nas abordagens de projeto LRFD (Load and Resistance Factor Design) e LSD (Limit State Design), as calibrações realizadas pelo método FOSM (First-Order Second-Moment) mostraram uma notável proximidade com os valores de coeficiente de ponderação da resistência ϕ adotados (0,95 para LRFD e 0,80 para LSD). Ao considerar os coeficientes de ponderação no contexto do método FOSM para o LSD, ficou evidente que todos excediam os valores de ϕ adotados, o que demonstra uma margem adequada para garantir o alcance do parâmetro β alvo.

Em relação à utilização do LRFD, os coeficientes ϕ foram suficientes para atingir o β alvo em apenas dois grupos, porém os valores obtidos foram bastante próximos de 0,95, sendo o menor coeficiente encontrado igual a 0,93. Por outro lado, quando a calibração foi realizada utilizando o método FORM (First-Order Reliability Method), os resultados indicaram a necessidade de adotar valores menores para ϕ . No contexto

do LRFD, o menor valor identificado foi de 0,91, enquanto para o LSD o valor mínimo de ϕ foi estabelecido em 0,77.

Vale ressaltar que a norma AISI é calibrada utilizando o método FOSM, o que naturalmente leva a esperar que os índices de confiabilidade β alvo sejam alcançados com sucesso por meio do método FOSM.

Quando observa-se a norma brasileira, o valor atualmente estabelecido para o coeficiente γ , que é de 1,10, não consegue satisfazer o índice de confiabilidade β alvo de 2,5 para a fórmula em vigor. Para a formulação atual da NBR 14762 (2010), existe a possibilidade de ajustar γ para 1,25 a fim de atender ao β alvo de 2,5. No entanto, considerando-se a incorporação de formulações que levam em conta a influência do campo de tração na norma brasileira, um coeficiente γ de 1,15 seria suficiente para cumprir com êxito os requisitos de confiabilidade estabelecidos.

5.2.3 Combinação entre Esforço Cortante e Momento Fletor

Para a análise da combinação entre o esforço cortante e o momento fletor, foi realizada uma comparação entre os resultados encontrados nos ensaios de ruptura dos perfis estudados com os resultados encontrados nas formulações estudadas.

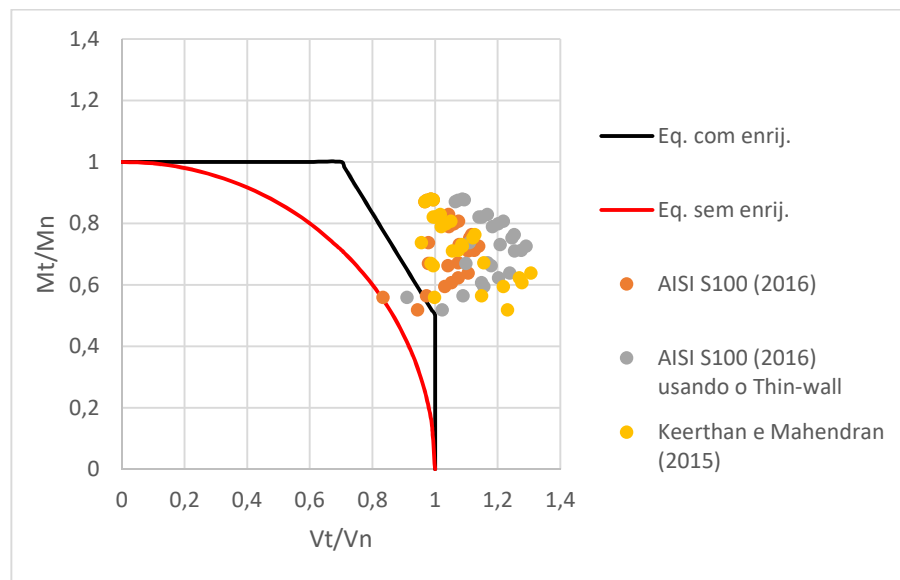
No total, foram identificadas 27 amostras na literatura que conduziram ensaios em vigas com o mesmo perfil. Estes ensaios foram divididos em dois grupos: um envolvendo uma relação a/h igual a 1, e outro realizando ensaios com uma relação a/h maior que 1, onde "a" representa a distância entre enrijecedores transversais de alma. Dentro desse conjunto de 27 amostras, quatro foram extraídas do estudo de Keerthan e Mahendran (2015), onde a relação a/h foi fixada em 1,5, enquanto as outras 23 amostras pertencem ao trabalho de Pham e Hancock (2009a), onde a relação a/h foi estabelecida em 2,0.

As resistências características à força cortante e ao momento fletor foram calculadas tanto para a relação $a/h = 1$ quanto para a relação $a/h > 1$ e estão esquematizadas nas tabelas E.1, E.3, F.1 e F.2 do Apêndice. O momento fletor foi calculado utilizando a normatização proposta pela NBR 14762 (2010) utilizando o Método da Resistência Direta (MRD) e os termos M_l e M_{dist} foram obtidos utilizando do software CUFSM 5.

Com todas as resistências calculadas, as comparações $\frac{M_t}{M_{Rk}}$ e $\frac{V_t}{V_{Rk}}$ foram desenvolvidas, onde M_t e V_t são o momento e a força cortante de ruptura encontrados no ensaio experimental respectivamente, enquanto M_{Rk} e V_{Rk} são o momento e a força cortante resistente característicos respectivamente. As tabelas G.1 e G.2 do Apêndice G mostram detalhadamente os cálculos realizados para a combinação entre momento fletor e força cortante.

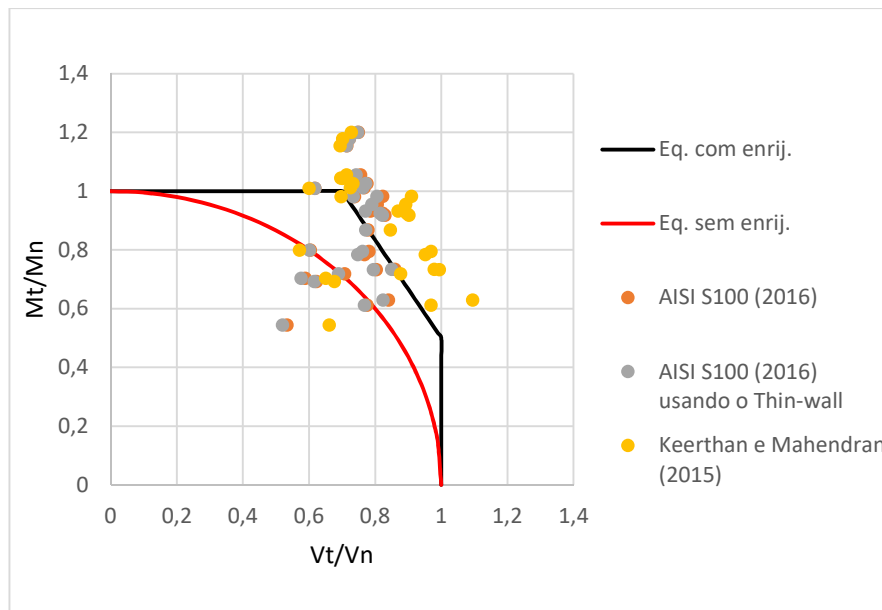
As comparações das amostras foram organizadas e posicionadas junto às equações oferecida pela NBR 14762 (2010), onde são ilustradas na Figura 5.4 para a relação $a/h = 1$ e na Figura 5.5 para a relação $a/h > 1$.

Figura 5.4 – Dispersão dos dados encontrados sobre a combinação entre momento fletor e força cortante com $a/h=1$.



Fonte: Do autor

Figura 5.5 – Dispersão dos dados encontrados sobre a combinação entre momento fletor e força cortante com $a/h > 1$.



Fonte: Do autor

Quando os perfis foram calculados com a relação $a/h = 1$, o termo $\frac{M_t}{M_{Rk}}$ variou entre 0,5 e 0,9; já com a relação $a/h > 1$ o termo $\frac{M_t}{M_{Rk}}$ apresentou uma variação maior (de 0,5 a 1,2).

O termo $\frac{V_t}{V_{Rk}}$ apresentou uma variação de 0,8 a 1,4 quando a relação $a/h = 1$, enquanto para a relação $a/h > 1$, $\frac{V_t}{V_{Rk}}$ variou de 0,5 a 1,1.

As amostras calculadas com a equação apresentada na AISI S100 (2016) obtendo o termo V_{cr} através do software Thin-Wall 2 apresentaram $\frac{V_t}{V_{Rk}}$ com resultados menores que aqueles calculados inteiramente pelas fórmulas do AISI S100 (2016).

Quando a razão a/h é igual a 1, os resultados obtidos com o Thin-Wall 2 divergiram consideravelmente dos resultados da AISI, sem a utilização do software. Isso evidencia que para a relação a/h igual a 1, a aproximação entre o V_{cr} teórico e o V_{cr} numérico não é precisa. No entanto, para valores de a/h maiores que 1, os resultados obtidos com as formulações da norma AISI S100 (2016) apresentaram uma concordância significativa com os resultados do Thin-Wall 2, indicando uma boa correspondência entre o V_{cr} teórico e o V_{cr} numérico para esses casos.

É perceptível que a discrepância entre os valores de resistência característica à força cortante também varia em função da esbeltez da alma (representada pelo índice λ). Nota-se que as peças com uma esbeltez mais acentuada exibem uma discrepância maior entre a avaliação numérica e analítica do V_{cr} . Tal fenômeno decorre do fato de que o V_{cr} desempenha um papel crucial na determinação da capacidade de resistência de um perfil à falha de flambagem elástica. Enquanto os outros modos de falha possuem uma influência relativamente menor do V_{cr} na resistência da peça, a importância desse parâmetro decresce à medida que λ diminui. Assim, a discrepância entre o V_{cr} numérico e o V_{cr} analítico desempenha um papel menos significativo em peças que falham devido à flambagem inelástica, e ainda menos em situações em que a peça falha devido ao escoamento do material.

A distribuição dos resultados dos testes com a razão a/h igual a 1 ficou consideravelmente acima das equações que relacionam momento fletor e força cortante. Isso sugere que as abordagens de projeto atualmente empregadas são bastante conservadoras, especialmente no que diz respeito à equação de interação aplicada a vigas sem enrijecedores transversais. Para a razão a/h maior que 1, os resultados dos testes ficaram mais próximos das equações que relacionam momento fletor e força cortante, mostrando que as equações representam bem o comportamento dos perfis.

6 CONCLUSÕES

O objetivo deste trabalho foi avaliar a confiabilidade estrutural da formulação para o dimensionamento de vigas submetidas à força cortante da NBR 14762 (2010), e das formulações no formato do método da resistência direta (MRD) que consideram a ação do campo de tração. As formulações do MRD estudadas estão disponíveis em Keerthan e Mahendran (2015) e na norma AISI S100 (2016).

As principais conclusões obtidas da pesquisa bibliográfica e da análise de confiabilidade podem ser resumidas da seguinte forma:

- Durante a organização dos dados de ensaio para obtenção do erro do modelo, os ensaios de LaBoube e Yu (1978) não foram misturados aos dados de ensaio de outras referências, cuja eficiência da ação do campo de tração é reconhecida. Desta forma, em todos os grupos o erro do modelo, com organização baseada nas referências de ensaios, equações de projeto, tipo de seção e forma de obtenção de V_{cr} , apresentou média próximo do valor unitário e baixo coeficiente de variação;
- A comparação dos resultados experimentais de força cortante mostrou que as equações de projeto da NBR 14762 (2010), embora apresente um bom ajuste com os dados de LaBoube e Yu (1978), são muito conservadoras em relação aos demais resultados de ensaios. Foi constatado que há uma considerável resistência pós-flambagem em relação aos ensaios de Pham e Hancock (2009a e 2009b) e Keerthan e Mahendran (2015) devido à ACT;
- Ao observar a sobreposição dos resultados de ensaios de Keerthan e Mahendran (2015) na curva de projeto da norma AISI S100 (2016), as equações se apresentam ligeiramente não conservadoras. Entretanto, no estudo experimental de Keerthan e Mahendran (2015) apenas 11 resultados estavam disponíveis. De acordo com Keerthan e Mahendran (2015), nos ensaios de Pham e Hancock (2009a) utilizados na proposição da formulação da norma AISI S100 (2016) foram utilizadas placas laterais na alma com largura que provocaram uma redução da razão a/h , elevando a resistência ao cisalhamento das vigas;

- A comparação dos resultados de ensaios com as equações de interação entre momento fletor e força cortante mostram que as disposições atuais de projeto são conservadoras, sobretudo em relação à equação de interação para vigas sem enrijecedores transversais;
- O coeficiente de flambagem por cisalhamento (k_v) identificado varia conforme a proporção entre a altura e a largura (a/h) do perfil. Devido a essa variação, a Força de Flambagem Elástica por Cisalhamento da Seção Transversal (V_{cr}) apresentou uma discrepância substancial quando determinada de maneira analítica em comparação com a abordagem numérica para a relação $a/h = 1$. Porém, para valores de a/h maiores que 1 a diferença na determinação analítica e numérica do V_{cr} foi relativamente pequena.
- Os índices de confiabilidade β obtidos para os grupos de dados NA-16-VE-U e KM-15-VE-U, usando a combinação de ações da NBR 14762 (2010), ficaram bem próximos apesar da formulação de KM ser um pouco mais conservadora em comparação com a formulação do AISI S100 (2016). Isto se deve à média do erro do modelo do grupo KM-15-VE-U ser um pouco maior, mas com o coeficiente de variação também ligeiramente superior ao do grupo NA-16-VE-U;
- Os índices de confiabilidade β obtidos mostraram certa uniformidade, e mesmo quando foram inferiores aos índices de confiabilidade alvo, os desvios foram moderados. No processo de calibração da norma brasileira, o coeficiente de ponderação da resistência (γ) de 1,15 estaria adequado, caso fosse incorporada uma das propostas no formato do MRD;
- Os valores de β para o método FORM estavam mais próximos dos obtidos por simulações de Monte Carlo que os obtidos pelo método FOSM, mostrando que o método FORM apresenta boa precisão.

Como sugestão para a continuidade deste trabalho, propõe-se estender este o estudo a propostas de formulações disponíveis na literatura para momento fletor e força cortante combinados. Além disso, propõe-se incorporar ao banco de dados,

resultados de simulações numéricas com não-linearidade geométrica e material, para ampliação do banco de dados necessário para análise do erro do modelo.

REFERÊNCIAS

AMERICAN ASSOCIATION OF STATE HIGHWAY AND TRANSPORTATION. **AASHTO LRFD Bridge Design Specifications** — Customary US units. Washington: AASHTO Publications; 2012.

AGOSTINI, B. M. **Análise de Confiabilidade Estrutural de Pórticos Metálicos Planos com Ligações Semirrígidas**. 2014. 121 p. Tese Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2014.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. **AISI-S100-12**: North American specification for the design of cold-formed steel structural members. Washington, D.C.: ANSI/AISI, 2012.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. **AISI-S100-16**: North American specification for the design of cold-formed steel structural members. Washington, D.C.: ANSI/AISI, 2016.

