



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE GOIÁS  
ESCOLA DE ENGENHARIA CIVIL**

***GREGÓRIO SANDRO VIEIRA***

**ANÁLISE EXPERIMENTAL DE VIGAS DE SEÇÃO “I” COMPOSTAS  
DE PERFIS FORMADOS A FRIO COM EMENDAS SOLDADAS,  
SUBMETIDAS À FLEXÃO SIMPLES**

**Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado em Engenharia Civil da Escola de Engenharia Civil da Universidade Federal de Goiás, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil**

**Goiânia  
2010**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE GOIÁS  
ESCOLA DE ENGENHARIA CIVIL**

**GREGÓRIO SANDRO VIEIRA**

**ANÁLISE EXPERIMENTAL DE VIGAS DE SEÇÃO “I” COMPOSTAS  
DE PERFIS FORMADOS A FRIO COM EMENDAS SOLDADAS,  
SUBMETIDAS À FLEXÃO SIMPLES**

**Dissertação apresentada ao Curso de  
Mestrado em Engenharia Civil da Escola de  
Engenharia Civil da Universidade Federal de  
Goiás, como parte dos requisitos para a  
obtenção do título de Mestre em Engenharia  
Civil**

**ORIENTADOR: Prof. Dr. Orlando Ferreira Gomes**

**Goiânia  
2010**

**GREGÓRIO SANDRO VIEIRA**

**ANÁLISE EXPERIMENTAL DE VIGAS DE SEÇÃO “I” COMPOSTAS  
DE PERFIS FORMADOS A FRIO COM EMENDAS SOLDADAS,  
SUBMETIDAS À FLEXÃO SIMPLES**

Dissertação defendida no Curso de Mestrado em Engenharia Civil da Escola de Engenharia Civil da Universidade Federal de Goiás, para obtenção do grau de Mestre, aprovada em 19 de março de 2010, pela Banca Examinadora constituída pelos seguintes professores:

---

Prof. Orlando Ferreira Gomes, D. Sc. – UFG  
Orientador

---

Prof<sup>a</sup>. Dra. Andrea Prado Abreu Reis Liserre – UFG  
Examinadora interna

---

Dra. Daniela Lemes David – EESC-USP  
Examinadora externa

**Dados Internacionais de Catalogação na Publicação na (CIP)  
GPT/BC/UFG**

V658a Vieira, Gregorio Sandro.  
Análise experimental de vigas de seção “I” compostas de perfis formados a frio com emendas soldadas, submetidas à flexão simples [manuscrito] / Gregorio Sandro Vieira. - 2010.  
xv, 131 f. : il., figs, tabs.

Orientador: Prof. Dr. Orlando Ferreira Gomes.  
Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Goiás,  
Escola de Engenharia Civil, 2010.

Bibliografia.

Inclui lista de figuras, tabela, quadros e símbolos.

Apêndices.

1. Estruturas de aço. 2. Perfis Formados a Frio. 3. Emendas Soldadas. I. Título.

CDU: 624.014.2

*Aos meus pais, Durvalino e Ester (in memoriam).  
À minha esposa, Gabriella.  
À meu filho, Gregório Filho.*

## AGRADECIMENTOS

À Deus, único digno de toda honra, toda glória e todo louvor, por ter me dado saúde e entendimento para o desenvolvimento desta obra.

Ao meu pai, que me proporcionou os estudos e todas as condições necessárias ao longo de toda a minha vida, fazendo com que eu chegasse até aqui.

A minha mãe, que me ensinou a importância dos estudos e a ser persistente em meus objetivos.

A minha esposa e meu filho, pela compreensão em todos os momentos em que não lhes pude dar atenção.

À Universidade Federal de Goiás, em especial ao Curso de Mestrado em Engenharia Civil, por ter aprovado o meu ingresso no curso e pelas condições oferecidas para o desenvolvimento desta dissertação.

À CAPES, por ter dado todo o suporte financeiro.

Ao meu orientador, professor Orlando Ferreira Gomes, pela incentivo na realização desse estudo na área de estruturas metálicas.

Aos senhores Mário Rosa dos Santos e Tancredo Elvis Santos Silva, secretários do curso de Mestrado, pela eficiência e pela forma gentil que desenvolveram seus trabalhos na secretaria, e em todos os momentos em que precisei.

Agradeço ao meu colega e sócio, Juliano Geraldo Ribeiro Neto, e seu irmão Adriano, pela boa vontade com a qual me auxiliaram na realização dos ensaios no Laboratório de Estruturas da UFG e em todo o desenvolvimento da minha dissertação.

À empresa Alvo Engenharia, pela contribuição computacional, financeira e de formação que me foi proporcionada.

À empresa Perfinasa, pelo fornecimento a preço de custo de todo material necessário para a confecção dos modelos ensaiados para este trabalho.

À empresa Arquitrave Engenharia, pelo fornecimento de toda mão de obra para a confecção dos modelos ensaiados para este trabalho.

## RESUMO

VIEIRA, G. S. (2010). *Análise experimental de vigas de seção “I” compostas de perfis formados a frio com emendas soldadas, submetidas à flexão simples*. Goiânia, 2010. 150p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia Civil, Universidade Federal de Goiás.

Este trabalho apresenta um estudo experimental feito em vigas metálicas bi-apoiadas de 3000 mm de comprimento, compostas por perfis formados a frio, resultando em uma seção do tipo “I”. As vigas foram formadas a partir da soldagem das almas de dois perfis metálicos do tipo U. As variáveis estudadas foram o tipo de perfil utilizado, a quantidade e o posicionamento das emendas soldadas. As vigas foram divididas em dois grupos onde, o primeiro grupo utilizou perfis do tipo “U” simples e o segundo grupo utilizou perfis do tipo “U” enrijecido. Cada grupo foi composto por três vigas de forma que uma viga não recebeu nenhum tipo de emenda, outra viga recebeu uma emenda de topo no meio do vão, e a terceira viga recebeu emendas de topo de forma que o posicionamento resultasse em uma emenda trespassada. O carregamento aplicado foi disposto de forma a deixar a parte central das vigas, que serviu como região de estudo deste trabalho, trabalhando em flexão pura. Os resultados dos ensaios para as vigas sem emenda foram comparados com os resultados teóricos e serviram de parâmetro para a comparação do comportamento destas vigas, com o das vigas que receberam emendas. Também foi feita uma comparação entre a capacidade portante dos dois grupos de vigas. Os experimentos constataram que, fazendo-se o controle adequado da soldagem não há problemas em se fazer emendas soldadas nas vigas. Também foi observado que o simples acréscimo de enrijecimento nas mesas das vigas promove um acréscimo significativo da capacidade portante. Não houve concordância entre os modos de ruptura previstos teoricamente e os observados experimentalmente, assim, são necessários mais estudos para se analisar adequadamente os resultados teóricos com os resultados experimentais.

Palavras chave: Estruturas de aço; perfis formados a frio; flexão; emendas soldadas.

## ABSTRACT

VIEIRA, G. S. (2010). Experimental analysis of beams of the "I" made up of cold formed steel with welded seams, subjected to simple bending. Goiânia, 2010. 150p. Thesis (MA) - School of Civil Engineering, Federal University of Goiás

This paper presents an experimental study done in bi-metal beams supported from 3000 mm in length, composed of thin-walled, resulting in a section of the "I". The beams were formed from the welding of the souls of two metal profiles of type U. The variables were the type of profile used, the quantity and positioning of the welded seams. The beams were divided into two groups where the first group used profiles of the "U" and the second group used simple profiles such as "U" stiff. Each group was composed of three beams so that a beam does not receive any amendment, another amendment received a girder high up in the middle of the span, and the third top beam was amended so that the position would result in an amendment pierced. The applied load was set so as to leave the central part of the beams, which served as a region of the present study, working in pure bending. Test results for beams without amendment were compared with the theoretical results and served as a parameter to compare the behavior of these beams, with beams that were amended. Also a comparison was made between the bearing capacity of the two groups of beams. The experiments showed that, by making the proper control of welding there is no problem in making welded seams in the rafters. We also observed that the simple addition of stiffening beams tables promotes a significant increase in the bearing capacity. There was no correlation between failure modes provided theoretically and observed experimentally, thus, further studies are needed to properly analyze the theoretical results with experimental results.

Keywords: structural steel, cold formed steel, bending, welding seams.

## LISTA DE FIGURAS

2.1 - Perfiladeira .....	25
2.2 - Dobradeira.....	25
2.3 - Lâminas de aço.....	26
2.4 - Tesoura rotativa.....	26
2.5 - Guilhotina.....	26
2.6 - Exemplos de seções de perfis formados a frio .....	28
2.7 - Efeito do trabalho a frio .....	32
2.8 - Viga com seção tipo “I” formada pela união de perfis do tipo U simples .....	33
2.9 - Viga com seção tipo “I” formada pela união de perfis do tipo U enrijecido .....	34
2.10 - Flambagem lateral com torção de vigas.....	35
2.11 - Flambagem local para a mesa comprimida .....	36
2.12 - Flambagem por distorção para a mesa comprimida.....	37
2.13 - Ilustração dos tipos de elemento componentes de perfis formados a frio.....	38
2.14 - Placa sob compressão uniforme .....	38
2.15 - Modo de instabilidade de uma placa sob compressão uniforme.....	39
2.16 - Coeficiente de flambagem para uma placa simplesmente apoiada nas quatro bordas sob compressão uniforme, em função da relação (a/b) .....	41
2.17 - Modos locais de flambagem de placas para seções submetidas à flexão e compressão .....	42
2.18 - Coeficiente de flambagem local para diferentes tipos de seção.....	42
2.19 - Representação esquemática do Método da Largura Efetiva .....	44
2.20 - Curvas de esbeltez relativa.....	47
2.21 - Modelo utilizado na avaliação da flambagem distorcional para o perfil U enrijecido.....	48
2.22 - Representação do processo de soldagem com gás de proteção.....	51
2.23 - Perfil I obtido pela composição de dois perfis U. ....	60
3.1 - Máquina de ensaio à tração .....	62
3.2 - Modelo esquemático do corpo de prova de aço .....	63
3.3 - Corpos de prova utilizados para a caracterização do aço.....	63
3.4 - Vista do chanfro para a soldagem das chapas .....	64
3.5 - Modelo esquemático do corpo de prova de aço com emenda soldada .....	64
3.6 - Corpos de prova com emenda soldada utilizados para ensaio a tração.....	65

3.7 - Modelo esquemático da seção transversal das vigas da série A .....	66
3.8 - Modelo esquemático da seção transversal das vigas da série B.....	67
3.9 - Modelo esquemático dos enrijecedores transversais das vigas de estudo.....	67
3.10 - Modelo esquemático da forma de aplicação das cargas.....	68
3.11 - Modelo esquemático dos enrijecedores transversais das vigas de estudo.....	68
3.12 - Enrijecedores transversais .....	69
3.13 - Modelo esquemático dos apoios da viga de transmissão de carga.....	69
3.14 - Apoios da viga de transmissão de carga .....	69
3.15 - Modelo esquemático dos apoios das vigas de ensaio.....	70
3.16 - Apoios das vigas de ensaio .....	70
3.17 - Modelo do esquema de ensaio .....	71
3.18 - Esquema montado para ensaio de viga .....	71
3.19 - Posicionamento dos extensômetros nas vigas de estudo sem emenda central.....	72
3.20 - Corte das vigas mostrando o posicionamento dos extensômetros .....	73
3.21 - Posicionamento dos extensômetros nas vigas de estudo sem emenda central.....	73
3.22 - Posicionamento dos extensômetros nas vigas de estudo com emenda central .....	74
3.23 - Vista esquemática geral da mesa superior das vigas de estudo .....	74
3.24 - Ponte de Wheatstone utilizada na leitura das deformações das vigas.....	75
3.25 - Modelo esquemático de posicionamento dos deflectômetros.....	75
3.26 - Corte da seção apresentando o posicionamento dos deflectômetros .....	76
3.27 - Deflectômetros posicionados na viga.....	76
3.28 - Deflectômetro utilizado nas leituras dos deslocamentos verticais.....	76
4.1 - Corpo de prova de aço no momento do ensaio .....	79
4.2 - Corpo de prova de aço rompido .....	79
4.3 - Corpo de prova com emenda soldada no momento do ensaio .....	80
4.4 - Corpo de prova de aço rompido .....	80
4.5 - Plastificação da Mesa Comprimida – Vigas da série A .....	85
4.6 - Formação de meia ondas senoidais – Vigas da série A .....	85
4.7 - Ruptura por plastificação da mesa comprimida com FLT – Vigas da série A .....	86
4.8 - Ruptura por Distorção da Seção Transversal – Vigas da série B.....	87
4.9 - Gráfico Força x Deslocamento Vertical – Meio do vão – Série A .....	89
4.10 - Gráfico Força x Deslocamento Vertical – Terço do vão – Série A .....	89
4.11 - Gráfico Força x Deslocamento Vertical – Meio do vão – Série B.....	90
4.12 - Gráfico Força x Deslocamento Vertical – Terço do vão – Série B.....	90

4.13 - Gráfico Força x Deformação específica – ES1 e ES4 – Série A .....	94
4.14 - Gráfico Força x Deformação específica – ES2 e ES3 – Série A .....	94
4.15 - Gráfico Força x Deformação específica – ES1 e ES4 – Série B.....	95
4.16 - Gráfico Força x Deformação específica – ES2 e ES3 – Série B.....	95
A.1 - Perfil U simples.....	105
A.2 - Perfil U enrijecido .....	106
A.3 - Ângulos formados por elementos adjacentes.....	108
A.4 - Flecha do perfil .....	108
A.5 - Torção do perfil.....	109
A.6 - Esquadro de extremidade do perfil .....	109
B.1 - Elemento uniformemente comprimido com enrijecedor de borda.....	113
C.1 - Seção do tipo U enrijecido .....	117

## LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 - Propriedades mecânicas nominais do aço CSN COR 420.....	78
Tabela 4.2 - Resultado dos ensaios à tração nos corpos de prova de aço .....	79
Tabela 4.3 - Resultado dos ensaios à tração nos corpos de prova de aço com emenda soldada .....	81
Tabela 4.4 - Dimensões das seções transversais dos perfis .....	82
Tabela 4.5 - Propriedades geométricas das seções transversais das vigas ensaiadas.....	82
Tabela 4.6 - Larguras efetivas das seções transversais dos perfis.....	83
Tabela 4.7 - Propriedades geométricas efetivas das seções transversais dos perfis.....	83
Tabela 4.8 - Resultados calculados e experimentais das vigas ensaiadas.....	84
Tabela 4.9 - Resultados teóricos e experimentais para FLM nas vigas do grupo A.....	85
Tabela 4.10 - Resultados teóricos e experimentais para FDST nas vigas do grupo B.....	86
Tabela 4.11 - Razão entre as cargas experimentais das vigas do grupo A .....	87
Tabela 4.12 - Razão entre as cargas experimentais das vigas do grupo B.....	87
Tabela 4.13 - Razão entre cargas experimentais do grupo B e grupo A.....	88
Tabela 4.14 - Resultados das cargas para os deslocamentos máximos medidos .....	91
Tabela 4.15 - Razão entre o deslocamento da viga de referencia e das vigas com emendas do grupo A .....	91
Tabela 4.16 - Razão entre o deslocamento da viga de referencia e das vigas com emendas do grupo B .....	91
Tabela 4.17 - Resultados das cargas para os deslocamentos estabelecidos pela NBR 14762 .....	92
Tabela C.1 - Valores mínimos da relação $D/b_w$ de seções do tipo U enrijecido e Z enrijecido submetidas à flexão para dispensar a verificação da flambagem por distorção .....	117
Tabela E.1 - Resultados dos deslocamentos verticais – Viga V1A.....	120
Tabela E.2 - Resultados dos deslocamentos verticais – Viga V2A.....	121
Tabela E.3 - Resultados dos deslocamentos verticais – Viga V3A.....	122
Tabela E.4 - Resultados dos deslocamentos verticais – Viga V1B.....	123
Tabela E.5 - Resultados dos deslocamentos verticais – Viga V2B.....	124
Tabela E.6 - Resultados dos deslocamentos verticais – Viga V3B.....	125
Tabela E.7 - Resultados das deformações específicas – Viga V1A .....	126
Tabela E.8 - Resultados das deformações específicas – Viga V2A .....	127

Tabela E.9 - Resultados das deformações específicas – Viga V3A .....	128
Tabela E.10 - Resultados das deformações específicas – Viga V1B .....	129
Tabela E.11 - Resultados das deformações específicas – Viga V2B .....	130
Tabela E.12 - Resultados das deformações específicas – Viga V3B .....	131

## LISTA DE QUADROS

Quadro 2.1 - Características e aplicações de processos de soldagem .....	49
Quadro 2.2 - Condições de emprego dos processos de soldagem .....	50
Quadro 3.1 - Características das vigas de estudo ensaiadas.....	65
Quadro A.1 - Séries comerciais de perfis estruturais e respectivas designações .....	104
Quadro A.2 - Tolerâncias nas formas e dimensões dos perfis dobrados.....	106
Quadro A.3 - Tolerâncias nas formas e dimensões dos perfis perfilados.....	107
Quadro B.1 - Largura efetiva e coeficientes de flambagem local para elementos AA .....	114
Quadro B.2 - Largura efetiva e coeficientes de flambagem local para elementos AL .....	114

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Letras romanas maiúsculas

A	área bruta da seção transversal da barra
$A_d$	área bruta da mesa comprimida e do respectivo enrijecedor de borda
$A_{ef}$	área efetiva da seção transversal da barra, ou do enrijecedor intermediário ou de borda
$A_{eq}$	área da seção transversal da barra comprimida equivalente
$A_n$	área líquida da seção transversal da barra
$A_s$	área reduzida do enrijecedor de borda
$A_{st}$	área da seção do enrijecedor de borda excluindo qualquer parte de elementos adjacentes
B	distância entre almas
$C_b$	coeficiente de equivalência de momentos na flexão
$C_t$	coeficiente de redução da área líquida
$C_y$	fator de deformação a compressão
$C_w$	constante de empenamento da seção
$C_1$ e $C_2$	coeficientes empregados no cálculo da força resistente de cálculo FRd em almas sem enrijecedores transversais
$C_\theta$	coeficiente empregado no cálculo da força resistente de cálculo FRd em almas sem enrijecedores transversais
D	largura nominal do enrijecedor de borda
E	módulo de elasticidade do aço (205 000 MPa)
$F_{Rd}$	força resistente de cálculo, em geral
$F_{Sd}$	força solicitante de cálculo, em geral
$F_{xx}$	limite de resistência do eletrodo
G	módulo de elasticidade transversal do aço ( $0,385E = 78\,925$ MPa)
I	corrente de soldagem
$I_a$	momento de inércia de referência do enrijecedor intermediário ou de borda
$I_s$	momento de inércia da seção bruta do enrijecedor, em torno do seu próprio eixo baricêntrico paralelo ao elemento a ser enrijecido
$I_{s,min}$	momento de inércia mínimo do enrijecedor em relação ao plano médio da alma
$I_x$ ; $I_y$	momentos de inércia da seção bruta em relação aos eixos principais x e y, respectivamente
$I_t$	momento de inércia à torção uniforme
$K_x L_x$	comprimento efetivo de flambagem da barra em relação ao eixo x
$K_y L_y$	comprimento efetivo de flambagem da barra em relação ao eixo y
$K_t L_t$	comprimento efetivo de flambagem da barra por torção
L	distância entre pontos travados lateralmente da barra - comprimento da barra - comprimento do cordão de solda - vão teórico entre apoios ou o dobro do comprimento teórico do balanço - comprimento sem contenção transversal do elemento sujeito à distorção
$L_b$	comprimento do trecho sem contenção lateral
$L_x$	comprimento de flambagem da barra em relação ao eixo x
$L_y$	comprimento de flambagem da barra em relação ao eixo y
$L_t$	comprimento de flambagem da barra por torção

$M_A$	momento fletor solicitante, em módulo, no 1º . quarto do segmento analisado para FLT
$M_B$	momento fletor solicitante, em módulo, no centro do segmento analisado para FLT
$M_C$	momento fletor solicitante, em módulo, no 3º . quarto do segmento analisado para FLT
$M_d$	momento resistente de cálculo da peça fletida
$M_e$	momento fletor de flambagem lateral com torção
$M_{máx}$	momento fletor solicitante máximo, em módulo, no segmento analisado para FLT
$M_{Rd}$	momento fletor resistente de cálculo
$M_{x,Rd}; M_{y,Rd}$	momentos fletores resistentes de cálculo em relação aos eixos principais x e y, respectivamente
$M_{Sd}$	momento fletor solicitante de cálculo
$M_{x,Sd}; M_{y,Sd}$	momentos fletores solicitantes de cálculo em relação aos eixos principais x e y, respectivamente
$M_{xt,Rd}; M_{yt,Rd}$	momentos fletores resistentes de cálculo, na seção considerada, em relação aos eixos x e y, respectivamente, calculados com base no escoamento da fibra tracionada da seção bruta
$M_{0,Rd}$	momento fletor resistente de cálculo, obtido com base no início de escoamento da seção efetiva
$M_n$	momento resistente nominal a flexão
$M_y$	momento resistente nominal a tensão de escoamento
$M_{pl}$	momento de plastificação
$N_{et}$	força normal de flambagem elástica por torção
$N_{ex}, N_{ey}$	forças normais de flambagem elástica por flexão em relação aos eixos x e y, respectivamente
$N_{s,Rd}$	força normal de compressão resistente de cálculo do enrijecedor de alma
$P$	força solicitante aplicada
$Q_t$	quantidade de energia fornecida ao arco de solda
$T_c$	temperatura crítica
$T_p$	temperatura de pico
$V$	tensão do arco de solda
$V_{Rd}$	força cortante resistente de cálculo
$V_{Sd}$	força cortante solicitante de cálculo
$W$	módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra comprimida
$W_{c,ef}$	módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação à fibra comprimida, referente à flambagem lateral com torção
$W_{ef}$	módulo de resistência elástico da seção efetiva referente ao início de escoamento da seção efetiva
$W_{xt}; W_{yt}$	módulos de resistência elásticos da seção bruta em relação aos eixos x e y, respectivamente, referentes à fibra tracionada

### Letras romanas minúsculas

a	distância entre enrijecedores transversais de alma
b	largura do elemento, é a dimensão plana do elemento sem incluir dobras
$b_c$	largura do trecho comprimido de elementos sob gradiente de tensões normais

$b_{ef}$	largura efetiva
$b_1; b_2$	larguras efetivas de elementos enrijecidos submetidos a tensão não uniforme
$b_f$	largura nominal da mesa ou do conjunto mesa - enrijecedores de borda
$b_t$	largura do trecho tracionado de elementos sob gradiente de tensões normais
$b_w$	largura nominal da alma
$c$	comprimento, na direção longitudinal da barra, de atuação da força aplicadas
$d$	largura do enrijecedor de borda
$d_a$	distância entre as fibras tracionadas e comprimidas
$d_c$	distância entre o eixo neutro e a fibra extrema comprimida da seção
$d_{ef}$	largura efetiva do enrijecedor de borda
$d_s$	largura efetiva reduzida do enrijecedor de borda
$d_t$	distância entre o eixo neutro e a fibra extrema tracionada da seção
$e_a$	fator de redução para computar a perda de calor na soldagem
$f_1, f_2, f_3$	tensões no elemento enrijecido
$f_{cr}$	tensão crítica de flambagem
$f_{máx}$	tensão máxima nas bordas
$f_u$	resistência à ruptura do aço na tração
$f_w$	resistência à ruptura da solda
$f_y$	resistência ao escoamento do aço
$g$	distância entre os parafusos ou soldas na direção perpendicular ao eixo da barra
$h$	largura da alma (altura da parte plana da alma)
$k$	coeficiente de flambagem local da chapa
$k_a$	parâmetro empregado no cálculo do coeficiente de flambagem local $k$ de elementos uniformemente comprimidos com enrijecedor de borda
$k_V$	coeficiente de flambagem local por cisalhamento
$m$	parâmetro empregado no cálculo da resistência ao escoamento da região das dobras $f_{yc}$
$q$	valor de cálculo da força uniformemente distribuída de referência empregada no dimensionamento das ligações de barras compostas submetidas à flexão
$r$	raio de giração da seção bruta
$r_e$	raio externo de dobramento
$r_i$	raio interno de dobramento
$r_o$	raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção
$r_x$	raio de giração da seção bruta em relação ao eixo principal $x$
$r_y$	raio de giração da seção bruta em relação ao eixo principal $y$
$s$	espaçamento dos parafusos ou soldas, na direção do eixo da barra, em barras com seção I compostas por dois perfis U, submetidas à flexão
$s_{máx}$	espaçamento máximo entre as ligações para a formação de uma seção composta
$t$	espessura da chapa ou do elemento
$t_1, t_2$	espessuras do metal base
$t_{ef}$	dimensão efetiva (garganta efetiva) da solda de penetração ou de filete
$t_p$	tempo de permanência acima da temperatura crítica
$t_s$	espessura do enrijecedor transversal
$w$	largura do elemento enrijecido

$w_1; w_2$	pernas do filete de solda em superfícies planas
$x_0, y_0$	coordenadas do centro de torção, na direção dos eixos principais x e y, respectivamente
$y_c$	distância entre o eixo neutro da seção bruta e o centróide da barra comprimida equivalente
$y_t$	distância entre o eixo neutro e a extremidade da fibra tracionada

### **Letras gregas minúsculas**

$\beta$	parâmetro empregado no cálculo do fator de redução associado à flambagem $\rho$
$\gamma$	coeficiente de ponderação das ações ou das resistências, em geral
$\lambda$	índice de esbeltez
$\lambda_{p0}$	valor de referência do índice de esbeltez reduzido do elemento
$\lambda_0$	índice de esbeltez reduzido da barra
$\nu$	coeficiente de Poisson do aço, adotado igual a 0,3
$\theta$	ângulo entre o plano da mesa e o plano do enrijecedor de borda sim
$\rho$	fator de redução associado à flambagem da barra
$\rho_{FLT}$	fator de redução associado à flambagem lateral com torção da barra
$\sigma$	tensão normal, em geral
$\sigma_{dist}$	tensão convencional de flambagem elástica por distorção
$\Psi$	relação $f_1/f_2$ empregada no cálculo do coeficiente de flambagem local k
$\Delta_t$	variação de tempo na soldagem
$\phi_b$	relação $f_1/f_2$ empregada no cálculo do coeficiente de flambagem local k
$\epsilon_y$	deformação específica de correspondente ao limite de escoamento
$\epsilon_{cu}$	deformação específica de compressão última

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	18
1.1	Motivação da pesquisa.....	20
1.2	Objetivos do trabalho.....	20
1.3	Organização da dissertação.....	21
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	22
2.1	Perfis Formados a Frio.....	22
2.1.1	Histórico e Normatização .....	22
2.1.2	Processos de fabricação .....	24
2.1.3	Aço para perfis formados a frio .....	28
2.1.4	Propriedades geométricas dos perfis formados a frio.....	29
2.1.5	Comportamento mecânico dos perfis formados a frio.....	30
2.1.6	Influência do trabalho a frio.....	31
2.1.7	Tensões residuais .....	32
2.1.8	Aplicações e vantagens dos perfis formados a frio.....	33
2.2	Modos de instabilidade dos perfis formados a frio.....	35
2.2.1	Flambagem local de placas .....	38
2.2.1.1	Estabilidade de placas isoladas .....	38
2.2.2	Estabilidade de seções de perfis formados a frio .....	41
2.2.3	Comportamento dos perfis formados a frio em regime Pós-Crítico.....	43
2.2.3.1	Método da largura efetiva .....	44
2.2.3.2	Método da largura efetiva no Estado Limite Último .....	46
2.2.4	Flambagem distorcional.....	48
2.3	Soldagem .....	49
2.3.1	Processos básicos de soldagem.....	49
2.3.2	Soldagem com gás de proteção.....	50
2.3.3	Prescrições das normas brasileiras para a união através de solda.....	52
2.4	Prescrições da NBR 14762 para barras submetidas à flexão simples .....	53
2.4.1	Momento fletor .....	53
2.4.1.1	Início do escoamento da seção efetiva.....	53
2.4.1.2	Flambagem lateral com torção .....	54

2.4.1.3	Flambagem por distorção da seção transversal.....	56
2.4.2	Força Cortante.....	57
2.4.3	Momento fletor e força cortante combinados .....	58
2.4.4	Barras compostas submetidas à flexão .....	59
<b>3</b>	<b>PROGRAMA EXPERIMENTAL.....</b>	<b>61</b>
3.1	Introdução .....	61
3.2	Ensaio de caracterização .....	61
3.2.1	Caracterização do aço .....	61
3.2.2	Caracterização do aço com uma emenda de solda.....	63
3.3	Ensaio de vigas submetida à flexão simples .....	65
3.3.1	Esquema de ensaio.....	67
3.3.2	Instrumentação .....	72
3.3.3	Metodologia de execução dos ensaios .....	76
<b>4</b>	<b>APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS .....</b>	<b>78</b>
4.1	Ensaio de tração .....	78
4.1.1	Caracterização do aço .....	78
4.1.2	Caracterização do aço com uma emenda de solda.....	80
4.2	Ensaio das vigas à flexão simples.....	81
4.2.1	Cálculo das propriedades geométricas.....	82
4.2.2	Cálculo dos esforços e modos de ruptura .....	84
4.2.3	Deslocamentos verticais .....	88
4.2.4	Deformações específicas.....	93
<b>5</b>	<b>CONSIDERAÇÕES FINAIS.....</b>	<b>97</b>
5.1	Sugestões para trabalhos futuros .....	98
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>100</b>
	<b>APÊNDICE A .....</b>	<b>103</b>
	<b>APÊNDICE B.....</b>	<b>111</b>
	<b>APÊNDICE C .....</b>	<b>115</b>
	<b>APÊNDICE D .....</b>	<b>118</b>
	<b>APÊNDICE E.....</b>	<b>120</b>

## 1 INTRODUÇÃO

A utilização de perfis metálicos nas estruturas das edificações brasileiras enfrenta grandes barreiras para sua popularização. Dentre elas pode-se citar a falta de conhecimento do sistema industrializado em aço, formação deficiente de engenheiros e arquitetos, pressão de mercado, cultura da população, entre outras.

Apesar disso, seu uso tem crescido de forma considerável, principalmente em razão das características deste sistema estrutural. Dentre elas, pode-se citar:

- Alto grau de industrialização de todo o processo da obra.
- Precisão do projeto executivo da estrutura.
- Grande controle dos processos de fabricação e montagem da estrutura.
- Mão de obra com nível de qualificação superior.
- Disponibilidade de matéria prima.
- Possibilidade de reutilização das peças.
- Redução de perdas de material.
- Limpeza do canteiro de obras.
- Economia em outras partes da obra (Ex: Fundações, alvenaria).
- Redução do tempo total de obra.

Podem-se dividir os perfis de aço em três grupos de barras estruturais. Um grupo é constituído de perfis laminados a quente, outro comporta os perfis formados pela soldagem de chapas (perfis soldados), e o terceiro grupo, considerado menor, mas de importância relevante, é composto por perfis fabricados a partir do dobramento ou perfilagem de chapas de aço, conhecido como perfis formados a frio.

Em se tratando de obras de grande porte, os dois primeiros grupos de perfis têm papel de destaque. Geralmente a estrutura principal, quase que em sua totalidade, é composta por estes perfis. Ao terceiro grupo cabe a estrutura chamada secundária que engloba as terças de cobertura e fechamento lateral, longarinas, contraventamentos, escadarias, apoios de

forros, suportes para instalações diversas, dentre outras aplicações.

Os perfis laminados apresentam uma grande capacidade portante, e juntamente com ela uma grande relação massa/resistência. Esta alta relação representa uma estrutura economicamente mais onerosa e, em boa parte dos empreendimentos, pode implicar na inviabilidade da utilização do aço como solução estrutural.

Os perfis soldados permitem a fabricação de diferentes tipos de seções adequando-se às necessidades do projeto. Porém, são peças de custo mais elevado devido à maior utilização de mão de obra para sua obtenção em processos como o de corte das chapas, soldagem e desempenamento. Além disto, demandam um tempo maior para sua entrega o que pode comprometer uma das grandes vantagens das estruturas de aço que é a sua agilidade de fabricação.

Em virtude destas limitações de seus concorrentes, o perfil de aço formado a frio tem ganhado cada vez mais espaço no mercado. Atualmente, já é possível se encontrar edificações onde todo o sistema estrutural é composto por estes perfis, principalmente nas obras de pequeno porte onde predominam os pequenos vãos e carregamentos de menor intensidade.

O aumento da utilização dos perfis formados a frio, não refletiu em um melhor preparo dos profissionais da área para uma utilização adequada deste material. A maioria dos cursos de graduação não disponibiliza uma disciplina específica para o estudo das estruturas compostas por este material, o que leva os projetistas de estruturas metálicas a utilizarem os mesmos princípios aplicados ao dimensionamento de perfis laminados e soldados.

Os perfis formados a frio apresentam uma série de características que os diferenciam dos perfis laminados e soldados.

O processo de fabricação dos perfis através do dobramento ou da perfilagem, promove uma alteração das características mecânicas do aço, levando a um acréscimo na tensão limite de escoamento e na tensão limite de resistência à tração, o que reduz a ductilidade do material e produz o aparecimento de tensões residuais, além das já existentes, tensões essas que ficam basicamente concentradas nas regiões da dobra.