ANG, A. H. S.; TANG, W. H. **Probability Concepts in Engineering Planning and Design: Vol. II-Decision, Risk and Reliability**. New York, NY: John Wiley & Sons, 1990. v. 2.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 14762 (2010): Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio – Procedimento**. Rio de Janeiro: ABNT, 2010.

BEDAIR, O. **An analytical expression to determine “realistic” shear buckling stress in cold-formed lipped channels**. Steel Construction, vol. 8, n. 1, p. 53-58. 2015.

BUCHER, C.; MACKE, M. **Solutions of the First-Passage Problem by Importance Sampling**. IUTAM Symposium on Nonlinear Stochastic Dynamics. Solid Mechanics and Its Applications, Dordrecht, vol 110, 2003.

CORNELL, A. C. **A probability based structural code**. ACI Journal, vol. 66, 12, p. 974-985, 1969.

CRAIG, B. **Calibration of web shear stress equations**. Canadian Cold Formed Steel Research Group, University of Waterloo, December 1999.

DITLEVSEN, O.; MADSEN, H. O. **Structural Reliability Methods**. 2^a ed. Denmark: Department of Mechanical Engineering, 2007. 361 p.

ELLINGWOOD, B.; GALAMBOS, T. V.; MACGREGOR, J. G.; CORNELL, C. A. **Development of a Probability Based Load Criterion for American National Standard A58**. Washington: Department of Commerce, National Bureau of Standards, 1980.

HALDAR, A.; MAHADEVAN, S. **Probability, Reliability and Statistical Methods in Engineering Design**. New York: John Wiley and Sons. 2000. 304 p.

HASOFER, A. M.; LIND, N. C. **Exact and invariant second-moment code format**. Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol. 100, EM1, p.111-121, 1974.

HSIAO, L. E. **Reliability Based Criteria for Cold-Formed Steel Members**. Ph Thesis, University of Missouri-Rolla, Rolla, 1989.

KEERTHAN, P.; MAHENDRAN, M. **Shear behavior of LiteSteel beams**. In: Proceedings of the fifth international conference on thin-walled structures, Brisbane, Australia; 2008. p. 411–418.

KEERTHAN, P.; MAHENDRAN, M. **Experimental studies on the shear behavior and strength of LiteSteel beams**. Eng Struct 2010; 32:3235–47.

KEERTHAN, P.; MAHENDRAN, M. **New design rules for the shear strength of LiteSteel beams**. J Constr Steel Res 2011; 67:1050–63.

KEERTHAN, P.; MAHENDRAN, M. **Shear buckling characteristics of cold-formed steel channel beams**. Int J Steel Struct 2013; 13:385–99.

KEERTHAN, P.; MAHENDRAN, M. **Experimental investigation and design of lipped channel beams in shear**. Thin-Walled Structures 2015; 86:174-184.

LABOUBE, R. A.; YU, W.-W. **Structural Behaviour of Beam Webs Subjected Primarily to Shear**. Final Report, Engineering Study 78-2. 1978. University of Missouri-Rolla (June).

LI, Z.; SCHAFER, B. W. **Application of the finite strip method in cold-formed steel member design**. Journal of Constructional Research, 66(8-9), p. 971-980, 2010.

LIU, P. L.; DER KIUREGHIAN, A. Multivariate distribution models with prescribed marginals and covariances. **Probabilistic Engineering Mechanics**, v. 1, n. 2, p. 105–112, 1986.

MELCHERS, R. E.; BECK, A. T. **Structural Reliability Analysis and Prediction**. 3^a ed. Hoboken: John Wiley and Sons, 2018. 506 p.

NGUYEN, V. V.; HANCOCK, G. J.; PHAM, C. H. **Development of the thin-wall-2 program for buckling analysis of thin-walled sections under generalised loading**. Eighth International Conference on advances in steel structures, Lisboa, Portugal, July 22-24, 2015.

NOWAK, A. S.; COLLINS, K. R. **Reliability of Structures**. 1 ed. Michigan: McGraw-Hill. 2000. 338 p.

PHAM, C. H.; HANCOCK, G. J. **Experimental investigation of high strength C-sections in combined bending and shear**. Research Report N° R894. University of Sydney. 2009a.

PHAM, C. H.; HANCOCK, G. J. **Experimental investigation of high strength cold-formed SupaCee® sections in combined bending and shear**. Research Report N° R907. University of Sydney. 2009b.

PHAM, C. H.; HANCOCK, G. J. **Direct strength design of cold-formed C-sections for shear and combined actions**. J. Struct. Eng. Am. Soc. Civil Eng. 2012a; 138:759–68.

PHAM, C. H.; HANCOCK, G. J. **Tension field action for cold-formed sections in shear**. J Constr Steel Res 2012b; 72:168-178.

PHAM, C. H.; DAVIS, A. F.; EMMET, B. R. **Numerical investigation of cold-formed lapped Z purlins under combined bending and shear**. J. Constr. Steel Res., vol. 95, p. 116-125. 2014.

PHAM, C. H.; ZELENKIN, D.; HANCOCK, G. J. **Effect of flange restraints on shear Tension Field Action in cold-formed C-sections**. J Constr Steel Res 2017; 129:42-53.

RACKWITZ, R.; FIESSLER, B. **Structural Reliability Under Combined Random Load Sequences**, Computers and Structures, Vol. 9, p. 489-494, 1978.

RAVINDRA, M. K.; GALAMBOS, T. V. **Load and Resistance factor design for steel**. Journal of structural division, ASCE, Vol. 104, p. 1335-1354, 1978.

STANDARDS AUSTRALIA/STANDARDS NEW ZEALAND. (2018). **AS/NZS 4600 (2018)**: Cold-formed steel structures. Standards Australia/Standards New Zealand.

SCHAFFER, B. W. **Design Guide for Direct Strength Method (DSM)**. American Iron and Steel Institute – Committee on Specifications for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members, 2006.

VEIGA, J. M. G. C. **Métodos de Análise das Incertezas na Verificação da Segurança**. 2008. 281 p. Dissertação (Estrutural em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, 2008.

VON KARMAN, T.; SECHLER, E. E.; DONNELL, L. H. **The strength of thin plates in compression**. In: Trans. ASME, v. 54, n. 2, p. 53-57, 1932.

WINTER, G. **Theoretical Solutions and test Results**, Thinn-Walled structures. Preliminary Publications of the Eighth Congress, IABSE, 1968, p. 101-112

YANG, D.; LI, G.; CHENG, G.; **Convergence analysis of first order reliability method using chaos theory**. Computers & Structures, Vol. 84, No. 8, pp. 563-571, 2006.

YU, C. **Recent Trends in Cold-Formed Steel Construction**. Woodhead Publishing Series in Civil and Structural Engineering: Number 65, 2016.

YU, W. W.; LABOUBE, R. A.; CHEN, H. **Cold-Formed Steel Design**, 5 ed. Hoboken: John Wiley and Sons, 2020. 515 p.

ZELENKIN, D. **Experiment Study of Tension Field Action in Cold-formed C-channel Section in Shear**, (Master of Engineering Thesis), The University of Sydney, Australia, 2015.

APÊNDICE A – FORMULAÇÕES PARA O MOMENTO FLETOR BASEADAS NO MRD

Uma viga submetida ao momento fletor estará sujeita a três diferentes modos de falha, sendo eles a flambagem global, local e distorcional. Os métodos para o cálculo da resistência de uma peça sobre a ação de momento fletor, dependem da obtenção dos valores críticos de tensão necessários para ocorrer cada modo de falha. A resistência da peça será regida pelo menor valor entre esses pontos críticos.

Como mencionado anteriormente, a norma NBR 14762 (2010) apresenta uma formulação baseada no MRD para o dimensionamento de vigas submetidas ao momento fletor. O valor característico do momento fletor resistente (M_{Rk}) será para este método o menor valor entre os momentos fletores resistentes calculados para flambagem global, local e distorcional, M_{Re} , M_{Rl} , M_{Rdist} respectivamente. O momento fletor resistente de cálculo M_{Rd} é dado por M_{Rk}/γ , onde γ é igual a 1,10. O momento resistente calculado para flambagem lateral com torção é dado por:

$$\left\{ \begin{array}{ll} M_{Re} = Wf_y & \text{se } \lambda_0 \leq 0,6 \\ M_{Re} = 1,11(1 - 0,278\lambda_0^2)Wf_y & \text{se } 0,6 < \lambda_0 \leq 1,336 \\ M_{Re} = \frac{Wf_y}{\lambda_0^2} & \text{se } \lambda_0 > 1,336 \end{array} \right.$$

Onde:

M_{Re} é o valor característico do momento fletor resistente, associado à flambagem global;

W é o módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra extrema que atinge o escoamento;

f_y é a resistência ao escoamento do aço;

λ_0 é o índice de esbeltez reduzido associado à flambagem global e é calculado por:

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{Wf_y}{M_e}}$$

M_e é o momento fletor de flambagem global elástica (flambagem lateral com torção).

O momento resistente calculado para flambagem local é dado por:

$$\begin{cases} M_{Rl} = M_{Re} & \text{se } \lambda_l \leq 0,776 \\ M_{Rl} = \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_l^{0,8}}\right) \frac{M_{Re}}{\lambda_l^{0,8}} & \text{se } \lambda_l > 0,776 \end{cases}$$

Onde:

M_{Rl} é o valor característico do momento fletor resistente, associado à flambagem local;

λ_l é o índice de esbeltez reduzido associado à flambagem local, que é calculado por:

$$\lambda_l = \sqrt{\frac{M_{Re}}{M_l}}$$

M_l é o momento fletor de flambagem local elástica.

O momento resistente calculado para flambagem distorcional é dado por:

$$\begin{cases} M_{Rdist} = Wf_y & \text{se } \lambda_{dist} \leq 0,673 \\ M_{Rdist} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{dist}}\right) \frac{Wf_y}{\lambda_{dist}} & \text{se } \lambda_{dist} > 0,673 \end{cases}$$

Onde:

M_{Rdist} é o valor característico do momento fletor resistente, associado à flambagem distorcional;

λ_{dist} é o índice de esbeltez reduzido associado à flambagem distorcional e é obtido por:

$$\lambda_{dist} = \sqrt{\frac{Wf_y}{M_{dist}}}$$

Onde:

M_{dist} é o momento fletor de flambagem distorcional elástica.

O valor de M_e dependerá da seção transversal da peça analisada, onde para barras com seção duplamente simétrica ou monossimétrica, sujeitas à flexão em torno do eixo de simetria (eixo x) M_e será $C_b r_0 (N_{ey} N_{ez})^{0,5}$; para barras com seção Z pontossimétrica, com carregamento no plano da alma M_e será $0,5 C_b r_0 (N_{ey} N_{ez})^{0,5}$ e para barras com seção fechada (caixão), sujeitas à flexão em torno do eixo x M_e será $C_b (N_{ey} GJ)^{0,5}$.

C_b é o fator de modificação para momento fletor não uniforme, que a favor da segurança pode ser tomado igual a 1,0 ou calculado pela seguinte expressão:

$$C_b = \frac{12,5 M_{max}}{2,5 M_{max} + 3 M_A + 4 M_B + 3 M_C}$$

Onde:

M_{max} é o máximo valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no trecho analisado;

M_A é o valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no 1o quarto do trecho analisado;

M_B é o valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no centro do trecho analisado;

M_C é o valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no 3o quarto do trecho analisado.

A força axial de flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo principal y (N_{ey}), a força axial de flambagem global elástica por torção (N_{ez}) e o raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção (r_0) são obtidos pelas equações:

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{(k_y L_y)^2}$$

$$N_{ez} = \frac{1}{r_0^2} \left[\frac{\pi^2 EC_w}{(k_z L_z)^2} + GJ \right]$$

$$r_0 = [r_x^2 + r_y^2 + x_0^2 + y_0^2]^{0,5}$$

Onde:

E é o módulo de elasticidade do aço;

I_y é o momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo principal y ;

$k_y L_y$ é o comprimento efetivo de flambagem global por flexão em relação ao eixo y ;

C_w é a constante de empenamento da seção;

$k_z L_z$ é o comprimento efetivo de flambagem global por torção;

G é o módulo de elasticidade transversal;

J é a constante de torção da seção;

r_x e r_y são os raios de giração da seção bruta em relação aos eixos principais de inércia x e y , respectivamente;

x_0 e y_0 são as distâncias do centro de torção ao centroide, na direção dos eixos principais x e y , respectivamente.

Para obter os valores de M_l e M_{dist} é necessário o uso de recursos de análise com base na teoria da estabilidade elástica.

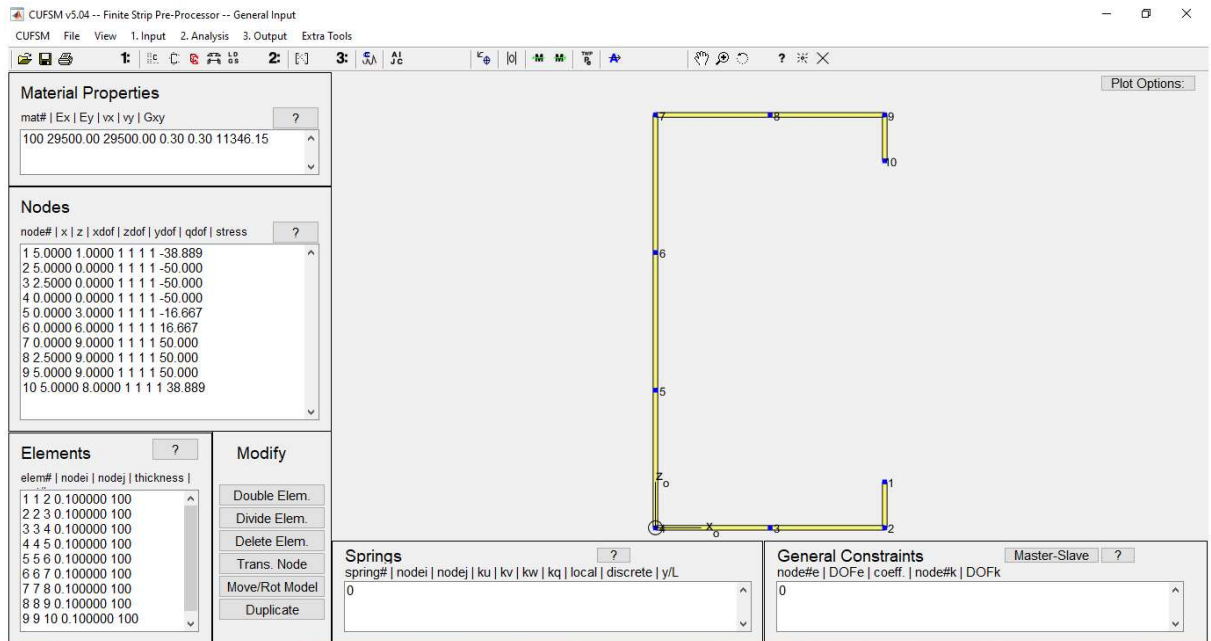
Outras normas como a AISI S100 (2016) e a AS/NZS 4600 (2018) também apresentam formulações baseadas no método da resistência direta para o cálculo do momento fletor resistente de cálculo, que será chamado de M_{alo} e M^* para as normas AISI S100 (2016) e AS/NZS 4600 (2018) respectivamente.

APÊNDICE B – UTILIZAÇÃO DO SOFTWARE CUFISM PARA DETERMINAR PARÂMETROS DA FLEXÃO

No dimensionamento de vigas submetidas à flexão, os parâmetros do momento fletor de flambagem local elástica (M_l) e do momento fletor de flambagem distorcional elástica (M_{dist}) devem ser obtidos pelo uso de recursos de análise com base na teoria da estabilidade elástica.

Para este trabalho o recurso utilizado foi o software CUFISM (Constrained and Unconstrained Finite Strip Method) (LI e SCHAFER, 2010) disponibilizado gratuitamente no site da Universidade Cornell, que possui como atribuições o fornecimento da força axial de flambagem elástica para perfis de aço formados a frio. A Figura B.1 mostra a interface do programa, que possibilita a inserção de dados como as propriedades do material e as dimensões do perfil através de coordenadas. O programa trabalha, em sua base, com estruturas biapoiadas.

Figura B.1 - Interface do software CUFISM

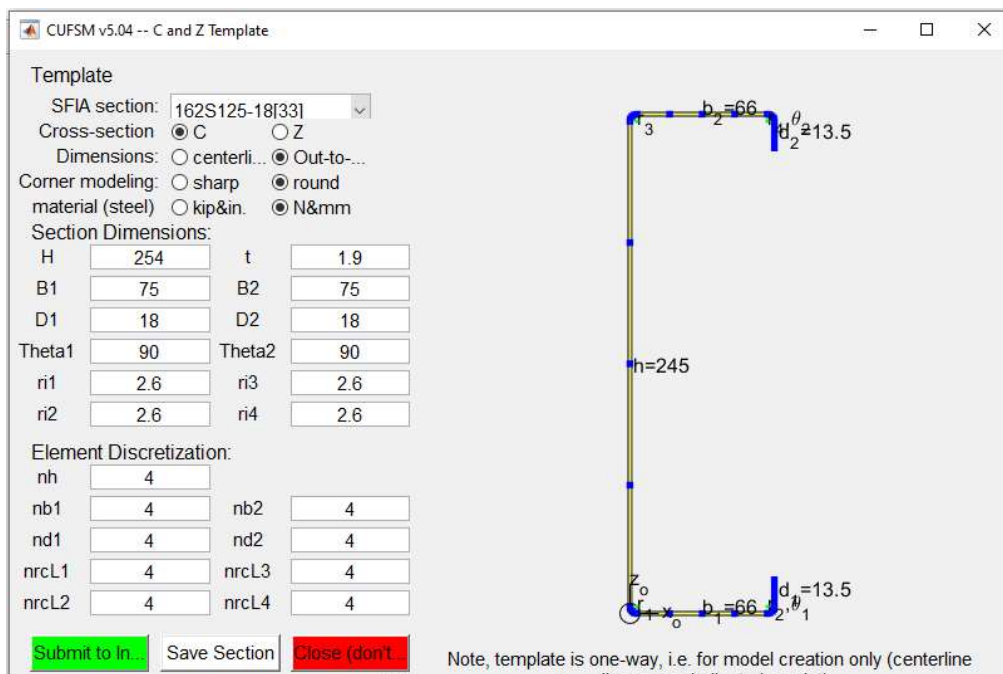


Fonte: Do autor

Para utilizar o CUFISM é necessário seguir os comandos na barra de atalhos no sentido da esquerda para a direita. O primeiro comando disponível é o "Main Pre-processor" que serve para desfazer todos os comandos anteriores. O segundo

comando disponível é o “C/Z Template” que abre uma janela, como mostra a Figura B.2, com a finalidade de definir as dimensões do perfil estudado.

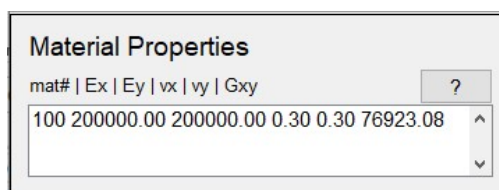
Figura B.2 – Definição das dimensões do perfil no software CUFSM



Fonte: Do autor

Após submeter os dados do perfil ao programa, é possível alterar as propriedades mecânicas do aço a partir de uma caixa de texto que se localiza no canto superior esquerdo da tela inicial do CUFSM, como mostra a Figura B.3.

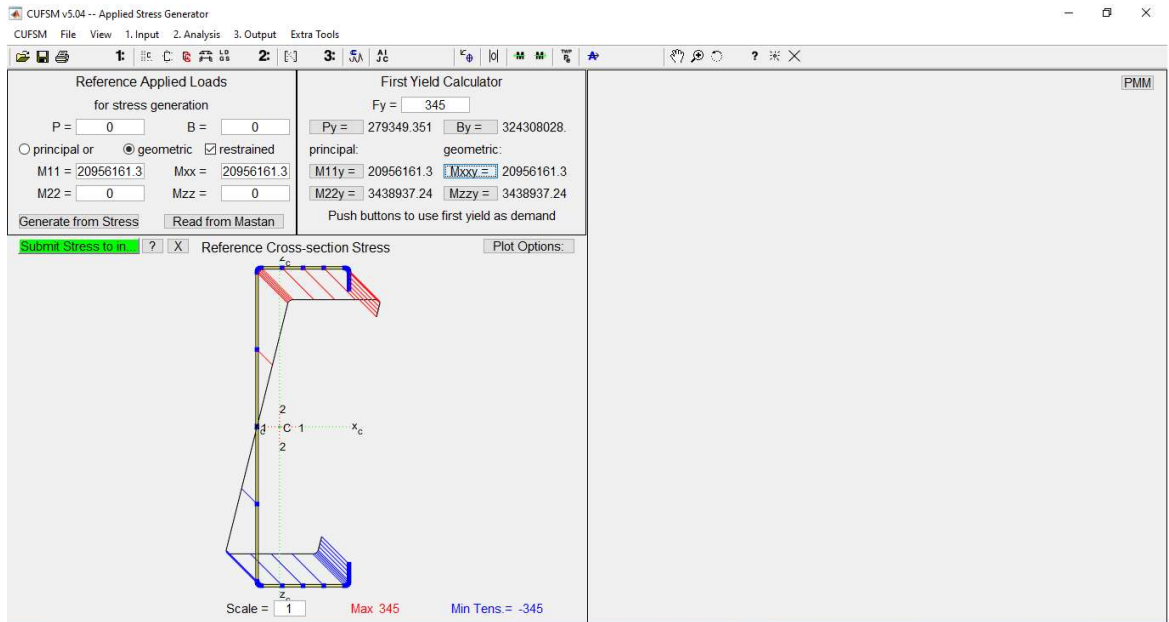
Figura B.3 – Caixa para definir as propriedades mecânicas do aço no software CUFSM



Fonte: Do autor

O próximo passo no CUFSM é aplicar o carregamento na viga estudada que é possível a partir da opção “Applied Stress Generator”. A Figura B.4 ilustra a interface do programa quando a opção é selecionada e exemplifica como foi utilizada no trabalho. Como o CUFSM foi utilizado para auxiliar na determinação da resistência das amostras ao momento fletor, a única carga aplicada na peça foi o momento fletor no sentido do eixo 1 do programa, ilustrado na Figura B.4.

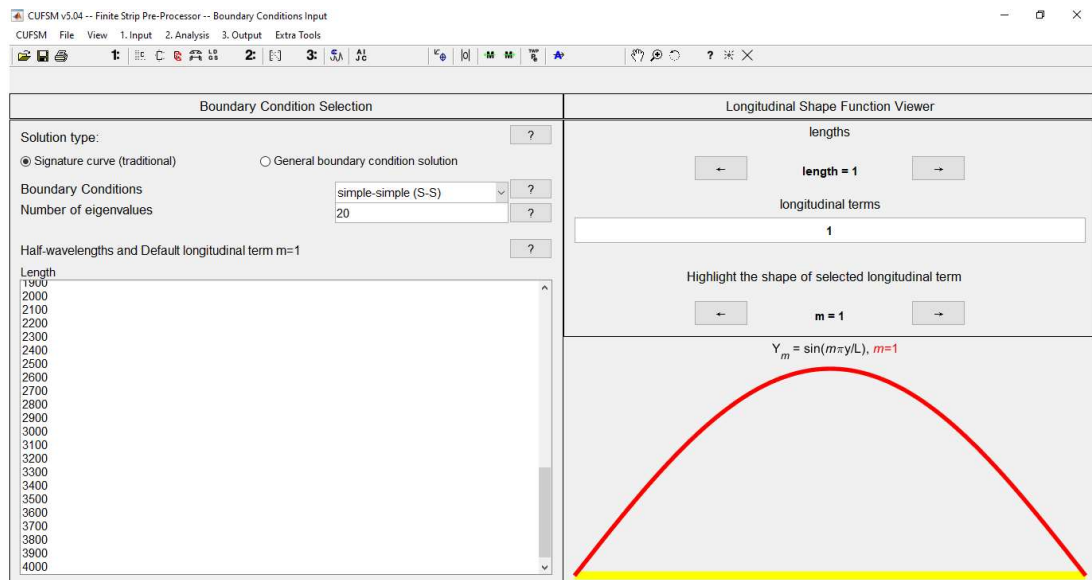
Figura B.4 – Interface para definir o carregamento da viga no software CUFSM



Fonte: Do autor

O próximo passo é determinar as condições de contorno das vigas estudadas que são definidas na função “Lengths and End Boundary Conditions”. A Figura B.5 mostra como é a interface do CUFSM após selecionar esta opção.

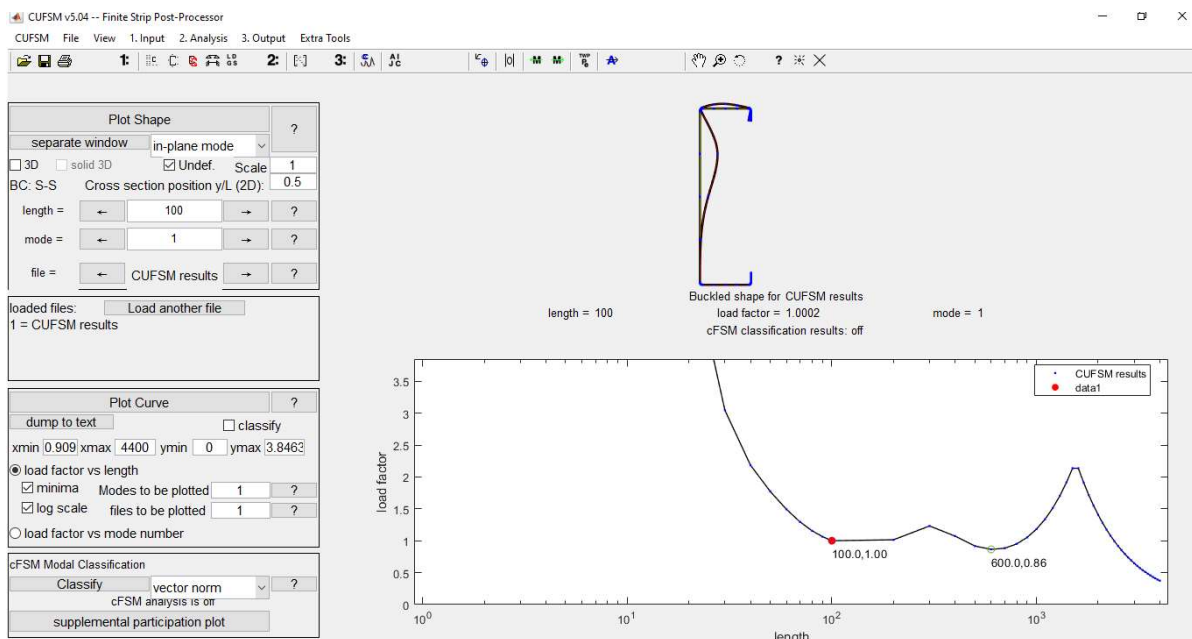
Figura B.5 – Interface para definir as condições de contorno da viga no software CUFSM



Fonte: Do autor

Após a inserção dos dados, é possível gerar a curva de flambagem elástica para o perfil, que está ilustrada na Figura B.6 ao utilizar a opção “Elastic Buckling”. Os momentos fletores de flambagem M_l e M_{dist} são obtidos a partir dos mínimos locais presentes na curva característica do perfil.

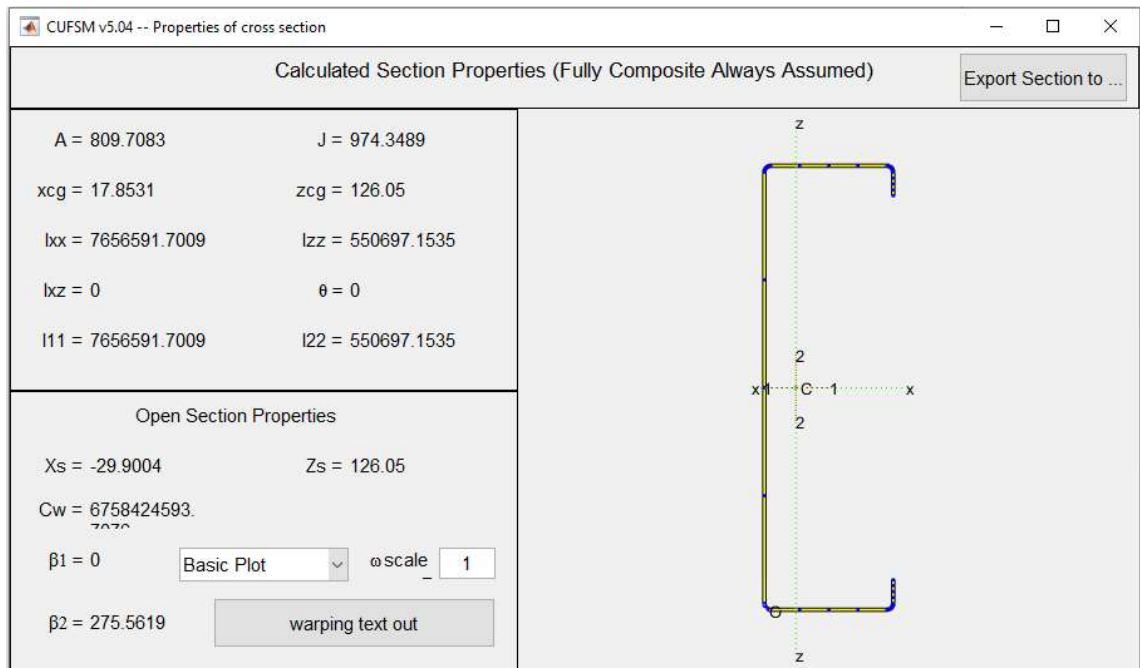
Figura B.6 – Curva de flambagem elástica do perfil gerado pelo CUFSM



Fonte: Do autor

O CUFSM oferece também as propriedades geométricas da seção transversal estudada a partir da opção “Section Properties” que abre uma nova janela como ilustra a Figura B.7 com as propriedades geométricas da seção V2SS deste trabalho.