Por se tratarem de perfis com paredes delgadas, a elevada relação largura/espessura potencializa o fenômeno da flambagem local que é caracterizado pela flambagem da chapa do perfil. Dentre os modos de flambagem pode-se citar a flambagem lateral com torção, resultado da instabilidade longitudinal da viga, e a flambagem por distorção da seção transversal, que ocorre principalmente nos perfis com enrijecedores de borda alterando a forma de sua seção transversal.

Estas características, dentre outras, tornam este tipo de sistema estrutural, constituído de perfis formados a frio, um campo vasto a ser desbravado no que diz respeito ao estudo de sistemas estruturais correntes.

### **1.1 Motivação da pesquisa**

O aumento da utilização do aço como sistema estrutural em diversos empreendimentos no Brasil, traz consigo uma grande necessidade de desenvolvimento tecnológico tanto nos processos de produção do aço quanto na fabricação de perfis estruturais.

Os perfis formados a frio, devido ao seu baixo peso e conseqüente custo reduzido, tem ganhado um papel de destaque no mercado. A grande variedade de seções possíveis de serem obtidas leva a uma necessidade de estudos sobre o comportamento estrutural de cada tipo, tanto para consolidação daqueles que já são corriqueiramente utilizados nas edificações, quanto daqueles que, por simples falta de conhecimento, tem uma utilização pífia ou nula.

Motivados por uma maior lucratividade em função da redução de custos, muitos fabricantes se utilizam da união de partes de perfis para um aproveitamento máximo das peças em estoque. Um dos processos usualmente utilizados para a união de peças a serem utilizadas em pequenos vãos é o processo de soldagem. Este processo também é muito utilizado quando se deseja uma maior rigidez na peça.

Sendo assim, o estudo do comportamento de perfis formados a frio juntamente com as técnicas utilizadas para o seu aproveitamento, devem ser alvo de pesquisas que tenham como foco, estes assuntos.

### **1.2 Objetivos do trabalho**

Este trabalho tem o objetivo de analisar experimentalmente o comportamento de vigas metálicas bi-apoiadas de seção transversal do tipo “T” em uma região de flexão pura. Tais vigas são resultado da união de perfis formados a frio do tipo “U” através da soldagem das almas desses perfis.

Com relação à seção transversal das vigas, serão analisados dois casos. O primeiro analisa o comportamento das vigas quando estas são formadas a partir da união de perfis do tipo “U” simples. O segundo caso irá analisar o comportamento de vigas em que a seção transversal é resultado da união de perfis do tipo “U” enrijecido de dimensões de alma e mesa idênticas aos perfis do primeiro grupo diferenciando-se desse exclusivamente pelo acréscimo

de enrijecedores de borda nas mesas superiores e inferiores. O trabalho irá comparar os valores de resistência encontrados para os dois grupos e avaliar o efeito do acréscimo de enrijecedor em relação resistência final das peças.

Também será analisado o efeito do posicionamento e do número de emendas soldadas em tais vigas na região de flexão pura. Para esta análise cada grupo terá três vigas sendo que uma não receberá nenhum tipo de emenda, outra receberá uma emenda de topo no meio do vão e a terceira viga receberá uma emenda de topo em pontos distintos dos perfis constituintes da viga.

Uma vez obtidos os dados dos ensaios experimentais, estes serão comparados com os resultados obtidos através de cálculos teóricos baseados nos parâmetros da norma NBR 14762 - Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio: Procedimento (Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT, 2001).

### **1.3 Organização da dissertação**

O capítulo 1 introduz o assunto a ser abordado neste trabalho, apresenta a motivação e o objetivo do mesmo, e expõe de forma sucinta como esta dissertação foi organizada.

O capítulo 2 apresenta os perfis formados a frio, o comportamento de vigas submetidas à flexão simples, discorre brevemente sobre os processos de soldagem e apresenta os parâmetros de análise para vigas fletidas estabelecidos pela NBR 14762.

Uma vez apresentadas as referências teóricas, no capítulo 3 faz-se a descrição da metodologia empregada no programa experimental desta dissertação, mostrando os modelos de viga e posicionamento das uniões, preparação dos extensômetros, a forma de calibração, equipamentos que serão utilizados e os parâmetros específicos a serem estudados.

O capítulo 4 apresenta os resultados da caracterização dos materiais, os resultados obtidos a partir do estudo experimental. Também é apresentada a comparação entre os resultados obtidos a partir das diferentes séries de vigas ensaiadas e uma análise sobre o comportamento apresentado durante o ensaio experimental de tais vigas buscando-se responder as dúvidas que serviram de motivação para este trabalho.

O capítulo 5 apresenta as conclusões tiradas a partir da confrontação dos resultados obtidos, bem como, sugestões para trabalhos futuros.

Finalizando a dissertação, são apresentadas as referências bibliográficas, e os apêndices que foram utilizados no desenvolvimento deste trabalho.

## **2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1 Perfis formados a frio**

#### **2.1.1 Histórico e Normatização**

A utilização de perfis metálicos obtidos a partir da conformação a frio de chapas planas metálicas teve o seu início em meados do século XIX nos Estados Unidos e na Inglaterra. Durante este período, não existiam especificações técnicas regulamentando a utilização destes perfis. Até o ano de 1940, a utilização deste material na construção das edificações seguia apenas algumas recomendações, que eram resultado do empirismo, e alguns artigos presentes em códigos de obras da época. Isto resultou em um uso pouco significativo deste tipo de perfil.

A necessidade de pesquisas, informações e uma norma que estabelecesse os parâmetros desta nova forma de se construir em estruturas metálicas eram visíveis. Aliado a isto, o excesso de chapas de aço produzidas nos Estados Unidos, exigiu novas aplicações para o produto (JAVARONI, 1993, p. 6). Sendo assim, em 1939 o Comitê de Códigos de Construção do AISI (American Iron and Steel Institute) criou um grupo de pesquisa na Universidade de Cornell nos Estados Unidos, sob orientação do professor George Winter, para desenvolver pesquisas sobre o comportamento dos Elementos Estruturais Leves em Perfis de Aço, formadas pela conformação a frio de chapas planas de aço.

Os resultados obtidos pelo professor George Winter, em conjunto com vários pesquisadores, foram a base para o desenvolvimento dos métodos de cálculo apropriados ao projeto de perfis de aço formados a frio.

No ano de 1946 foi publicada a primeira edição das “Especificações para Projetos de Elementos Estruturais em Perfis Leves” do AISI. Em 1949 veio o primeiro “Manual de Projetos de Perfis Leves em Aço” do AISI e subseqüentes revisões. Esta norma do AISI foi reconhecida mundialmente e serviu de referência para pesquisas e normas de outros países.

Outros países também desenvolveram pesquisas sobre os perfis formados a frio,

ligações e sistemas estruturais através de suas universidades. O Canadá, através da Associação Canadense de Normas, editou em 1984 a CAN3-S136-1984 Perfis Estruturais Formados a Frio, a primeira norma de perfis formados a frio baseada exclusivamente no método dos estados limites (SILVA, 2004, p. 13). Anteriormente, em sua edição de 1974, a norma estabelecia o método das tensões admissíveis tendo os estados limites apenas como uma opção.

No Brasil, a utilização dos perfis formados a frio foi ocorrer durante a década de 60 do século passado. A partir de então, surge à necessidade de especificações para o projeto destes perfis, então, sob o comando do professor Antônio Alves Noronha, em 1967 foi editada a NB143 - Cálculo de estruturas de aço constituídas por perfis leves. Esta norma foi baseada nas especificações da norma do AISI edição de 1956 (MOLITERNO, 1989, p.1). Em 1980, foi publicada a NBR 6355 - Perfis Estruturais em Aço Formados a Frio (Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT, 1980) com a função de padronizar a fabricação dos perfis formados a frio. Com a obsolescência de ambas as normas, devido à falta de revisão, a maioria dos projetistas de estruturas metálicas a abandonaram e passaram a seguir as prescrições do AISI, que possuía edições atualizadas, amplas e com revisões periódicas de seu conteúdo. A utilização de normas estrangeiras gerava problemas de incompatibilidade com outras nacionais que eram necessárias aos projetos. As incompatibilidades iam desde as diferenças entre coeficientes de segurança a serem adotados, até ao tipo de critério a ser adotado para esta segurança. Para que os problemas fossem solucionados, em 2001 foi publicada a NBR 14762. Esta norma veio para consolidar as pesquisas realizadas ao longo dos anos, dentro de uma realidade nacional.

Houve poucas pesquisas no Brasil até o final da década passada. Com a edição da norma NBR 14762 em 2001, o número de pesquisas sobre perfis formados a frio vem crescendo rapidamente. Elas estão concentradas principalmente nas universidades dos estados de Minas Gerais, Rio de Janeiro e São Paulo que, também são os maiores produtores de aço do país (IBGE, 1992).

Em Goiás, a Universidade Federal de Goiás é pioneira no estudo dos perfis formados a frio. David (2003) estudou o comportamento de vigas mistas utilizando perfis formados a frio como vigas. Silva (2006) estudou o comportamento de conectores de cisalhamento em perfis formados a frio via modelagem computacional. Monteiro (2007) fez uma análise a respeito do comportamento de estruturas mistas formadas por madeira e perfis formados a frio. Dentre os trabalhos de maior relevância para o embasamento deste, destacam-se o de Alves (2001), Cardoso (2003) e Almeida (2010).

Alves fez um estudo a respeito da flexão em vigas de seção caixa, formadas a partir da união de perfis formados a frio. Para seu estudo ele analisou seis vigas de seção transversal única com emendas soldadas na região de flexão simples, variando a espessura das chapas utilizadas na fabricação destas. Em seus estudos encontrou valores compatíveis entre resultados experimentais e teóricos, além de propor uma formulação para o cálculo de momento fletor de vigas com emendas soldadas.

Cardoso realizou uma pesquisa a respeito do comportamento de vigas de seção caixa formadas por perfis formados a frio quando estas recebem emendas soldadas. Em seu estudo foram ensaiadas seis vigas do tipo seção caixa variando as dimensões da seção transversal, espessura da chapa para a fabricação das vigas e o posicionamento das emendas soldadas. Neste trabalho também foi observado uma resistência superior ao limite de escoamento calculado. As vigas com emendas soldadas apresentaram uma carga de ruptura maior que a das vigas sem emendas e deslocamentos verticais menores. As vigas com emendas em dois planos transversais distintos se mostraram mais eficientes que as demais.

Almeida (2010) realizou um estudo de vigas de seção caixa, constituídas de perfis formados a frio, com emendas soldadas intermediárias e utilizando dois aços patináveis distintos. Foram ensaiadas oito vigas variando-se os fornecedores de aço e as posições das emendas. Observou-se que o processo de soldagem não provocou mudanças significativas. Ao contrário do que se esperava, cinco das seis vigas com emendas soldadas romperam com cargas inferiores e com deslocamentos verticais superiores aos das vigas sem emendas. Apesar disto, essas diferenças não se mostraram significativas, ficando abaixo de 10%.

### **2.1.2 Processos de fabricação**

Os perfis formados a frio podem ser obtidos basicamente através de dois processos de fabricação:

- Perfilagem;
- Dobramento;

As Figuras (2.1) e (2.2) apresentam as máquinas que fazem o trabalho de conformação das chapas de aço em perfis.



Figura 2.1 – Perfiladeira (Arquivo pessoal)



Figura 2.2 – Dobradeira (Arquivo pessoal)

Ambos os processos de fabricação dos perfis seguem o mesmo princípio. Basicamente se tem a preparação da chapa seguida da conformação mecânica, com as características pré-determinadas. Durante a preparação procura-se obter lâminas de aço como as da Figura (2.3), nas larguras correspondentes as características dos perfis desejados. A tira é obtida através do corte em tesouras rotativas semelhantes a apresentada na Figura (2.4), ou guilhotinas como a da Figura (2.5), das chapas de aço virgem laminados a quente ou a frio.



Figura 2.3 – Laminas de aço (Arquivo pessoal)



Figura 2.4 – Tesoura rotativa (Arquivo pessoal)



Figura 2.5 – Guilhotina (Arquivo pessoal)

No processo por dobramento, as tiras de aço são prensadas por viradeiras hidráulicas que, através do impacto produzido por uma barra biselada superior contra outra inferior fixa, produzem a dobra na chapa. Essas barras são reguladas de acordo com a espessura de chapa e a configuração desejada. As dobradeiras são prensas hidráulicas que realizam a conformação a frio das tiras em perfis nas mais variadas formas de seção transversal. O comprimento dos perfis é geralmente de 3 ou 6 metros. Este é um processo considerado descontínuo.

Já no processo de perfilagem, também chamado de calandragem, as tiras passam por roletes que conferem gradativamente à chapa a forma definitiva do perfil. Após a conformação, o perfil é cortado no comprimento indicado no projeto. O trabalho é contínuo e isso permite maior liberdade nos comprimentos dos perfis e maior capacidade de produção, em comparação com o processo por dobramento. Além da fabricação de perfis, o processo por perfilagem é muito empregado na fabricação de telhas metálicas. Verifica-se que na fabricação de perfis para os formatos comuns tem-se restrições quanto à espessura de chapa devido aos equipamentos disponíveis no mercado nacional.

Atualmente muitos fabricantes tem uma grande capacidade de produção de perfis com excelente qualidade e com sistemas totalmente automatizados. Esses sistemas são controlados via comando numérico e permitem a interação entre os equipamentos, com o mínimo contato humano durante o processo. Isso tem proporcionado a obtenção de produtos com elevada produtividade.

O avanço tecnológico possibilitou maior flexibilidade nas formas da seção transversal com maior capacidade de enrijecimento das mesmas, o uso de ligas de aço com alto grau de qualidade e resistência mecânica e o incremento no desenvolvimento de sistemas construtivos. Em razão disso, a pesquisa científica foi impulsionada na busca de soluções e metodologias de cálculo para o domínio do conhecimento e do comportamento estrutural desses perfis.

Apesar do grande desenvolvimento tecnológico que estamos presenciando em relação ao maquinário de beneficiamento de chapas para a obtenção de perfis metálicos, a realidade nacional ainda está aquém dos países de ponta. Os processos manuais de fabricação em série ainda perduram nos fabricantes de perfis metálicos formados a frio.

As seções transversais mais comuns dos perfis de aço formado a frio empregadas em projeto de estruturas metálicas são os do tipo U, U enrijecido, Z, Z enrijecido, cartola e suas composições, respectivamente ilustrados na Figura (2.6).

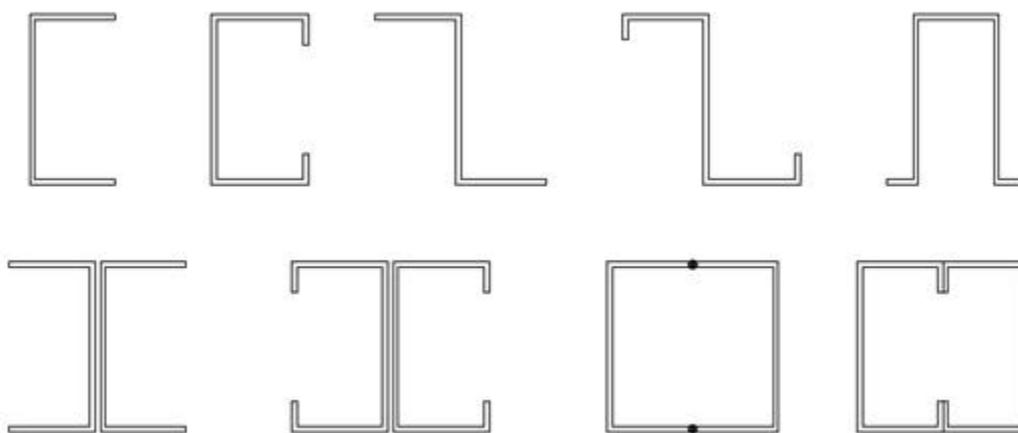


Figura 2.6 – Exemplos de seções de perfis formados a frio

### 2.1.3 Aço para perfis formados a frio

Existem diferentes tipos de aço que podem ser utilizados para confecção de estruturas. A norma NBR 14762, assim como as principais normas mundiais, estabelece que, os tipos de aços a serem empregados na construção de perfis devem ser aqueles que tenham qualificação estrutural.

De acordo com a NBR 14762, para ser considerado aço estrutural, é necessário que as propriedades mecânicas do aço a ser utilizado na confecção do perfil sejam adequadas para receber o trabalho a frio. Ele ainda deve ter a relação entre a resistência a ruptura e a resistência ao escoamento, superior ou no mínimo igual a 1,08 ( $f_u/f_y \geq 1,08$ ). Tomando-se como base de medida o valor de 50 mm, o alongamento não pode ser menor do que 10%, caso a base de medida seja 200 mm, a porcentagem cai para 7%, tomando-se como medida os ensaios de tração conforme a ASTM A370.

A norma brasileira ainda permite a utilização de aços sem a qualificação estrutural, desde que suas propriedades mecânicas sejam adequadas para receber o trabalho a frio. Projetos dimensionados para receber esse tipo de aço devem adotar valores inferiores ou no máximo iguais a 180 MPa e 300 MPa para a resistência ao escoamento e à ruptura, respectivamente.

O mercado brasileiro utiliza, para a confecção de perfis formados a frio, aços que não são considerados estruturais. Os aços do tipo SAE, que originalmente costumam ser empregados na indústria mecânica, representam uma grande parcela dos aços empregados na produção de perfis formados a frio devido ao seu baixo custo em relação aos aços estruturais.

Os controles realizados na confecção destes aços atem-se apenas à sua composição química (SILVA, 2004, p. 12). Em função da grande variabilidade dos limites de escoamento e ruptura, a utilização desses aços deve seguir rigorosamente as recomendações da norma brasileira.

Para este trabalho, todas as peças foram confeccionadas com o aço COR 420, que é considerado um aço estrutural.

#### **2.1.4 Propriedades geométricas dos perfis formados a frio**

Para se analisar a propriedade geométrica de uma seção transversal de perfil formado a frio geralmente se recorre a métodos convencionais de projeto estrutural. Essas propriedades podem se basear tanto nas dimensões da seção transversal bruta como na seção transversal líquida, ou ainda, em uma seção fictícia para fins de projeto. A adoção de qualquer um dos métodos depende do caso em que esta será analisada.

No caso de barras fletidas ou comprimidas axialmente, pode-se utilizar tanto as dimensões totais quanto às dimensões efetivas. As primeiras são utilizadas no cálculo da tensão crítica de flambagem, enquanto as efetivas são usadas no cálculo da resistência nominal.

Geralmente, para se calcular as propriedades geométricas da seção transversal do perfil aproveitam-se o fato da espessura das paredes da seção ser constantes e recorre-se ao método linear. O método consiste em considerar o material da seção transversal como concentrado ao longo da linha do esqueleto da chapa de aço, um elemento de área é substituído por um elemento linear reto ou curvo, exceto para o cálculo de  $C_w$  e da posição do centro de torção ( $CT$ ) onde as dobras são consideradas como cantos retos. Os resultados obtidos são multiplicados pela espessura  $t$ , obtendo-se assim as propriedades geométricas.

A NBR 6355 - Perfis estruturais de aço formados a frio: Padronização (Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT, 2003), estabelece a metodologia de cálculo das propriedades geométricas dos perfis de séries comerciais L, U, Ue,  $Z_{90}$ ,  $Z_{45}$  e Cr (ver quadro A.1). As hipóteses e simplificações adotadas pela norma para o cálculo das propriedades geométricas são:

- a) seção transversal bruta;
- b) seção com espessura constante, igual à espessura da parte plana desconsiderando o revestimento;

- c) largura nominal dos elementos;
- d) raio interno de dobramento igual à espessura nominal da chapa,  $r_i = t_n$  para  $t_n \leq 6,3 \text{ mm}$  e  $r_i = 1,5t_n$  para  $t_n > 6,3 \text{ mm}$ ;
- e) emprego do método linear;
- f) o eixo paralelo às mesas ou aba, é sempre considerado como eixo  $x$ .

Qualquer processo industrial, por mais controle que se tenha de todas as suas etapas, apresenta imperfeições em seu produto final. Na fabricação de perfis formados a frio não é diferente. O processo de conformação a frio das chapas produz imperfeições que contribuem diretamente para os fenômenos de instabilidade estrutural. Apesar dos resultados satisfatórios conseguidos pelos fornecedores de perfis, a NBR 6355 estabelece os critérios mínimos de aceitação de perfis metálicos conformados a frio, de forma que as imperfeições geométricas não comprometam a segurança da edificação.

As formulações para o cálculo das propriedades geométricas assim como as especificações para aceitações de perfis formados a frio da NBR 6355, utilizadas neste trabalho, estão descritas no Apendice A.

### **2.1.5 Comportamento mecânico dos perfis formados a frio**

As principais propriedades do aço são a resistência ao escoamento ( $f_y$ ), resistência a ruptura ( $f_u$ ) e a ductilidade. Estas propriedades geralmente são determinadas através do ensaio direto de tração em corpos de prova confeccionados com o mesmo material utilizado para a fabricação dos perfis.

Essas propriedades do aço influenciam diretamente o comportamento mecânico dos perfis formados a frio. As características que mais são afetadas por esta influência são mostradas a seguir:

- Devido à grande resistência do aço, os perfis formados a frio são constituídos de paredes delgadas. Isto leva a uma grande esbeltez devido a alta relação largura/espessura. Em função disto, a flambagem local e a flambagem distorcional são os modos mais críticos de colapso fazendo com que os elementos sejam dimensionados por eles.
- Geralmente os perfis formados a frio são monossimétricos, abertos e com baixa rigidez a torção, fazendo com que os modos de flambagem globais por flexo-

torção tenham que ser analisados.

- O processo de fabricação dos perfis faz com que estes tenham um encruamento na região da dobra. Este fenômeno provoca o aumento da tensão de escoamento e reduz a ductilidade diminuindo a capacidade do material de se deformar.
- A reserva de resistência plástica proporcionada pelo aço não pode ser considerada na maioria dos perfis formados a frio pelo fato deles serem pouco compactos.

A simples melhoria nas propriedades do aço, como aumento da resistência ao escoamento, por exemplo, nem sempre implica em um melhor aproveitamento do material. Se por um lado pode-se ganhar em redução de peso da estrutura, por outro, os problemas de instabilidade podem ser agravados. Qualquer alteração, seja no tipo de aço, seja na geometria dos perfis, deve ser cautelosamente avaliada.

### **2.1.6 Influência do trabalho a frio**

As propriedades mecânicas do aço dos perfis formados a frio não são as mesmas do aço das chapas antes do dobramento. Após a conformação a frio, o aço tem a sua resistência ao escoamento  $f_y$  aumentada, o que também eleva a resistência à ruptura do aço na tração  $f_u$  e reduz a sua ductilidade.

Essas alterações vão depender do tipo de aço, tipo de tensão (tração ou compressão), direção da tensão com relação à direção do trabalho a frio, relação entre  $f_u/f_y$ , relação entre o raio de dobramento e a espessura  $r_i/t$  e da quantidade de trabalho a frio executada.

Os cantos do perfil são mais afetados pelo dobramento do que as regiões planas, assim, as propriedades mecânicas dessa região são consideravelmente diferentes das propriedades das regiões planas assim como apresentado pela Figura (2.7).

A principal causa das alterações mecânicas provocadas pelo trabalho a frio são devido ao encruamento e ao efeito Bauschinger, (resistência longitudinal à compressão do aço é menor que a resistência longitudinal à tração no caso direto e produz a situação contrária na direção transversal ao estiramento no caso inverso).

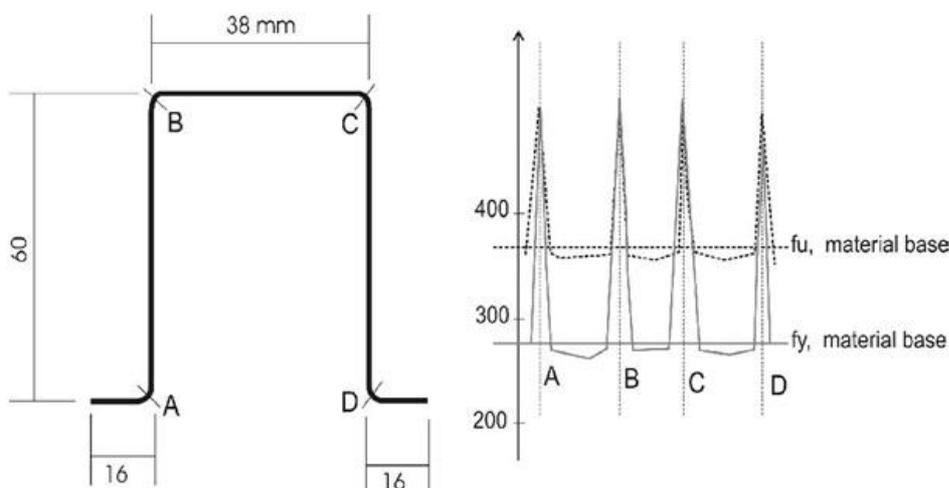


Figura 2.7 – Efeito do trabalho a frio (SILVA e SILVA, 2008, p. 14)  
(Medidas em mm)

A NBR 14762 permite a utilização do aumento da resistência ao escoamento devido ao efeito do trabalho a frio desde que, todos os elementos constituintes do perfil apresentem o índice de esbelteza  $\lambda_p \leq 0,673$ , onde  $\lambda_p$  deve ser calculado com a tensão  $\sigma$  igual ao limite de escoamento  $f_y$ .

### 2.1.7 Tensões residuais

Tensões residuais são aquelas existentes no perfil antes que este seja colocado em uso. As principais causas para o aparecimento de tensões residuais nos perfis formados a frio são o resfriamento desigual das chapas de aço após a sua laminação e também devido às operações de fabricação como a conformação a frio, flexão do perfil, soldagem e puncionamento.

O valor e a distribuição das tensões residuais dependem basicamente da geometria da seção transversal, do tipo de aço utilizado e dos processos de fabricação dos perfis.

Existem métodos para se avaliar as tensões residuais em um perfil. Dentre eles destacam-se o método de seccionamento em tiras, raios-X e a abertura de pequenos furos associados a extensômetros específicos.

Segundo WENG & PEKÖZ (1990, apud CHODRAUI, 2006, p. 13), a distribuição das tensões residuais apresenta algumas particularidades, dentre as quais se podem citar:

- Os perfis contem tensões residuais de tração na superfície externa e de compressão na superfície interna.

- Devido ao aumento da resistência de escoamento nas regiões dos cantos dos perfis em função do trabalho a frio, as tensões residuais nessas regiões podem ser desprezadas.
- As tensões são linearmente variáveis através da espessura da chapa.
- Os valores das tensões residuais estão entre 25% e 75% da resistência ao escoamento do aço virgem,  $f_y$ .
- A forma de distribuição das tensões residuais segue um mesmo padrão para todas as seções transversais.

Devido à grande falta de consenso entre os pesquisadores sobre a forma de se considerar as tensões residuais no dimensionamento dos perfis formados a frio, geralmente os projetistas desconsideram os efeitos destas ou adotam um valor para a seção sobrepondo este valor ao das tensões posteriores.

### 2.1.8 Aplicações e vantagens dos perfis formados a frio

Atualmente os perfis formados a frio tem sido amplamente empregados em vários segmentos da construção metálica, inclusive em áreas que eram dominados pelos perfis laminados e soldados, principalmente pela carência no mercado destes produtos.

Além das costumeiras edificações de pequeno porte como mezaninos, estruturas de fechamento e outras, estes perfis também podem ser utilizados em outros tipos de edificações como edifícios industriais, edifícios de múltiplos andares, silos reservatórios, racks, sinalização, proteção rodoviária, indústria mecânica, esteiras de tubulação, etc.



Figura 2.8 – Viga com seção tipo “I” formada pela união de perfis do tipo U simples  
(Arquivo pessoal)



Figura 2.9 – Viga com seção tipo “I” formada pela união de perfis do tipo U enrijecido  
(Arquivo pessoal)

A utilização de perfis formados a frio representa, em muitos casos, uma solução econômica e elegante, por possuírem maior esbelteza que os perfis laminados, conduzindo dessa forma a estruturas mais leves.

Além das vantagens já mencionadas anteriormente, pode-se citar outras vantagens como:

- Os perfis formados a frio são econômicos para carregamentos mais leves e para menores vãos;
- Inúmeras seções podem ser fabricadas pelas operações de dobramento a frio, obtendo-se dessa forma ótimas relações de resistência em função do peso;
- Podem ser utilizados como painéis estruturais de paredes e pisos de dutos de eletricidade e encanamentos das instalações hidráulicas, além de resistirem a carregamentos;
- Além dos painéis formados por perfis formados a frio suportarem carregamentos normais, também atuam estruturalmente como painéis diafragmas, resistindo a esforços de cisalhamento em seus próprios planos.

Quando se faz a comparação frente a outros materiais como a madeira e o concreto, os perfis formados a frio, principalmente quando utilizados em estruturas residenciais, ou como estruturas “Steel-Frame”, possuem muitas vantagens, a saber (FREITAS e CASTRO, 2003; RODRIGUES, 2006):

- Menor peso e conseqüente alívio das fundações;
- Alta resistência;
- Produção em escala e pré-fabricação, diminuindo os custos;
- Velocidade de montagem na obras;
- Economia no manuseio e transporte;
- Qualidade uniforme das peças;
- Material totalmente reciclável.

## 2.2 Modos de instabilidade dos perfis formados a frio

Quando submetidos à compressão, os perfis formados a frio apresentam um comportamento estrutural diferenciados de perfis laminados e soldados, ficando expostos a fenômenos de instabilidade, caracterizados por deslocamentos dos elementos constituintes da seção transversal.

Além dos modos de instabilidade global como a flambagem por flexão, torção e a flexo-torção, ainda se tem outros tipos de instabilidade como a flambagem local de placas e a flambagem distorcional. Esses modos de flambagem podem ocorrer isoladamente ou em conjunto, geralmente com carregamentos inferiores àqueles que correspondem à plastificação total ou parcial da seção transversal.

A combinação da flexão com a flexo-torção é o modo de instabilidade global mais complexo, sendo comum ocorrer em vigas sem contenção lateral, denominando o fenômeno de flambagem lateral com torção, como ilustrado na Figura (2.10).

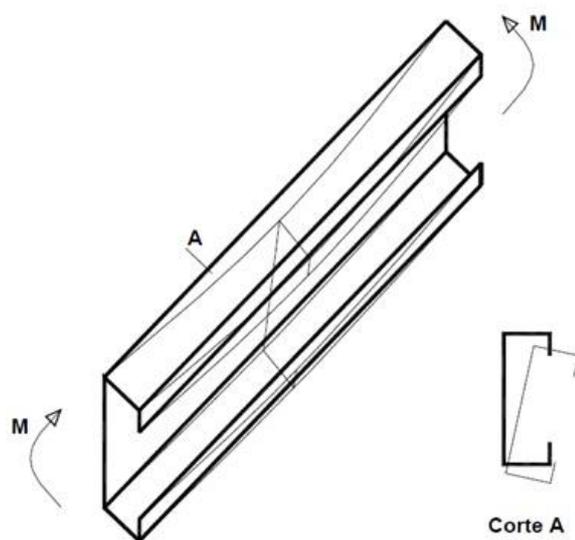


Figura 2.10 – Flambagem lateral com torção de vigas (JAVARONI, 1999, p. 11)

O modo de flambagem local caracteriza-se pela flexão dos elementos que compõe a seção transversal, sem que haja deslocamento das arestas comuns a tais elementos. Este modo de flambagem depende fundamentalmente da relação entre a largura e a espessura (esbeltez) dos elementos constituintes da seção transversal e o modo global de esbeltez do elemento estrutural. Deve-se ressaltar que a ocorrência da flambagem local não ocasiona, em geral, o fim da capacidade portante do perfil. Depois que se ultrapassa a carga crítica da chapa, ocorre à redistribuição das tensões atuantes, produzindo efeito estabilizante na chapa. Este comportamento é levado em consideração através do conceito da largura efetiva. A Figura (2.11) ilustra o fenômeno da instabilidade local provocando a flambagem na mesa superior de um perfil tipo U enrijecido sujeito à flexão. A mesa comprimida do perfil, sofre deslocamentos na direção normal ao seu plano.

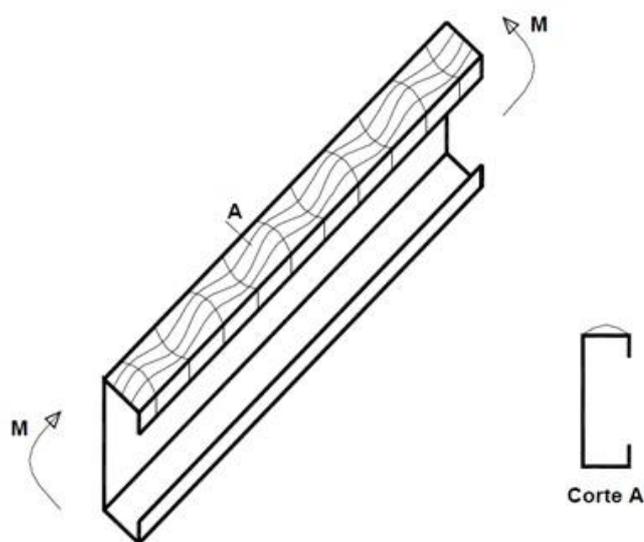


Figura 2.11 – Flambagem local para a mesa comprimida (JAVARONI, 1999, p. 9)

O modo de flambagem distorcional é caracterizado pela flexão de um ou mais elementos juntamente com o deslocamento das arestas comuns a esses elementos com rotações das partes componentes do perfil. Este modo depende do tipo de seção transversal e do comprimento do elemento analisado. A distorção da seção transversal pode ocorrer com carregamentos inferiores aos correspondentes do aparecimento do modo local, principalmente quando as partes comprimidas do perfil não possuem contenção lateral. No caso de colunas longas, o modo distorcional pode antecipar-se tanto ao modo local de placas quanto aos modos de flambagem globais por flexão ou flexo-torção. Abaixo, estão enumerados alguns casos onde este fenômeno pode acontecer:

- Terças de cobertura ligadas às telhas de aço, quando solicitadas pela sucção do vento;
- Perfis tipo U e tipo Z submetidos à flexão;
- Perfis tipo U e tipo Z utilizados como vigas sem contenção laterais nas regiões de compressão.