Figura B.7 – Propriedades geométricas da seção V2SS no software CUFSM.



Fonte: Do autor

APÊNDICE C – UTILIZAÇÃO DO SOFTWARE THIN-WALL 2 PARA DETERMINAR PARÂMETROS DO CISALHAMENTO

Ao começar um novo projeto, a primeira coisa a se fazer é definir as propriedades mecânicas do aço, informando o módulo de elasticidade (E), o módulo de elasticidade transversal (G), o coeficiente de Poisson (ν) e a densidade do aço. Para isso existe a opção “Define” e depois “Materials” que irá abrir uma nova aba que permite a alteração dessas propriedades mecânicas como ilustrado na Figura 3.17.

Figura C.1 – Propriedades mecânicas do aço no software THIN-WALL 2

Material New			
Material ID		1	
Name		Steel	
Material Input			
Modulus of Elasticity	Ex	200000	MPa
	Ey	200000	MPa
Shear Modulus	G	76923	MPa
Poisson's Ratio	vx	0.3	
	vy	0.3	
Weight Density	g	78.5	kN/m3
Material Type		<input checked="" type="radio"/> User <input type="radio"/> Standard	
		OK	Close

Fonte: Do autor

Para o funcionamento do software é necessário então informar a espessura da seção analisada, que é ilustrada na Figura 3.18.

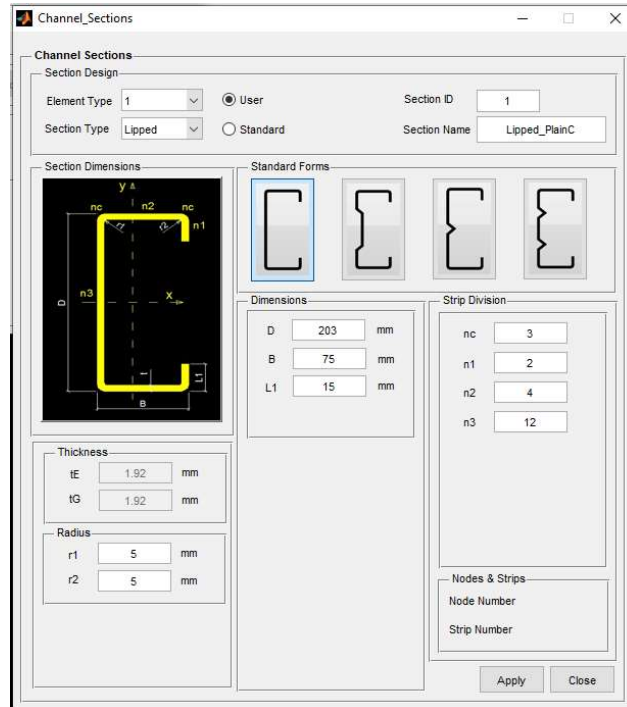
Figura C.2 – Definição da espessura da seção no software THIN-WALL 2

Element Types New			
Element ID		1	
Material		Steel	
Material Properties			
Modulus of Elasticity	Ex	200000	MPa
	Ey	200000	MPa
Shear Modulus	G	76923	MPa
Poisson's Ratio	vx	0.3	
	vy	0.3	
Weight Density	g	78.5	kN/m3
Thickness Input		Thickness for Bending tE 1.92 mm	
		Thickness for Shear tG 1.92 mm	
		OK	Close

Fonte: Do autor

As seções podem então ser escolhidas na opção “Define” depois “Channel Sections”, como mostra a Figura 3.19.

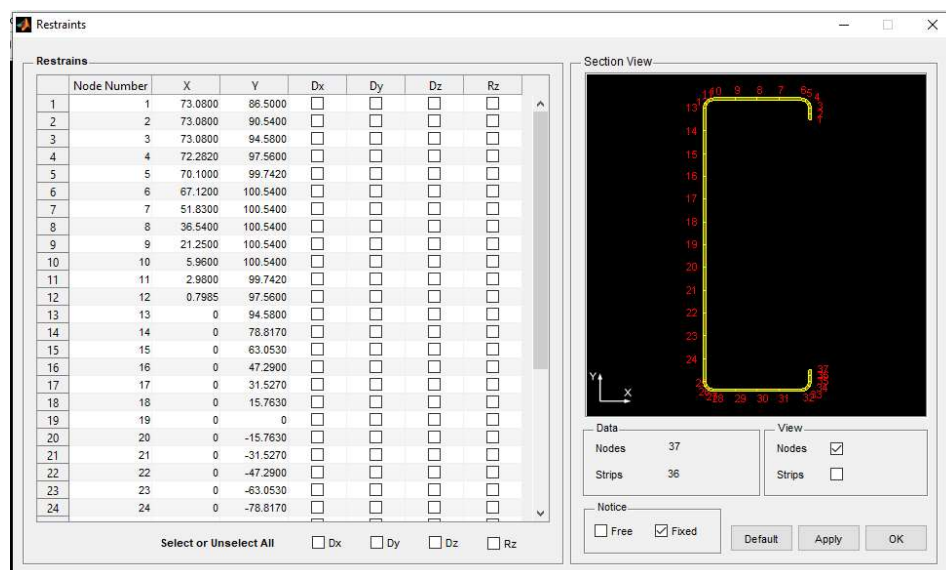
Figura C.3 – Definição da seção no software THIN-WALL 2



Fonte: Do autor

Com a seção definida é necessário informar as condições de apoio e outros tipos de restrições na peça como mostra a Figura 3.20.

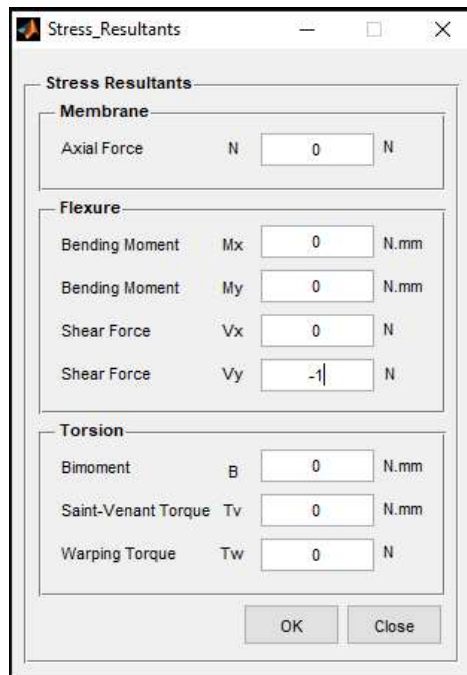
Figura C.4 – Definição das restrições da viga no software THIN-WALL 2



Fonte: Do autor

Como a análise parte do pressuposto que a viga estaria apenas sob a ação de uma força cortante, a análise no software foi realizada a partir da aplicação de uma força cortante virtual na viga com os comandos “Assign”, depois “Uniform Stress” e por fim “Stress Resultants”, como mostra a Figura 3.21.

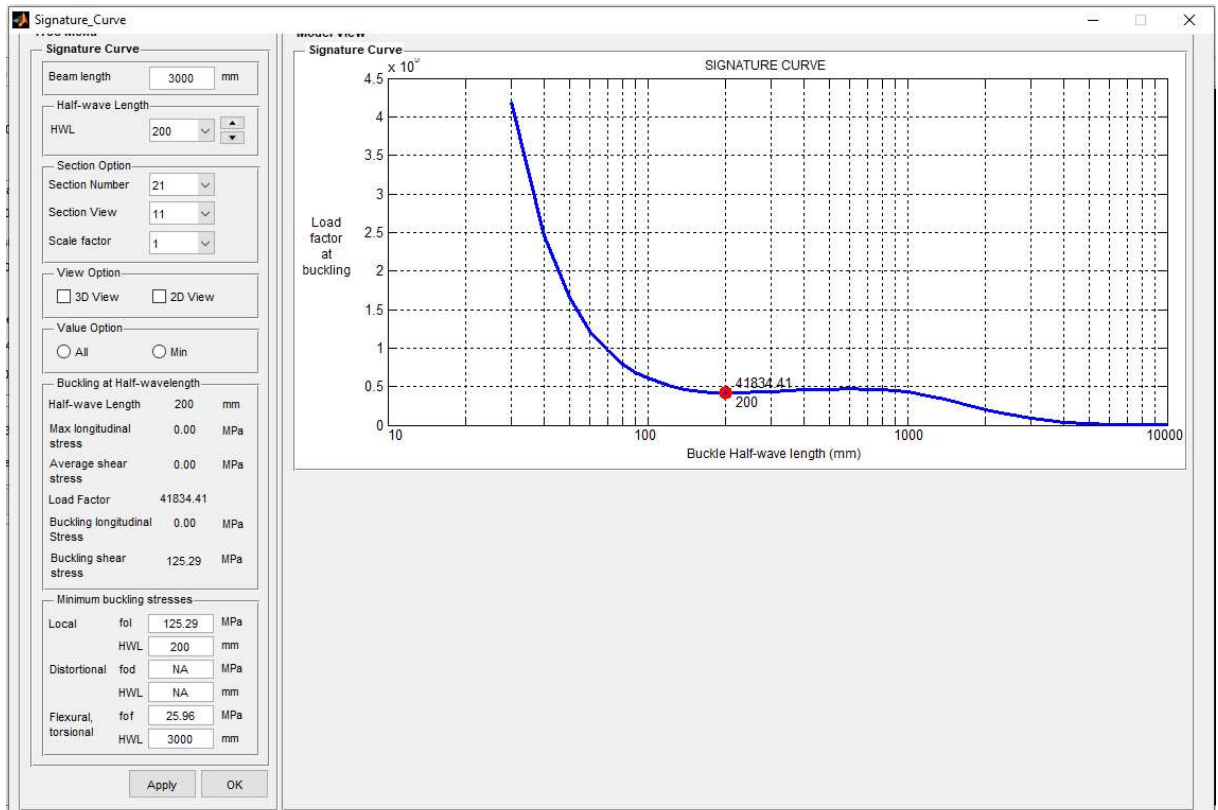
Figura C.5 – Definição da força cortante virtual atuando na viga no software THIN-WALL 2



Fonte: Do autor

A partir da análise, pode-se gerar a curva de assinatura da barra estudada sob o efeito de esforços cortantes, como no exemplo da Figura 3.22. Na curva de assinatura precisa-se do ponto crítico, ou seja, um valor de mínimo local na região intermediária da curva, que nesse caso está marcada de vermelho pelo programa.

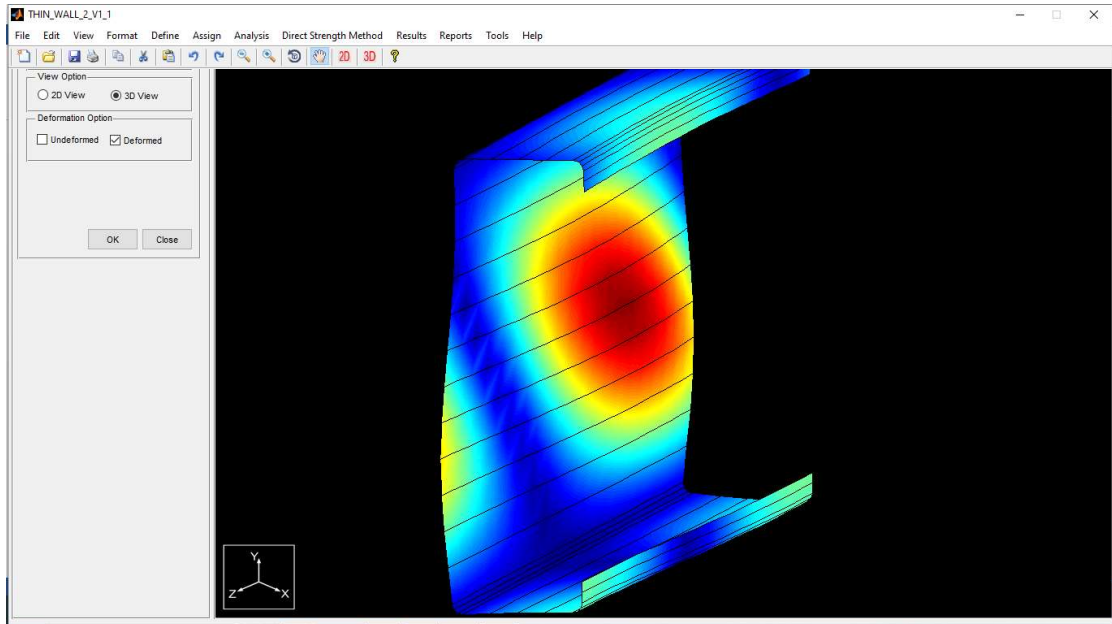
Figura C.6 - Determinação do ponto crítico na curva de assinatura



Fonte: Do autor

O software oferece também na opção “Results”, depois “Buckling Results” e por fim “Buckling Shape” a possibilidade de observar o modo de falha da barra e a distribuição de esforços na viga, como mostra a Figura 3.23.

Figura C.7 – Distribuição de esforços na viga.



Fonte: Do autor

APÊNDICE D – PERFIS USADOS NA ANÁLISE DO ESFORÇO CORTANTE E SUAS PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS

Tabela D.1 - Dados dos perfis. Propriedade Geométrica dos perfis analisados por LaBoube e Yu (1978).