A Figura (2.12) ilustra a ocorrência da distorção da seção transversal de um perfil do tipo U enrijecido. Nela podem ser observados os deslocamentos laterais e a rotação na junção da alma com a mesa.

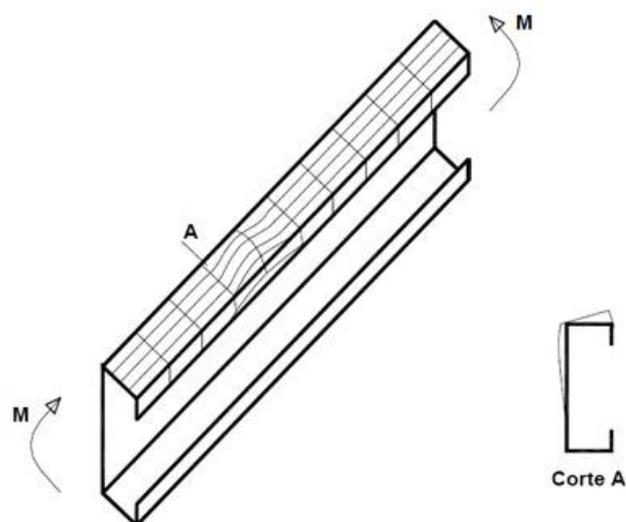


Figura 2.12 – Flambagem por distorção para a mesa comprimida (JAVARONI, 1999, p. 10)

Os diversos tipos de elementos planos que compõe a seção transversal do perfil, devem ser analisados de forma independente, fazendo-se a identificação dos vários tipos de vinculações idealizadas para os elementos e o tipo de solicitação a que estão submetidos.

Um elemento pode ser considerado enrijecido desde que as bordas paralelas à direção da tensão sejam suportados por apoios (enrijecedores) adequados. Dentro deste grupo destacam-se os perfis tipo I e tipo U. Já um elemento não enrijecido, tem suas bordas livres paralelas à direção das tensões. A Figura (2.13) mostra alguns exemplos de considerações de vinculação de acordo com a norma NBR 14762.

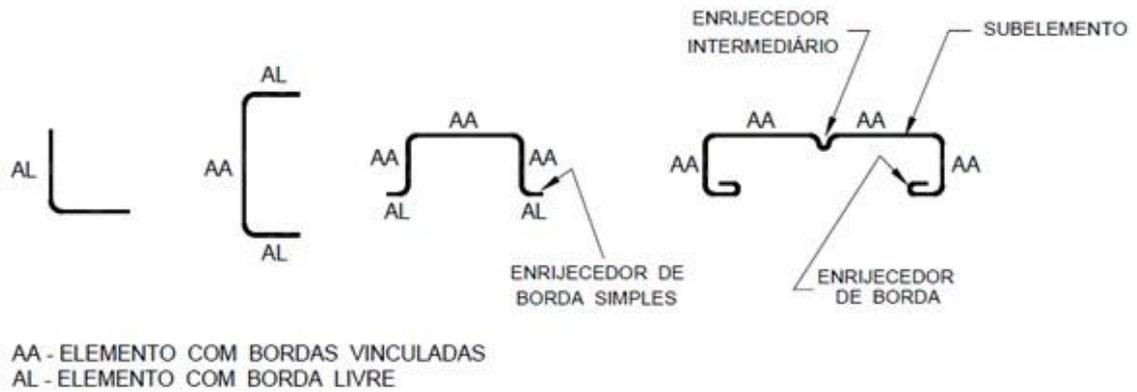


Figura 2.13 – Ilustração dos tipos de elementos componentes de perfis formados a frio (NBR 14762, 2001, p. 3)

## 2.2.1 Flambagem local de placas

Os perfis formados a frio são constituídos por um conjunto de placas. A determinação do carregamento crítico para o elemento pode ser feita através da aplicação da teoria clássica da flambagem de placas. Sendo assim, faz-se necessário um estudo do comportamento dessas placas, seguindo-se do estudo do comportamento das seções formadas pela associação desses elementos.

### 2.2.1.1 Estabilidade de placas isoladas

Seja a placa da Figura (2.14), submetida à compressão uniforme em sua direção longitudinal.

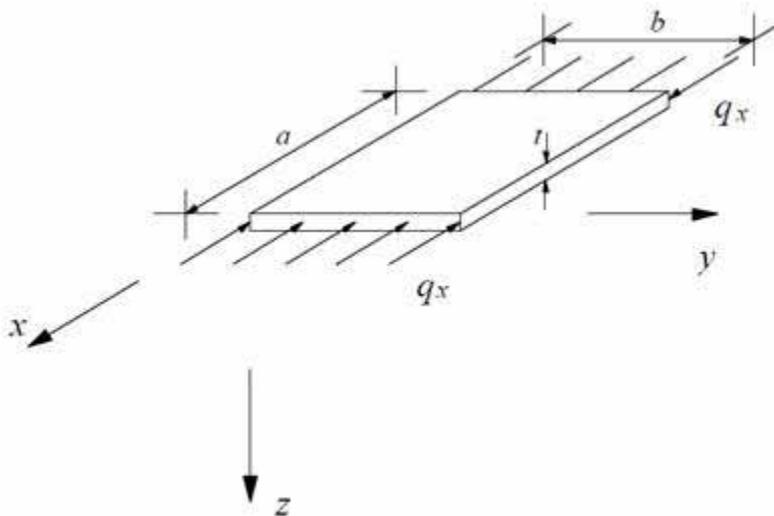


Figura 2.14 – Placa sob compressão uniforme

Admitindo-se pequenos deslocamento transversais, a equação diferencial de equilíbrio de Saint-Venant (BULSON, 1970 apud SOUZA, 2005, p. 8) é dada por:

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

onde  $w$  é a função de deslocamentos transversais,  $q_x$  é a carga de compressão uniformemente distribuída, e  $D$  é o coeficiente de rigidez flexional das placas.

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

sendo

$E$  = módulo de elasticidade longitudinal do material;

$t$  = espessura da placa;

$\nu$  = coeficiente de Poisson.

O carregamento crítico e o modo de flambagem associado são os valores de  $q_x$  e  $w$  que satisfazem a equação de equilíbrio (2.1). Os deslocamentos transversais são função de  $x$  e  $y$ , sendo baseados em uma função de deslocamento senoidal correspondente ao modo de instabilidade da placa, conforme representado na Figura (2.15).

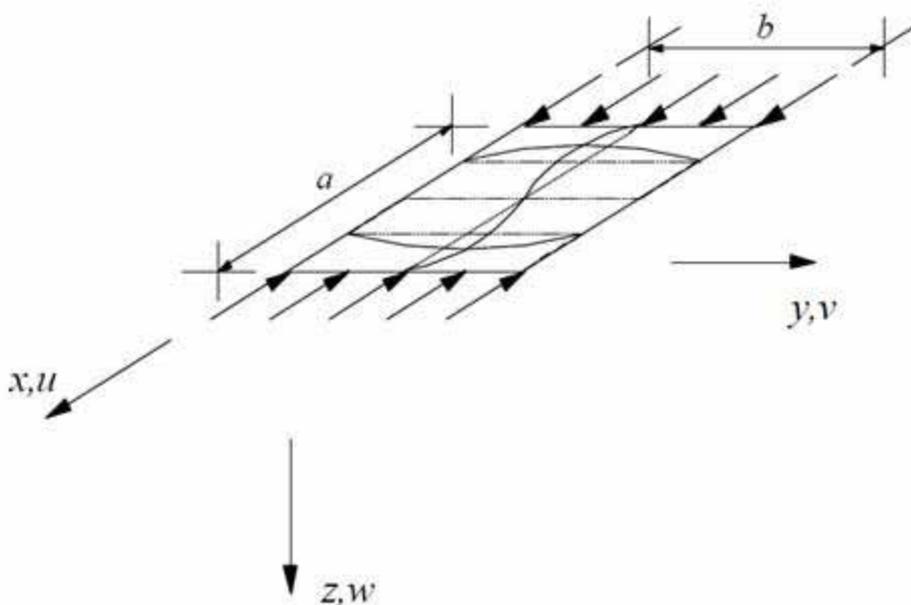


Figura 2.15 – Modo de instabilidade de uma placa sob compressão uniforme

Considerando-se a placa simplesmente apoiada, a solução da equação (2.1) pode ser representada da seguinte forma:

$$w(x, y) = A \operatorname{sen} \left( \frac{m\pi x}{a} \right) \operatorname{sen} \left( \frac{n\pi y}{b} \right) \quad (2.2)$$

onde  $m$  corresponde ao número de meias ondas senoidais que se formam no sentido longitudinal (direção  $x$ ) da placa,  $n$  é o número de meias ondas transversais,  $a$  é o comprimento longitudinal e  $b$  é a largura.

Substituindo-se a função de deslocamentos  $w$  da equação (2.2) na equação (2.1), e operando-se as derivadas, obtém-se:

$$q_x = \frac{\pi^2 D}{b^2} \left( m \frac{b}{a} + \frac{a}{mb} \right)^2 \quad (2.3)$$

Seja a tensão crítica de flambagem para a placa dada por:

$$\sigma_{cr} = \frac{q_x}{t} \quad (2.4)$$

Substituindo-se (2.3) em (2.4), chega-se a equação da tensão crítica de flambagem local elástica:

$$\sigma_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left( \frac{t}{b} \right)^2 \quad (2.5)$$

onde  $k$  é o coeficiente de flambagem da placa e depende da geometria e das condições de contorno da mesma, podendo ser expresso por:

$$k = \left( \frac{mb}{a} + \frac{a}{mb} \right)^2 \quad (2.6)$$

Considerando-se a placa da Figura (2.15) como sendo simplesmente apoiada nas suas quatro bordas, e variando-se o número de meias ondas senoidais no sentido longitudinal, pode-se elaborar a representação gráfica da equação (2.6), criando-se as curvas da Figura

(2.16). Os trechos utilizados na representação de  $k$  compreendem as linhas cheias do gráfico.

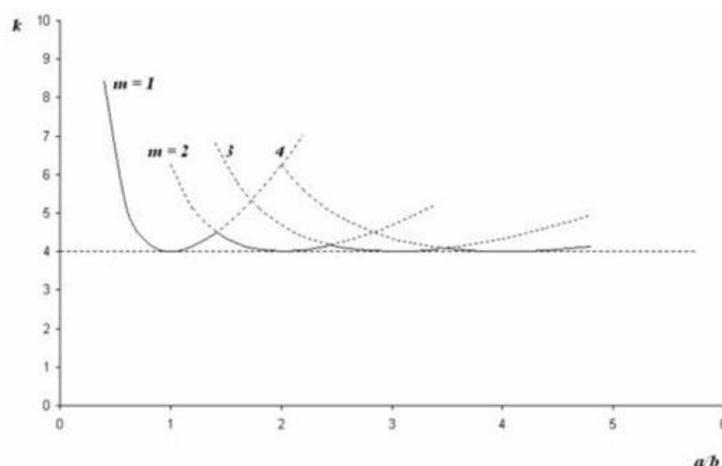


Figura 2.16 – Coeficiente de flambagem para uma placa simplesmente apoiada nas quatro bordas sob compressão uniforme, em função da relação ( $a/b$ )

À medida que são atribuídos números de onda na equação (2.6) verifica-se que as curvas obtidas apresentam um mesmo valor mínimo de  $k$  igual a  $4,0$ , correspondente a um valor inteiro da relação geométrica entre as dimensões da placa,  $a/b$ .

Placas que apresentem uma relação geométrica entre as dimensões  $a$  e  $b$  maior do que quatro pode-se considerar o valor do coeficiente de flambagem  $k$  igual a  $4,0$ . Já no caso de placas curtas, onde a relação entre as dimensões da placa é menor do que  $2,0$ , deve ser considerado o valor do coeficiente de flambagem,  $k$ , dependente da relação geométrica  $a/b$ , uma vez que se pode obter valores de  $k$  significativamente superiores a  $4,0$ .

### 2.2.2 Estabilidade de seções de perfis formados a frio

O conceito de flambagem local de chapas planas pode ser estendido para o caso das seções de perfis com chapas finas. No caso dos perfis, as extremidades das placas não devem ser consideradas como simplesmente apoiadas. Os apoios constituem-se de engastamentos elásticos com coeficientes de rigidez dependentes das dimensões dos elementos vizinhos.

O modo de instabilidade de um perfil formado a frio se apresenta como um conjunto de meias ondas senoidais no sentido de cada uma de suas placas, da mesma forma apresentada pelas placas isoladas.

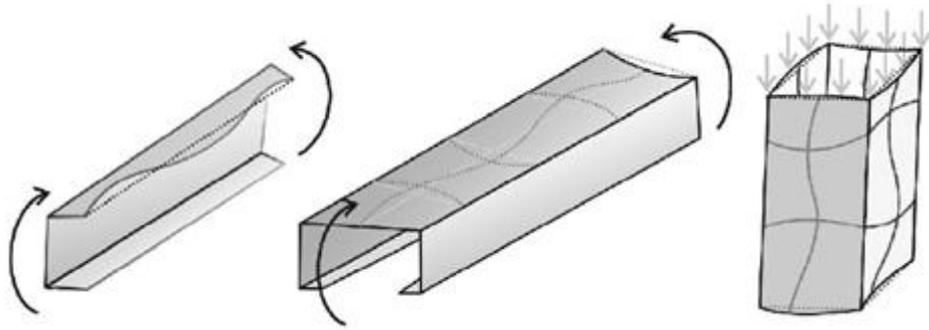


Figura 2.17 – Modos locais de flambagem de placas para seções submetidas à flexão e compressão

Estudos desenvolvidos por Batista (apud SOUZA, 2005, p. 13) possibilitaram a determinação dos coeficientes de flambagem para diversos tipos de seções, conforme apresentado na Figura (2.18). A tensão crítica de flambagem é expressa pela equação (2.7) onde  $b_1$  é a largura de referência da seção transversal.

$$\sigma_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left( \frac{t}{b_1} \right)^2 \quad (2.7)$$

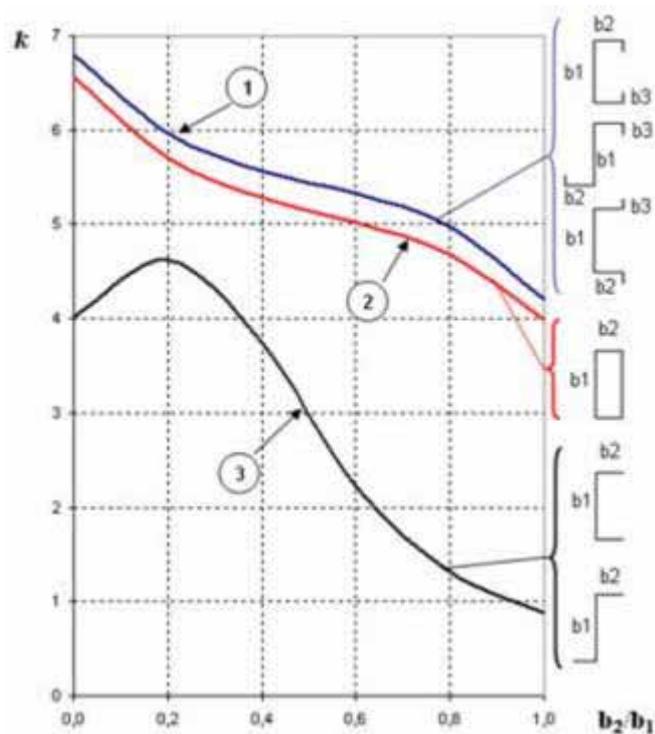


Figura 2.18 – Coeficiente de flambagem local para diferentes tipos de seção (SOUZA, 2005, p. 14)

### 2.2.3 Comportamento dos perfis formados a frio em regime Pós-Crítico

Os perfis formados a frio, mesmo após atingirem a carga crítica, mostram um comportamento estável, não sofrendo colapso. Isso se deve a uma redistribuição das tensões conhecido como Resistência Pós-Flambagem, sendo mais evidente em elementos com elevada relação largura-espessura.

Seja uma placa com distribuição de tensões inicialmente uniforme. Após o início do carregamento ocorrem as deformações de pré-flambagem, transferindo para as bordas as concentrações das tensões até que seja atingido o escoamento da placa, quando ocorre o colapso.

O físico Von Karmann, em 1910, elaborou uma ampla teoria matemática de deformações para solucionar o comportamento pós-crítico representada pelo seguinte sistema de equações diferenciais:

$$\nabla^4 w = \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \frac{t}{D} \left[ \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \times \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \times \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - 2 \frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \times \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right] \quad (2.8a)$$

$$\nabla^4 F = \frac{\partial^4 F}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 F}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 F}{\partial y^4} = E \left[ \left( \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 - \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \times \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right] \quad (2.8b)$$

onde  $F$  é a função de tensão de Airy, a partir da qual se pode obter a tensão na fibra média por meio das seguintes relações:

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \quad (2.9a)$$

$$\sigma_y = \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \quad (2.9b)$$

$$\tau_{xy} = \frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \quad (2.9c)$$

Devido à grande complexidade em se chegar à solução, a equação diferencial apresentada afasta-se da aplicação prática. Com o objetivo de se encontrar soluções aproximadas e de fácil utilização em prescrições de normas, Von Karmann em 1932

(JAVARONI, 1999) criou o Método da Largura Efetiva levando em consideração o comportamento pós-crítico das chapas finas.

### 2.2.3.1 Método da largura efetiva

Seja uma placa de largura  $b$  comprimida uniformemente. Inicialmente as tensões se apresentam de maneira uniforme. À medida que a carga aumenta, há uma redistribuição dos esforços fazendo com que as tensões se concentrem nas extremidades da placa na região das dobras. Essa distribuição não uniforme de tensões é substituída por uma distribuição uniforme de tensões, iguais às tensões das bordas, sobre uma largura efetiva ' $b_{ef}$ ', fictícia, como esta ilustrado na Figura (2.19).

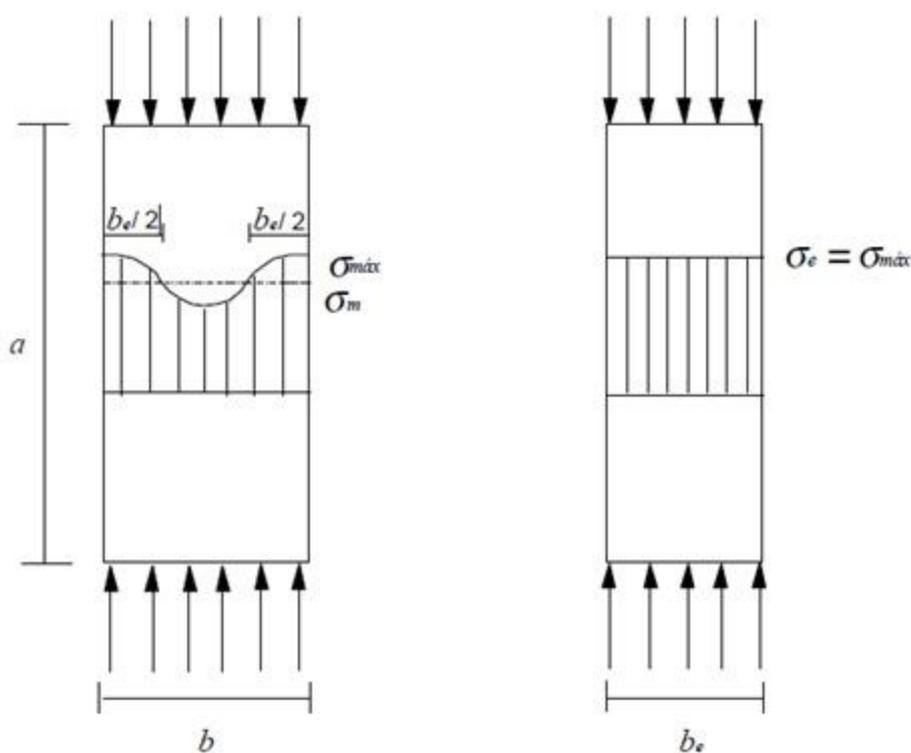


Figura 2.19 – Representação esquemática do Método da Largura Efetiva

De acordo com o conceito de largura efetiva de placas esbeltas, a tensão máxima atuante nas bordas da placa original ( $\sigma_{m\acute{a}x}$ ) é igual à tensão  $\sigma_e$  a que a placa substituta  $b_e$  está submetida.

A tensão crítica da placa substituta de largura efetiva  $b_e$  após a flambagem é igual a  $\sigma_e$ , dada por:

$$\sigma_e = k \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left( \frac{t}{b_e} \right)^2 \quad (2.10)$$

Igualando-se as equações (2.5) e (2.10) obtém-se:

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_e}} \quad (2.11)$$

A relação direta da igualdade acima pode ser definida por:

$$\lambda_{pd} = \sqrt{\frac{\sigma_e}{\sigma_{cr}}} \quad (2.12)$$

onde  $\lambda_{pd}$  é a esbeltez relativa da seção. Assim:

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{\lambda_{pd}} \quad (2.13)$$

Pelo critério de Von Karman, pode-se admitir que a ruína do elemento seja alcançada quando a tensão máxima  $\sigma_e$  atinge o limite de escoamento do material,  $f_y$ . Neste momento, ocorre o início de linhas de plastificação na placa com a conseqüente formação de mecanismo de colapso. Dessa forma, a equação (2.11) fica escrita da seguinte forma:

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} \quad (2.14)$$

Neste caso, tem-se a grandeza  $\lambda_p$  como a esbeltez relativa da placa no estado limite último. Para análise da resistência de placas esbeltas, comprimidas, no momento do estado limite de colapso, é válida a seguinte expressão:

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{\lambda_p} \quad (2.15)$$

Para tratar o comportamento de placas esbeltas antes da ruína no momento da Pós-Flambagem, considera-se a relação entre a tensão média longitudinal da placa flambada,  $\sigma_m$ , e a deformação existente ao longo da largura efetiva,  $b_e$ , da placa substituta. Analisando-se a Figura (2.19), pelo equilíbrio dos esforços tem-se:

$$\frac{b_e}{b} = \frac{\sigma_m}{\sigma_e} \quad (2.16)$$

Multiplicando-se a equação (2.16) por  $\sigma_{cr}$  tem-se:

$$\frac{b_e}{b} = \frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} \frac{\sigma_{cr}}{\sigma_e} = \frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} \frac{1}{\lambda_{pd}^2} \quad (2.17)$$

Ou, sob a forma final:

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} = \frac{b_e}{b} = \frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} \frac{1}{\lambda_{pd}^2} \quad (2.18)$$

### 2.2.3.2 Método da largura efetiva no Estado Limite Último

As equações apresentadas anteriormente são aplicadas apenas para os casos de placas ideais ou perfeitas. No entanto, todos os perfis formados a frio apresentam imperfeições, tanto geométricas quanto mecânicas, devido aos processos de fabricação, afetando o seu comportamento e o valor da carga última.

Com o objetivo de simular estas imperfeições, Winter (1947), apresentou a seguinte equação:

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{\lambda_p} \left( 1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \quad (2.19)$$

A Figura (2.20) apresenta as variações da largura efetiva em relação à esbeltez relativa no estado limite último ( $\lambda_p$ ) obtidas a partir das formulações acima.

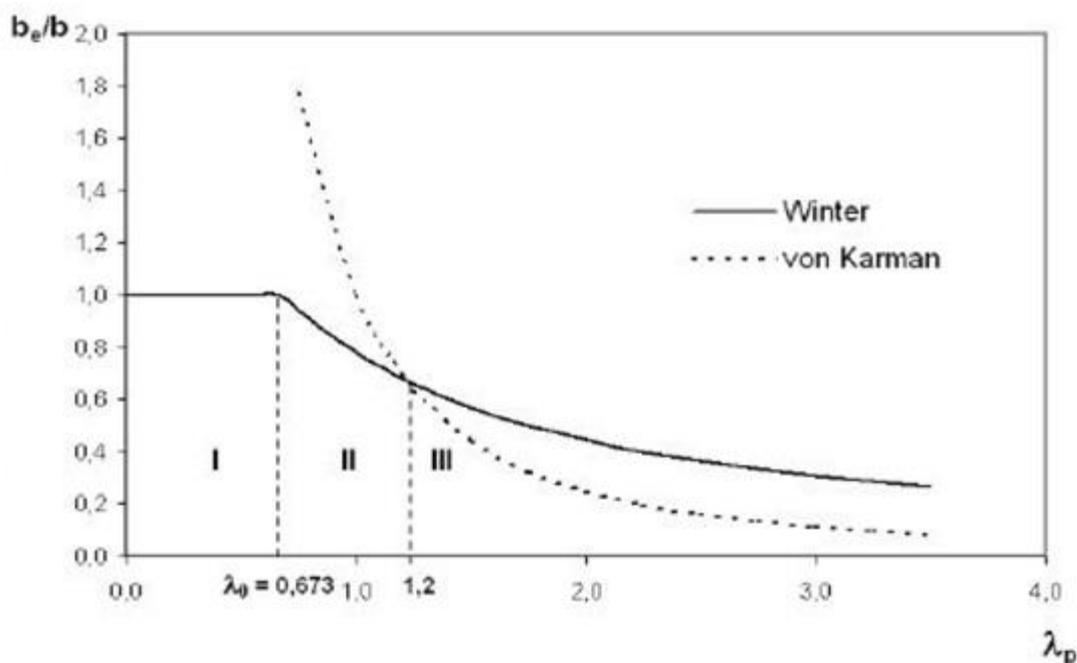


Figura 2.20 – Curvas de esbelteza relativa

As três regiões destacadas no gráfico podem ser classificadas como:

- |            |                               |   |
|------------|-------------------------------|---|
| Região I   | $0 < \lambda_p < \lambda_0$   | As placas não são afetadas pelo fenômeno de instabilidade de flambagem local, devido ao fato de serem placas espessas com baixa relação largura-espessura. Tais placas apresentam comportamento plástico  |
| Região II  | $\lambda_0 < \lambda_p < 1,2$ | São placas medianamente esbeltas, que apresentam deslocamentos moderados fora de seu plano.<br>O comportamento apresentado é do tipo elastoplástico   |
| Região III | $\lambda_p > 1,2$             | As placas apresentam comportamento pós-crítico antes da ruína, com reserva de resistência que resulta em valor de carga última superior à carga crítica da placa. Apresenta instabilidade elástica, associada a grandes deslocamentos fora de seu plano |

Segundo Souza (2005), apesar de apresentar bons resultados para o estado limite último, a equação de Winter não é satisfatória para verificações após a flambagem local e antes da ruína da placa.

## 2.2.4 Flambagem distorcional

Este modo de flambagem é mais comum em seções que apresentam enrijecedores de borda adicionais como os perfis U enrijecido e perfis rack.

Este modo distorcional ocorre para comprimentos de onda intermediários, entre o modo local de placas e os modos de flambagem globais. No entanto, em casos como de colunas, pode ocorrer antes do modo local de placas. Portanto, dependendo da seção utilizada, o modo distorcional será predominante.

De acordo com Souza (2005), as formulações existentes para analisar o modo de flambagem distorcional se baseiam nos modelos propostos por Lau e Hancock (1987) e por Schafer (1997, 2000, 2002). Estes modelos são simplificados devida à grande complexidade do comportamento das seções quando submetidas a esse tipo de flambagem. Como não se considera a seção transversal completa nesses modelos, é feito um estudo do comportamento do conjunto mesa-enrijecedor quanto à flambagem por flexo-torção, baseado na teoria da estabilidade elástica. A alma do perfil é simulada por uma mola com rigidez a deslocamento e outra com rigidez à rotação. Esta formulação está inserida no anexo D da NBR 14762 (Ver apêndice C).

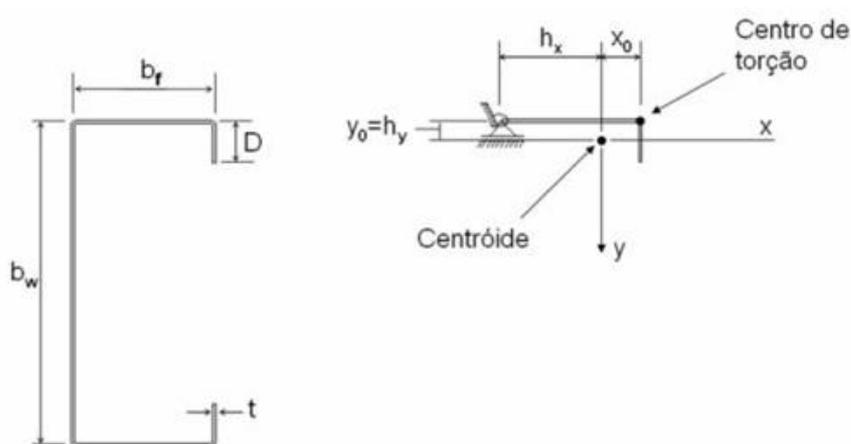


Figura 2.21 – Modelo utilizado na avaliação da flambagem distorcional para o perfil U enrijecido (NBR 14762, 2001, p. 46)

## 2.3 Soldagem

### 2.3.1 Processos básicos de soldagem

Segundo Quites & Dutra (1979, p. 13), soldagem é a operação que visa a união de duas ou mais peças, assegurando na junta, a continuidade das propriedades, químicas e físicas, onde continuidade tem o objetivo de deixar clara a idéia de que se houver variações nessas propriedades, essas variações serão contínuas ao longo da região de união. De acordo com Wainer et al. (1992), cada processo de soldagem possui suas vantagens e limitações, e um adequado balanço determinará suas aplicações típicas. Há processos de soldagem que possuem um uso específico para um determinado metal. O Quadro (2.1) mostra as vantagens e inconvenientes dos processos e algumas aplicações enquanto o Quadro (2.2) apresenta quais os processos comerciais de soldagem mais adequados a cada situação.

Quadro 2.1 – Características e aplicações de processos de soldagem  
(WAINER, 1995, apud SILVA, 2007, p. 61-62)

Processo	Vantagens	Desvantagens	Emprego
Eletrodo Revestido (SMAW)	Grande versatilidade no projeto de junta e na posição de soldagem. Baixo Custo. União com excelentes propriedades. Não exige grandes ajustes da estrutura.	Mão de obra habilidosa. Frequente mudança de eletrodos. Na soldagem com várias camadas é necessário remover a escória em cada passe.	Processo mais usado na fabricação, na manutenção e na emenda de perfis.
Arco submerso (SAW)	Processo automático. Alta taxa de deposição.	Somente na posição plana ou horizontal. Restrito aos aços. Cuidado no posicionamento da junta.	Solda de topo ou em ângulo com mais de 1 m de comprimento e 5 a 50 mm de espessura.
TIG	Grande versatilidade manual ou automática, tipo de junta, posição de soldagem. Soldas com elevada qualidade. Adequado para metais ferrosos e não ferrosos.	Elevado custo de consumíveis. Mão de obra habilidosa. Soldagem com várias camadas em solda de topo com espessura acima de 5 mm. Inadequado para utilização em locais abertos.	Passe da raiz em aços ligados. Usado em união de não ferrosos e inoxidáveis.
MIG gás inerte	Solda com alta qualidade para a maioria das ligas. Alta taxa de deposição. Processo semi ou totalmente automatizado.	Custo elevado do gás inerte. Mão de obra habilidosa. Cuidado com o posicionamento da junta. Inadequado para utilização em locais abertos.	Usado em aços inoxidáveis e ligas não ferrosas.

MIG pulsado	Processo semi-automático. Todas as posições de soldagem. Aplicado a maioria das ligas e espessuras. Qualidade de solda muito boa.	Equipamento complexo. Custo moderado do processo. Inadequado para utilização em locais abertos.	Usado principalmente em soldagem de aço carbono, inox e não ferrosos.
Eletro escória	Soldagem automática com alta velocidade. Alta taxa de deposição. Usado em aço-carbono e de baixa liga c/ espessura acima de 50 mm.	Posição vertical de soldagem. Solda e a zona afetada pelo calor com estruturas grosseiras, exigindo tratamento térmico após soldagem. Cuidado na montagem da estrutura.	Solda de chapas grossas de aço.

Quadro 2.2 – Condições de emprego dos processos de soldagem  
(Wainer , 1995, apud SILVA, 2007, p. 62)

Materiais	Espessuras	Eletrodo revestido	Arco Submerso	MIG ou MAG	FCAW	TIG	Eletro escória
<b>Aço Carbono</b>	Até 3 mm	X	X	X	X	X	
	3 a 6 mm	X	X	X	X	X	
	6 a 19 mm	X	X	X	X		
	Acima de 19 mm	X	X	X	X		X
<b>Aço de baixa liga</b>	Até 3 mm	X	X			X	
	3 a 6 mm	X	X	X		X	
	6 a 19 mm	X	X	X			
	Acima de 19 mm	X	X	X			X

### 2.3.2 Soldagem com gás de proteção (GMAW – Gas Metal Arc Welding)

Segundo Wainer et al.(1992), este processo teve início no começo dos anos 30. Ele foi viabilizado somente depois da II Guerra Mundial, para soldagem de magnésio e suas ligas e mais tarde para os outros metais, utilizando gás inerte. Posteriormente introduziu-se o CO<sub>2</sub>.