Seções U enrijecidos experimentos que não reconhecem forças pós-flambagem																				
#	Autor	Código	tw (mm)	B1 (mm)	B2 (mm)	B3 (mm)	B4 (mm)	d1 (mm)	d2 (mm)	D1 (mm)	D2 (mm)	BB (mm)	TFPL (mm)	BFPL (mm)	TPL (mm)	a/h	L (mm)	fy (MPa)	E (MPa)	G (MPa)
1	LaBoube e Yu 1978	S-1-1	1,16	48,3	49,8	49,6	48,2	15,2	15,4	120,8	120,2	114,3				0,5	171,5	230,7	203395	78228
2		S-1-2	1,17	48,0	49,5	50,1	48,4	16,0	15,8	119,5	119,1	114,3				0,5	171,5	230,7	203395	78228
3		S-2-1	1,17	50,1	48,1	48,5	50,1	15,8	15,9	145,6	144,5	228,6				1,0	365,1	230,7	203395	78228
4		S-2-2	1,18	49,1	48,5	49,4	48,5	15,2	15,4	145,4	145,3	228,6				1,0	365,1	230,7	203395	78228
5		S-3-1	1,17	49,2	48,8	48,5	50,0	15,0	15,6	175,4	174,1	228,6				1,0	393,7	230,7	203395	78228
6		S-3-2	1,16	49,5	49,7	48,7	48,4	14,8	17,7	171,6	173,3	228,6				1,0	393,7	230,7	203395	78228
7		S-8-1	1,17	76,4	75,9	75,8	76,5	16,1	15,3	146,6	145,4	228,6				1,0	365,1	230,7	203395	78228
8		S-8-2	1,17	75,5	75,7	75,9	76,1	15,4	15,3	147,4	147,2	228,6				1,0	365,1	230,7	203395	78228
9		S-9-1	1,17	88,5	86,4	87,7	89,5	17,9	17,1	172,5	172,6	228,6				1,0	406,4	230,7	203395	78228
10		S-9-2	1,17	88,7	87,4	88,4	88,5	16,7	16,4	173,2	174,0	228,6				1,0	406,4	230,7	203395	78228
11		S-9-4	1,17	88,0	87,8	87,7	89,1	15,5	15,3	171,3	171,0	228,6	127,5	127,1	1,0	1,0	406,4	230,7	203395	78228
12		S-9-5	1,18	88,6	88,0	88,1	88,2	17,7	16,1	171,3	172,5	228,6	127,8	127,9	1,0	1,0	638,2	230,7	203395	78228
13		S-9-6	1,18	87,1	86,7	89,0	89,7	18,0	15,7	173,5	172,2	228,6	127,8	127,9	1,9	1,0	638,2	230,7	203395	78228
14		S-9-7	1,18	88,4	89,0	88,4	88,4	16,7	17,0	172,5	172,8	228,6				3,2	1365,3	230,7	203395	78228
15		S-9-8	1,18	89,0	88,0	87,3	87,9	17,2	16,5	172,8	172,8	228,6	174,8	175,3	1,2	3,2	1365,3	230,7	203395	78228
16		S-10-1	1,23	38,3	38,0	37,9	37,9	15,4	15,3	100,9	101,3	152,4				1,0	279,4	370,9	203395	78228
17		S-10-2	1,23	37,8	38,0	37,5	37,9	15,0	15,3	102,2	102,6	152,4				1,0	279,4	370,9	203395	78228
18		S-10-3	1,23	38,1	37,8	38,1	37,8	15,7	14,8	101,7	102,1	152,4				0,6	171,5	370,9	203395	78228
19		S-10-4	1,23	38,0	38,1	38,0	38,0	15,4	15,0	101,7	102,2	101,6				0,6	171,5	370,9	203395	78228
20		S-10-5	1,23	38,0	38,1	37,8	38,1	15,0	15,3	102,3	102,4	101,6				0,6	171,5	370,9	203395	78228
21		S-11-1	1,27	37,8	37,7	37,7	38,1	15,9	15,5	147,7	146,9	177,8				1,0	374,7	370,9	203395	78228
22		S-11-2	1,27	37,8	38,2	38,5	38,4	15,1	15,3	146,3	146,3	177,8				1,0	374,7	370,9	203395	78228

23		S-11-3	1,28	38,2	38,0	37,7	37,9	15,5	15,4	147,1	147,1	177,8				1,0	374,7	370,9	203395	78228
24		S-12-1	1,28	38,3	38,3	38,4	38,2	15,1	15,4	182,9	182,9	177,8				1,0	425,5	370,9	203395	78228
25		S-12-2	1,28	38,3	38,8	38,4	38,3	15,4	15,5	184,0	183,6	177,8				1,0	425,5	370,9	203395	78228
26	LaBoube e Yu 1978	S-12-3	1,31	38,5	37,6	38,3	38,2	15,5	15,1	183,8	184,7	177,8				1,0	425,5	370,9	203395	78228
27		S-17-1	1,30	87,6	84,1	82,6	89,1	15,2	15,3	145,3	145,5	228,6				1,1	352,4	370,9	203395	78228
28		S-17-2	1,30	76,7	77,3	77,9	77,1	15,3	15,3	145,5	145,1	228,6				1,1	352,4	370,9	203395	78228
29		S-18-1	1,31	89,3	89,0	88,9	89,2	15,6	15,4	182,8	183,0	228,6				1,0	425,5	370,9	203395	78228
30		S-18-2	1,31	89,2	89,0	89,4	89,5	15,1	15,5	183,3	183,5	228,6				1,0	425,5	370,9	203395	78228
31		S-19-1	1,21	37,0	36,9	38,3	38,4	17,4	14,6	248,6	248,2	114,3				1,0	501,7	302,1	203395	78228
32		S-19-2	1,24	39,0	39,0	36,9	37,0	15,1	17,1	249,0	249,0	114,3				1,0	501,7	302,1	203395	78228
33		S-19-3	1,24	38,3	38,2	38,0	37,3	15,3	15,6	249,4	249,7	177,8				1,0	501,7	302,1	203395	78228
34		S-20-1	1,18	38,5	38,5	37,1	37,2	15,9	16,8	314,7	313,7	114,3				1,0	679,5	302,1	203395	78228
35		S-20-2	1,25	36,9	38,0	38,2	36,9	16,8	16,8	315,0	315,0	114,3				1,0	679,5	302,1	203395	78228
36		S-20-3	1,22	37,1	37,0	36,8	38,1	18,1	17,5	311,2	312,7	177,8				1,0	679,5	302,1	203395	78228
37		MS-2-1	1,17	48,3	49,1	49,9	48,6	15,5	15,5	146,3	146,7	228,6	23,1	23,1	1,2	1,0	365,1	230,7	203395	78228
38		MS-2-2	1,16	48,2	49,9	49,7	48,5	15,1	15,5	145,6	145,3	228,6	23,1	23,1	1,2	1,0	365,1	230,7	203395	78228
39		MS-3-1	1,17	49,6	50,1	48,9	48,2	15,7	16,0	175,0	173,2	228,6	23,1	23,1	1,2	1,0	393,7	230,7	203395	78228
40		MS-3-2	1,17	49,3	48,4	50,1	50,1	16,4	15,6	174,2	174,9	228,6	23,1	23,1	1,2	1,0	393,7	230,7	203395	78228
41		MS-8-1	1,17	76,3	76,5	76,2	76,1	15,8	16,4	145,7	144,8	228,6	30,4	30,4	1,2	1,0	365,1	230,7	203395	78228
42		MS-8-2	1,18	76,7	76,2	76,2	76,7	14,8	15,2	145,8	146,3	228,6	30,4	30,4	1,2	1,0	365,1	230,7	203395	78228

Figura D.1 – Perfis analisados por LaBoube e Yu (1978)

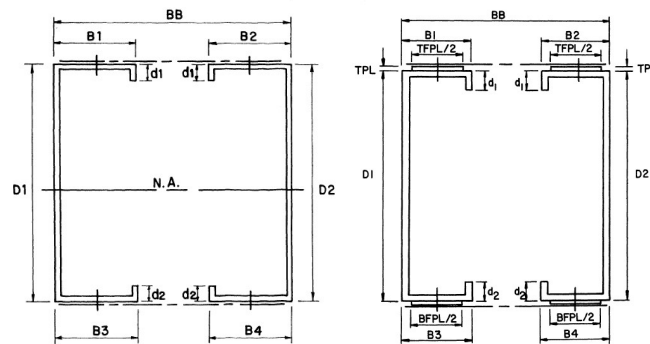


Tabela D.2 - Dados dos perfis. Propriedade Geométrica dos perfis U analisados reconhecendo forças pós-flambagem.

Seções U enrijecidos experimentos que reconhecem forças pós-flambagem										
#	Autor	Código	D (mm)	d1 (mm)	B (mm)	L (mm)	tw (mm)	fy (mm)	E (mm)	G (mm)
1	Keerthan e Mahendran 2014	1	203	197,0	75,0	15,0	1,92	515	200000	76923
2		2	254	245,0	75,0	18,0	1,90	515	200000	76923
3		3	162	156,8	64,0	15,0	1,92	515	200000	76923
4		4	203	197,0	75,0	15,0	1,51	537	200000	76923
5		5	254	247,3	75,0	18,0	1,49	537	200000	76923
6		6	162	157,5	65,0	15,0	1,51	537	200000	76923
7		7	122	116,8	50,0	18,0	1,49	537	200000	76923
8		8	203	198,0	76,0	15,0	1,93	271	200000	76923
9		9	254	248,3	75,0	18,0	1,94	271	200000	76923
10		10	162	158,0	65,0	15,0	1,94	271	200000	76923
11		11	122	118,6	50,0	18,0	1,95	271	200000	76923
1	Pham e Hancock 2009a	1515-1	153,2	140,2	64,6	15,5	1,50	541	206900	79577
2		1515-2	153,4	140,4	64,8	15,7	1,50	541	206900	79577
3		1515-3	153,2	140,2	64,6	15,2	1,50	541	206900	79577
4		1515-w	153,4	140,4	64,4	14,2	1,50	541	206900	79577
5		1519-1	153,1	139,3	65,2	15,5	1,90	534	206900	79577
6		1519-2	153,3	139,5	65,0	15,7	1,90	534	206900	79577
7		1519-3	153,4	139,6	64,6	15,6	1,90	534	206900	79577
8		1519-s	153,2	139,4	65,3	15,9	1,90	534	206900	79577
9		1524-1	153,1	138,3	63,0	17,5	2,40	485	206900	79577
10		1524-2	153,4	138,6	63,0	17,7	2,40	485	206900	79577
11		1524-3	153,2	138,4	63,2	20,5	2,40	485	206900	79577
12		1524-w	153,5	138,7	62,7	19,6	2,40	485	206900	79577
13		2015-1	204,8	191,8	76,1	15,4	1,50	513	206900	79577
14		2015-2	204,7	191,7	76,2	15,5	1,50	513	206900	79577
15		2015-3	204,6	191,6	76,7	15,7	1,50	513	206900	79577
16		2015-w	204,7	191,7	76,6	15,6	1,50	513	206900	79577
17		2019-1	202,0	188,2	78,1	16,9	1,90	510	206900	79577
18		2019-2	202,2	188,4	78,2	16,9	1,90	510	206900	79577
19		2019-3	202,2	188,4	78,6	17,7	1,90	510	206900	79577
20		2019-w	201,9	188,1	78,7	17,6	1,90	510	206900	79577
21		2024-1	204,0	189,2	77,4	23,0	2,40	483	206900	79577
22		2024-2	203,4	188,6	77,7	22,2	2,40	483	206900	79577
23		2024-3	202,9	188,1	77,0	22,1	2,40	483	206900	79577

Figura D.2 – Perfis U enrijecido analisados reconhecendo forças pós flambagem.

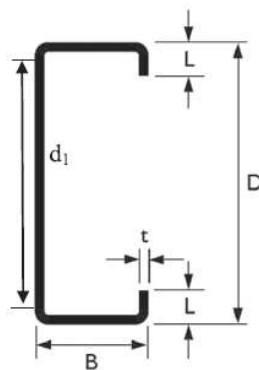
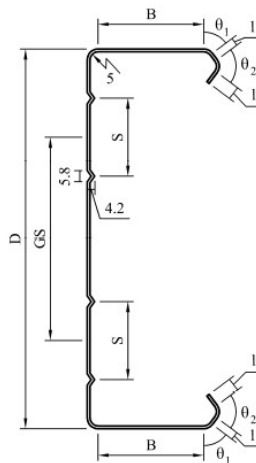


Tabela D.3 - Dados dos perfis. Propriedade Geométrica dos perfis SupaCee® analisados reconhecendo forças pós-flambagem.

Seções U enrijecidos experimentos que reconhecem forças pós-flambagem														
#	Autor	Código	D (mm)	B (mm)	L (mm)	Lr (mm)	GS (mm)	S (mm)	θ_1 (graus)	θ_2 (graus)	tw (mm)	Fy (MPa)	E (MPa)	G (MPa)
1	Pham e Hancock 2009b	1512-1	153,9	42,1	5,8	6,3	63,4	40,8	53,5	84,5	1,20	590	206600	79461
2		1512-w	153,6	41,9	5,1	6,2	63,9	41,4	55,5	84,5	1,20	590	206600	79461
3		1515-1	153,7	42,5	4,7	6,0	64,7	42,3	54,0	80,5	1,50	534	206600	79461
4		1515-w	152,6	42,5	4,8	5,8	63,5	41,3	55,5	81,5	1,50	534	206600	79461
5		1524-1	153,6	43,8	5,3	5,6	60,9	42,6	51,5	82,0	2,40	514	206600	79461
6		1524-w	153,7	44,5	4,8	5,0	60,8	42,2	51,5	81,5	2,40	514	206600	79461
7		2012-1	205,7	54,6	7,1	6,5	109,5	42,1	54,5	86,0	1,20	593	206600	79461
8		2012-w	205,5	54,6	7,0	6,2	109,4	42,5	55,5	84,0	1,20	593	206600	79461
9		2015-1	203,9	54,3	7,4	6,9	109,2	42,1	54,5	85,5	1,50	532	206600	79461
10		2015-w	203,8	54,2	7,3	6,9	109,5	42,4	54,5	87,5	1,50	532	206600	79461
11		2024-1	203,3	54,3	6,6	8,6	111,3	41,5	55,0	84,0	2,40	505	206600	79461
12		2024-w	204,2	54,7	6,6	8,4	111,5	41,4	54,0	85,5	2,40	505	206600	79461

Figura D.3 – Perfis SupaCee® analisados reconhecendo forças pós flambagem.



APÊNDICE E – DIMENSIONAMENTO DOS PERFIS À FORÇA CORTANTE

Tabela E.1 - Dimensionamento dos perfis. Resultados experimentais e teóricos calculados dos perfis U enrijecido e SupaCee® considerando o campo de tração.

		Dados					Thin-Wall 2.0							AISI S100 (2016)							
#	Autor	a/h	h (mm)	tw (mm)	fy (MPa)	Vteste (kN)	Vcrit (kN)	Aw (mm²)	Vy (kN)	λ_v	Tipo de ruptura	Vn (kN)	Vteste/Vn	kv	Vcrit (kN)	Aw (mm²)	Vy (kN)	λ_v	Tipo de ruptura	Vn (kN)	Vteste/Vn
1	Keerthan e Mahendran 2015	1,0	197,0	1,92	515	75,00	47,39	378,24	116,88	1,57	Pós-flamb.	72,94	1,0283	9,34	60,66	378,24	116,88	1,39	Pós-flamb.	79,53	0,9430
2		1,0	245,0	1,90	515	69,40	37,10	465,50	143,84	1,99	Pós-flamb.	76,35	0,9090	9,34	47,27	465,50	143,84	1,74	Pós-flamb.	83,30	0,8331
3		1,0	156,8	1,92	515	73,80	63,31	301,06	93,03	1,21	Pós-flamb.	69,50	1,0619	9,34	76,21	301,06	93,03	1,10	Pós-flamb.	74,00	0,9973
4		1,0	197,0	1,51	537	57,00	23,12	297,47	95,84	2,04	Pós-flamb.	49,66	1,1479	9,34	29,51	297,47	95,84	1,80	Pós-flamb.	54,23	1,0511
5		1,0	247,3	1,49	537	53,20	18,18	368,48	118,72	2,55	Pós-flamb.	52,08	1,0214	9,34	22,58	368,48	118,72	2,29	Pós-flamb.	56,41	0,9432
6		1,0	157,5	1,51	537	54,50	29,07	237,83	76,63	1,62	Pós-flamb.	46,71	1,1668	9,34	36,91	237,83	76,63	1,44	Pós-flamb.	50,80	1,0728
7		1,0	116,8	1,49	537	43,30	37,09	174,03	56,07	1,23	Pós-flamb.	41,49	1,0437	9,34	47,82	174,03	56,07	1,08	Pós-flamb.	45,21	0,9578
8		1,0	198,0	1,93	271	55,10	48,36	382,14	62,14	1,13	Pós-flamb.	48,58	1,1342	9,34	61,30	382,14	62,14	1,01	Pós-flamb.	52,58	1,0479
9		1,0	248,3	1,94	271	60,30	39,99	481,70	78,32	1,40	Pós-flamb.	52,99	1,1379	9,34	49,65	481,70	78,32	1,26	Pós-flamb.	57,11	1,0559
10		1,0	158,0	1,94	271	52,20	61,73	306,52	49,84	0,90	Pós-flamb.	45,42	1,1492	9,34	78,02	306,52	49,84	0,80	Pós-flamb.	48,93	1,0669
11		1,0	118,6	1,95	271	38,10	84,36	231,27	37,60	0,67	Escoam.	37,60	1,0132	9,34	105,55	231,27	37,60	0,60	Escoam.	37,60	1,0132
1	Pham e Hancock 2009a	1,0	140,2	1,50	541	51,28	29,42	210,33	68,29	1,52	Pós-flamb.	43,54	1,1779	9,34	42,04	210,33	68,29	1,27	Pós-flamb.	49,30	1,0403
2		1,0	140,4	1,50	541	55,43	29,29	210,59	68,37	1,53	Pós-flamb.	43,50	1,2741	9,34	41,99	210,59	68,37	1,28	Pós-flamb.	49,31	1,1240
3		1,0	140,2	1,50	541	56,08	29,32	210,23	68,26	1,52	Pós-flamb.	43,47	1,2900	9,34	42,06	210,23	68,26	1,27	Pós-flamb.	49,29	1,1378
4		1,0	140,4	1,50	541	54,47	29,27	210,56	68,36	1,53	Pós-flamb.	43,49	1,2525	9,34	41,99	210,56	68,36	1,28	Pós-flamb.	49,31	1,1046
5		1,0	139,3	1,90	534	70,87	59,13	264,59	84,85	1,20	Pós-flamb.	63,90	1,1090	9,34	86,02	264,59	84,85	0,99	Pós-flamb.	72,45	0,9782
6		1,0	139,5	1,90	534	76,78	59,11	265,03	84,99	1,20	Pós-flamb.	63,96	1,2003	9,34	85,88	265,03	84,99	0,99	Pós-flamb.	72,49	1,0592
7		1,0	139,6	1,90	534	75,65	59,10	265,26	85,07	1,20	Pós-flamb.	64,00	1,1821	9,34	85,81	265,26	85,07	1,00	Pós-flamb.	72,51	1,0433
8		1,0	139,4	1,90	534	77,85	59,14	264,90	84,95	1,20	Pós-flamb.	63,96	1,2172	9,34	85,93	264,90	84,95	0,99	Pós-flamb.	72,48	1,0741
9		1,0	138,3	2,40	485	93,38	118,51	331,82	96,62	0,90	Pós-flamb.	87,78	1,0638	9,34	174,63	331,82	96,62	0,74	Escoam.	96,62	0,9665
10		1,0	138,6	2,40	485	94,24	118,40	332,64	96,86	0,90	Pós-flamb.	87,90	1,0722	9,34	174,20	332,64	96,86	0,75	Escoam.	96,86	0,9730
11		1,0	138,4	2,40	485	96,04	118,94	332,21	96,73	0,90	Pós-flamb.	87,95	1,0920	9,34	174,43	332,21	96,73	0,74	Escoam.	96,73	0,9929
12		1,0	138,7	2,40	485	95,56	118,68	332,86	96,92	0,90	Pós-flamb.	88,00	1,0859	9,34	174,09	332,86	96,92	0,75	Escoam.	96,92	0,9860

13		1,0	191,8	1,50	513	50,82	22,41	287,67	88,61	1,99	Pós-flamb.	46,71	1,0881	9,34	30,74	287,67	88,61	1,70	Pós-flamb.	52,32	0,9713
14		1,0	191,7	1,50	513	56,14	22,43	287,57	88,58	1,99	Pós-flamb.	46,71	1,2019	9,34	30,75	287,57	88,58	1,70	Pós-flamb.	52,31	1,0731
15		1,0	191,6	1,50	513	53,89	22,42	287,33	88,51	1,99	Pós-flamb.	46,67	1,1546	9,34	30,77	287,33	88,51	1,70	Pós-flamb.	52,30	1,0304
16		1,0	191,7	1,50	513	57,76	22,41	287,49	88,56	1,99	Pós-flamb.	46,69	1,2372	9,34	30,76	287,49	88,56	1,70	Pós-flamb.	52,31	1,1042
17		1,0	188,2	1,90	510	75,82	45,78	357,50	109,50	1,55	Pós-flamb.	69,08	1,0976	9,34	63,67	357,50	109,50	1,31	Pós-flamb.	77,50	0,9783
18		1,0	188,4	1,90	510	86,51	45,75	358,00	109,65	1,55	Pós-flamb.	69,12	1,2515	9,34	63,58	358,00	109,65	1,31	Pós-flamb.	77,54	1,1157
19		1,0	188,4	1,90	510	86,06	45,76	358,04	109,66	1,55	Pós-flamb.	69,14	1,2448	9,34	63,57	358,04	109,66	1,31	Pós-flamb.	77,54	1,1099
20		1,0	188,1	1,90	510	83,38	45,81	357,45	109,48	1,55	Pós-flamb.	69,09	1,2069	9,34	63,68	357,45	109,48	1,31	Pós-flamb.	77,50	1,0759
21		1,0	189,2	2,40	483	115,45	91,39	453,96	131,69	1,20	Pós-flamb.	99,04	1,1657	9,34	127,65	453,96	131,69	1,02	Pós-flamb.	110,79	1,0420
22		1,0	188,6	2,40	483	113,60	91,54	452,52	131,27	1,20	Pós-flamb.	98,89	1,1488	9,34	128,05	452,52	131,27	1,01	Pós-flamb.	110,67	1,0265
23		1,0	188,1	2,40	483	112,61	91,79	451,32	130,93	1,19	Pós-flamb.	98,81	1,1397	9,34	128,39	451,32	130,93	1,01	Pós-flamb.	110,57	1,0184
1	Pham e Hancock 2009b	1,0	141,5	1,20	590	39,33	29,94	169,79	60,08	1,42	Pós-flamb.	40,31	0,9757	9,34	21,30	190,94	67,56	1,78	Pós-flamb.	38,55	1,0201
2		1,0	141,2	1,20	590	42,14	29,98	169,39	59,94	1,41	Pós-flamb.	40,26	1,0465	9,34	21,35	190,55	67,42	1,78	Pós-flamb.	38,53	1,0935
3		1,0	140,7	1,50	534	51,87	48,53	210,98	67,58	1,18	Pós-flamb.	51,42	1,0088	9,34	41,85	237,42	76,05	1,35	Pós-flamb.	52,81	0,9821
4		1,0	139,6	1,50	534	55,58	48,63	209,46	67,10	1,17	Pós-flamb.	51,21	1,0853	9,34	42,15	235,91	75,57	1,34	Pós-flamb.	52,73	1,0541
5		1,0	138,8	2,40	514	92,92	145,64	333,19	102,69	0,84	Pós-flamb.	97,73	0,9508	9,34	173,66	375,50	115,73	0,82	Pós-flamb.	112,11	0,8288
6		1,0	138,9	2,40	514	97,99	144,81	333,26	102,71	0,84	Pós-flamb.	97,56	1,0044	9,34	173,62	375,58	115,76	0,82	Pós-flamb.	112,12	0,8740
7		1,0	193,3	1,20	593	45,55	12,62	231,95	82,57	2,56	Pós-flamb.	36,20	1,2584	9,34	15,59	253,10	90,10	2,40	Pós-flamb.	41,35	1,1018
8		1,0	193,1	1,20	593	46,48	12,57	231,66	82,47	2,56	Pós-flamb.	36,11	1,2873	9,34	15,61	252,82	90,00	2,40	Pós-flamb.	41,33	1,1246
9		1,0	190,9	1,50	532	61,65	46,06	286,32	91,40	1,41	Pós-flamb.	61,56	1,0015	9,34	30,84	312,77	99,84	1,80	Pós-flamb.	56,55	1,0902
10		1,0	190,8	1,50	532	62,07	46,12	286,16	91,35	1,41	Pós-flamb.	61,57	1,0081	9,34	30,85	312,60	99,79	1,80	Pós-flamb.	56,55	1,0976
11		1,0	188,5	2,40	505	117,31	137,01	452,28	137,04	1,00	Pós-flamb.	116,48	1,0072	9,34	127,94	494,59	149,86	1,08	Pós-flamb.	120,86	0,9706
12		1,0	189,4	2,40	505	124,21	136,72	454,46	137,70	1,00	Pós-flamb.	116,77	1,0637	9,34	127,32	496,78	150,52	1,09	Pós-flamb.	121,02	1,0263

Tabela E.2 - Dimensionamento dos perfis. Resultados experimentais e teóricos calculados dos perfis U enrijecido e SupaCee® considerando o campo de tração.

Dados							Keerthan e Mahendran (2015)						
#	Autor	a/h	h (mm)	tw (mm)	fy (MPa)	Vteste (kN)	ksf	kicb	λ	Tipo de ruptura	Vy (kN)	Vn (kN)	Vteste/Vn
1	Keerthan e Mahendran 2015	1,0	197,0	1,92	515	75,00	12,60	10,09	1,34	Pós-flamb.	116,88	75,77	0,9899
2		1,0	245,0	1,90	515	69,40	12,60	10,09	1,68	Pós-flamb.	143,84	69,59	0,9972
3		1,0	156,8	1,92	515	73,80	12,60	10,09	1,06	Pós-flamb.	93,03	76,50	0,9647
4		1,0	197,0	1,51	537	57,00	12,60	10,09	1,73	Pós-flamb.	95,84	44,65	1,2765
5		1,0	247,3	1,49	537	53,20	12,60	10,09	2,21	Pós-flamb.	118,72	43,25	1,2300
6		1,0	157,5	1,51	537	54,50	12,60	10,09	1,39	Pós-flamb.	76,63	47,20	1,1546
7		1,0	116,8	1,49	537	43,30	12,60	10,09	1,04	Pós-flamb.	56,07	46,65	0,9282
8		1,0	198,0	1,93	271	55,10	12,60	10,09	0,97	Pós-flamb.	62,14	53,90	1,0222
9		1,0	248,3	1,94	271	60,30	12,60	10,09	1,21	Pós-flamb.	78,32	59,73	1,0095
10		1,0	158,0	1,94	271	52,20	12,60	10,09	0,77	Escoam.	49,84	49,84	1,0473
11		1,0	118,6	1,95	271	38,10	12,60	10,09	0,57	Escoam.	37,60	37,60	1,0132
1	Pham e Hancock 2009a	1,0	140,2	1,50	541	51,28	12,60	10,09	1,23	Pós-flamb.	68,29	51,63	0,9932
2		1,0	140,4	1,50	541	55,43	12,60	10,09	1,23	Pós-flamb.	68,37	51,66	1,0730
3		1,0	140,2	1,50	541	56,08	12,60	10,09	1,23	Pós-flamb.	68,26	51,62	1,0863
4		1,0	140,4	1,50	541	54,47	12,60	10,09	1,23	Pós-flamb.	68,36	51,66	1,0545
5		1,0	139,3	1,90	534	70,87	12,60	10,09	0,96	Pós-flamb.	84,85	74,18	0,9553
6		1,0	139,5	1,90	534	76,78	12,60	10,09	0,96	Pós-flamb.	84,99	74,24	1,0343
7		1,0	139,6	1,90	534	75,65	12,60	10,09	0,96	Pós-flamb.	85,07	74,26	1,0187
8		1,0	139,4	1,90	534	77,85	12,60	10,09	0,96	Pós-flamb.	84,95	74,22	1,0489
9		1,0	138,3	2,40	485	93,38	12,60	10,09	0,72	Pós-flamb.	96,62	96,62	0,9665
10		1,0	138,6	2,40	485	94,24	12,60	10,09	0,72	Escoam.	96,86	96,86	0,9730
11		1,0	138,4	2,40	485	96,04	12,60	10,09	0,72	Escoam.	96,73	96,73	0,9929
12		1,0	138,7	2,40	485	95,56	12,60	10,09	0,72	Escoam.	96,92	96,92	0,9860
13		1,0	191,8	1,50	513	50,82	12,60	10,09	1,63	Pós-flamb.	88,61	44,27	1,1479
14		1,0	191,7	1,50	513	56,14	12,60	10,09	1,63	Pós-flamb.	88,58	44,27	1,2680
15		1,0	191,6	1,50	513	53,89	12,60	10,09	1,63	Pós-flamb.	88,51	44,28	1,2170
16		1,0	191,7	1,50	513	57,76	12,60	10,09	1,63	Pós-flamb.	88,56	44,28	1,3045

17		1,0	188,2	1,90	510	75,82	12,60	10,09	1,26	Pós-flamb.	109,50	76,89	0,9861
18		1,0	188,4	1,90	510	86,51	12,60	10,09	1,26	Pós-flamb.	109,65	76,85	1,1257
19		1,0	188,4	1,90	510	86,06	12,60	10,09	1,26	Pós-flamb.	109,66	76,84	1,1199
20		1,0	188,1	1,90	510	83,38	12,60	10,09	1,26	Pós-flamb.	109,48	76,90	1,0843
21		1,0	189,2	2,40	483	115,45	12,60	10,09	0,98	Pós-flamb.	131,69	113,67	1,0157
22		1,0	188,6	2,40	483	113,60	12,60	10,09	0,97	Pós-flamb.	131,27	113,51	1,0007
23		1,0	188,1	2,40	483	112,61	12,60	10,09	0,97	Pós-flamb.	130,93	113,39	0,9932
1	Pham e Hancock 2009b	1,0	141,5	1,20	590	39,33	12,60	10,09	1,62	Pós-flamb.	67,56	34,20	1,1498
2		1,0	141,2	1,20	590	42,14	12,60	10,09	1,61	Pós-flamb.	67,42	34,23	1,2310
3		1,0	140,7	1,50	534	51,87	12,60	10,09	1,22	Pós-flamb.	76,05	57,60	0,9005
4		1,0	139,6	1,50	534	55,58	12,60	10,09	1,21	Pós-flamb.	75,57	57,48	0,9669
5		1,0	138,8	2,40	514	92,92	12,60	10,09	0,74	Escoam.	115,73	115,73	0,8029
6		1,0	138,9	2,40	514	97,99	12,60	10,09	0,74	Escoam.	115,76	115,76	0,8465
7		1,0	193,3	1,20	593	45,55	12,60	10,09	2,21	Pós-flamb.	90,10	32,71	1,3924
8		1,0	193,1	1,20	593	46,48	12,60	10,09	2,21	Pós-flamb.	90,00	32,71	1,4209
9		1,0	190,9	1,50	532	61,65	12,60	10,09	1,66	Pós-flamb.	99,84	49,06	1,2566
10		1,0	190,8	1,50	532	62,07	12,60	10,09	1,66	Pós-flamb.	99,79	49,07	1,2648
11		1,0	188,5	2,40	505	117,31	12,60	10,09	1,00	Pós-flamb.	149,86	127,97	0,9167
12		1,0	189,4	2,40	505	124,21	12,60	10,09	1,00	Pós-flamb.	150,52	128,18	0,9690

Tabela E.3 - Dimensionamento dos perfis. Resultados experimentais e teóricos calculados dos perfis U enrijecido sem considerar o campo de tração.