Esse tipo de soldagem é também chamado de soldagem com gás ativo (MAG), adequado para soldagem de aços de baixo carbono e aços de baixa liga ou soldagem com gás inerte (MIG), adequado para soldagem de aços carbono, aços de baixa, média e alta liga, aços inoxidáveis, alumínio, magnésio, cobre e suas ligas, sendo que este termo é propriamente aplicado somente para soldagem onde o gás de proteção é argônio ou hélio.

Segundo Owens & Cheal (1989), neste processo, o eletrodo nu, o arco e poça de solda

são protegidos da atmosfera somente pelo gás de proteção, como na Figura (2.22). Geralmente não há fluxo, não ocorrendo a formação de escórias, que é comum nos outros processos. Uma mangueira flexível fornece a tocha de soldagem, o arame eletrodo, o gás de proteção e a corrente elétrica, todos eles automaticamente controlados.

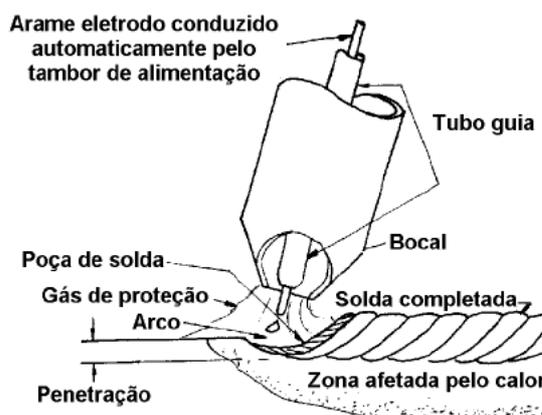


Figura 2.22 – Representação do processo de soldagem com gás de proteção (OWENS E CHEAL, 1989, apud ALMEIDA, 2009)

O gás protetor é usualmente dióxido de carbono, algumas vezes com certa adição de argônio, para aços carbono/manganês e aços carbono. O argônio como um gás de proteção favorece a soldagem de todos os metais, todavia, devido ao seu custo, outros gases de proteção e suas misturas são aceitáveis e recomendados para a soldagem de aços.

As características deste processo dependem do método de transferência do eletrodo à poça da solda. Essa transferência pode acontecer por queda livre quando o material atravessa o arco na forma de gotículas, ou pode acontecer transferência por curto-circuito, onde o arco é extinto em intervalos regulares e o arame participa do metal de solda quando entra em contato com a poça de solda fundida.

No método de transferência por queda livre há a subdivisão em transferência globular, transferência por borribo e transferência pulsada.

A transferência globular, que é pouco utilizada, é caracterizada pela formação de uma gota grande, bem maior que o diâmetro do arame, que se desprende por gravidade; ocorre em corrente baixa e pode ser conseguida quando arames de aço são utilizados juntamente com uma proteção de dióxido de carbono. As vezes essa transferência é irregular e instável, com uma grande quantidade de respingos. Ela pode gerar falta de penetração, falta de fusão e excessivo reforço do cordão de solda.

### 2.3.3 Prescrições das normas brasileiras para a união através de solda

A NBR 14762 especifica os procedimentos de dimensionamento de ligações soldadas para peças em que a espessura da parte mais fina não ultrapasse 4,75 mm. Para os casos que não se enquadra nestas especificações, a norma estabelece que sejam adotados os parâmetros da norma NBR 8800 – Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto (Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT, 2008) e, se houver alguma situação específica que esta norma não preveja, a NBR 14762 estabelece que sejam atendidas as exigências da norma AWS D1.1:2000 – Structural Welding Code: Steel (American Welding Society, 2000) ou a AWS D1.3:1998 – Structural Welding Code: Steel (American Welding Society, 1998).

Segundo a NBR 8800, o comprimento mínimo efetivo de um filete de solda, não pode ser inferior a 4 vezes sua dimensão nominal e a 40 mm ou, então, esse tamanho não pode ser considerado maior que 25% do comprimento efetivo da solda.

As soldas de filete intermitentes podem ser usadas, quando a resistência de cálculo exigida for inferior à de uma solda contínua do menor tamanho de perna permitido, e também para ligar elementos de barras compostas. O comprimento efetivo para esse tipo de solda, não pode ser inferior a 4 vezes o tamanho da perna, nem menor que 40 mm. O uso de soldas intermitentes requer cuidados especiais no que se refere à flambagens locais e corrosão.

Para ligações por superposição, o cobrimento mínimo da solda deve ser igual a 5 vezes a espessura da parte menos espessa, desde que não seja inferior a 25 mm. Esta medida garante que a rotação resultante na ligação, quando tracionada, não seja excessiva.

No caso de soldas de tampão em furos, o diâmetro dos furos não pode ser inferior à espessura da parte que os contém acrescida de 8 mm, nem maior que 2,25 vezes a espessura da solda. A distância de centro a centro de soldas de tampão em furos deve ser igual ou superior a 4 vezes o diâmetro do furo.

O comprimento do rasgo para a utilização de soldas de tampão, não pode ser maior que 10 vezes a espessura da solda. A largura dos rasgos não pode ser inferior à espessura da parte que os contém acrescida de 8 mm, nem maior que 2,25 vezes a espessura da solda. As extremidades dos rasgos devem ser semicirculares ou terem cantos arredondados. O espaçamento entre as linhas de centro dos rasgos, medido na direção transversal ao comprimento do rasgo, deve ser maior ou igual a 4 vezes a largura desse rasgo. A distância de centro a centro dos rasgos, localizados na mesma linha longitudinal ao comprimento deles, deve ser maior ou igual a 2 vezes o comprimento dos rasgos. Para soldas de tampão em furos

e rasgos situados em material cuja espessura seja igual ou inferior a 16 mm, a espessura deve ser igual à espessura deste material. No caso de espessuras maiores, a espessura da solda deve ser igual a pelo menos a metade da espessura do material mas nunca inferior a 16 mm.

Quando se deseja transmitir forças paralelas às superfícies de contato em ligação por superposição ou para se evitar a flambagem das partes sobrepostas e ligar componentes de barras compostas, a NBR 8800 permite o uso de soldas de filete em furos ou rasgos, mas alerta que este tipo de solda não deve ser considerada como uma solda de tampão.

## **2.4 Prescrições da NBR 14762 para barras submetidas à flexão simples**

No caso das barras submetidas à flexão simples, a NBR 14762 estabelece que as peças devem ser analisadas de acordo com o momento fletor resistente de cálculo, a força cortante, momento fletor e força cortante combinados e quanto a barras compostas submetidas à flexão simples.

### **2.4.1 Momento fletor**

O momento fletor resistente de cálculo  $M_{Rd}$  no caso de barras submetidas à flexão simples, deve ser tomado como o menor valor calculado entre as seguintes situações de colapso:

- Início do escoamento da seção efetiva;
- Flambagem lateral com torção;
- Flambagem lateral por distorção da seção transversal.

#### **2.4.1.1 Início do escoamento da seção efetiva**

O momento de início do escoamento da seção efetiva é determinado pela seguinte equação:

$$M_{Rd} = \frac{W_{ef} f_y}{\gamma} \quad (2.20)$$

Na equação (2.20),  $W_{ef}$  é o módulo de resistência elástico da seção efetiva. Seu valor é

calculado com base no cálculo das larguras efetivas dos elementos (ver Apêndice B). A tensão  $\sigma$  utilizada no cálculo da largura efetiva corresponde à tensão do estado limite último de escoamento da seção. O coeficiente de segurança  $\gamma$  da equação tem o valor de 1,1 determinado pela norma.

#### 2.4.1.2 Flambagem lateral com torção

Para o caso da flambagem lateral com torção, o momento fletor resistente de cálculo referente ao trecho compreendido entre seções contidas lateralmente, deve ser calculado por:

$$M_{Rd} = \frac{\rho_{FLT} W_{c,ef} f_y}{\gamma} \quad (2.21)$$

Na equação (2.21)  $W_{c,ef}$  é o módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação à fibra comprimida. Este coeficiente é calculado com base no cálculo das larguras efetivas dos elementos (ver Apêndice B). A tensão adotada para o cálculo das larguras efetivas nesse caso é dado pela seguinte equação:

$$\sigma = \rho_{FLT} f_y \quad (2.22)$$

onde  $\rho_{FLT}$  é o fator de redução associado à flambagem lateral com torção, calculado pelos seguintes parâmetros.

- para  $\lambda_0 \leq 0,6$ :  $\rho_{FLT} = 1,0$
- para  $0,6 \leq \lambda_0 \leq 1,336$ :  $\rho_{FLT} = 1,11(1 - 0,278\lambda_0^2)$
- para  $\lambda_0 > 1,336$ :  $\rho_{FLT} = 1/\lambda_0^2$

para

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{W_c f_y}{M_e}} \quad (2.23)$$

Na equação (2.23),  $W_c$  é o módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra comprimida. O fator  $M_e$  representa o momento fletor de flambagem lateral com torção,

em regime elástico. Este fator pode ser calculado a partir de expressões específicas que são deduzidas para um carregamento aplicado na posição do centro de torção. Segundo a norma NBR 14762, essas expressões também podem ser empregadas nos casos de carregamento aplicado em posição estabilizante, isto é, que tende a restaurar a posição original da barra, neste caso, elas são utilizadas a favor da segurança.

Para o caso específico de barras com seção duplamente simétrica ou mono simétrica, sujeitas à flexão em torno do eixo de simetria (eixo x), a expressão para o cálculo de  $M_e$  é:

$$M_e = C_b r_0 \sqrt{N_{ey} N_{et}} \quad (2.24)$$

onde,  $N_{ey}$  é a força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo principal “y”,  $N_{et}$  é a força normal de flambagem elástica por torção,  $r_0$  é o raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção e  $C_b$  é o coeficiente de equivalência de momento na flexão, que a favor da segurança pode ser tomado igual a 1,0. Abaixo seguem as equações para determinação destes fatores.

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{(K_y L_y)^2} \quad (2.25)$$

$$N_{et} = \frac{1}{r_0^2} \left[ \frac{\pi^2 EC_w}{(K_t L_t)^2} + GI_t \right] \quad (2.26)$$

$$r_0 = \sqrt{r_x^2 + r_y^2 + x_0^2 + y_0^2} \quad (2.27)$$

$$C_b = \frac{12,5M_{\text{máx.}}}{2,5M_{\text{máx.}} + 3M_A + 4M_B + 3M_C} \quad (2.28)$$

Onde:

- $K_y L_y$ : comprimento efetivo de flambagem por flexão em relação ao eixo x;
- $C_w$ : constante de empenamento da seção;
- $K_t L_t$ : comprimento efetivo de flambagem por torção;
- $G$ : módulo de elasticidade transversal;

- $r_x$  e  $r_y$ : raios de giração da seção bruta em relação aos eixos principais de inércia  $x$  e  $y$ ;
- $x_0$  e  $y_0$ : coordenadas do centro de torção na direção dos eixos principais  $x$  e  $y$ , respectivamente, em relação ao centróide da seção;
- $M_{máx}$ : máximo valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no trecho analisado;
- $M_A$ : máximo valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no 1º quarto do trecho analisado;
- $M_B$ : máximo valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no centro do trecho analisado;
- $M_C$ : máximo valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no 3º quarto do trecho analisado;

### 2.4.1.3 Flambagem por distorção da seção transversal

Como já citado anteriormente, as peças com enrijecimento das mesas são mais suscetíveis a este modo de colapso. Para estas barras, o momento fletor resistente de cálculo deve ser calculado pela seguinte expressão:

$$M_{Rd} = \frac{M_{dist}}{\gamma} \quad (2.29)$$

Seja  $\lambda_{dist}$  o índice de esbeltez reduzido referente à flambagem por distorção. Este índice é definido pela seguinte equação:

$$\lambda_{dist} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{dist}}} \quad (2.30)$$

Na equação (2.30),  $\sigma_{dist}$  é a tensão convencional de flambagem elástica por distorção, calculada pela teoria da estabilidade elástica (ver Apêndice C).

O momento  $M_{dist}$  corresponde ao momento fletor de flambagem por distorção. Este momento é definido a partir dos seguintes parâmetros:

- para  $\lambda_{dist} < 1,414$ :

$$M_{\text{dist}} = W_c f_y (1 - 0,25 \lambda_{\text{dist}}^2) \quad (2.31)$$

- para  $\lambda_{\text{dist}} \geq 1,414$ :

$$M_{\text{dist}} = \frac{W_c f_y}{\lambda_{\text{dist}}^2} \quad (2.32)$$

No caso de se ter barras com a mesa tracionada conectada a um painel e a mesa comprimida livre (terças com telhas de aço parafusadas e sujeitas à ação de vento de sucção, por exemplo), o momento fletor resistente de cálculo, considerando o efeito da referida contenção lateral, pode ser calculado conforme a recomendação do anexo F da NBR 14762 (Ver Apêndice D).

#### 2.4.2 Força Cortante

Para o cálculo da força cortante resistente ao cálculo  $V_{Rd}$ , são analisados três situações envolvendo a relação  $h/t$  de acordo com as seguintes expressões:

- para  $h/t \leq 1,08\sqrt{(E k_V / f_y)}$

$$V_{Rd} = \frac{0,6 f_y h t}{\gamma} \quad (2.33)$$

- para  $1,08\sqrt{(E k_V / f_y)} < h/t \leq 1,4\sqrt{(E k_V / f_y)}$

$$V_{Rd} = \frac{0,65 t^2 \sqrt{k_V f_y E}}{\gamma} \quad (2.34)$$

- para  $h/t > 1,4\sqrt{(E k_V / f_y)}$

$$V_{Rd} = \frac{0,905 E k_V t^3}{h \gamma} \quad (2.35)$$

Onde:

- $t$  é a espessura da alma;
- $h$  é a largura da alma (altura da parte plana da alma);
- $k_v$  é o coeficiente de flambagem local por cisalhamento.

O coeficiente  $k_v$  é calculado para duas situações distintas. Quando a alma dos perfis não apresenta enrijecedores transversais, ele é definido através da equação (2.36). No caso de existirem enrijecedores transversais, deve-se observar a relação  $a/h$  onde  $a$  representa a distância entre enrijecedores transversais de alma. Se a relação  $a/h$  for menor ou igual a 1,  $k_v$  é calculado pela equação (2.37), caso contrário, utiliza-se a equação (2.38).

$$k_v = 5,34 \quad (2.36)$$

$$k_v = 4,0 + \frac{5,34}{(a/h)^2} \quad (2.37)$$

$$k_v = 5,34 + \frac{4,0}{(a/h)^2} \quad (2.38)$$

No caso da seção conter duas ou mais almas, cada alma deve ser analisada como um elemento separado resistindo à sua parcela de força cortante.

### 2.4.3 Momento fletor e força cortante combinados

Para barras sem enrijecedores transversais de alma, o momento fletor solicitante de cálculo e a força cortante solicitante de cálculo na mesma seção devem satisfazer à seguinte expressão de interação:

$$\left( \frac{M_{Sd}}{M_{0,Rd}} \right)^2 + \left( \frac{V_{Sd}}{V_{Rd}} \right)^2 \leq 1,0 \quad (2.39)$$

Para barras com enrijecedores transversais de alma, além de serem atendidas as exigências da norma, quando  $M_{Sd}/M_{0,Rd} > 0,5$  e  $V_{Sd}/V_{Rd} > 0,7$ , deve ser satisfeita a seguinte expressão de interação:

$$0,6 \frac{M_{Sd}}{M_{0,Rd}} + \frac{V_{Sd}}{V_{Rd}} \leq 1,3 \quad (2.40)$$

Onde:

- $M_{Sd}$  é o momento fletor solicitante de cálculo;
- $M_{0,Rd}$  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.

#### 2.4.4 Barras compostas submetidas à flexão

A NBR14762 determina que o valor máximo para o espaçamento  $s$ , na direção do eixo da barra, entre os parafusos ou soldas de ligação de dois perfis U, para formar um perfil I, deve ser calculado pela seguinte expressão:

$$s_{\text{máx.}} = \frac{2gF_{Rd}}{mq} \leq \frac{L}{6} \quad (2.41)$$

- $L$ : é o comprimento total da barra.
- $g$ : é a distância entre os parafusos ou soldas na direção perpendicular ao eixo da barra. Se a ligação for executada junto às mesas dos perfis,  $g$  será igual à altura da barra.
- $F_{Rd}$ : é a força resistente de cálculo do parafuso ou solda, correspondente ao tipo de esforço solicitante previsto no respectivo meio de ligação.
- $m$ : é a distância do centro de torção de um perfil U ao plano médio da sua alma;
- $F_{Sd}$  é o valor de cálculo da força concentrada que atua na barra.
- $q$ : é o valor de cálculo da força uniformemente distribuída de referência, igual a três vezes o valor de cálculo da força uniformemente distribuída na barra; ou igual ao valor de cálculo da força concentrada dividido pelo comprimento de atuação desta força. Se o comprimento de atuação da força concentrada for inferior ao espaçamento dos parafusos ou soldas na direção do eixo da barra, a força mínima resistente de cálculo do parafuso ou solda, junto à força concentrada, deve ser:

$$F_{Rd} = \frac{0,5mF_{Sd}}{g} \quad (2.42)$$

No caso de se adotar o espaçamento uniforme da conexão em toda a barra, o

espaçamento máximo deve ser determinado com base no maior valor da força concentrada atuante na barra. Caso contrário, o espaçamento da conexão deve ser determinado considerando-se a variação do carregamento ao longo da barra. Nas seções onde atuam elevadas forças concentradas, recomenda-se que a ligação seja feita por meio de chapas conectadas às mesas dos perfis.

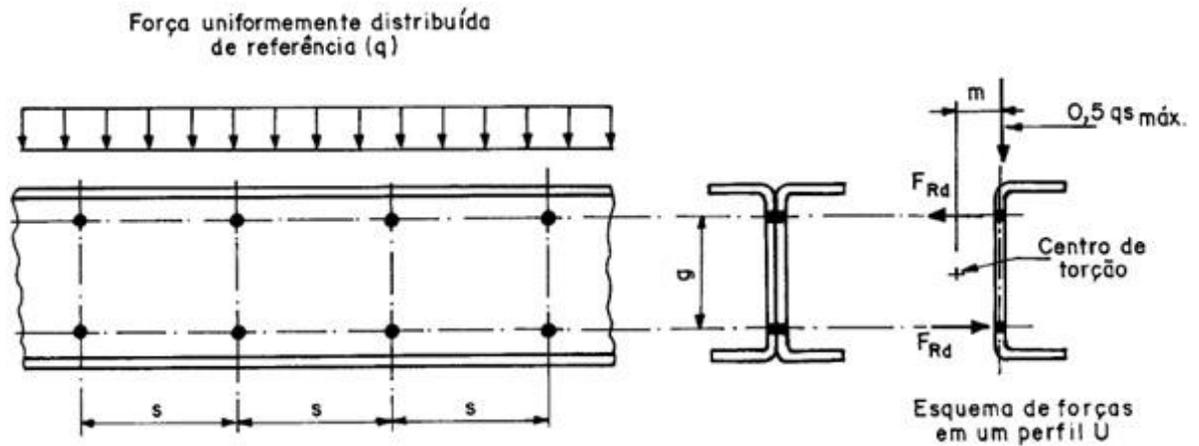


Figura 2.23 – Perfil I obtido pela composição de dois perfis U (NBR14762, 2001, p. 30)

## **3 PROGRAMA EXPERIMENTAL**

### **3.1 Introdução**

Este capítulo apresenta a metodologia empregada nos ensaios realizados na caracterização do aço, na caracterização de corpos de prova de aço com uma emenda de solda e nas vigas metálicas submetidas à flexão.

Foram estudadas vigas metálicas com seção tipo “I” fabricadas a partir da união de perfis metálicos formados a frio. As vigas foram divididas em dois grupos de vigas diferentes entre si pelos tipos de perfis que formavam a sua seção. O primeiro grupo, denominado “Série A”, foi fabricado a partir da união de dois perfis do tipo U simples soldados de costas por suas almas. Já o segundo grupo, denominado “Série B”, foi confeccionado pela união de dois perfis do tipo U enrijecido também soldados de costas por suas almas. Ambas as séries tinham, cada uma, três vigas de 3000 mm de comprimento, por esta se tratar de uma medida comercial bastante utilizada.

As vigas de estudo deste trabalho foram confeccionadas no galpão da empresa Arquitrave, uma fábrica de estruturas metálicas situada na região metropolitana de Goiânia. Os ensaios de caracterização do aço, caracterização de corpos de prova de aço com uma emenda de solda, assim como os ensaios das vigas submetidas à flexão simples, foram realizados no Laboratório de Estruturas da Escola de Engenharia Civil da Universidade Federal de Goiás (EEC/UFGO).

### **3.2 Ensaios de caracterização**

#### **3.2.1 Caracterização do aço**

O aço empregado na fabricação dos perfis deste trabalho foi o CSN COR 420 de fabricação da CSN. Para a determinação de suas propriedades mecânicas, foram realizados ensaios à tração em 2 corpos de prova. Nesses ensaios foram obtidos os valores da tensão limite de escoamento ( $f_y$ ), da tensão limite de ruptura à tração ( $f_u$ ) e o alongamento dos corpos de prova após os ensaios.

O equipamento utilizado nos ensaios de caracterização do aço foi uma máquina universal de ensaio a tração (VEB WERKSTOFFPRUFMASCHINEN LEIPZIG), com capacidade máxima de 1000kN, do Laboratório de Estruturas da Universidade Federal de Goiás. A Figura (3.1) apresenta imagens das máquina citada.

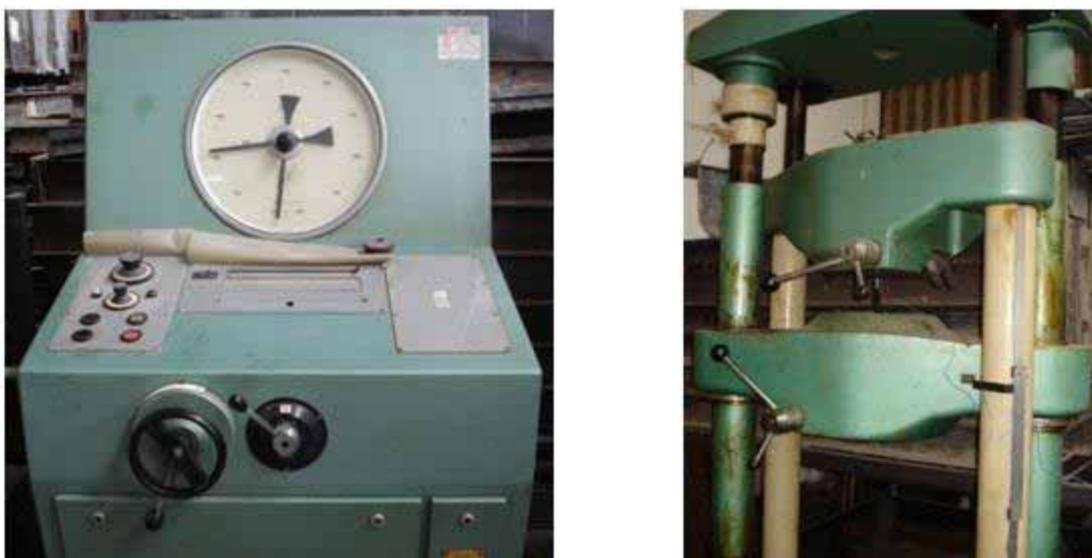


Figura 3.1 – Máquina de ensaio à tração

Os procedimentos utilizados nesse ensaio estão prescritos na NBR 6152 - Materiais metálicos: Ensaio de tração à temperatura ambiente (Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT, 2002).

A nomenclatura utilizada para identificação dos corpos de prova foi a seguinte:

- CPA1 – Corpo de Prova para ensaio de caracterização do aço número 1.
- CPA2 – Corpo de Prova para ensaio de caracterização do aço número 2.

Os dois corpos de prova foram moldados a partir da mesma chapa utilizada na confecção dos perfis das vigas. A chapa tinha a espessura de 3,04 mm e os corpos de prova foram retirados antes da operação de dobramento (aço virgem) para que não tivessem as suas propriedades mecânicas alteradas pelo efeito do trabalho a frio. As dimensões dos corpos de prova estão indicadas na Figura (3.2). A Figura (3.3) mostra a imagem dos corpos de prova antes do ensaio.

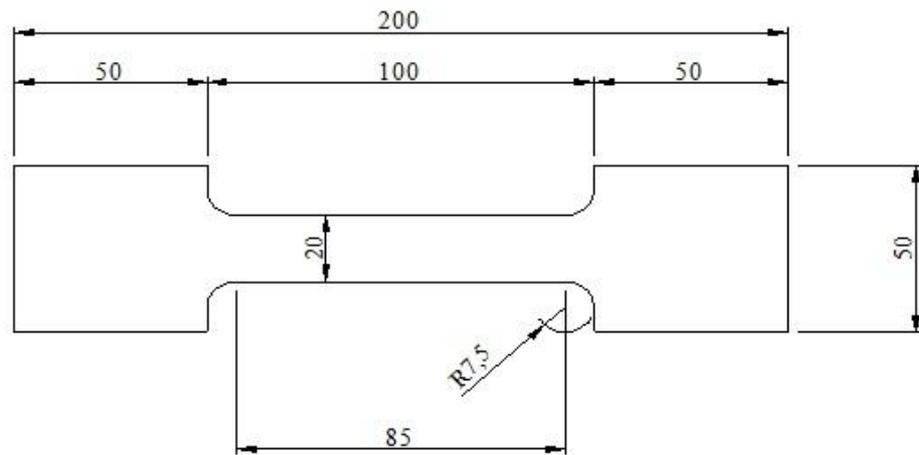


Figura 3.2 – Modelo esquemático do corpo de prova de aço (Medidas em mm)



Figura 3.3 – Corpos de prova utilizados para a caracterização do aço

O alongamento do aço foi medido a partir do comprimento dos corpos de prova após o ensaio sobre a base de medida de 200 mm.

O módulo de elasticidade admitido para os cálculos foi o valor estabelecido pela norma NBR 14762 de 205.000 MPa.

### 3.2.2 Caracterização do aço com uma emenda de solda

Para verificar a influência da solda no comportamento mecânico do aço, foram realizados ensaios de tração em corpos de prova, utilizando-se o mesmo aço virgem das vigas de estudo, com uma emenda de solda na região central.

O processo de soldagem utilizado foi o arco elétrico com gás de proteção (Gas Metal Arc Welding – GMAW) também conhecido como soldagem MIG/MAG (MIG – Metal Inert Gas; MAG – Metal Active Gas). A solda utilizada nos corpos de prova foi a mesma que se utilizou na união das vigas e seguiu as especificações da American Society of Mechanical Engineers (ASME).

As extremidades das partes dos corpos de prova foram confeccionadas com uma inclinação de forma que a emenda fosse com penetração total. A Figura (3.4) ilustra o chanfro feito nas chapas dos corpos de prova.

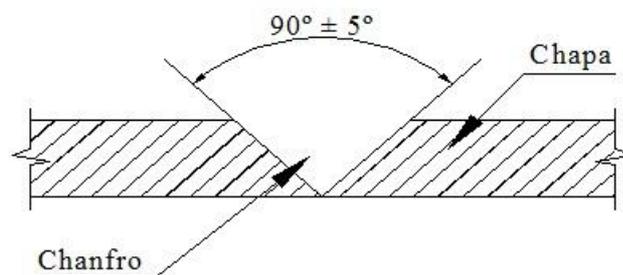


Figura 3.4 – Vista do chanfro para a soldagem das chapas.

A nomenclatura utilizada para identificação dos corpos de prova foi a seguinte:

- CPS1 – Corpo de Prova com solda para ensaio de tração número 1.
- CPS2 – Corpo de Prova com solda para ensaio de tração número 2.

A Figura (3.5) indica as dimensões dos corpos de prova enquanto a Figura (3.6) mostra a imagem dos corpos de prova antes do ensaio.

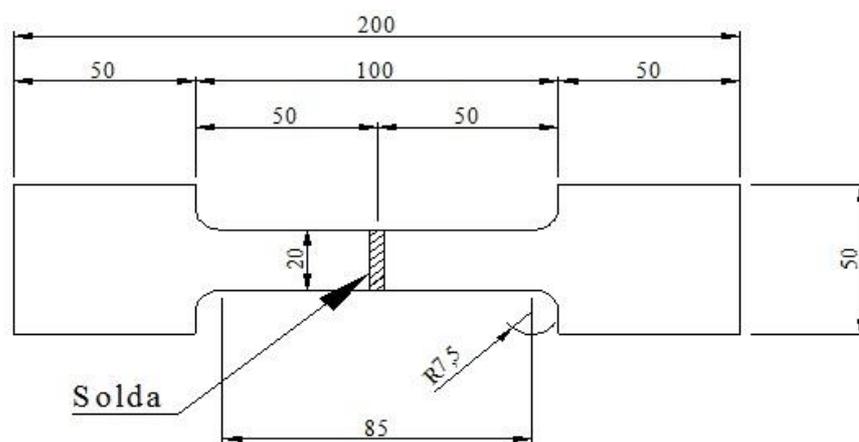


Figura 3.5 – Modelo esquemático do corpo de prova de aço com emenda soldada (Medidas em mm)

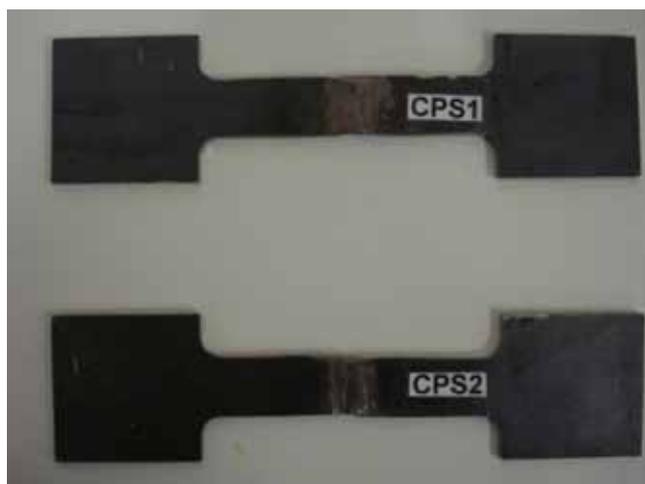


Figura 3.6 – Corpos de prova com emenda soldada utilizados para ensaio a tração

Também para esta caracterização foi medido o alongamento a partir do comprimento dos corpos de prova após o ensaio sobre a base de medida de 200 mm.

### 3.3 Ensaios de vigas submetidas à flexão simples

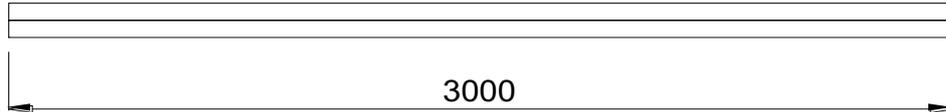
As vigas foram formadas pela união de perfis metálicos através de soldas intermitentes de 50 mm de comprimento a cada 200 mm. O posicionamento das soldas intermitentes foi alternado em relação à mesa superior e inferior. O Quadro (3.1) apresenta a nomenclatura utilizada e as características de cada uma das vigas estudadas neste trabalho.

Quadro 3.1 – Características das vigas de estudo ensaiadas

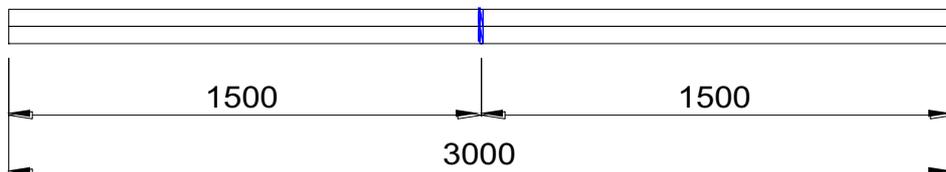
VIGA	PERFIL	POSICIONAMENTO DA SOLDADA
VTA	U simples teórico	Sem emenda
V1A	U simples	Sem emenda
V2A	U simples	Emenda central
V3A	U simples	Emenda em trespasse
VTB	U enrijecido teórico	Sem emenda
V1B	U enrijecido	Sem emenda
V2B	U enrijecido	Emenda central
V3B	U enrijecido	Emenda em trespasse

A Figura (3.7) ilustra a vista superior dos grupos de vigas ilustrando o posicionamento das emendas nas vigas de acordo com o Quadro (3.1).

V1A/V1B: Viga sem emenda



V2A/V2B: Viga com emenda no meio do vão



V3A/V3B: Viga com emenda em trespasse

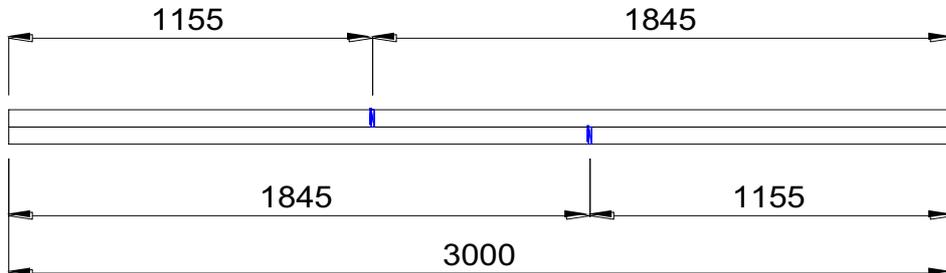


Figura 3.7 – Posicionamento das emendas nas vigas (Medidas em mm)

As Figuras (3.8) e (3.9) ilustram os modelos esquemáticos das seções transversais das vigas ensaiadas.

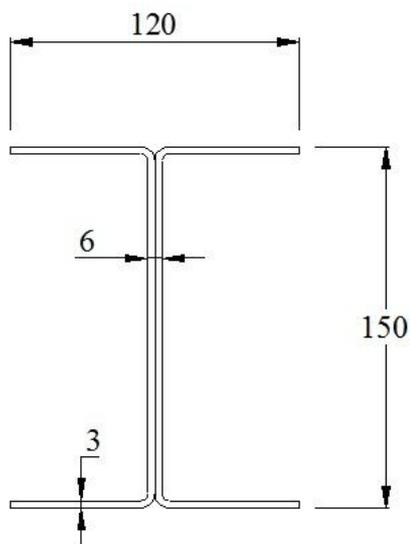


Figura 3.8 – Modelo esquemático da seção transversal das vigas da série A  
(Medidas em mm)

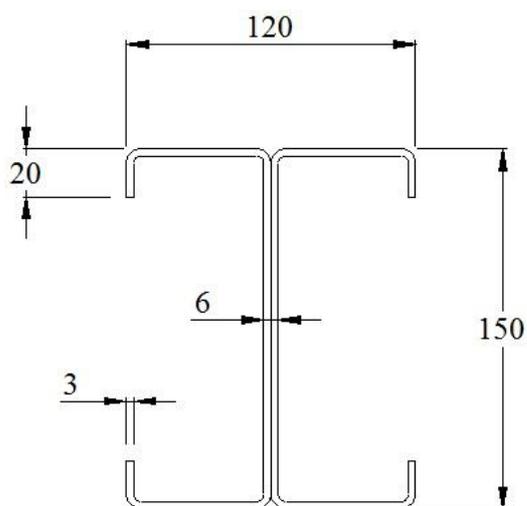


Figura 3.9 – Modelo esquemático da seção transversal das vigas da série B  
(Medidas em mm)

### 3.3.1 Esquema de ensaio

As vigas foram fabricadas com um comprimento total de 3000 mm. Foi deixada uma folga de 75 mm entre o eixo do apoio e a extremidade da viga, sendo assim, o vão livre entre os apoios foi de 2850 mm.

Para aplicação do carregamento foi disposta uma viga de transmissão de carga acima das vigas ensaiadas de forma que a carga na viga de estudo ficasse concentrada em dois pontos equidistantes do eixo central da viga a se ensaiada, de forma a deixar a região central

trabalhando a flexão pura. As cargas ficaram a 475 mm do eixo central da viga e a 950 mm de cada um dos apoios. A Figura (3.10) apresenta o modelo esquemático.

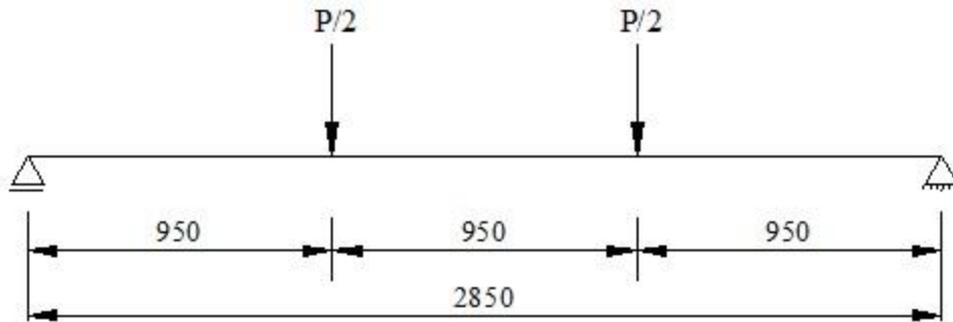


Figura 3.10 – Modelo esquemático da forma de aplicação das cargas (Medidas em mm)

Seguindo a recomendação de ALVES (2001), todas as vigas de estudo receberam enrijecedores transversais tanto nos pontos de aplicação de carga, quanto nos pontos de apoio das vigas. O objetivo desses enrijecedores foi evitar a plastificação local das mesas na região de contato com as chapas de nivelamento, e para isso, foram posicionados de forma a não interferir na região de estudo das vigas. A Figura (3.11) mostra o esquema dos enrijecedores nas vigas de estudo enquanto a Figura (3.12) apresenta imagens dos enrijecedores soldados nas vigas.

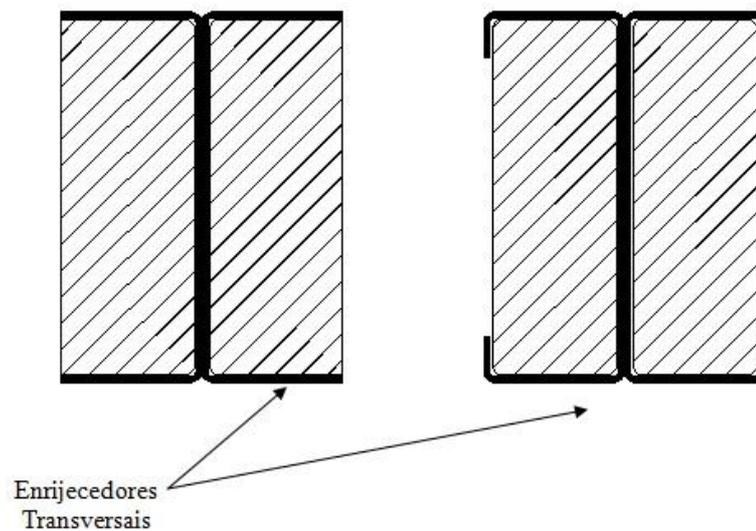


Figura 3.11 – Modelo esquemático dos enrijecedores transversais das vigas de estudo



Figura 3.12 – Enrijecedores transversais.

(a) Enrijecedor na região de aplicação de carga; (b) Enrijecedor na região do apoio.

Os apoios foram formados por chapas metálicas e cilindros de aço. O sistema de apoio foi composto por um de primeiro gênero e outro segundo gênero, para que, tanto as vigas de ensaio quanto a viga de transmissão de carga, pudessem ser consideradas como simplesmente apoiadas. As Figuras (3.13) e (3.14) apresentam o modelo esquemático e as imagens dos apoios da viga de transmissão de carga sobre a viga de estudo. Já as Figuras (3.15) e (3.16) apresentam o modelo esquemático e as imagens dos apoios da viga de estudo sobre os blocos de concreto.

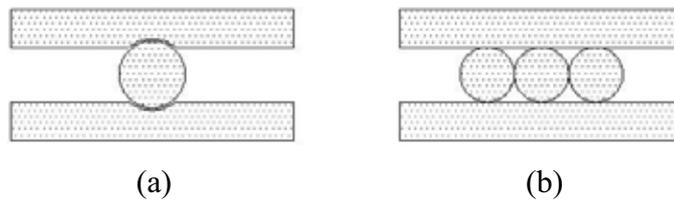


Figura 3.13 – Modelo esquemático dos apoios da viga de transmissão de carga

(a) Apoio de segundo gênero; (b) Apoio de primeiro gênero.



Figura 3.14 – Apoios da viga de transmissão de carga  
(a) Apoio de segundo gênero; (b) Apoio de primeiro gênero

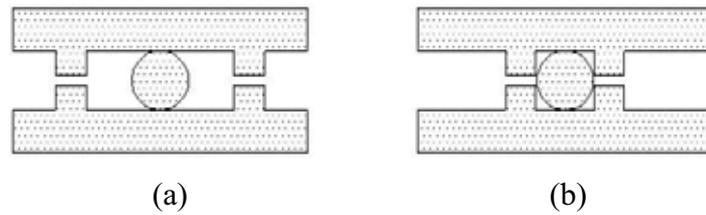


Figura 3.15 – Modelo esquemático dos apoios das vigas de ensaio  
 (a) Apoio de primeiro gênero; (b) Apoio de segundo gênero.



Figura 3.16 – Apoios das vigas de ensaio  
 (a) Apoio de primeiro gênero; (b) Apoio de segundo gênero.

A aplicação do carregamento nas vigas foi realizada por meio de um atuador hidráulico acionado manualmente por meio de uma bomba hidráulica. O atuador hidráulico foi posicionado acima da viga de transmissão sobre chapas de aço para uma melhor distribuição dos carregamentos. O nivelamento dos apoios foi feito através da aplicação de gesso estrutural. Para se medir a intensidade de carga aplicada à viga de estudo foi posicionada uma célula de carga, devidamente calibrada, entre o atuador hidráulico e a viga de reação.

A Figura (3.17) apresenta o esquema geral de ensaio utilizado neste trabalho, enquanto a Figura (3.18) mostra uma imagem do esquema de ensaio montado.

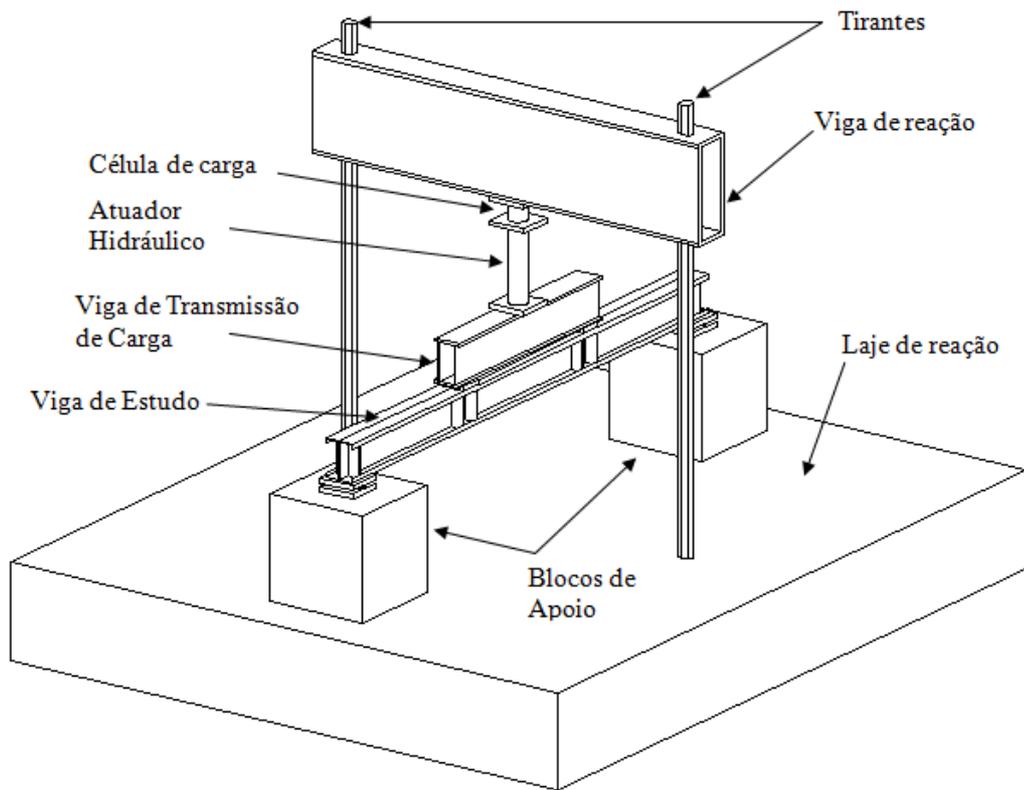


Figura 3.17 – Modelo do esquema de ensaio



Figura 3.18 – Esquema montado para ensaio de viga

### 3.3.2 Instrumentação

Para a medição das deformações ocorridas nas peças, foram instalados oito extensômetros elétricos unidirecionais, marca EXCEL (Tipo PA-06-250BA-120-L) sendo, quatro na mesa superior da viga e quatro na mesa inferior.

A Figura (3.19) ilustra o posicionamento dos extensômetros na mesa superior (ES1, ES2, ES3, ES4). Na mesa inferior, os extensômetros foram posicionados simetricamente (EI1, EI2, EI3, EI4). Nas vigas com emenda central, os extensômetros foram deslocados 50 mm a partir do meio do vão. A Figura (3.20) apresenta a seção transversal das vigas de estudo, com os posicionamentos dos extensômetros.

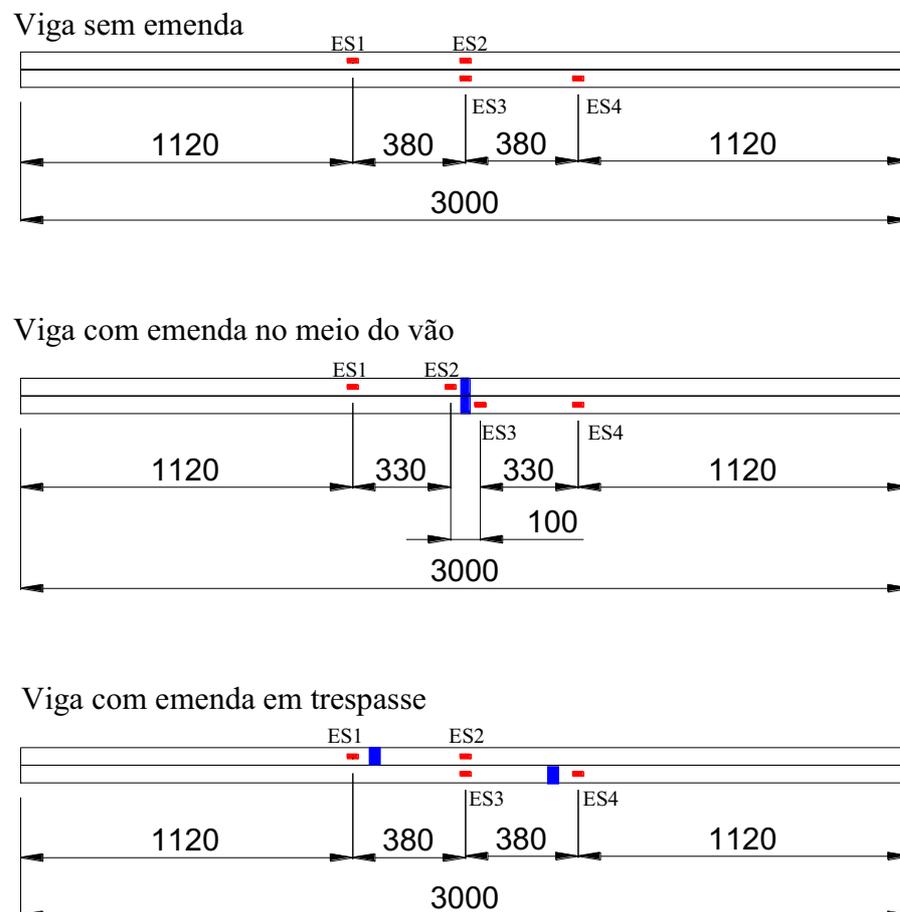


Figura 3.19 – Posicionamento dos extensômetros nas vigas de estudo sem emenda central

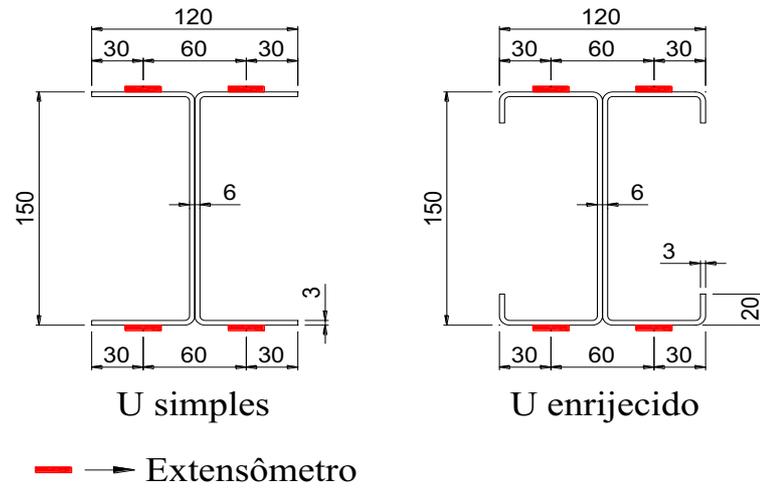
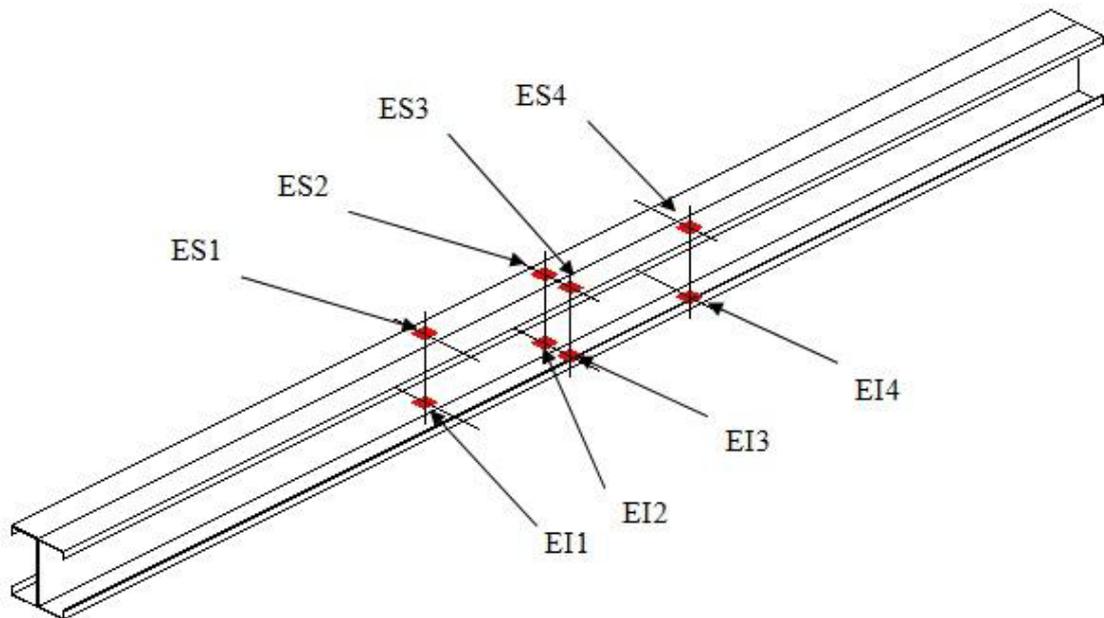
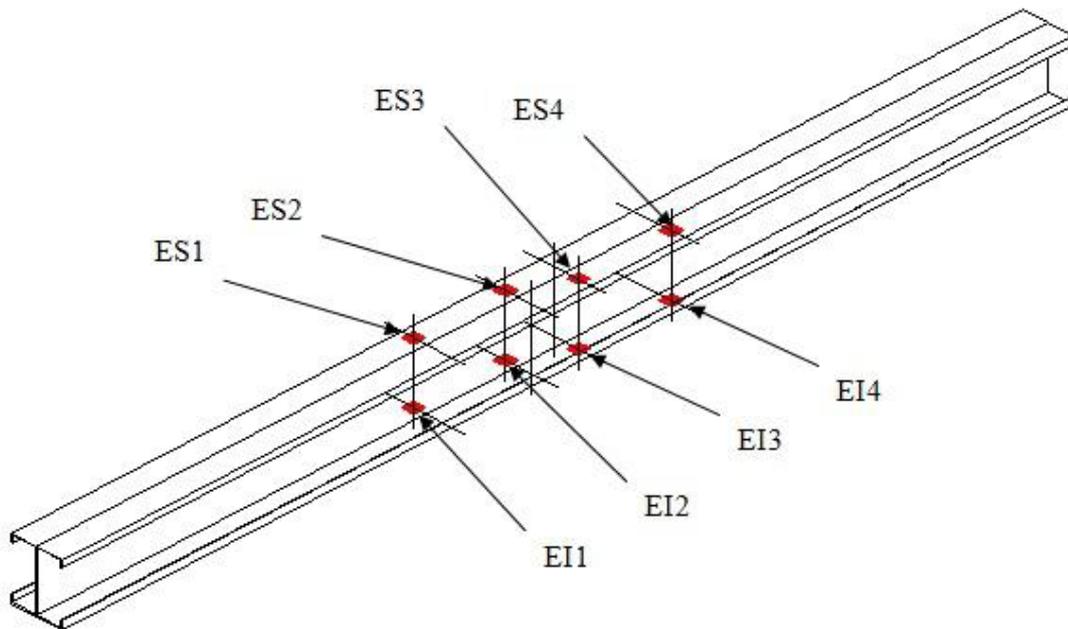


Figura 3.20 – Corte das vigas mostrando o posicionamento dos extensômetros



EI: Extensômetro posicionado na mesa inferior  
 ES: Extensômetro posicionado na mesa superior

Figura 3.21 – Posicionamento dos extensômetros nas vigas de estudo sem emenda central



EI: Extensômetro posicionado na mesa inferior  
 ES: Extensômetro posicionado na mesa superior

Figura 3.22 – Posicionamento dos extensômetros nas vigas de estudo com emenda central

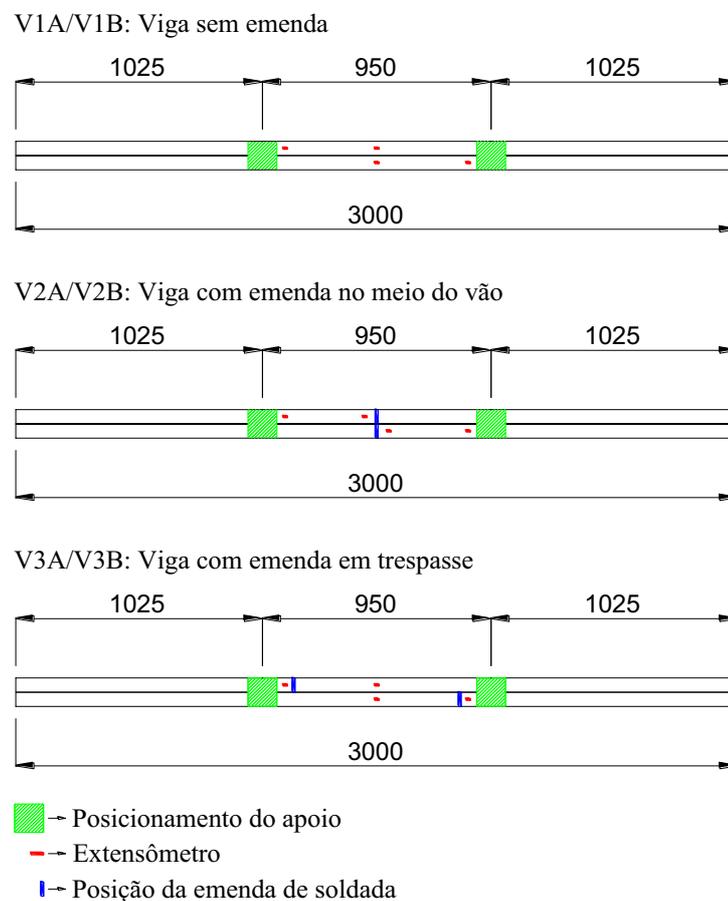


Figura 3.23 – Vista esquemática geral da mesa superior das vigas de estudo

Todos os dados fornecidos pelos extensômetros elétricos, foram coletados com o auxílio de uma mesa comutadora da marca KYOWA ilustrada na Figura (3.24).

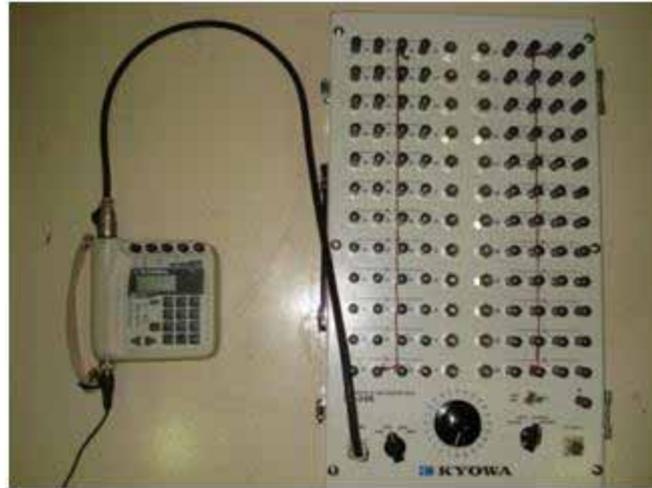


Figura 3.24 – Ponte de Wheatstone utilizada na leitura das deformações das vigas

Para a medição da deflexão da viga, foram posicionados deflectômetros da marca Mytutoyo com sensibilidade de 0,01 mm nos pontos de aplicação de carga e no meio do vão das vigas de estudo. Nos pontos de aplicação de carga foram posicionados os relógios R1, R2, R5 e R6. Já no meio do vão da viga, foram posicionados os relógios R3 e R4. A Figura (3.25) ilustra de forma esquemática como ficaram os relógios ao longo da viga enquanto a Figura (3.26) apresenta um modelo em corte do posicionamento dos mesmos. A Figura (3.27) apresenta uma imagem dos deflectômetros posicionados sob uma das vigas ensaiadas.

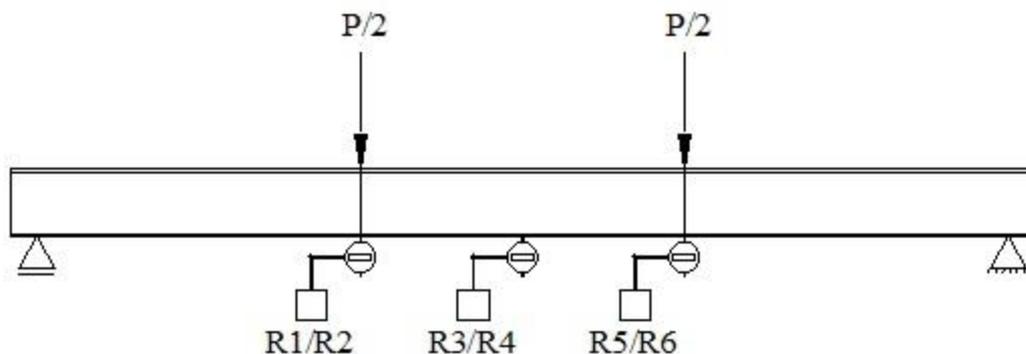


Figura 3.25 – Modelo esquemático de posicionamento dos deflectômetros

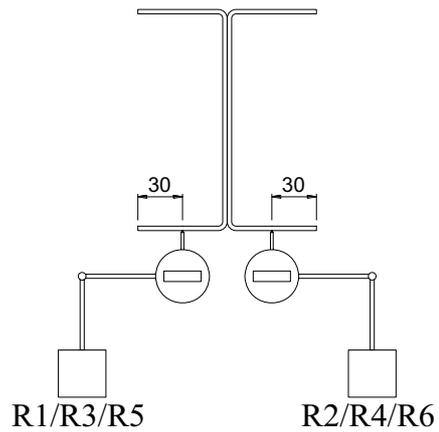


Figura 3.26 – Corte da seção apresentando o posicionamento dos defletores



Figura 3.27 – Defletores posicionados na viga



Figura 3.28 – Defletor utilizado nas leituras dos deslocamentos verticais

### 3.3.3 Metodologia de execução dos ensaios

Para os ensaios das vigas, foi realizado a escorva, ou seja, aplicou-se uma força de valor igual a 10% da força última prevista onde se pode e verificar o funcionamento de todo o

esquema do ensaio e do sistema de aquisição de dados, assim como promover a acomodação da viga a ser estudada.

Para todas as vigas ensaiadas a forma de aplicação de força foi igual, onde a leitura dos dados era feita a cada 2,5 kN para as vigas da série A, e 5kN para as vigas da série B, valores estes adotados em função da carga de ruptura esperada, para que fosse obtido um número adequado de pontos para a montagem dos gráficos de deformação específica e de deslocamento vertical. A cada acréscimo de carga foi feita a leitura das deformações específicas e dos deslocamentos verticais ocorridos.

## 4 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

A seguir são apresentados os resultados obtidos a partir dos ensaio de caracterização do aço e seis vigas ensaiadas divididas em dois grupos distintos.

### 4.1 Ensaio de tração

#### 4.1.1 Caracterização do aço

A Tabela (4.1) apresenta as propriedades mecânicas do aço CNS COR 420 de acordo com o seu fabricante:

Tabela 4.1 – Propriedades mecânicas nominais do aço CSN COR 420

Propriedades mecânicas				
Limite de escoamento (MPa) mín	Limite de resistência (MPa) mín.	Alongamento		Dobramento a 180°
		Espessura	Valor mín. (%)	
300	420	$1,8 \leq e \leq 5,0$	20	1,5 e

Os resultados obtidos na realização dos ensaios de caracterização do aço são apresentados na Tabela (4.2). Nestes ensaios foi obtida a tensão limite de escoamento  $f_y$ , tensão limite de ruptura à tração  $f_u$  e o alongamento dos corpos de prova de aço na base de medida de 200 mm. Além dos valores obtidos para cada corpo de prova, foi realizada a média aritmética de todos os valores. O valor médio foi utilizado nas verificações de cálculo, tendo em vista a necessidade de comparação dos resultados com os valores teóricos.

A Figura (4.1) apresenta um corpo de prova no momento do ensaio, e a Figura (4.2) apresenta um corpo de prova após o ensaio de tração.

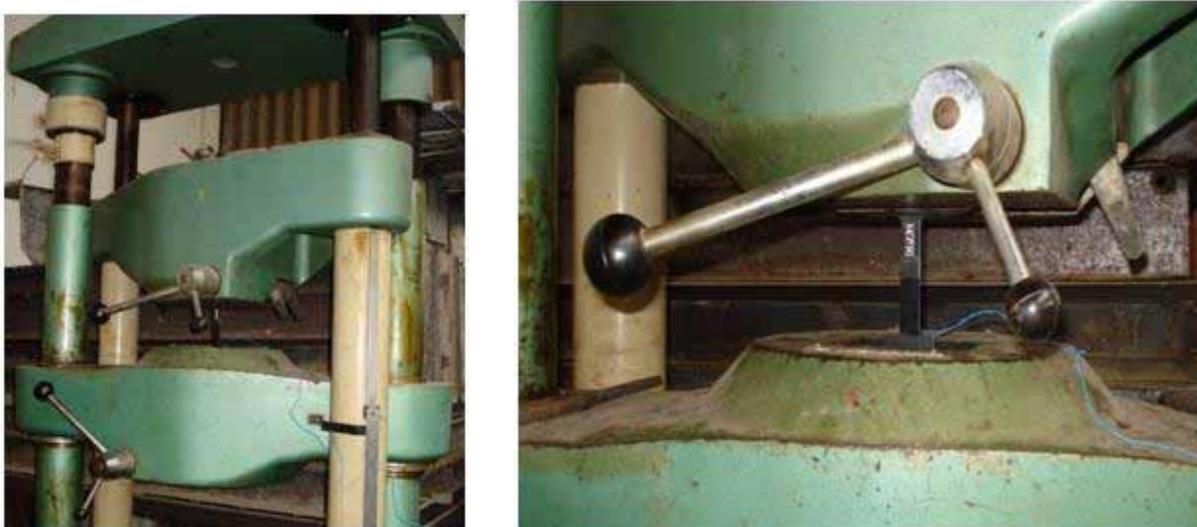


Figura 4.1 – Corpo de prova de aço no momento do ensaio

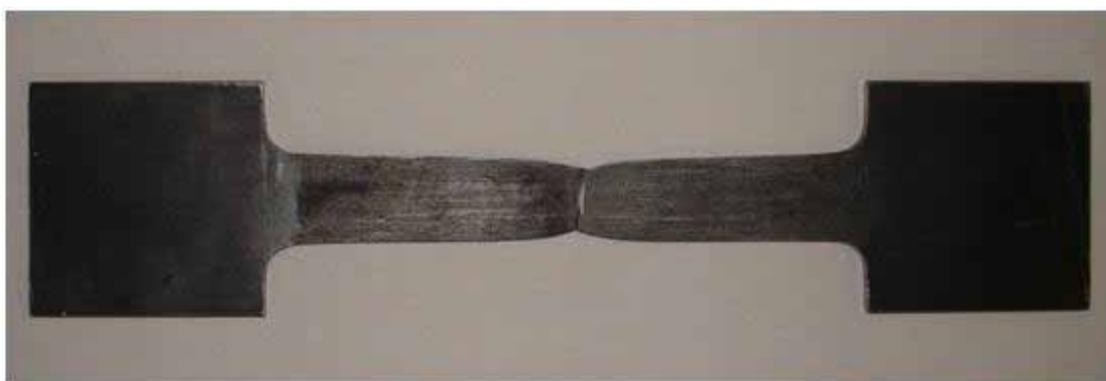


Figura 4.2 – Corpo de prova de aço rompido

Tabela 4.2 – Resultado dos ensaios à tração nos corpos de prova de aço

Corpo de prova	Tipo do aço	Tensão de escoamento (%)		Tensão de ruptura (MPa)		Alongamento (%)		$f_u/f_y$
		Medido	Média	Medido	Média	Medido	Média	
CP1	CSN COR 420	348,63	345,98	468,80	463,93	14,20	13,75	1,345
CP2	CSN COR 420	343,33		459,06		13,30		1,337

Conforme se pode verificar na Tabela (4.2), a relação entre a resistência à ruptura e a resistência ao escoamento  $f_u/f_y$  dos corpos de prova ensaiados foi superior ao valor recomendado pela NBR 14762, 1,08. Apesar de o alongamento ser inferior ao especificado pelo fabricante, ele ainda foi superior ao que a norma recomenda para aços estruturais sobre a base de 200 mm, 7%.