		Dados					NBR 14762 (2010)				AISI S100 (2012)				
#	Autor	a/h	h (mm)	tw (mm)	fy (MPa)	Vteste (kN)	kv	Tipo de ruptura	Vn (kN)	Vteste/Vn	kv	Tipo de ruptura	Vn(kN)	Vteste/Vn	
1	LaBoube e Yu 1978	0,5	116,1	1,16	231	19,11	26,61	Escoam.	18,70	1,0215	27,08	Escoam.	18,70	1,0215	
2		0,5	114,8	1,17	231	19,16	23,85	Escoam.	18,57	1,0319	24,13	Escoam.	18,57	1,0319	
3		1,0	140,9	1,17	231	17,21	17,21	9,79	Inelástico	19,18	0,8974	9,17	Inelástico	17,14	1,0044
4		1,0	140,7	1,18	231	17,38	17,38	9,88	Inelástico	19,61	0,8863	9,25	Inelástico	17,51	0,9927
5		1,0	170,8	1,17	231	17,79	17,79	9,91	Elástico	17,04	1,0441	9,27	Elástico	15,92	1,1177
6		1,0	166,9	1,16	231	18,78	18,78	9,87	Elástico	17,14	1,0959	9,24	Elástico	16,02	1,1724
7		1,0	142,0	1,17	231	16,67	16,67	9,87	Inelástico	19,10	0,8728	9,24	Inelástico	17,05	0,9775
8		1,0	142,7	1,17	231	16,85	16,85	9,74	Inelástico	18,97	0,8881	9,13	Inelástico	16,96	0,9936
9		1,0	167,9	1,17	231	16,88	16,88	9,59	Elástico	16,77	1,0067	9,01	Elástico	15,74	1,0724
10		1,0	168,5	1,17	231	18,68	18,68	9,66	Elástico	16,83	1,1099	9,07	Elástico	15,78	1,1837
11		1,0	166,6	1,17	231	17,08	17,08	9,62	Elástico	17,18	0,9941	9,04	Elástico	16,12	1,0595
12		1,0	166,6	1,18	231	15,88	15,88	9,62	Elástico	17,29	0,9186	9,04	Elástico	16,22	0,9791
13		1,0	168,8	1,18	231	18,35	18,35	9,81	Elástico	17,62	1,0412	9,18	Elástico	16,49	1,1129
14		0,6	96,8	1,23	371	25,35	25,35	18,66	Escoam.	26,54	0,9555	18,59	Escoam.	26,54	0,9555
15		0,6	97,3	1,23	371	24,89	24,89	18,75	Escoam.	26,68	0,9327	18,69	Escoam.	26,68	0,9327
16		1,0	142,6	1,27	371	25,58	25,58	9,89	Elástico	26,16	0,9777	9,25	Elástico	24,45	1,0463
17		1,0	141,2	1,27	371	28,84	28,84	9,84	Elástico	26,28	1,0972	9,22	Elástico	24,58	1,1733
18		1,0	142,0	1,28	371	27,33	27,33	9,90	Elástico	27,09	1,0092	9,26	Elástico	25,31	1,0801
19		1,0	177,8	1,28	371	20,02	20,02	9,63	Elástico	20,67	0,9684	9,05	Elástico	19,39	1,0323
20		1,0	178,9	1,28	371	23,89	23,89	9,68	Elástico	20,64	1,1571	9,08	Elástico	19,35	1,2343
21		1,0	178,6	1,31	371	20,60	20,60	9,72	Elástico	22,43	0,9183	9,12	Elástico	21,01	0,9803
22		1,1	140,1	1,30	371	27,36	27,36	9,38	Elástico	26,80	1,0208	8,85	Elástico	25,24	1,0839
23		1,1	140,4	1,30	371	26,69	26,69	9,48	Elástico	27,04	0,9872	8,93	Elástico	25,42	1,0499
24		1,0	177,5	1,31	371	26,79	26,79	9,76	Elástico	22,65	1,1827	9,15	Elástico	21,21	1,2632
25		1,0	178,1	1,31	371	24,35	24,35	9,65	Elástico	22,33	1,0908	9,06	Elástico	20,94	1,1632
26		1,0	243,7	1,21	302	12,38	12,38	9,82	Elástico	13,27	0,9329	9,19	Elástico	12,41	0,9973
27		1,0	244,4	1,24	302	18,40	18,40	9,85	Elástico	14,13	1,3022	9,22	Elástico	13,21	1,3928
28		1,0	306,3	1,22	302	15,45	15,45	9,87	Elástico	10,82	1,4275	9,24	Elástico	10,11	1,5272
29		1,0	141,6	1,17	231	17,50	17,50	9,79	Inelástico	19,02	0,9205	9,17	Inelástico	16,99	1,0302
30		1,0	141,0	1,16	231	17,76	17,76	9,86	Inelástico	18,68	0,9509	9,23	Inelástico	16,68	1,0648
31		1,0	170,3	1,17	231	17,51	17,51	9,93	Elástico	17,12	1,0232	9,28	Elástico	15,99	1,0956
32		1,0	169,5	1,17	231	16,48	16,48	9,94	Elástico	17,22	0,9571	9,29	Elástico	16,08	1,0250
33		1,0	141,0	1,17	231	18,03	18,03	9,86	Inelástico	19,09	0,9443	9,23	Inelástico	17,05	1,0575
34		1,0	141,1	1,18	231	16,24	16,24	9,82	Inelástico	19,47	0,8339	9,20	Inelástico	17,39	0,9336

Tabela E.4 - Dimensionamento dos perfis com relação a/h>1. Resultados experimentais e teóricos calculados dos perfis U enrijecido

Dados							Thin-Wall 2.0						AISI S100 (2016)						Keerthan e Mahendran (2015)						
#	Autor	a/h	h (mm)	tw (mm)	fy (MPa)	Vteste (kN)	Vcrit (kN)	Aw (mm²)	Vy (kN)	λv	Vn (kN)	Vteste/Vn	kv	Vcrit (kN)	Aw (mm²)	Vy (kN)	λv	Vn (kN)	Vteste/Vn	ksf	k1cb	λ	Vy (kN)	Vn (kN)	Vteste/Vn
1	Keerthan e M. 2015	1,5	245,0	1,90	515	69,40	37,10	465,50	143,84	1,99	76,35	0,9090	7,12	36,02	465,50	143,84	2,00	75,54	0,9187	10,88	7,98	1,89	143,84	61,07	1,1363
2		1,5	197,0	1,51	537	57,00	23,12	297,47	95,84	2,04	49,66	1,1479	7,12	22,49	297,47	95,84	2,06	49,16	1,1595	10,88	7,98	1,95	95,84	39,34	1,4491
3		1,5	247,3	1,49	537	53,20	18,18	368,48	118,72	2,55	52,08	1,0214	7,12	17,21	368,48	118,72	2,63	51,03	1,0425	10,88	7,98	2,48	118,72	39,18	1,3578
4		1,5	157,5	1,51	537	54,50	29,07	237,83	76,63	1,62	46,71	1,1668	7,12	28,13	237,83	76,63	1,65	46,16	1,1806	10,88	7,98	1,56	76,63	40,55	1,3440
5	Pham e Hancock 2009a	2,0	140,2	1,50	541	51,28	29,42	210,33	68,29	1,52	43,54	1,1779	6,34	28,54	210,33	68,29	1,55	43,07	1,1905	10,13	7,21	1,45	68,29	39,61	1,2945
6		2,0	140,4	1,50	541	55,43	29,29	210,59	68,37	1,53	43,50	1,2741	6,34	28,50	210,59	68,37	1,55	43,09	1,2864	10,13	7,21	1,45	68,37	39,60	1,3998
7		2,0	140,2	1,50	541	56,08	29,32	210,23	68,26	1,53	43,47	1,2900	6,34	28,55	210,23	68,26	1,55	43,07	1,3022	10,13	7,21	1,45	68,26	39,62	1,4154
8		2,0	140,4	1,50	541	54,47	29,27	210,56	68,36	1,53	43,49	1,2525	6,34	28,51	210,56	68,36	1,55	43,09	1,2642	10,13	7,21	1,45	68,36	39,60	1,3755
9		2,0	139,3	1,90	534	70,87	59,13	264,59	84,85	1,20	63,90	1,1090	6,34	58,39	264,59	84,85	1,20	63,63	1,1138	10,13	7,21	1,13	84,85	67,32	1,0527
10		2,0	139,5	1,90	534	76,78	59,11	265,03	84,99	1,20	63,96	1,2003	6,34	58,30	265,03	84,99	1,21	63,67	1,2060	10,13	7,21	1,13	84,99	67,37	1,1397
11		2,0	139,6	1,90	534	75,65	59,10	265,26	85,07	1,20	64,00	1,1821	6,34	58,25	265,26	85,07	1,21	63,68	1,1879	10,13	7,21	1,13	85,07	67,39	1,1226
12		2,0	139,4	1,90	534	77,85	59,14	264,90	84,95	1,20	63,96	1,2172	6,34	58,33	264,90	84,95	1,21	63,66	1,2230	10,13	7,21	1,13	84,95	67,35	1,1559
13		2,0	138,3	2,40	485	93,38	118,51	331,82	96,62	0,90	87,78	1,0638	6,34	118,54	331,82	96,62	0,90	87,78	1,0637	10,13	7,21	0,85	96,62	90,36	1,0334
14		2,0	138,6	2,40	485	94,24	118,40	332,64	96,86	0,90	87,90	1,0722	6,34	118,25	332,64	96,86	0,90	87,86	1,0726	10,13	7,21	0,85	96,86	90,46	1,0418
15		2,0	138,4	2,40	485	96,04	118,94	332,21	96,73	0,90	87,95	1,0920	6,34	118,40	332,21	96,73	0,90	87,82	1,0936	10,13	7,21	0,85	96,73	90,41	1,0623
16		2,0	138,7	2,40	485	95,56	118,68	332,86	96,92	0,90	88,00	1,0859	6,34	118,17	332,86	96,92	0,91	87,88	1,0874	10,13	7,21	0,85	96,92	90,49	1,0561
17		2,0	191,8	1,50	513	50,82	22,41	287,67	88,61	1,99	46,71	1,0881	6,34	20,86	287,67	88,61	2,06	45,51	1,1167	10,13	7,21	1,93	88,61	36,70	1,3847
18		2,0	191,7	1,50	513	56,14	22,43	287,57	88,58	1,99	46,71	1,2019	6,34	20,87	287,57	88,58	2,06	45,51	1,2337	10,13	7,21	1,93	88,58	36,70	1,5297
19		2,0	191,6	1,50	513	53,89	22,42	287,33	88,51	1,99	46,67	1,1546	6,34	20,89	287,33	88,51	2,06	45,49	1,1845	10,13	7,21	1,93	88,51	36,70	1,4683
20		2,0	191,7	1,50	513	57,76	22,41	287,49	88,56	1,99	46,69	1,2372	6,34	20,88	287,49	88,56	2,06	45,50	1,2694	10,13	7,21	1,93	88,56	36,70	1,5738
21		2,0	188,2	1,90	510	75,82	45,78	357,50	109,50	1,55	69,08	1,0976	6,34	43,22	357,50	109,50	1,59	67,69	1,1202	10,13	7,21	1,49	109,50	61,21	1,2387
22		2,0	188,4	1,90	510	86,51	45,75	358,00	109,65	1,55	69,12	1,2515	6,34	43,16	358,00	109,65	1,59	67,71	1,2776	10,13	7,21	1,49	109,65	61,19	1,4139
23		2,0	188,4	1,90	510	86,06	45,76	358,04	109,66	1,55	69,14	1,2448	6,34	43,15	358,04	109,66	1,59	67,72	1,2709	10,13	7,21	1,49	109,66	61,18	1,4066
24		2,0	188,1	1,90	510	83,38	45,81	357,45	109,48	1,55	69,09	1,2069	6,34	43,22	357,45	109,48	1,59	67,68	1,2319	10,13	7,21	1,49	109,48	61,21	1,3621
25		2,0	189,2	2,40	483	115,45	91,39	453,96	131,69	1,20	99,04	1,1657	6,34	86,65	453,96	131,69	1,23	97,26	1,1871	10,13	7,21	1,16	131,69	103,11	1,1197
26		2,0	188,6	2,40	483	113,60	91,54	452,52	131,27	1,20	98,89	1,1488	6,34	86,92	452,52	131,27	1,23	97,16	1,1692	10,13	7,21	1,15	131,27	102,99	1,1032
27		2,0	188,1	2,40	483	112,61	91,79	451,32	130,93	1,19	98,81	1,1397	6,34	87,15	451,32	130,93	1,23	97,08	1,1600	10,13	7,21	1,15	130,93	102,86	1,0948

APÊNDICE F – DIMENSIONAMENTO DOS PERFIS AO MOMENTO FLETOR

Tabela F.1 - Dimensionamento dos perfis quanto ao momento fletor com $a/h=1$.