#### 4.1.2 Caracterização do aço com uma emenda de solda

Os resultados obtidos dos ensaios de tração dos corpos de prova com uma emenda soldada são apresentados na Tabela (4.3). Assim como nos ensaios de caracterização do aço, nestes ensaios foram obtidas a tensão limite de escoamento  $f_y$ , tensão limite de ruptura à tração  $f_u$  e o alongamento. Também foi feita a média aritmética de todos os valores a partir dos valores encontrados nos ensaios.

A Figura (4.3) apresenta um corpo de prova com emenda no momento do ensaio, e a Figura (4.4) apresenta o corpo de prova após o ensaio de tração.



Figura 4.3 – Corpo de prova com emenda soldada no momento do ensaio



Figura 4.4 – Corpo de prova com emenda soldada rompido

Tabela 4.3 – Resultado dos ensaios à tração nos corpos de prova de aço com emenda soldada

Corpo de prova	Tipo do aço	Tensão de escoamento (%)		Tensão de ruptura (MPa)		Alongamento (%)		fu/fy
		Medido	Média	Medido	Média	Medido	Média	
CPS1	CSN COR 420	373,34	367,40	484,44	482,42	11,30	11,50	1,298
CPS2	CSN COR 420	361,46		480,40		11,70		1,329

De acordo com a *American Society Mechanical Engineer* – ASME (QW-153), o corpo de prova deve apresentar uma resistência à tração maior que a resistência mínima especificada para o aço do material de base. Além disto, o rompimento deve ocorrer no material base, fora da região de solda ou da linha de fusão e a resistência encontrada deve ser no mínimo 5% superior a resistência encontrada para o aço do material de base. Com isso pode-se concluir que o processo de soldagem utilizado na união das peças atende as especificações mínimas recomendadas.

De acordo com os resultados médios da Tabela (4.3) verifica-se que as tensões limites de escoamento  $f_y$  e de ruptura  $f_u$  tiveram um aumento de 6,20% e 3,98% respectivamente, em relação aos corpos de prova sem solda. Com relação ao alongamento, foi observado que para os corpos de prova que receberam a emenda soldada, o valor foi inferior ao dos corpos de prova sem solda, mostrando que o processo de soldagem provoca a redução da ductilidade do aço tornando-o um material mais frágil. A relação entre a resistência à ruptura e a resistência ao escoamento  $f_u/f_y$  dos corpos de prova ensaiados com emenda soldada também foi inferiores aos obtidos com os corpos de prova que não receberam solda. Ainda assim, os valores foram superiores aos mínimos estabelecidos pela NBR 14762 o que garante que, apesar das alterações provocadas pelo processo de soldagem, o material ainda conserva as características mínimas de forma a permitir sua classificação como aço estrutural segundo esta norma.

#### 4.2 Ensaio das vigas à flexão simples

A similaridade dos resultados obtidos para as séries de mesmas características indicam uma boa condução dos ensaios realizados e o bom comportamento do material sob as condições dos ensaios.

#### 4.2.1 Cálculo das propriedades geométricas

Como já mencionado anteriormente, por maior que seja o controle de qualidade de fabricação dos perfis formados a frio, sempre existem imperfeições. Dessa forma, todas as vigas ensaiadas foram medidas após a união dos perfis com auxílio de um paquímetro, para se ter as dimensões reais dos perfis e possibilitar uma maior precisão nos resultados. Para cada viga as medidas foram tomadas em três posições distintas de ambos os lados da viga e adotando-se os valores médios para a altura das vigas e largura das mesas. A espessura encontrada para todas as chapas foi de 3,04 mm.

As propriedades geométricas da seção transversal de cada viga, foram calculadas a partir de adaptações das equações fornecidas pela NBR 6355 (Ver apêndice A). A Tabela (4.4) apresenta os resultados das dimensões dos perfis enquanto a Tabela (4.5) apresenta as propriedades geométricas das seções transversais das vigas teóricas e de ensaio.

Tabela 4.4 – Dimensões das seções transversais dos perfis

VIGA	Dimensões da seção transversal dos perfis (mm)								
	$b_w$	$a_m$	$a$	$b_f$	$b_m$	$b$	$D$	$c_m$	$c$
VTA	150,00	146,96	137,84	120,00	118,48	107,84	-	-	-
V1A	153,95	150,91	141,79	121,50	119,98	109,34	-	-	-
V2A	153,68	150,64	141,52	122,27	120,75	110,11	-	-	-
V3A	153,23	150,19	141,07	123,00	121,48	110,84	-	-	-
VTB	150,00	146,96	137,84	120,00	116,96	95,68	20,00	18,48	13,92
V1B	154,32	151,28	142,16	123,14	120,10	98,82	21,66	20,14	15,58
V2B	156,50	153,46	144,34	124,75	121,71	100,43	21,25	19,73	15,17
V3B	154,25	151,21	142,09	124,17	121,13	99,85	22,05	20,53	15,97

Nota: As vigas VTA e VTB representam as vigas teóricas das séries A e B respectivamente

Tabela 4.5 – Propriedades geométricas das seções transversais das vigas ensaiadas

VIGA	Propriedades geométricas								
	$A$ (cm <sup>2</sup> )	$I_x$ (cm <sup>4</sup> )	$r_x$ (cm)	$W_x$ (cm <sup>3</sup> )	$I_y$ (cm <sup>4</sup> )	$r_y$ (cm)	$W_y$ (cm <sup>3</sup> )	$I_t$	$C_w$
VTA	15,81	532,70	5,81	71,03	81,14	2,27	13,52	0,49	4340,18
V1A	16,14	571,52	5,95	74,25	84,30	2,29	13,88	0,50	4756,53
V2A	16,17	571,82	5,95	74,42	85,95	2,31	14,06	0,50	4832,73
V3A	16,19	570,39	5,94	74,45	87,54	2,33	14,23	0,50	4892,79
VTB	17,63	602,97	5,85	80,40	139,84	2,82	23,31	0,54	8511,71
V1B	18,29	662,10	6,02	85,81	156,76	2,93	25,46	0,56	10233,70
V2B	18,47	688,56	6,11	87,99	160,49	2,95	25,73	0,57	10707,20
V3B	18,39	666,42	6,02	86,41	161,93	2,97	26,08	0,57	10598,74

Os valores encontrados nas Tabelas (4.4) e (4.5) foram utilizados na determinação das dimensões efetivas de cada perfil. Foram calculadas as larguras efetivas da alma, mesa superior e enrijecedor de borda superior dos perfis. Como a mesa inferior e o enrijecedor de borda inferior trabalham somente à tração quando o perfil está submetido à flexão, as suas larguras efetivas são tomadas como sendo as próprias larguras nominais. As Tabelas (4.6) e (4.7) apresentam os valores das dimensões efetivas e das propriedades geométricas efetivas calculadas para os perfis deste trabalho.

Tabela 4.6 – Larguras efetivas das seções transversais dos perfis

VIGA	Alma		Mesa superior			Enrijecedor Superior			
	a (mm)	$\lambda_p$	a <sub>ef</sub> (mm)	b (mm)	$\lambda_p$	b <sub>ef</sub> (mm)	c (mm)	$\lambda_p$	c <sub>ef</sub> (mm)
VTA	137,84	0,36	137,84	107,84	1,09	78,99	-	-	-
V1A	141,79	0,39	141,79	109,34	1,18	75,19	-	-	-
V2A	141,52	0,39	141,52	110,11	1,19	75,31	-	-	-
V3A	141,07	0,39	141,07	110,84	1,20	75,43	-	-	-
VTB	137,84	0,36	137,84	95,68	0,36	95,68	18,92	0,34	18,92
V1B	142,16	0,40	142,16	98,82	0,37	98,82	15,58	0,30	15,58
V2B	144,34	0,40	144,34	100,43	0,38	100,43	15,17	0,29	15,17
V3B	142,09	0,40	142,09	99,85	0,38	99,85	15,97	0,30	15,97

Tabela 4.7 – Propriedades geométricas efetivas das seções transversais dos perfis

VIGA	Propriedades geométricas efetivas			
	A <sub>ef</sub> (cm <sup>2</sup> )	I <sub>x,ef</sub> (cm <sup>4</sup> )	r <sub>x,ef</sub> (cm)	W <sub>x,ef</sub> (cm <sup>3</sup> )
VTA	14,93	485,36	5,70	70,17
V1A	15,10	512,41	5,83	72,26
V2A	15,11	511,80	5,82	72,37
V3A	15,11	509,68	5,81	72,39
VTB	18,24	619,74	5,83	82,63
V1B	18,29	662,10	6,02	85,81
V2B	18,47	688,56	6,11	87,99
V3B	18,39	666,42	6,02	86,41

#### 4.2.2 Cálculo dos esforços e modos de ruptura

Para o ensaio das vigas à flexão, adotou-se como força última aquela para a qual se verificou a instabilidade da viga, plastificação das mesas e deslocamento excessivo das vigas provocando a ruína total ou parcial do conjunto ensaiado.

O modo de falha previsto para todas as vigas deste trabalho foi flambagem lateral por torção (FLT). No caso do estado limite último de FLT, o deslocamento lateral e o giro excessivos são tomados como limites para o fim do carregamento, ou seja, para pequenos acréscimos da força aplicada observa-se um grande acréscimo nas grandezas medidas.

A Tabela (4.8) apresenta os resultados correspondentes à força última ( $P_{\text{último}}$ ), momento último ( $M_{\text{último}}$ ) e modo de falha previsto para cada viga do trabalho, assim como os resultados verificados experimentalmente. Para a obtenção dos resultados da Tabela (4.8), foram usados os valores geométricos medidos para cada viga do ensaio.

Tabela 4.8 – Resultados teóricos e experimentais das vigas ensaiadas

VIGA	Valores Previstos			Resultados			$P_{\text{último}}/P_{\text{calc}}$
	$P_{\text{calc}}$ (kN)	$M_{\text{calc}}$ (kN.m)	FALHA	$P_{\text{último}}$ (kN)	$M_{\text{último}}$ (kN.m)	FALHA	
VTA	27,00	12,83	FLT	27,00	12,83	FLT	1,00
V1A	25,36	12,05	FLT	47,24	22,44	FLM/FLT	1,86
V2A	26,08	12,39	FLT	46,84	22,25	FLM/FLT	1,80
V3A	26,76	12,71	FLT	49,24	23,39	FLM	1,84
VTB	48,48	23,02	FLT	48,48	23,03	FLT	1,00
V1B	55,80	26,50	FLT	74,98	35,62	FDST	1,34
V2B	57,42	27,28	FLT	73,64	34,98	FDST	1,28
V3B	56,98	27,06	FLT	76,74	36,45	FDST	1,35

Apesar de o modo de falha esperado para todas as vigas ser a FLT, ele só pode ser observado nas vigas VIA e V2A. Nas vigas do grupo a ruína ocorreu devido à flambagem local da mesa (FLM). Neste modo de falha, o perfil perde a sua posição original e não mais pode ser carregado, caracterizando a sua ruína e como consequência, o valor de  $P_{\text{último}}$ .

A carga última das vigas da série A foi, em média, 83,33% superior ao valor calculado para o colapso, excluindo-se todos os coeficientes de segurança.

Tabela 4.9 – Resultados teóricos e experimentais para FLM nas vigas do grupo A

VIGA	Valores Previstos			Resultados			$P_{\text{último}}/P_{\text{calc}}$
	$P_{\text{calc}}$ (kN)	$M_{\text{calc}}$ (kN.m)	FALHA	$P_{\text{último}}$ (kN)	$M_{\text{último}}$ (kN.m)	FALHA	
VTA	44,32	21,05	FLM	44,32	21,05	FLT	1,00
V1A	52,63	25,00	FLM	47,24	22,44	FLM/FLT	0,90
V2A	52,72	25,04	FLM	46,84	22,25	FLM/FLT	0,89
V3A	52,73	25,05	FLM	49,24	23,39	FLM	0,93

Analisando-se os resultados do ensaio com a carga prevista de plastificação, apresentados pela Tabela (4.9), das vigas desse grupo, observou-se que as vigas apresentaram valores próximos aos teóricos com cargas cerca de 9,34% menores mostrando que, assim como o observado no ensaio, os valores referentes à FLM estão mais ajustados ao modo de falha das vigas do que a FLT.



Figura 4.5 –Plastificação da Mesa Comprimida – Vigas da série A



Figura 4.6 – Formação de meia ondas senoidais – Vigas da série A



Figura 4.7 – Ruptura por Plastificação da Mesa Comprimida com FLT – Vigas da série A

No caso das vigas da série B, foi observado que a carga última das vigas foi, em média, 32,33% superior ao valor teórico esperado para o colapso.

Tabela 4.10 – Resultados teóricos e experimentais para FDST nas vigas do grupo B

VIGA	Valores Previstos			Resultados			$P_{\text{último}}/P_{\text{calc}}$
	$P_{\text{calc}}$ (kN)	$M_{\text{calc}}$ (kN.m)	FALHA	$P_{\text{último}}$ (kN)	$M_{\text{último}}$ (kN.m)	FALHA	
VTB	49,51	23,52	FDST	49,51	23,52	FLT	1,00
V1B	59,54	28,47	FDST	74,98	35,62	FDST	1,26
V2B	61,32	29,12	FDST	73,64	34,98	FDST	1,20
V3B	60,31	28,65	FDST	76,74	36,45	FDST	1,27

Analisando-se os resultados do ensaio com a carga prevista de flambagem por distorção da seção transversal das vigas do grupo B apresentados pela Tabela (4.10), a diferença cai para 24,42%. Os resultados teóricos para o modo de falha observado no caso das vigas do grupo B são valores mais próximos dos valores experimentais do que os valores teóricos esperados para o colapso das vigas, assim como observado para as vigas do grupo A.



Figura 4.8 – Ruptura por Distorção da Seção Transversal – Vigas da série B

Tabela 4.11 – Razão entre as cargas experimentais das vigas do grupo A

VIGA	$P_{exp}$ (kN)	$P_{exp}/P_{V1A}$
V1A	47,24	1,00
V2A	46,84	0,99
V3A	49,24	1,04

Conforme apresentado pela Tabela (4.11) acima, a diferença entre a carga última das vigas com emenda e a viga de referência não ultrapassou 4%. A viga com emenda única na região central ficou 0,85% menor do que a viga de referência enquanto que a viga em trespasse apresentou uma carga 4,23% superior demonstrando que, a soldagem das peças não apresentou uma alteração significativa na capacidade portante das mesmas.

Tabela 4.12 – Razão entre as cargas experimentais das vigas do grupo B

VIGA	$P_{exp}$ (kN)	$P_{exp}/P_{V1A}$
V1B	74,98	1,00
V2B	73,64	0,98
V3B	76,74	1,02

A Tabela (4.12) apresenta a razão entre as cargas experimentais do grupo B onde se observa que, a diferença entre a carga última da viga de referência e as vigas com emendas soldadas foi ainda menor, não ultrapassando 3%. A viga com emenda no meio do vão foi

1,79% menor do que a carga da viga de referência e a carga da viga com emenda em trespasse foi 2,35% maior.

Os resultados demonstram que o processo de soldagem não produz grandes influências na capacidade portante da peça, visto que, a maior diferença encontrada entre os valores de carga entre vigas com e sem emenda, analisando-se as duas séries, não superou 4,00%, confirmando os resultados encontrados nos ensaios de tração de corpos de prova com uma emenda soldada. A soldagem em seções distintas se mostrou mais adequada do que em uma única seção já que, em ambas as séries, esse modelo obteve um ligeiro acréscimo de capacidade de carga, enquanto que as vigas com solda em uma única seção tiveram redução de sua capacidade portante.

Tabela 4.13 – Razão entre cargas experimentais do grupo B e grupo A

VIGAS	P Vigas Série A (kN)	P Vigas Série B (kN)	(Vigas Série B) /(Vigas Série A)
V1	47,24	74,98	1,59
V2	46,84	73,64	1,57
V3	49,24	76,74	1,56

A Tabela (4.13) apresenta a razão entre as cargas do grupo B e grupo A. Pelos resultados pode-se observar que o acréscimo de enrijecedor de borda nas vigas, promoveu um acréscimo de 57,26%. Os cálculos teóricos previam que o acréscimo de enrijecedores de borda nas mesas, resultaria em um aumento de 79,45% da capacidade portante, ou seja, os cálculos teóricos superestimaram o acréscimo de capacidade das vigas em 27,93%.

### 4.2.3 Deslocamentos verticais

Os gráficos das Figuras (4.9) a (4.12) mostram os deslocamentos verticais relacionando-os com as cargas aplicadas. Também é apresentado o valor teórico, baseado nas propriedades teóricas das seções, para o deslocamento dos pontos, de acordo com a resistência dos materiais para a forma de carregamento adotada. Os gráficos apresentam os deslocamentos para cada grupo de vigas e em relação ao ponto de medição do deslocamento.

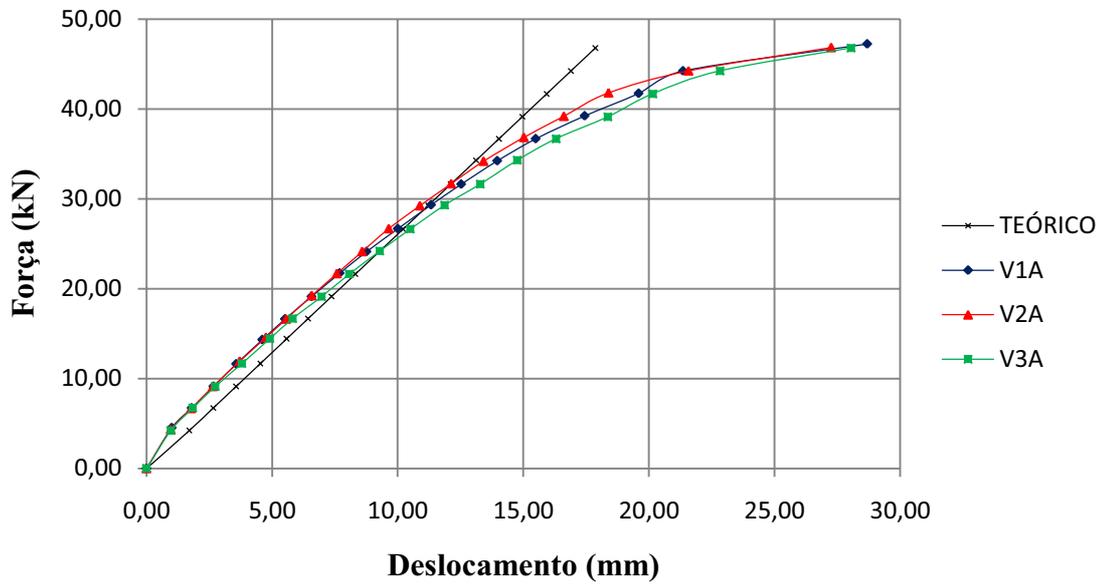


Figura 4.9 – Gráfico Força x Deslocamento Vertical – Meio do vão – Série A

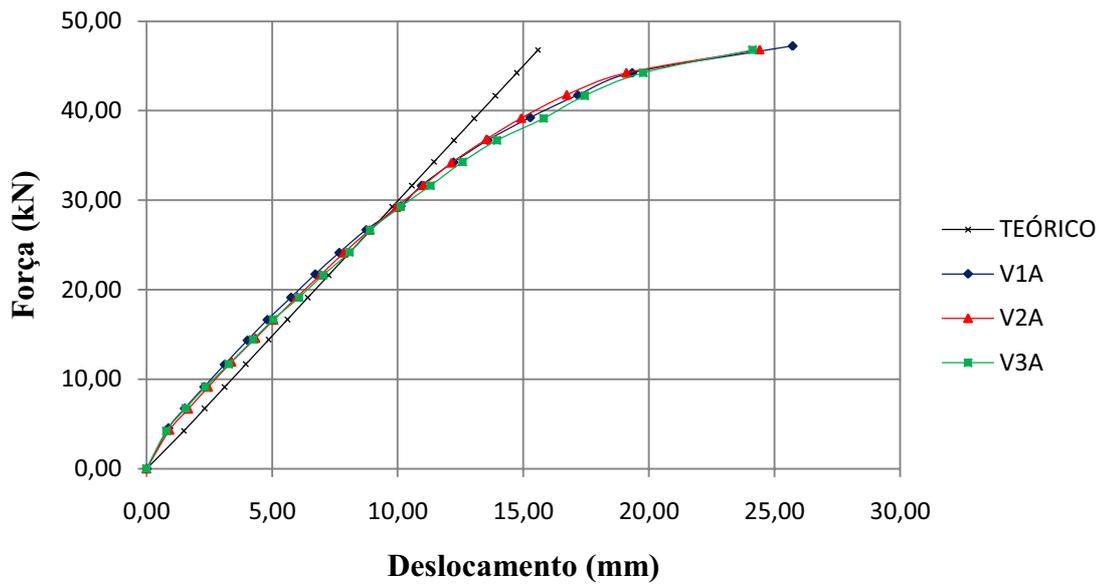


Figura 4.10 – Gráfico Força x Deslocamento Vertical – Terço do vão – Série A

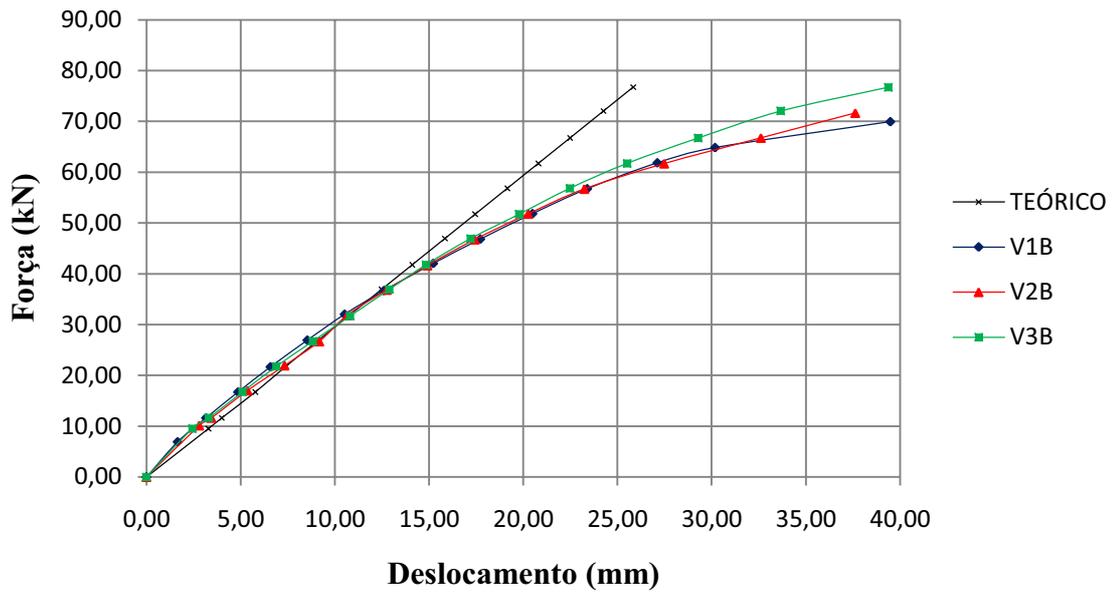


Figura 4.11 – Gráfico Força x Deslocamento Vertical – Meio do vão – Série B

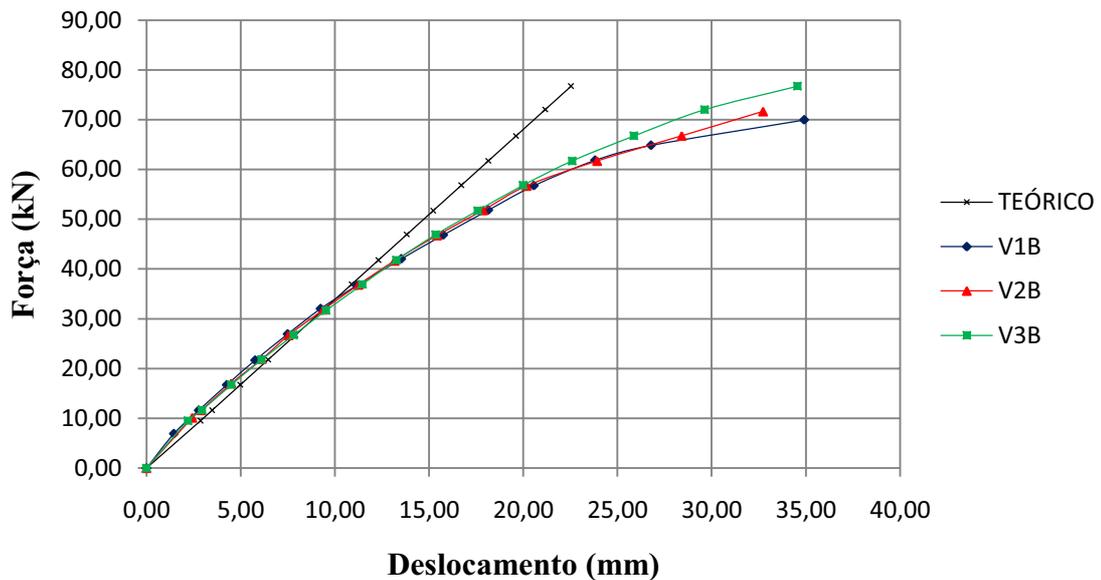


Figura 4.12 – Gráfico Força x Deslocamento Vertical – Terço do vão – Série B

De acordo com os gráficos apresentados observa-se que no trecho de regime elástico, os valores medidos são próximos aos valores teóricos de deslocamentos previstos para este vão. Essa diferença se acentua à medida que o valor da força aplicada aproxima-se do valor da força última da viga. A Tabela (4.14) apresenta o deslocamento máximo medido em cada viga e a sua respectiva carga. O símbolo “ $\Delta$ ” representa o deslocamento vertical máximo observado nos ensaios.

Tabela 4.14 – Resultados das cargas para os deslocamentos máximos medidos

VIGA	$\Delta$ (mm)	P (kN)
V1A	28,70	47,23
V2A	27,26	46,83
V3A	28,05	46,78
V1B	39,49	69,93
V2B	37,62	71,73
V3B	39,39	76,73

As Tabelas (4.15) e (4.16) apresentam a razão entre o deslocamento da viga de referência e o deslocamento das vigas com emendas soldadas para cada grupo de vigas.

Tabela 4.15 – Razão entre o deslocamento da viga de referencia e das vigas com emendas do grupo A

VIGA	$\frac{\Delta_{ref}}{\Delta}$
V1A	1,00
V2A	0,95
V3A	0,98

Tabela 4.16 – Razão entre o deslocamento da viga de referencia e das vigas com emendas do grupo B

VIGA	$\frac{\Delta_{ref}}{\Delta}$
V1B	1,00
V2B	0,95
V3B	0,99

Os resultados apresentados pelas Tabelas (4.10) e (4.11) demonstram que as vigas que receberam emenda apresentaram uma flecha menor do que a viga de referência

A norma NBR 14762 estabelece vários limites de deslocamentos máximos para os estados limites de utilização. A vigas formadas por perfis do tipo “I” compostas por perfis formados a frio tem uma grade diversidade de utilização sendo que, as principais utilizações

ficam por conta das vigas de cobertura em geral (terças e longarinas de fechamento, tesouras, etc.) e das vigas de piso.

Para estes tipos de vigas, a NBR 14762 limita o deslocamento máximo, referente à combinação de todas as ações, em L/250 para vigas de cobertura em geral, L/300 para vigas de piso em geral, L/350 para vigas de piso suportando acabamentos sujeitos à fissuração e L/400 quando estas vigas devem suportar pilares, onde L representa o vão teórico entre apoios.

Para uma melhor compreensão dos resultados obtidos a partir dos ensaios experimentais, utilizou-se os parâmetros de deslocamento máximo. A Tabela (4.17) apresenta os carregamentos medidos para os deslocamentos estabelecidos pela NBR 14762 em função das utilizações prováveis dessas vigas.

Tabela 4.17 – Resultados das cargas para os deslocamentos estabelecidos pela NBR 14762

VIGA	Carga P (kN)			
	L/400 (7,13 mm)	L/350 (8,14 mm)	L/300 (9,50 mm)	L/250 (11,40 mm)
VTA	18,50	21,16	24,76	29,76
V1A	20,43	22,74	25,64	29,46
V2A	20,58	23,04	26,32	30,24
V3A	19,47	21,76	24,60	28,36
VTB	20,93	23,98	28,03	33,70
V1B	23,13	25,85	29,40	33,99
V2B	21,43	24,01	27,79	33,59
V3B	22,39	24,95	28,39	33,17

Analisando-se os resultados obtidos nos ensaios com os parâmetros previstos em norma, foi observado que a variação dos deslocamentos entre as vigas de uma mesma série não ultrapassou 10% em ambas as séries. Também se pode observar que, em média, o valor da carga experimental é ligeiramente superior ao da carga teórica nos estágios iniciais de carregamento e que, a medida que o carregamento aumenta, os deslocamentos limites começam a ser atingidos com cargas menores do que as previstas teoricamente.

Observou-se que as vigas atingiram os valores limites de L/400 e L/350 com carregamentos superiores aos teóricos em torno de 8,97% e 6,40% no caso das vigas da série A e de 6,63% e 3,99% no caso das vigas da série B respectivamente.

No caso do parâmetro  $L/300$ , o valor médio do carregamento para atingi-lo foi superior ao previsto teoricamente, entretanto, as vigas V3A e V2B atingiram esse limite com um carregamento ligeiramente inferior ao valor teórico.

O valor médio do carregamento para atingir o parâmetro  $L/250$  foi inferior ao valor previsto tanto para vigas da série A quanto para vigas da série B. Também se pode verificar que a carga última teórica para as vigas da série A alcançarem este limite é superior à carga última do modo de instabilidade teórico previsto inicialmente, mostrando mais um indício de que este modo de instabilidade não é adequado às vigas estudadas.

Para as vigas da série A, a viga sem emendas apresentou valores intermediários ao das vigas com emendas soldadas. No caso das vigas da série B, a viga sem emendas apresentou cargas com valores superiores ao das vigas com emendas. Pelo fato dos resultados obtidos nos ensaios apresentarem diferenças pouco significativas para ambas as séries, não se pôde chegar a um padrão de comportamento sobre o efeito da emenda soldada nas deflexões das vigas.

#### **4.2.4 Deformações específicas**

Os gráficos que representam a força total aplicada, pela deformação específica da mesa superior das vigas são ilustrados nas Figuras (4.13) a (4.16). Optou-se por não apresentar os gráficos da mesa inferior por nenhum modo de falha ter ocorrido nessa região. Os dados coletados durante o ensaio de todos os extensômetros estão apresentados no Apêndice E.

Os dados apresentados nos gráficos a seguir, são resultado da média das deformações específicas dos extensômetros indicados.