		Dados				FLT		FL			FD			Mn
#	Autor	Ney (kN)	Nez (kN)	Me (kNcm)	W (cm ³)	λ_0	MRe (kNcm)	MI (kNcm)	λ_I	MRI (kNcm)	Mdist (kNcm)	λ_{dist}	MRdist (kNcm)	Mn (kNcm)
1	Keerthan e M. 2015	17392,52	81672,53	508688	60,2881	0,0781	3105	10427	0,5457	3105	9016	0,5868	3105	3105
2		19589,49	81368,84	455860	35,4560	0,0646	1904	5073	0,6126	1904	3976	0,6920	1877	1877
3		14028,73	65678,69	411459	47,9859	0,0791	2577	5260	0,6999	2577	5581	0,6795	2564	2564
4		20301,54	82394,42	383128	24,1958	0,0582	1299	5015	0,5090	1299	3717	0,5912	1299	1299
5	Pham e Hancock 2009a	21990,93	88405,69	393695	21,4617	0,0543	1161	5145	0,4751	1161	3764	0,5554	1161	1161
6		22276,18	89643,12	399932	21,5771	0,0540	1168	5138	0,4767	1168	3803	0,5541	1168	1168
7		21828,75	87428,70	389795	21,4274	0,0545	1159	5135	0,4752	1159	3691	0,5605	1159	1160
8		21129,56	83868,52	374671	21,2659	0,0554	1151	5109	0,4746	1151	3475	0,5754	1151	1151
9		27820,86	111180,20	495521	26,9753	0,0539	1442	10101	0,3778	1442	6146	0,4843	1442	1442
10		27759,05	111519,10	495904	26,9967	0,0539	1443	10134	0,3773	1443	6227	0,4814	1443	1443
11		27277,59	109950,10	487253	26,8843	0,0543	1437	10168	0,3759	1437	6246	0,4796	1437	1437
12		28207,94	113210,60	504432	27,0900	0,0536	1448	10117	0,3783	1448	6251	0,4813	1448	1448
13		32899,23	138364,70	593737	33,1664	0,0521	1609	18625	0,2940	1609	10267	0,3959	1609	1609
14		33077,93	139624,90	599106	33,2886	0,0519	1615	18911	0,2923	1615	10650	0,3895	1615	1615
15		35490,51	155879,70	659245	33,8774	0,0499	1644	19196	0,2926	1644	11994	0,3702	1644	1644
16		34158,75	148832,50	630209	33,6139	0,0509	1631	19181	0,2916	1631	11725	0,3730	1631	1631
17		20266,29	84462,28	474633	35,1090	0,0616	1802	4973	0,6020	1802	3974	0,6735	1802	1802
18		20375,49	84886,03	477202	35,1336	0,0615	1804	4976	0,6021	1804	3971	0,6739	1803	1803
19		20799,01	86400,18	487320	35,3164	0,0610	1813	4977	0,6036	1813	3997	0,6735	1813	1813
20		20688,58	85972,18	484718	35,2853	0,0611	1811	4973	0,6035	1811	3976	0,6750	1809	1809
21		27612,36	113810,20	641045	44,3562	0,0594	2264	10049	0,4747	2264	6913	0,5723	2264	2264
22		27708,70	114170,20	643863	44,4389	0,0594	2268	10038	0,4754	2268	6903	0,5733	2268	2268
23		28538,57	117954,20	666156	44,7964	0,0586	2287	10069	0,4765	2289	7153	0,5654	2287	2287
24		28555,42	117747,10	665194	44,7221	0,0586	2283	10067	0,4762	2283	7106	0,5668	2283	2283
25		37682,69	166130,90	913930	57,6106	0,0552	2785	19594	0,3770	2785	14304	0,4413	2785	2785
26		37446,84	163130,50	900876	57,2903	0,0554	2770	19532	0,3766	2770	13800	0,4480	2770	2770
27		36534,52	159757,60	876626	56,7392	0,0559	2743	19608	0,3740	2743	13857	0,4449	2743	2743

Tabela F.2 - Dimensionamento dos perfis quanto ao momento fletor com $a/h > 1$.

		Dados				FLT		FL			FD			Mn
#	Autor	Ney (kN)	Nez (kN)	Me (kNcm)	W (cm ³)	λ_0	MRe (kNcm)	MI (kNcm)	λ_I	MRI (kNcm)	Mdist (kNcm)	λ_{dist}	MRdist (kNcm)	Mn (kNcm)
1	Keerthan e M. 2015	18109,66	85039,82	529662	60,2881	0,0766	3105	10218	0,5512	3105	8836	0,5928	3105	3105
2		20190,66	83865,82	469849	35,4560	0,0637	1904	4997	0,6173	1904	3916	0,6972	1869	1869
3		14336,74	67120,59	420493	47,9859	0,0783	2577	5203	0,7037	2577	5521	0,6832	2557	2557
4		20951,15	85030,70	395386	24,1958	0,0573	1299	4939	0,5130	1299	3659	0,5959	1299	1299
5	Pham e Hancock 2009a	25165,54	101167,10	450527	21,4617	0,0508	1161	4810	0,4914	1161	3519	0,5745	1161	1161
6		25430,27	102334,90	456557	21,5771	0,0506	1168	4808	0,4928	1168	3560	0,5727	1168	1168
7		25004,91	100149,00	446510	21,4274	0,0510	1159	4798	0,4916	1159	3449	0,5798	1159	1159
8		24128,17	95769,93	427841	21,2659	0,0519	1151	4781	0,4906	1151	3252	0,5949	1151	1151
9		32277,53	128988,40	574895	26,9753	0,0501	1442	9378	0,3921	1442	5706	0,5027	1442	1442
10		32099,70	128955,30	573443	26,9967	0,0502	1443	9424	0,3913	1443	5790	0,4992	1443	1443
11		31488,75	126922,60	562472	26,8843	0,0505	1437	9464	0,3896	1437	5813	0,4972	1437	1437
12		32651,54	131042,90	583891	27,0900	0,0498	1448	9403	0,3924	1448	5810	0,4992	1448	1448
13		38723,55	162855,80	698840	33,1664	0,0480	1609	17167	0,3062	1609	9463	0,4124	1609	1609
14		38743,10	163534,00	701704	33,2886	0,0480	1615	17474	0,3041	1615	9840	0,4052	1615	1615
15		41677,06	183047,70	774152	33,8774	0,0461	1644	17714	0,3046	1644	11068	0,3854	1644	1644
16		39957,12	174092,40	737177	33,6139	0,0470	1631	17734	0,3033	1631	10841	0,3879	1631	1631
17		22040,82	91857,44	516191	35,1090	0,0591	1802	4769	0,6148	1802	3811	0,6877	1782	1782
18		22175,76	92385,72	519364	35,1336	0,0589	1804	4770	0,6149	1804	3807	0,6884	1783	1783
19		22674,53	94190,80	531262	35,3164	0,0584	1813	4766	0,6168	1813	3828	0,6882	1792	1792
20		22528,27	93616,66	527819	35,2853	0,0586	1811	4766	0,6165	1811	3810	0,6895	1789	1789
21		31196,72	128582,80	724255	44,3562	0,0559	2264	9455	0,4894	2264	6504	0,5900	2264	2264
22		31219,22	128633,80	725434	44,4389	0,0559	2268	9457	0,4898	2268	6503	0,5906	2268	2268
23		32147,41	132868,90	750391	44,7964	0,0552	2287	9487	0,4909	2287	6739	0,5825	2287	2287
24		32272,49	133073,10	751780	44,7221	0,0551	2283	9470	0,4910	2283	6684	0,5844	2283	2283
25		42129,78	185734,50	1021781	57,6106	0,0522	2785	18531	0,3877	2785	13528	0,4538	2785	2785
26		42132,97	183542,50	1013606	57,2903	0,0523	2770	18413	0,3878	2770	13010	0,4614	2770	2770
27		41325,36	180704,60	991573	56,7392	0,0526	2743	18437	0,3857	2743	13029	0,4589	2743	2743

APÊNDICE G – COMBINAÇÃO ENTRE FORÇA CORTANTE E MOMENTO FLETOR DETALHADA

Tabela G.1 – Combinação entre força cortante e momento fletor com $a/h=1$.

#	Autor	L (cm)	Pt (kN)	Mt=Pt*L/4 (kNcm)	Mn (kNcm)	Mt/Mn	Vt=Pt/4 (kN)	Vn,NBR (kN)	Vt/Vn	Vn,AISI 16 (kN)	Vt/Vn	Vn,AISI TW (kN)	Vt/Vn	Vn,KM (kN)	Vt/Vn
1	Keerthan e M. 2015	25	277,60	1735	3105	0,5588	69,4	50,67	1,3696	83,30	0,8331	76,35	0,9090	69,59	0,9972
2		20	228,00	1140	1877	0,6074	57	31,63	1,8019	54,23	1,0511	49,66	1,1479	44,66	1,2765
3		25	212,80	1330	2564	0,5186	53,2	24,21	2,1973	56,41	0,9432	52,08	1,0214	43,25	1,2300
4		16	218,00	872	1299	0,6711	54,5	39,57	1,3774	50,80	1,0728	46,71	1,1668	47,20	1,1546
5	Pham e Hancock 2009a	15	205,12	769,2	1161	0,6623	51,28	45,07	1,1378	49,30	1,0403	43,54	1,1779	51,63	0,9932
6		15	221,72	831,45	1168	0,7121	55,43	45,01	1,2314	49,31	1,1240	43,50	1,2741	51,66	1,0730
7		15	224,32	841,2	1160	0,7255	56,08	45,09	1,2437	49,29	1,1378	43,47	1,2900	51,62	1,0863
8		15	217,88	817,05	1151	0,7100	54,47	45,02	1,2099	49,31	1,1046	43,49	1,2525	51,66	1,0545
9		15	283,48	1063,05	1442	0,7373	70,87	78,03	0,9082	72,45	0,9782	63,90	1,1090	74,18	0,9553
10		15	307,12	1151,7	1443	0,7982	76,78	78,03	0,9840	72,49	1,0592	63,97	1,2003	74,24	1,0343
11		15	302,60	1134,75	1437	0,7897	75,65	78,03	0,9695	72,51	1,0433	64,00	1,1821	74,26	1,0187
12		15	311,40	1167,75	1448	0,8065	77,85	78,03	0,9977	72,48	1,0741	63,96	1,2172	74,22	1,0489
13		15	373,52	1400,7	1610	0,8703	93,38	96,62	0,9665	96,62	0,9665	87,78	1,0638	96,62	0,9665
14		15	376,96	1413,6	1615	0,8750	94,24	96,86	0,9730	96,86	0,9730	87,90	1,0722	96,86	0,9730
15		15	384,16	1440,6	1644	0,8763	96,04	96,73	0,9929	96,73	0,9929	87,95	1,0920	96,73	0,9929
16		15	382,24	1433,4	1631	0,8787	95,56	96,92	0,9860	96,92	0,9860	88,00	1,0859	96,92	0,9860
17		20	203,28	1016,4	1802	0,5640	50,82	32,95	1,5423	52,32	0,9713	46,71	1,0881	44,27	1,1479
18		20	224,56	1122,8	1803	0,6228	56,14	32,96	1,7031	52,31	1,0731	46,71	1,2019	44,27	1,2680
19		20	215,56	1077,8	1813	0,5946	53,89	32,99	1,6335	52,30	1,0304	46,67	1,1546	44,28	1,2170
20		20	231,04	1155,2	1809	0,6386	57,76	32,97	1,7518	52,31	1,1042	46,69	1,2372	44,28	1,3045
21		20	303,28	1516,4	2264	0,6697	75,82	68,26	1,1108	77,50	0,9783	69,08	1,0976	76,89	0,9861
22		20	346,04	1730,2	2269	0,7627	86,51	68,16	1,2692	77,54	1,1157	69,12	1,2515	76,85	1,1257
23		20	344,24	1721,2	2287	0,7527	86,06	68,15	1,2627	77,54	1,1099	69,14	1,2448	76,84	1,1199
24		20	333,52	1667,6	2283	0,7305	83,38	68,27	1,2214	77,50	1,0759	69,09	1,2069	76,90	1,0843
25		20	461,80	2309	2785	0,8290	115,45	118,42	0,9750	110,79	1,0420	99,04	1,1657	113,67	1,0157
26		20	454,40	2272	2770	0,8202	113,6	118,42	0,9593	110,67	1,0265	98,89	1,1488	113,52	1,0007
27		20	450,44	2252,2	2743	0,8210	112,61	118,42	0,9510	110,57	1,0184	98,81	1,1397	113,39	0,9932

Tabela G.2 – Combinação entre força cortante e momento fletor com $a/h > 1$.

#	Autor	L (cm)	Pt (kN)	Mt=Pt*L/4 (kNcm)	Mn (kNcm)	Mt/Mn	Vt=Pt/4 (kN)	Vn,NBR (kN)	Vt/Vn	Vn,AISI16 (kN)	Vt/Vn	Vn,AISI TW (kN)	Vt/Vn	Vn,KM (kN)	Vt/Vn
1	Keerthan e M. 2015	37,5	242,80	2276	3105	0,7331	60,7	36,60	1,6586	75,54	0,8035	76,35	0,7950	61,07	0,9939
2		30	152,40	1143	1869	0,6115	38,1	22,85	1,6677	49,16	0,7750	49,66	0,7673	39,34	0,9686
3		37,5	171,60	1609	2557	0,6291	42,9	17,49	2,4534	51,03	0,8406	52,08	0,8237	39,18	1,0950
4		24	158,80	953	1299	0,7333	39,7	28,58	1,3893	46,16	0,8600	46,71	0,8500	40,55	0,9790
5	Pham e Hancock 2009a	30	107,20	804	1161	0,6923	26,8	28,17	0,9514	43,07	0,6222	43,54	0,6156	39,61	0,6765
6		30	142,96	1072	1168	0,9183	35,74	28,13	1,2704	43,09	0,8295	43,50	0,8215	39,60	0,9025
7		30	134,12	1006	1159	0,8675	33,53	28,18	1,1898	43,07	0,7786	43,47	0,7713	39,62	0,8463
8		30	141,80	1063	1151	0,9242	35,45	28,14	1,2599	43,09	0,8228	43,49	0,8151	39,60	0,8952
9		30	153,64	1152	1442	0,7992	38,41	57,64	0,6664	63,63	0,6036	63,90	0,6011	67,32	0,5706
10		30	197,40	1480	1443	1,0260	49,35	57,54	0,8576	63,67	0,7751	63,97	0,7715	67,37	0,7326
11		30	187,88	1409	1437	0,9806	46,97	57,50	0,8169	63,68	0,7376	64,00	0,7339	67,39	0,6970
12		30	195,20	1464	1448	1,0111	48,8	57,57	0,8476	63,66	0,7666	63,96	0,7630	67,35	0,7246
13		30	216,72	1625	1609	1,0099	54,18	93,79	0,5777	87,78	0,6172	87,78	0,6172	90,36	0,5996
14		30	253,80	1903	1615	1,1783	63,45	93,79	0,6765	87,86	0,7222	87,90	0,7219	90,46	0,7014
15		30	263,04	1973	1644	1,2000	65,76	93,79	0,7011	87,82	0,7488	87,95	0,7477	90,41	0,7274
16		30	251,08	1883	1631	1,1544	62,77	93,79	0,6693	87,88	0,7143	88,00	0,7133	90,49	0,6937
17		40	97,00	970	1782	0,5442	24,25	20,59	1,1775	45,51	0,5329	46,71	0,5192	36,70	0,6608
18		40	139,68	1397	1783	0,7834	34,92	20,60	1,6949	45,51	0,7674	46,71	0,7476	36,70	0,9515
19		40	128,68	1287	1792	0,7179	32,17	20,62	1,5602	45,49	0,7071	46,67	0,6892	36,70	0,8765
20		40	142,24	1422	1789	0,7951	35,56	20,61	1,7256	45,50	0,7815	46,69	0,7617	36,70	0,9689
21		40	159,20	1592	2264	0,7031	39,8	42,66	0,9330	67,69	0,5880	69,08	0,5762	61,21	0,6502
22		40	222,80	2228	2268	0,9821	55,7	42,60	1,3075	67,71	0,8226	69,12	0,8058	61,19	0,9103
23		40	218,48	2185	2287	0,9554	54,62	42,60	1,2823	67,72	0,8066	69,14	0,7900	61,18	0,8927
24		40	212,80	2128	2283	0,9321	53,2	42,67	1,2469	67,68	0,7860	69,09	0,7700	61,21	0,8691
25		40	294,04	2940	2785	1,0556	73,51	85,53	0,8595	97,26	0,7558	99,04	0,7422	103,11	0,7129
26		40	289,04	2890	2770	1,0435	72,26	85,80	0,8422	97,16	0,7437	98,89	0,7307	102,98	0,7017
27		40	286,52	2865	2743	1,0444	71,63	86,03	0,8326	97,08	0,7379	98,81	0,7249	102,86	0,6964