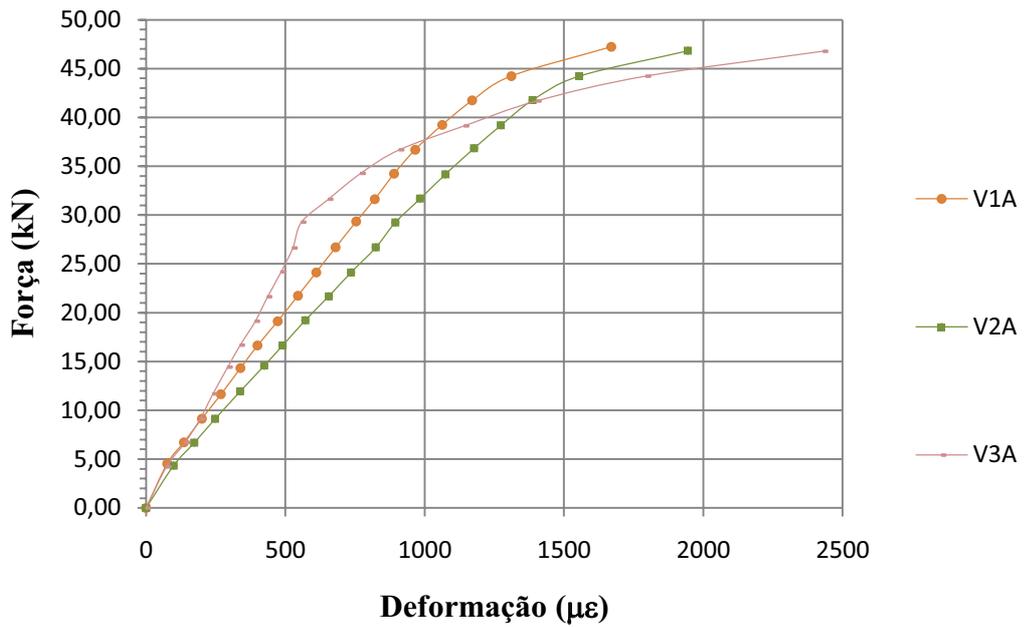


Figura 4.13 – Gráfico Força x Deformação específica – ES1 e ES4 – Série A

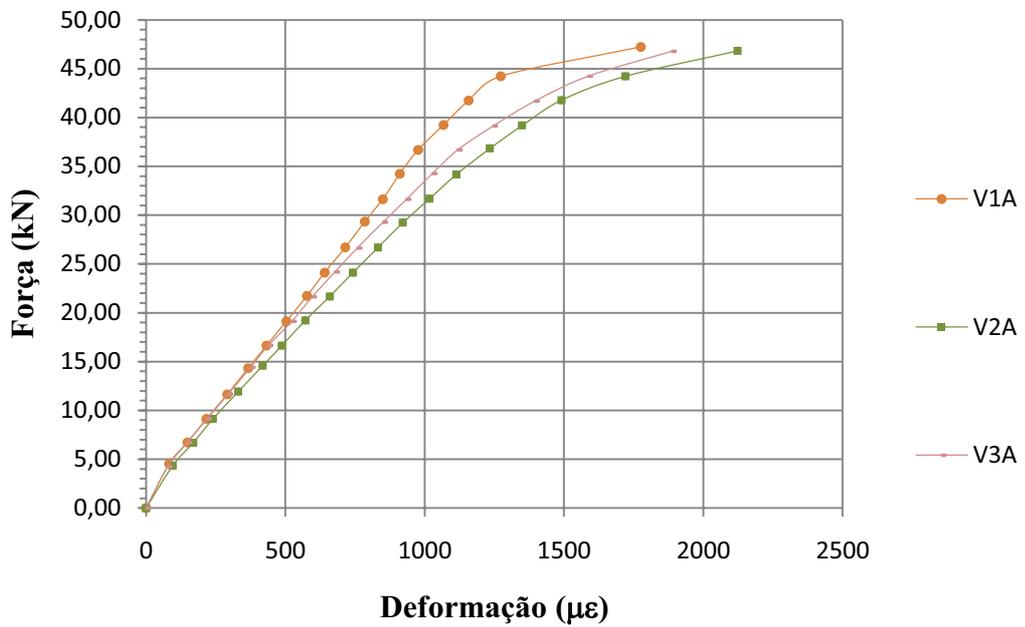


Figura 4.14 – Gráfico Força x Deformação específica – ES2 e ES3 – Série A

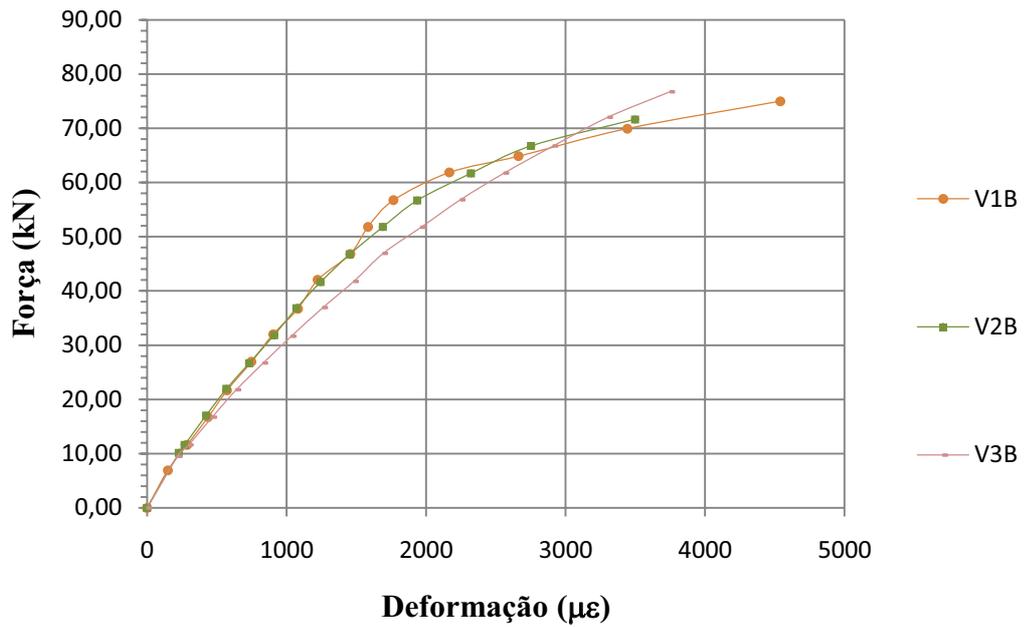


Figura 4.15 – Gráfico Força x Deformação específica – ES1 e ES4 – Série B

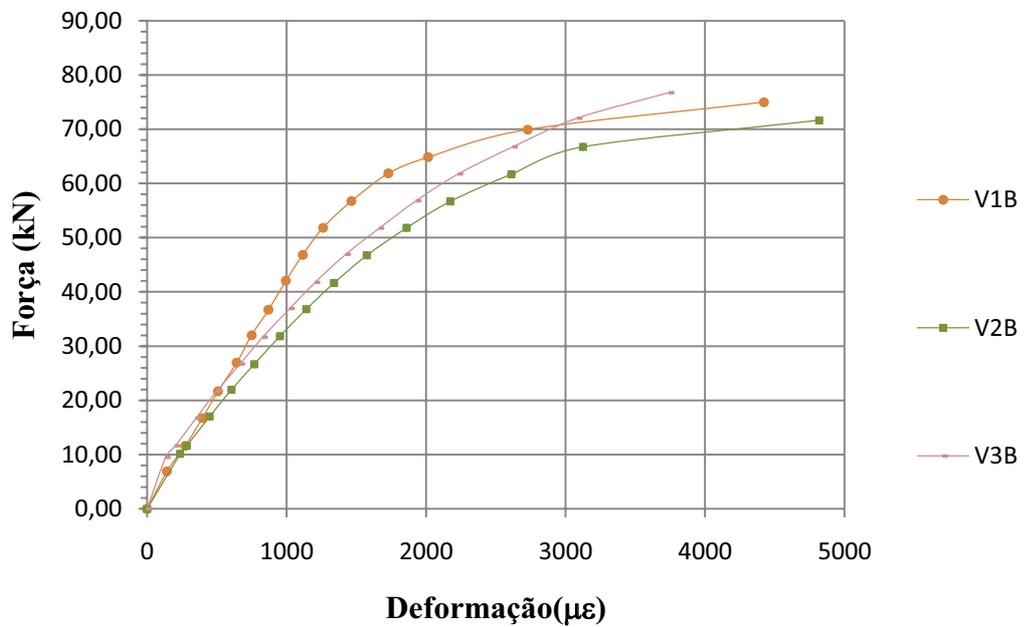


Figura 4.16 – Gráfico Força x Deformação específica – ES2 e ES3 – Série B

Os gráficos apresentados demonstram que o comportamento das vigas ensaiadas ocorreu como o esperado. Não houve nenhum problema de metodologia de ensaio de forma que pudesse causar variação nos resultados impossibilitando a sua utilização. As deformações registradas por extensômetros colocados em posições simétricas apresentaram valores próximos o que indica a boa condução da metodologia de ensaio e o bom desempenho do material utilizado.

Conforme pode ser observado pela leitura dos extensômetros apresentada nos gráficos, analisando-se as vigas de uma mesma série verifica-se que as deformações específicas das vigas com emendas soldadas não apresentaram uma diferença tão significativa em relação às deformações observadas para as vigas sem emenda.

Apesar de o processo de soldagem provocar uma alteração nas propriedades do aço no sentido de reduzir sua ductilidade, pode-se verificar que esta alteração fica restrita à região imediatamente próxima a emenda. O local em que o extensômetro foi posicionado, não apresentou alterações devido ao processo de soldagem, sendo que em algumas vigas, se observa uma deformação ligeiramente superior à de regiões sem emenda.

## 5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente trabalho estudou o comportamento de vigas com seção composta do tipo “I” constituídas de perfis formados a frio com emendas soldadas. Para tanto, foram realizados ensaios para vigas formadas por perfis U simples de seção 150x60x3 mm para a série A, e perfis U enrijecidos de seção 150x60x20x3 mm para a série B.

Para todas as vigas estudadas, foram determinados os valores teóricos referentes aos momentos e deslocamentos, através de expressões apresentadas neste trabalho, ou presentes em literatura consultada para o desenvolvimento do mesmo.

Os valores teóricos obtidos através dos cálculos, serviram de parâmetro para a análise dos resultados obtidos experimentalmente. Para se responder aos questionamentos que foram motivaram este trabalho, foi feita a comparação de ambos os resultados, o que possibilitou as conclusões que seguem listadas abaixo:

- Os modos de colapso previstos pelos cálculos teóricos não se mostraram adequados para as vigas estudadas neste trabalho, em função da grande diferença entre estes valores e os valores experimentais observados nos ensaios.

- A diferença entre os resultados para as cargas de colapso das vigas sem emenda e das vigas com emenda, não chega a 5% em ambas as séries demonstrando que, nem a presença da solda, tão pouco o seu posicionamento, influenciaram de forma significativa a capacidade portante da viga.

- Em relação aos deslocamentos verticais as diferenças de valores entre vigas não foi superior a 5%. Também se pode observar que no caso da série A, a viga com uma emenda central apresentou um deslocamento maior que as outras vigas da série para um mesmo carregamento. Já na série B, a viga sem emenda apresentou deslocamentos maiores que as outras vigas da série. Sendo assim, não é possível determinar um padrão de comportamento em função da quantidade ou posicionamento das soldas para os deslocamentos verticais. São necessários mais estudos com uma quantidade maior de modelos para se verificar a interferência do processo de soldagem nos deslocamentos verticais.

– O aço submetido ao processo de soldagem sofre redução de sua ductilidade como ficou evidenciado na comparação dos ensaios de corpos de prova com e sem emenda. Apesar desta alteração da ductilidade, os resultados demonstram que esta alteração não é comprometedora para o desempenho das vigas.

– O acréscimo de enrijecedores de borda nas mesas das vigas, resultou em um acréscimo médio de 57,26% na capacidade portante da viga. O Era esperado um mostrando que o simples acréscimo de enrijecedores de borda em um perfil formado a frio representa um ganho expressivo no seu desempenho.

A partir das conclusões apresentadas acima, chega-se as respostas que motivaram este trabalho.

Quanto ao modo de colapso, apesar de os cálculos apresentarem a flambagem lateral com torção como sendo o modo crítico para todas as vigas do ensaio, ela só pode ser observada em duas vigas da série mesmo assim, este não foi o modo crítico. As vigas da série A tiveram o seu colapso caracterizado pela flambagem local da mesa comprimida e as vigas da série B sofreram a flambagem por distorção da seção transversal.

A presença da soldagem não interferiu de forma significativa nos resultados demonstrando que a solda, desde que feita com qualidade, pode ser utilizada sem receios pelos fabricantes de estruturas metálicas.

O ganho de resistência obtido pelo acréscimo de enrijecedor de borda é significativo e apresenta uma relação custo/benefício favorável já que se ganha mais capacidade portante do que peso por metro linear de viga.

Os valores obtidos através das equações da norma, sem os coeficientes de segurança, foram inferiores aos obtidos experimentalmente o que mostra que os projetos que forem dimensionados seguindo os parâmetros estabelecidos pela NBR 14762 estarão com uma boa margem de segurança.

## **5.1 Sugestões para trabalhos futuros**

Este trabalho, realizado na área de estruturas metálicas na Universidade Federal de Goiás, foi o quarto trabalho a estudar o comportamento de vigas metálicas de seções compostas de perfis formados a frio, utilizando emendas soldadas. É o primeiro trabalho a estudar as vigas com seção do tipo “I”. Com a idéia de fortalecer a área regionalmente e de tornar o Mestrado em Engenharia Civil da Universidade Federal de Goiás um centro de

referência no estudo das vigas compostas por perfis formados a frio, segue-se algumas sugestões para futuros trabalhos a serem desenvolvidos nesta mesma linha de pesquisa.

1. Avaliar a influência do espaçamento entre soldas intermitentes na composição da seção tipo “I”.
2. Fazer um número maior de modelos variando-se altura da alma, largura das mesas, larguras das abas enrijecedoras e espessura das chapas, para se conseguir chegar a um padrão de comportamento dos deslocamentos entre vigas com e sem emendas soldadas.
3. Fazer a comparação entre vigas de seção “I” e seção “caixa” em relação à capacidade portante, deslocamentos verticais e modos de colapso das vigas.
4. Desenvolver a análise numérica do ensaio à flexão para o perfil tipo “I” e realizar novos ensaios a flexão destes perfis para comparação com os novos resultados obtidos.
5. Estudar o comportamento das vigas com emendas soldadas submetidas à flexão simples, de forma que as emendas soldadas fiquem posicionadas na região compreendida entre o ponto de aplicação de carga e o apoio, onde o esforço cortante é não nulo.

## REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALMEIDA, Ariovaldo Fernandes de. **Análise experimental de vigas constituídas de perfis formados a frio com emendas soldadas submetidas à flexão simples**. Em andamento. 150 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Engenharia Civil, Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2009.

ALVES, Cláudio Marra. **Análise de elementos fletidos em estruturas de aço constituídas de perfis formados a frio**. 2001. 162 f. (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Engenharia Civil, Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2001.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products**. ASTM A 370 - 97a. [S.l.], 1997.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE, **Cold Formed Steel Design Manual**. Whashington – D.C., 1996.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS D1.3:1998**: Structural Welding Code: Steel. 1998.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS D1.1:2000**: Structural Welding Code: Steel. 2000.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6152**: Materiais metálicos: Ensaio de tração à temperatura ambiente. Rio de Janeiro, 2002. 34p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6355**: Perfis estruturais de aço formados a frio: Padronização. Rio de Janeiro, 2003. 37p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800**: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro, 2008. 237p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 14762**: Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio: Procedimento. Rio de Janeiro, 2001. 53p.

BELLEI, Ildony H. **Edifícios Industriais em Aço**: Projeto e Cálculo. 5ª ed. São Paulo: Editora Pini, 2006. 534p.

BULSON, P. S. **The Stability of Flat Plates**. Chatto e Wintus, London, 1970.

CARDOSO, Rogério Santos. **Estudo do Comportamento de Vigas Metálicas com Seção Composta ‘Caixa’, Constituídas de Perfis Formados a Frio, com Emendas Soldadas, Submetidas à Flexão Simples**. 2003. 162 f. (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Engenharia Civil, Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2003.

CHODRAUI, Gustavo Monteiro de Barros. **Análise Teórica e Experimental de Perfis de Aço Formados a Frio Submetidos à Compressão**. 2006. 294 f. (Doutorado em Engenharia

de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006.

COOPER, S. E. **Designing steel structures: Methods and cases.** Englewood Cliffs, NJ, Prentice-Hall, 1985.

DAVID, Daniela Lemes. **Vigas Mistas com Laje Treliçada e Perfis Formados a Frio: Análise do Comportamento Estrutural.** 2003. 218 f. (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Engenharia Civil, Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2003.

FREITAS, Arlene Maria Sarmanho; CASTRO, Renata Cristina Moraes de. Steel Framing: Arquitetura. **Manual de construção em aço.** Rio de Janeiro, 2006. 121p.

GAYLORD, H. E.; GAYLORD, C. N.; STALLMEYER, J. E. **Design of steel structures.** 3 ed. New York: McGraw-Hill, 1992.

JAVARONI, Carlos Eduardo. **Perfis de aço conformados a frio por dobramento de chapa fina: Fundamentos teóricos para o dimensionamento de barras.** 1993. 230 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1993.

JAVARONI, Carlos Eduardo. **Perfis de aço formados a frio submetidos à flexão: Análise Teórico-Experimental.** 1999. 258 f. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1999.

LAU, C. W.; HANCOCK, G. J. **Distortional Buckling Formulas for Channel Columns.** Journal of Structural Engineering, 1987, v. 113, n° 5, p. 269-294.

MOLITERNO, Antônio. **Elementos para Projetos em Perfis Leves de Aço.** São Paulo: Edgard Blücher Ltda, 1989. 211p.

MONTEIRO, Vilma França. **Estrutura Mista Madeira Chapa Dobrada Submetida à Flexão Simples.** 2007. 117 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Engenharia Civil, Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2007.

OWENS, G. W.; CHEAL, B. D. **Structural steelwork connections.** London: Butterworth, 1989.

PFEIL, Walter; PFEIL, Michèle. **Estruturas de aço: Dimensionamento prático.** 7ª ed. Rio de Janeiro: Editora LTC, 2000, 336p.

QUITES, Almir M.; DUTRA, Jair C. **Tecnologia da soldagem a arco voltaico.** Florianópolis, 1979. 251p.

RODRIGUES, Francisco Carlos. Steel Framing: Engenharia. **Manual de construção em aço.** Rio de Janeiro, 2006. 127p.

SALMON, C. G.; JOHNSON, J. E. **Steel Structures: Design and Behavior: emphasizing load and resistance factor design.** 4. ed. New York: Harper & Row, 1996.

SCHAFFER, B. W. **Distortional buckling of cold-formed steel columns**. Final Report, AISI, 2000.

SCHAFFER, B. W. **Local, distortional, and Euler buckling of thin-walled columns**. Journal of Structural Engineering, 2002, v. 128, n° 3, p. 289-299.

SCHAFFER, B.W.; PEKÖZ, T. **The Behavior and Design of Longitudinal Stiffened Thin-Walled Compression Elements**. Thin Walled Structures, 1997, v. 27, n° 1, p. 65-78.

SILVA, Edson Lubas; SILVA, Valdir Pignata e. Dimensionamento de Perfis Formados a Frio conforme NBR 14762 e NBR 6355. **Manual de construção em aço**. Rio de Janeiro, 2008. 119p.

SILVA, Julio Cesar Martins da. **Análise Teórico-Experimental de perfis de aço formados a frio devido à instabilidade por distorção na flexão**. 2004. 174 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2004.

SILVA, Paulo Henrique Menezes. **Conector de Cisalhamento em Perfil Formado a Frio: Análise Via Modelagem Computacional**. 2006. (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Engenharia Civil, Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2006.

SILVA, Thiago Dias de Araújo e. **Estudo do comportamento de vigas metálicas em perfil soldado tipo “I”, com emendas soldadas, submetidas à flexão simples**. 2007. 142 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Engenharia Civil, Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2007.

SOUZA, Djaniro Álvaro de. **Análise numérica de colunas com seções enrijecidas e não-enrijecidas em perfis formados a frio**. 2005. 97 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2005.

WAYNER, E.; BRAND, S. D.; DECOURT, F. **Soldagem: Processo e metalurgia**. São Paulo: Edgard Blücher Ltda, 1995.

WENG, C.C.; PEKÖZ, T. **Residual stresses in cold-formed steel members**. Journal of Structural Engineering, 1990, ASCE, v. 116, n° 6, p. 1230-1246, May.

WINTER, G. **Strength of Thin-Walled Compression Flanges**. Transactions of the American Society of Civil Engineers, 1947, ASCE, v. 112, p. 527-555.

## APÊNDICE A

### Cálculo das Propriedades geométricas dos perfis formados a frio com seção U simples e U enrijecido

Os Quadros (A.1), (A.2) e (A.3) apresentam as séries comerciais e suas designações além de estabelecer as tolerâncias que devem ser seguidas para a fabricação de perfis formados a frio.

Para o cálculo das dimensões de perfis formados a frio, a NBR 6355 estabelece as seguintes expressões:

$$1) \quad a = b_w - 2(r_m + 0,5t)$$

$$2) \quad a_m = b_w - t$$

$$3) \quad b = b_f - (r_m + 0,5t)$$

$$4) \quad b = b_f - 2(r_m + 0,5t)$$

$$5) \quad b_m = b_f - 0,5t$$

$$6) \quad b_m = b_f - t$$

$$7) \quad c = D - (r_m + 0,5t)$$

$$8) \quad c_m = D - 0,5t$$

$$9) \quad r_m = r_i + 0,5t$$

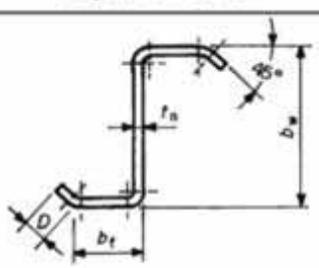
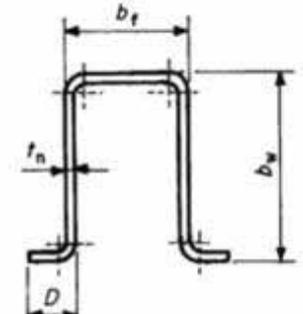
$$10) \quad u_1 = 1,571r_m$$

$$11) \quad u_2 = 0,785r_m$$

Quadro A.1 – Séries comerciais de perfis estruturais e respectivas designações – NBR 6355

Série	Seção transversal	Designação <sup>1)</sup>
Cantoneira de abas iguais		L $b_f \times t_n$ Exemplo: L 50 x 3,00
U simples		U $b_w \times b_f \times t_n$ Exemplo: U 150 x 50 x 2,65
U enrijecido		Ue $b_w \times b_f \times D \times t_n$ Exemplo: Ue 150 x 60 x 20 x 2,65
Z enrijecido a 90°		Z <sub>90</sub> $b_w \times b_f \times D \times t_n$ Exemplo: Z <sub>90</sub> 200 x 75 x 20 x 2,25

Quadro A.1 – Continuação

Série	Seção transversal	Designação <sup>1)</sup>
Z enrijecido a 45°		$Z_{45} b_w \times b_f \times D \times t_n$ Exemplo: $Z_{45} 200 \times 75 \times 20 \times 2,25$
Cartola		$Cr b_w \times b_f \times D \times t_n$ Exemplo: $Cr 100 \times 50 \times 20 \times 3,35$

<sup>1)</sup> As dimensões devem ser apresentadas em milímetros.

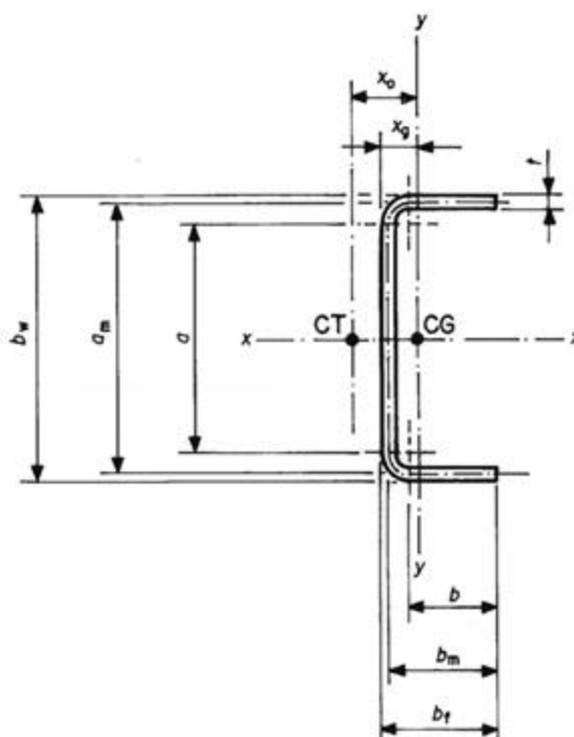


Figura A.1 – Perfil U simples

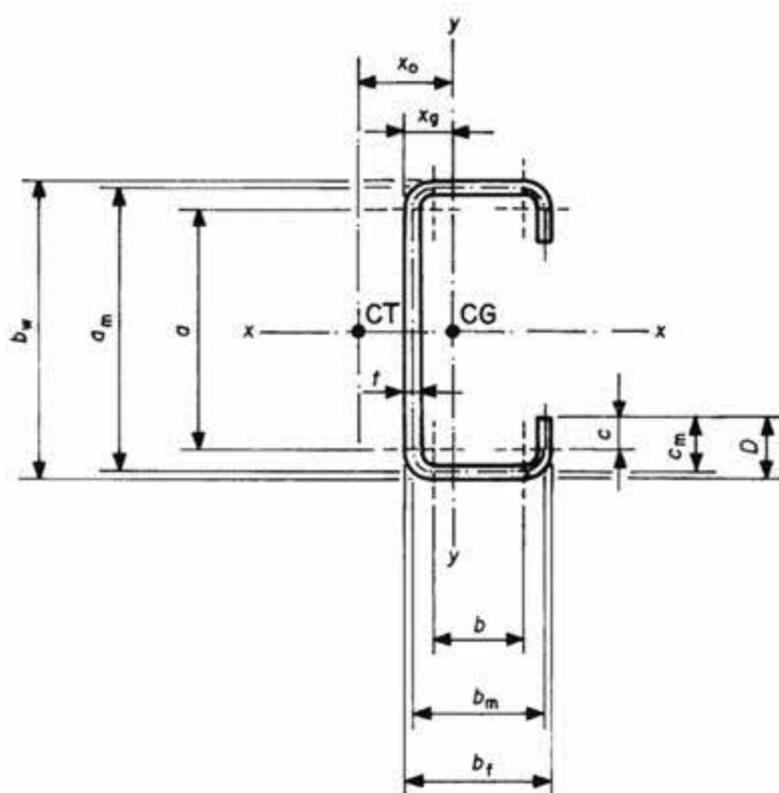


Figura A.2 – Perfil U enrijecido

Quadro A.2 – Tolerâncias nas formas e dimensões dos perfis dobrados – NBR 6355

Tipo	Variável	Parâmetro	Tolerância
Dimensões da seção transversal <sup>(1)</sup>	$b_f$ ou $b_w$	$t_n \leq 4,75$ mm $t_n \geq 4,75$ mm	$\pm 1,5$ mm $\pm 1,5$ mm
	D	$t_n \leq 4,75$ mm $t_n \leq 4,75$ mm	$\pm 1,5$ mm $\pm 1,5$ mm
Espessura da parte plana <sup>(1)</sup>	$t_n$	Conforme norma aplicável: NBR 7013, NM 144-1, NM 144-2 ou NM 144-3	
Ângulo formado por elementos adjacentes <sup>(1,2)</sup>	$\alpha$	Qualquer	$\pm 1^\circ$
Comprimento do perfil <sup>(3)</sup> (padrão <sup>(4)</sup> )	L	Qualquer	+10 mm 0
Comprimento do perfil <sup>(3)</sup> (ajustado <sup>(5)</sup> )		$t_n \leq 4,75$ mm $t_n > 4,75$ mm	+3 mm 0 +5 mm 0

Flecha do perfil <sup>(6)</sup>	Plano da alma ( $\delta_v$ ) Plano da mesa ou aba ( $\delta_h$ )	Qualquer	L/500
Torção do perfil <sup>(7)</sup>	$\theta$	Qualquer	1°/metro <sup>(8)</sup>
Esquadro de extremidade <sup>(9)</sup>	Plano da alma ( $e_a$ ) Plano das mesas ou abas ( $e_m$ )	Qualquer	+ $b_w/100$ + $b_f/100$

Quadro A.3 – Tolerâncias nas formas e dimensões dos perfis perfilados – NBR 6355

Tipo	Variável	Parâmetro	Tolerância
Dimensões da seção transversal <sup>(1)</sup>	$b_f$ ou $b_w$	<b><math>b_f</math> ou <math>b_w &lt; 150</math> mm:</b> $t_n \leq 3,0$ mm $3,0 \text{ mm} < t_n \leq 4,75$ mm $t_n > 4,75$ mm	$\pm 1,00$ mm $\pm 1,25$ mm $\pm 1,50$ mm
		<b><math>b_f</math> ou <math>b_w \geq 150</math> mm:</b> $t_n \leq 3,0$ mm $3,0 \text{ mm} < t_n \leq 4,75$ mm $t_n > 4,75$ mm	$\pm 1,25$ mm $\pm 1,50$ mm $\pm 1,75$ mm
	D	$D \geq 5t_n$	$\pm 1,00$ mm
Espessura da parte plana <sup>(1)</sup>	$t_n$	Conforme norma aplicável: NBR 7013, NM 144-1, NM 144-2 ou NM 144-3	
Ângulo formado por elementos adjacentes <sup>(1,2)</sup>	$\alpha$	Qualquer	$\pm 1^\circ$
Comprimento do perfil <sup>(3)</sup> (padrão <sup>(10)</sup> )	L	Qualquer	+10 mm 0
Comprimento do perfil <sup>(3)</sup> (ajustado <sup>(5)</sup> )		Qualquer	+5 mm 0
Flecha do perfil <sup>(6)</sup>	Plano da alma ( $\delta_v$ ) Plano da mesa ou aba ( $\delta_h$ )	Qualquer	L/500
Torção do perfil <sup>(7)</sup>	$\theta$	Qualquer	1°/metro <sup>(8)</sup>
Esquadro de extremidade <sup>(9)</sup>	Plano da alma ( $e_a$ ) Plano das mesas ou abas ( $e_m$ )	Qualquer	+ $b_w/100$ + $b_f/100$

Observações:

- 1) As tolerâncias devem ser verificadas em qualquer seção transversal do perfil, distante no mínimo 100 mm das extremidades.
- 2) Ver Figura (A.3).
- 3) O comprimento deve ser medido no centro do maior elemento do perfil.

- 4) Comprimento usualmente produzido e comercializado para perfis dobrados: 3 m e 6 m.
- 5) Comprimento especificados pelo consumidor.
- 6) Ver Figura (A.4).
- 7) Para verificar a torção, o perfil deve ser posicionado sobre uma superfície plana, ajustando uma das extremidades ao plano de referência e medindo o ângulo de torção na outra extremidade, conforme Figura (A.5).
- 8) A tolerância de 1°/metro é equivalente a  $(0,017b_r)/\text{metro}$ , sendo  $b_r$  a dimensão nominal do elemento em contato com o plano de referência ( $b_w$  ou  $b_f$ ), conforme Figura (A.5).
- 9) Ver Figura (A.6).
- 10) Comprimento usualmente produzido e comercializado para perfis perfilados: 6 m.

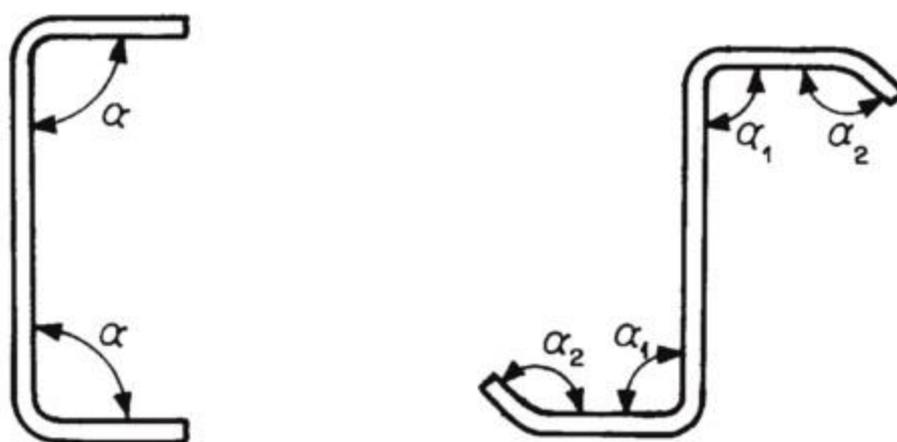


Figura A.3 – Ângulos formados por elementos adjacentes

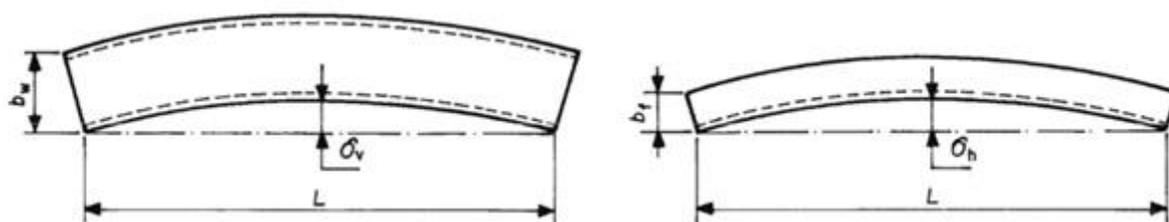


Figura A.4 – Flecha do perfil

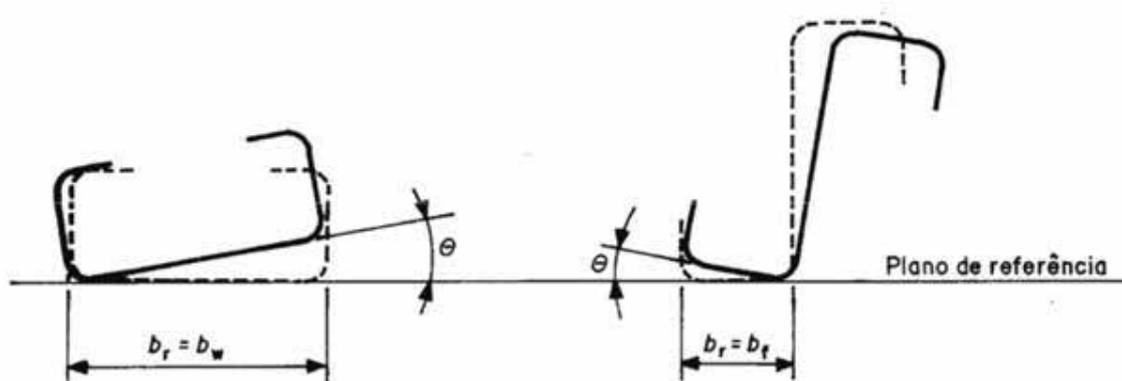


Figura A.5 – Torção do perfil

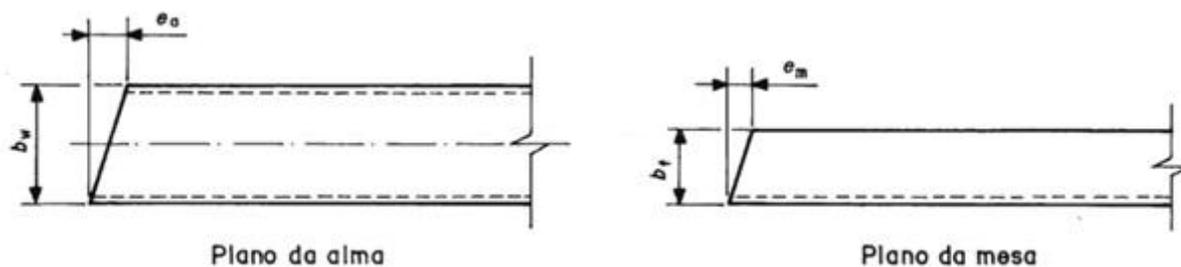


Figura A.6 – Esquadro de extremidade do perfil

Para o cálculo das propriedades geométricas de um perfil do tipo U simples, se usam as seguintes expressões:

$$A = t(a + 2b + 2u_1) \quad (\text{A. 1})$$

$$x_g = (2t/A)[b(0,5b + r_m) + u_1(0,363r_m)] + 0,5t \quad (\text{A. 2})$$

$$x_0 = b_m \left( \frac{3a_m^2 b_m}{a_m^3 + 6a_m^2 b_m} \right) + x_g - 0,5t \quad (\text{A. 3})$$

$$I_x = 2t[0,042a^3 + b(0,5a + r_m)^2 + u_1(0,5a + 0,637r_m)^2 + 0,149r_m^3] \quad (\text{A. 4})$$

$$I_y = 2t[b(0,5b + r_m)^2 + 0,083b^3 + 0,356r_m^3] - A(x_g - 0,5t)^2 \quad (\text{A. 5})$$

$$I_t = 0,333t^3(a + 2b + 2u_1) \quad (A.6)$$

$$C_w = \frac{a_m^2 b_m^2 t}{12} \left( \frac{2a_m^3 b_m + 3a_m^2 b_m^2}{6a_m^2 b_m + a_m^3} \right) \quad (A.7)$$

Para o cálculo das propriedades geométricas para o perfil U enrijecido, se usam as seguintes expressões:

$$A = t(a + 2b + 4u_1) \quad (A.8)$$

$$x_g = (2t/A)[b(0,5b + r_m) + (u_1 + c)(b + 2r_m)] + 0,5t \quad (A.9)$$

$$x_0 = b_m \left( \frac{3a_m^2 b_m + c_m(6a_m^2 - 8c_m^2)}{a_m^3 + 6a_m^2 b_m + c_m(8c_m^2 - 12a_m c_m + 6a_m^2)} \right) + x_g - 0,5t \quad (A.10)$$

$$I_x = 2t[0,042a^3 + b(0,5a + r_m)^2 + 2u_1(0,5a + 0,637r_m)^2 + 0,298r_m^3 + 0,083c^3 + 0,25c(a - c)^2] \quad (A.11)$$

$$I_y = 2t[b(0,5b + r_m)^2 + 0,083b^3 + 0,505r_m^3 + c(b + 2r_m)^2 + u_1(b + 1,637r_m)^2] - A(x_g - 0,5t)^2 \quad (A.12)$$

$$I_t = 0,333t^3(a + 2b + 2c + 4u_1) \quad (A.13)$$

$$C_w = \frac{a_m^2 b_m^2 t}{12} \left[ \frac{2a_m^3 b_m + 3a_m^2 b_m^2 + 48c_m^4 + 112b_m c_m^3 + 8a_m c_m^3 + 48a_m b_m c_m^2 + 12a_m^2 c_m^2 + 12a_m^2 b_m c_m + 6a_m^3 c_m}{6a_m^2 b_m + (a_m + 2c_m)^3 - 24a_m c_m^2} \right] \quad (A.14)$$

Da resistência dos materiais tem-se as seguintes expressões:

$$r = \sqrt{\frac{I}{A}} \quad (A.15)$$

$$W = \frac{I}{d} \quad (A.16)$$

## APÊNDICE B

### Cálculo da largura efetiva de elementos comprimidos com enrijecedor de borda

Para se determinar a largura efetiva das chapas do perfil, calcula-se inicialmente o valor de referência do índice de esbeltez reduzido do elemento pela expressão:

$$\lambda_{p0} = \frac{\frac{b}{t}}{0,623 \sqrt{\frac{E}{\sigma}}} \quad (B.1)$$

Onde:

- $\sigma$ : tensão normal de compressão;
- $b_0$ : largura do elemento com enrijecedor intermediário;
- $k$ : coeficiente de flambagem local;
- $D, b, d$ : dimensões indicadas na Figura (B.1);
- $d_{ef}$ : largura efetiva do enrijecedor;
- $d_s$ : largura efetiva reduzida do enrijecedor e adotada no cálculo das propriedades da seção efetiva do perfil;
- $A_s$ : área reduzida do enrijecedor;
- $I_a$ : Momento de inércia de referência do enrijecedor intermediário ou de borda;

Os valores de  $I_s$  e  $A_{ef}$  representam o momento de inércia da seção bruta do enrijecedor em relação ao seu eixo principal paralelo ao elemento a ser enrijecido e a área efetiva do enrijecedor, respectivamente. No caso do enrijecedor de borda, a região das dobras entre o enrijecedor e o elemento a ser enrijecido não deve ser considerada como parte integrante do enrijecedor.

Para se calcular o momento e a área do enrijecedor da Figura (B.1), deve-se utilizar as seguintes expressões:

$$I_s = \frac{d^3 \text{sen}^2 \theta}{12} \quad (B.2)$$

$$A_{ef} = d_{ef} t \quad (B.3)$$

A largura efetiva dos elementos uniformemente comprimidos com enrijecedor de

borda deve ser calculada em relação aos casos de resistência e deslocamento.

Para se calcular a resistência dos perfis formados por elementos com enrijecedor de borda, deve ser considerada a sua redução de resistência devido à flambagem local. Desta forma, o cálculo do elemento e do enrijecedor é dividido em três casos:

Caso I:  $\lambda_{p0} \leq 0,673$

- O enrijecedor de borda não é necessário
- $b_{ef} = b$
- $d_s = d_{ef}$  (para enrijecedor de borda simples)
- $A_s = A_{ef}$  (para outros tipos de enrijecedor)

Caso II:  $0,673 < \lambda_{p0} \leq 2,03$

- $I_a = 400t^4(0,49\lambda_{p0} - 0,33)^3$
- $b_{ef,2} = (I_s/I_a)(b_{ef}/2) \leq (b_{ef}/2)$
- $b_{ef,1} = b_{ef} - b_{ef,2}$
- Para os elementos AA indicados na Tabela (B.1) e os elementos AL da Tabela (B.2) sem inversão do sinal da tensão ( $\psi \geq 0$ ):

$$b_{ef} = \frac{b}{\lambda_p} \left( 1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \leq b$$

- Para os elementos AL da Tabela (B.2) com inversão no sinal da tensão ( $\psi < 0$ ):

$$b_{ef} = \frac{b_c}{\lambda_p} \left( 1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \leq b_c$$

- Índice de esbeltez reduzido do elemento

$$\lambda_p = \frac{\frac{b}{t}}{0,95 \sqrt{\frac{kE}{\sigma}}}$$

- Coeficiente de flambagem local

$$k = \sqrt{\frac{I_s}{I_a}} (k_a - 0,43) + 0,43 \leq k_a$$

- Para enrijecedor de borda simples com  $40^\circ \leq \theta \leq 140^\circ$  e  $D/b \leq 0,8$ , onde  $\theta$  está indicado na Figura (B.1)

$$k_a = 5,25 - 5(D/b) \leq 4,0$$

- $d_s = (I_s/I_a)d_{ef} \leq d_{ef}$
- $k_a = 4,0$  para outros tipos de enrijecedor
- $A_s = (I_s/I_a)A_{ef} \leq A_{ef}$

Caso III:  $\lambda_{p0} \geq 2,03$

- $I_a = (56\lambda_{p0} + 5)t^4$
- $k = \sqrt[3]{I_s/I_a} (k_a - 0,43) + 0,43 \leq k_a$

Para se calcular os deslocamentos dos perfis formados por elementos com enrijecedor de borda, deve ser considerado o mesmo procedimento utilizado no cálculo das resistências, substituindo  $\sigma$  por  $\sigma_n$ .

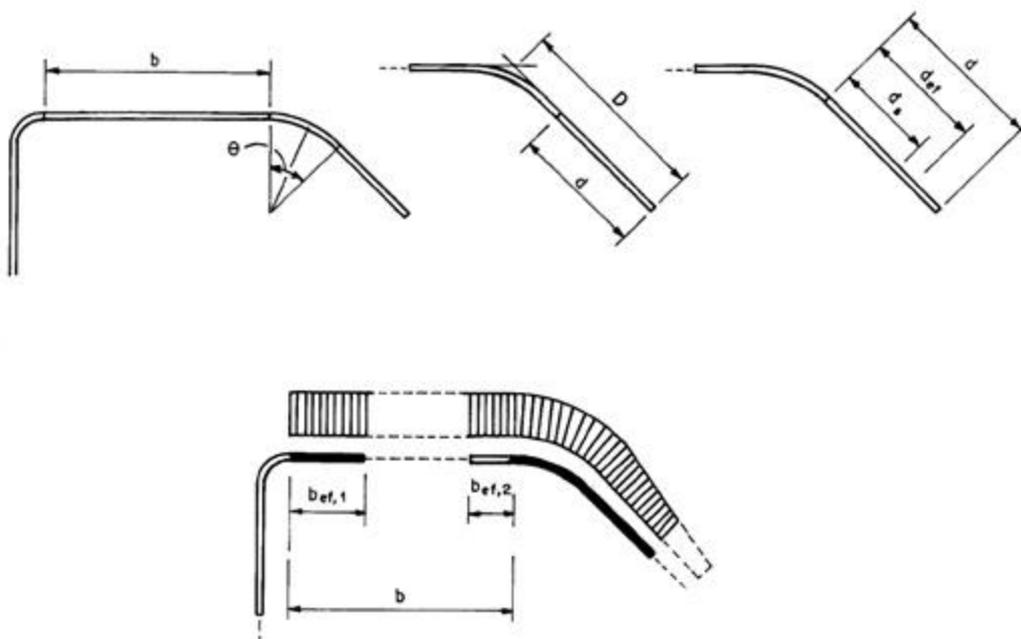
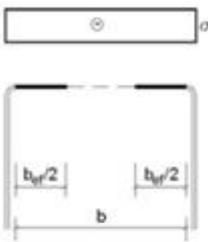
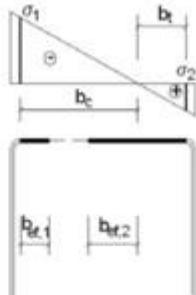
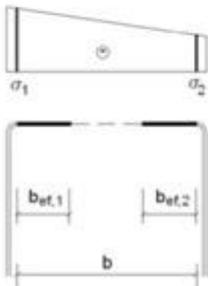
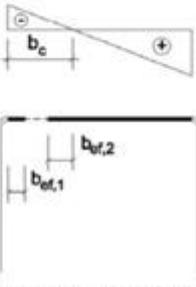
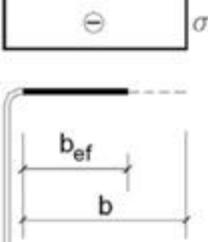
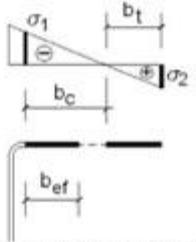
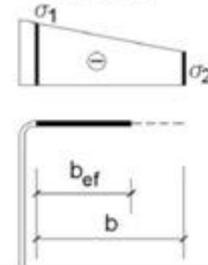
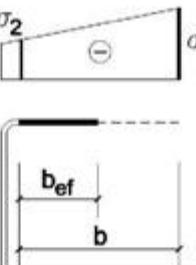


Figura B.1 – Elemento uniformemente comprimido com enrijecedor de borda  
(NBR 14762, 2001, p. 18)

Quadro B.1 – Largura efetiva e coeficientes de flambagem local para elementos AA  
(SILVA e SILVA, 2008, p. 28)

<p><b>Caso a</b></p>  <p><math>\psi = \sigma_2 / \sigma_1 = 1,0</math></p> <p><math>k = 4,0</math></p>	<p><b>Caso c</b></p>  <p><math>-0,236 &lt; \psi = \sigma_2 / \sigma_1 &lt; 0</math></p> <p><math>b_{ef,1} = b_{ef} / (3-\psi)</math></p> <p><math>b_{ef,2} = b_{ef} - b_{ef,1}</math></p> <p><math>k = 4 + 2(1-\psi) + 2(1-\psi)^3</math></p> <p>Nota: a parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva</p>
<p><b>Caso b</b></p>  <p><math>0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 &lt; 1,0</math></p> <p><math>b_{ef,1} = b_{ef} / (3-\psi)</math></p> <p><math>b_{ef,2} = b_{ef} - b_{ef,1}</math></p> <p><math>k = 4 + 2(1-\psi) + 2(1-\psi)^3</math></p>	<p><b>Caso d</b></p>  <p><math>\psi = \sigma_2 / \sigma_1 \leq -0,236</math></p> <p><math>b_{ef,1} = b_{ef} / (3-\psi)</math></p> <p><math>b_{ef,2} = 0,5b_{ef}</math></p> <p>sendo <math>b_{ef,1} + b_{ef,2} \leq b_c</math></p> <p><math>k = 4 + 2(1-\psi) + 2(1-\psi)^3</math></p> <p>Nota: a parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva</p>
<p>Nota: o sinal (-) indica compressão</p>	

Quadro B.2 – Largura efetiva e coeficientes de flambagem local para elementos AL  
(SILVA e SILVA, 2008, p. 28)

<p><b>Caso a</b></p>  <p><math>\psi = \sigma_2 / \sigma_1 = 1,0</math></p> <p><math>k = 0,43</math></p>	<p><b>Caso c</b></p>  <p><math>-1,0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 &lt; 0</math></p> <p><math>k = 1,7 - 5\psi + 17,1\psi^2</math></p> <p>Nota: a parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva</p>
<p><b>Caso b</b></p>  <p><math>0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 &lt; 1,0</math></p> <p><math>k = 0,578 / (\psi + 0,34)</math></p>	<p><b>Caso d</b></p>  <p><math>-1,0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 \leq 1,0</math></p> <p><math>k = 0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2</math></p>
<p>Nota: o sinal (-) indica compressão</p>	

## APÊNDICE C

### Flambagem por distorção da seção transversal de acordo com as recomendações do Anexo D da NBR 14762

O anexo D da NBR 14762 é aplicável às barras com seção transversal aberta e sujeitas à flambagem por distorção da seção transversal. Ele apresenta as expressões de cálculo do valor da tensão convencional de flambagem elástica por distorção. Esses valores também podem ser obtidos por meio de cálculos com base na teoria da estabilidade elástica.

#### C.1 Seções do tipo U enrijecido, submetidas à flexão em relação ao eixo perpendicular à alma.

As expressões seguintes são aplicáveis às seções transversais com relação  $b_f/b_w$  (ver Figura C.1) compreendida entre 0,4 e 2,0.

$$\sigma_{dist} = \left( \frac{0,5E}{A_d} \right) \left\{ \alpha_1 + \alpha_2 - \sqrt{(\alpha_1 + \alpha_2)^2 - 4\alpha_3} \right\} \quad (C.1)$$

Onde:

$$\alpha_1 = \left( \frac{\eta}{\beta_1} \right) (\beta_2 + 0,039I_t L_d^2) + \frac{k_\phi}{\beta_1 \eta E} \quad (C.2)$$

$$\alpha_2 = \eta \left( I_y - 2 \frac{y_0 \beta_3}{\beta_1} \right) \quad (C.3)$$

$$\alpha_3 = \eta \left( \alpha_1 I_y - \frac{\eta \beta_3^2}{\beta_1} \right) \quad (C.4)$$

$$\beta_1 = h_x^2 + \frac{I_x + I_y}{A_d} \quad (C.5)$$

$$\beta_2 = I_x b_f^2 \quad (C.6)$$

$$\beta_3 = I_{xy} b_f \quad (C.7)$$

$$\beta_4 = \beta_2 \quad (C.8)$$

$$L_d = 4,8 \sqrt[4]{\frac{0,5I_x b_f^2 b_w}{t^3}} \quad (C.9)$$

$$\eta = \left( \frac{\pi}{L_d} \right)^2 \quad (C.10)$$

$$k_{\phi} = \frac{Et^3}{2,73(b_w + 0,06L_d)} \left[ 1 - \frac{1,11\sigma_{dist}}{Et^2} \left( \frac{b_w^4 L_d^2}{12,56L_d^4 + 2,192b_w^4 + 13,39L_d^2 b_w^4} \right) \right] \quad (C.11)$$

$$A_d = (b_f + D)t \quad (C.12)$$

$$I_x = \frac{b_f t^3}{12} + \frac{tD^3}{12} + b_f t h_y^2 + Dt(0,5D + h_y)^2 \quad (C.13)$$

$$I_y = \frac{t b_f^3}{12} + \frac{Dt^3}{12} + Dt(b_f + h_x)^2 + b_f t(0,5b_f + h_x)^2 \quad (C.14)$$

$$I_{xy} = b_f t h_y (0,5b_f + h_x) + Dt(0,5D + h_y)(b_f + h_x) \quad (C.15)$$

$$I_t = \frac{t^3(b_f + D)}{3} \quad (C.16)$$

$$h_x = -0,5 \frac{b_f^2 + 2b_f D}{b_f + D} \quad (C.17)$$

$$h_y = \frac{-0,5D^2}{b_f + D} \quad (C.18)$$

As propriedades geométrica são calculadas para a seção transversal constituída apenas pela mesa e pelo enrijecedor de borda (Figura C.1).

O valor de  $\sigma_{dist}$  deve ser calculado por uma aproximação, pela expressão *B.1* utilizando a seguinte expressão para  $\alpha_1$ :

$$\alpha_1 = \left( \frac{\eta}{\beta_1} \right) (\beta_2 + 0,039I_t L_d^2) \quad (C.19)$$

Caso o valor de  $k_{\theta}$  for negativo, ele deve ser calculado novamente utilizando-se  $\sigma_{dist} = 0$ .

Se o comprimento livre à flambagem por distorção for inferior a  $L_d$ , este deve ser substituído pelo comprimento livre à flambagem por distorção.

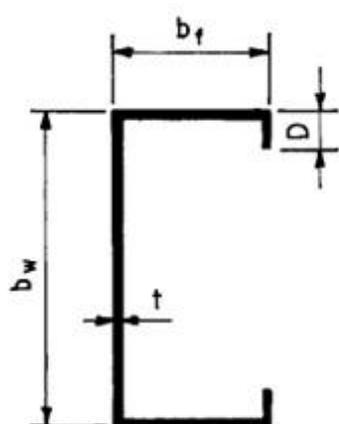
A tabela *C.1* apresenta os valores mínimos de  $D/b_w$  para os perfis de seção do tipo U enrijecido e Z enrijecido submetidas à flexão para dispensar a verificação da Flambagem por distorção.

Tabela C.1 – Valores mínimos da relação  $D/b_w$  de seções do tipo U enrijecido e Z enrijecido submetidas à flexão para dispensar a verificação da flambagem por distorção <sup>1), 2)</sup>

$b_f/b_w$	$b_w/t$				
	250	200	125	100	50
0,4	0,05	0,06	0,10	0,12	0,25
0,6	0,05	0,06	0,10	0,12	0,25
0,8	0,05	0,06	0,09	0,12	0,22
1,0	0,05	0,06	0,09	0,11	0,22
1,2	0,05	0,06	0,09	0,11	0,20
1,4	0,05	0,06	0,09	0,10	0,20
1,6	0,05	0,06	0,09	0,10	0,20
1,8	0,05	0,06	0,09	0,10	0,19
2,0	0,05	0,06	0,09	0,10	0,19

1)  $b_f$ ;  $b_w$ ;  $D$ ;  $t$  são indicados na figura C.1

2) Para valores intermediários, interpolar linearmente.



Seção tipo U enrijecido

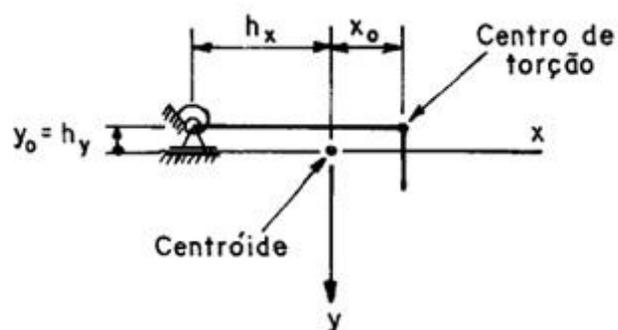


Figura C.1 – Seção do tipo U enrijecido

## APÊNDICE D

### Barras com painel conectado à mesa tracionada

**D.1** O momento fletor resistente de cálculo  $M_{Rd}$  de barras submetidas à flexão, com carregamento num plano paralelo à alma, com a mesa tracionada conectada a um painel (terças com telhas de aço parafusadas e sujeitas à ação de vento de sucção, por exemplo) e a mesa comprimida sem travamento lateral, pode ser calculado por:

$$M_{Rd} = 0,4 W_{effy} / \gamma \text{ para barras bi apoiadas em perfis U enrijecidos}$$

$$M_{Rd} = 0,5 W_{effy} / \gamma \text{ para barras bi apoiadas em perfis Z enrijecidos}$$

$$M_{Rd} = 0,6 W_{effy} / \gamma \text{ para barras contínuas em perfis U enrijecidos}$$

$$M_{Rd} = 0,7 W_{effy} / \gamma \text{ para barras contínuas em perfis Z enrijecidos}$$

Onde:

$$\gamma = 1,1;$$

O emprego das expressões anteriores é permitido, desde que sejam satisfeitas as seguintes condições:

- altura do perfil inferior a 300 mm;
- relação altura-espessura do perfil compreendida entre 60 e 170;
- relação altura-largura da mesa do perfil compreendida entre 2,8 e 4,5;
- relação largura plana da mesa/espessura do perfil compreendida entre 16 e 43;
- para vigas contínuas, cuja continuidade é obtida por sobreposição das barras nos apoios, o traspasse de cada lado do centro dos apoios internos deve ser maior ou igual a 1,5 d, sendo d a altura da viga;
- vão inferior a 10 m;
- para vigas contínuas, a relação entre o maior e o menor vão não deve ultrapassar 1,2;
- deslocamento lateral de ambas as mesas impedido nos apoios;
- painel constituído por chapa de aço, espessura mínima de 0,45 mm, altura mínima de 25 mm, espaçamento máximo entre centro de nervuras igual a 300 mm e conectado adequadamente à viga, de maneira a evitar o movimento relativo entre o painel e a mesa da viga;
- tipos de conectores: no mínimo parafusos autoperfurantes ou auto-atarraxantes nº 12, ou rebites com diâmetro nominal 5 mm, e arruelas com diâmetro nominal 12,5 mm;
- conectores não padronizados não devem ser utilizados;

- espaçamento máximo entre centro de conectores não maior que 300 mm, e posicionados próximos ao centro da mesa da viga.

**D.2** Se uma ou mais condições estabelecidas anteriormente não forem satisfeitas, o dimensionamento pode ser feito com base em ensaios, ou com base em modelos semi-empíricos.

Em qualquer caso é permitido o dimensionamento com base em ensaios, ou com base em modelos semi-empíricos, como alternativa ao procedimento proposto neste anexo.

**D.3** Este anexo não é aplicável às vigas com seção do tipo U sem enrijecedores de borda, aos trechos em balanço, nem às regiões entre um ponto de inflexão e o apoio adjacente em vigas contínuas. Para esses casos, o momento fletor resistente de cálculo deve ser obtido desprezando-se a contribuição do painel conectado à mesa tracionada.

## APÊNDICE E – Tabelas dos resultados experimentais

Tabela E.1 – Resultados dos deslocamentos verticais – Viga V1A

Viga V1A		Data do ensaio: 09/01/10										
CARGA		Deslocamentos verticais (mm)										
(t)	(kN)	R1	R2	R3	R4	R5	R6	R1/R2	R3/R4	R5/R6	R1/R2 e R5/R6 teórico	R3/R4 teórico
0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,02	0,01	0,00	0,00	0,02	0,00	0,00
0,45	4,53	0,86	0,95	0,96	1,05	0,79	0,89	0,90	1,01	0,84	1,59	1,82
0,67	6,73	1,37	1,64	1,77	1,83	1,49	1,58	1,50	1,80	1,54	2,31	2,65
0,91	9,13	2,15	2,43	2,65	2,68	2,27	2,33	2,29	2,67	2,30	3,11	3,57
1,16	11,63	3,02	3,20	3,60	3,54	3,11	3,09	3,11	3,57	3,10	3,94	4,52
1,43	14,33	3,92	4,15	4,62	4,60	4,00	4,00	4,03	4,61	4,00	4,83	5,54
1,66	16,63	4,73	4,94	5,54	5,49	4,80	4,78	4,83	5,52	4,79	5,60	6,42
1,91	19,13	5,71	5,85	6,65	6,49	5,78	5,67	5,78	6,57	5,73	6,42	7,37
2,17	21,73	6,72	6,76	7,78	7,60	6,76	6,63	6,74	7,69	6,70	7,29	8,35
2,41	24,13	7,67	7,78	8,87	8,65	7,69	7,55	7,73	8,76	7,62	8,08	9,27
2,67	26,68	8,76	8,84	10,11	9,90	8,77	8,61	8,80	10,01	8,69	8,93	10,23
2,93	29,33	9,97	9,98	11,43	11,23	10,61	9,93	9,97	11,33	10,27	9,80	11,24
3,16	31,63	11,05	11,07	12,63	12,43	10,70	10,99	11,06	12,53	10,85	10,57	12,11
3,42	34,23	12,35	12,35	14,05	13,88	11,96	12,24	12,35	13,97	12,10	11,43	13,10
3,67	36,68	13,75	13,71	15,59	15,40	13,32	13,56	13,73	15,50	13,44	12,24	14,03
3,92	39,23	15,49	15,39	17,54	17,35	15,01	15,21	15,44	17,45	15,11	13,08	15,00
4,17	41,73	17,43	17,29	19,69	19,50	16,89	17,08	17,36	19,60	16,99	13,91	15,95
4,42	44,23	19,86	18,76	21,87	20,85	19,27	19,47	19,31	21,36	19,37	14,74	16,90
4,72	47,23	26,05	24,92	28,87	28,52	26,19	25,74	25,48	28,70	25,97	15,73	18,04

**Carga de ruptura: 4,72 t / 47,23 kN**



Tabela E.3 – Resultados dos deslocamentos verticais – Viga V3A

Viga V3A		Data do ensaio: 10/01/10										
CARGA		Deslocamentos verticais (mm)										
(t)	(kN)	R1	R2	R3	R4	R5	R6	R1/R2	R3/R4	R5/R6	R1/R2 e R5/R6 teórico	R3/R4 teórico
0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
0,42	4,23	0,81	0,84	0,96	0,97	0,70	0,80	0,83	0,97	0,75	1,49	1,70
0,67	6,73	1,56	1,60	1,86	1,83	1,48	1,58	1,58	1,85	1,53	2,31	2,65
0,91	9,13	2,35	2,39	2,80	2,68	2,28	2,35	2,37	2,74	2,32	3,11	3,57
1,17	11,68	3,27	3,33	3,90	3,70	3,20	3,31	3,30	3,80	3,26	3,95	4,53
1,44	14,43	4,24	4,29	5,05	4,76	4,19	4,25	4,27	4,91	4,22	4,87	5,58
1,67	16,68	5,04	5,10	6,01	5,63	5,01	5,07	5,07	5,82	5,04	5,61	6,43
1,91	19,13	6,04	6,12	7,23	6,72	6,06	6,05	6,08	6,98	6,06	6,42	7,37
2,16	21,63	6,98	7,08	8,36	7,79	7,04	7,01	7,03	8,08	7,03	7,25	8,32
2,42	24,18	8,02	8,14	9,59	8,98	8,11	8,06	8,08	9,29	8,09	8,10	9,28
2,66	26,63	9,08	8,19	10,82	10,19	9,20	9,11	8,64	10,51	9,16	8,91	10,21
2,93	29,28	10,25	9,43	12,19	11,54	10,46	10,34	9,84	11,87	10,40	9,79	11,22
3,16	31,63	11,40	10,62	13,52	13,05	11,69	11,52	11,01	13,29	11,61	10,57	12,11
3,43	34,28	12,69	11,89	14,98	14,54	12,98	12,78	12,29	14,76	12,88	11,44	13,12
3,67	36,68	14,04	13,25	16,56	16,05	14,37	14,14	13,65	16,31	14,26	12,24	14,03
3,91	39,13	15,88	15,12	18,76	17,99	16,25	15,97	15,50	18,38	16,11	13,05	14,96
4,17	41,68	17,50	16,75	20,68	19,63	17,95	17,60	17,13	20,16	17,78	13,90	15,93
4,42	44,23	19,83	19,09	23,49	22,19	20,32	19,88	19,46	22,84	20,10	14,74	16,90
4,68	46,78	24,31	23,22	29,01	27,09	24,80	24,17	23,77	28,05	24,49	15,59	17,87
<b>Carga de ruptura: 4,92 t / 49,23 kN</b>												

Tabela E.4 – Resultados dos deslocamentos verticais – Viga V1B

Viga V1B		Data do ensaio: 10/01/10												
		Deslocamentos (mm)												
CARGA (t)	(kN)	R1	R2	R3	R4	R5	R6	R1/R2	R3/R4	R5/R6	R1/R2 e R5/R6 teórico	R3/R4 teórico		
		0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
0,69	6,93	1,49	1,47	1,64	1,67	1,40	1,46	1,48	1,66	1,43	2,11	2,42		
1,16	11,63	2,80	2,81	3,13	3,19	2,68	2,82	2,81	3,16	2,75	3,49	4,00		
1,67	16,73	4,32	4,32	4,84	4,88	4,13	4,29	4,32	4,86	4,21	4,98	5,78		
2,17	21,68	5,84	5,83	6,56	6,61	5,63	5,78	5,84	6,59	5,71	6,43	7,37		
2,69	26,93	7,58	7,56	8,51	8,57	7,33	7,51	7,57	8,54	7,42	7,96	9,13		
3,20	32,03	9,32	9,31	10,47	10,57	9,05	9,30	9,32	10,52	9,18	9,46	10,84		
3,67	36,68	11,21	11,20	12,71	12,50	10,93	11,31	11,21	12,61	11,12	10,82	12,40		
4,20	42,03	13,38	13,56	15,30	15,15	13,61	13,55	13,47	15,22	13,58	12,38	14,20		
4,68	46,83	15,58	15,87	17,80	17,65	15,82	15,75	15,72	17,73	15,79	13,79	15,81		
5,18	51,83	17,96	18,29	20,51	20,47	18,21	18,14	18,12	20,49	18,17	15,25	17,48		
5,67	56,73	20,51	20,72	23,34	23,46	20,77	20,25	20,62	23,40	20,51	16,68	19,13		
6,18	61,83	23,68	24,04	27,00	27,25	24,03	23,50	23,86	27,12	23,77	18,18	20,84		
6,48	64,83	26,65	27,03	30,46	29,91	26,97	26,49	26,84	30,19	26,73	19,05	21,85		
6,99	69,93	34,75	35,12	39,24	39,74	35,13	34,67	34,94	39,49	34,90	20,55	23,57		
7,50	74,98													

Carga de ruptura: 7,50 t / 74,98 kN



Tabela E.6 – Resultados dos deslocamentos verticais – Viga V3B

Viga V3B		Data do ensaio: 10/01/10										
CARGA		Deslocamentos verticais (mm)										
(t)	(kN)	R1	R2	R3	R4	R5	R6	R1/R2	R3/R4	R5/R6	R1/R2 e R5/R6 teórico	R3/R4 teórico
0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
0,95	9,53	2,20	2,23	2,40	2,46	2,23	2,14	2,22	2,43	2,19	2,87	3,29
1,16	11,63	2,82	3,04	3,24	3,37	2,96	2,94	2,93	3,31	2,95	3,49	4,00
1,67	16,73	4,38	4,61	5,05	5,13	4,54	4,48	4,50	5,09	4,51	4,98	5,78
2,18	21,78	5,95	6,20	6,88	6,90	6,20	6,08	6,08	6,89	6,14	6,46	7,40
2,67	26,73	7,63	7,88	8,82	8,85	7,95	7,79	7,76	8,84	7,87	7,90	9,06
3,17	31,68	9,33	9,58	10,80	10,81	9,72	9,52	9,46	10,81	9,62	9,35	10,72
3,69	36,93	11,24	11,48	13,03	12,75	11,72	11,42	11,36	12,89	11,57	10,89	12,49
4,18	41,78	13,02	13,27	15,08	14,59	13,54	13,21	13,15	14,84	13,38	12,31	14,11
4,69	46,93	15,10	15,35	17,48	16,93	15,66	15,31	15,23	17,21	15,49	13,82	15,84
5,17	51,73	17,30	17,57	20,04	19,52	17,91	17,54	17,44	19,78	17,73	15,22	17,45
5,68	56,83	19,69	19,97	22,63	22,32	20,34	19,97	19,83	22,48	20,16	16,71	19,16
6,17	61,73	22,20	22,63	25,64	25,38	22,98	22,60	22,42	25,51	22,79	18,15	20,81
6,67	66,73	25,46	25,90	29,44	29,14	26,25	25,88	25,68	29,29	26,07	19,61	22,49
7,20	72,03	29,20	29,62	33,83	33,51	30,03	29,68	29,41	33,67	29,86	21,16	24,26
7,67	76,73	34,09	34,49	39,49	39,29	34,99	34,67	34,29	39,39	34,83	22,54	25,84

**Carga de ruptura: 7,67 t / 76,73 kN**

Tabela E.7 – Resultados das deformações específicas – Viga V1A

Viga V1A		Data do ensaio: 09/01/10															
CARGA		Deformações $\mu\epsilon$															
(t)	(kN)	ES1	ES2	ES3	ES4	EI1	EI2	EI3	EI4	ES1	ES2	ES3	ES4	EI1	EI2	EI3	EI4
0,00	0,00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0,45	4,53	-79	-97	-69	-72	75	72	89	82								
0,67	6,73	-142	-168	-128	-129	132	129	161	148								
0,91	9,13	-208	-243	-190	-192	193	192	242	219								
1,16	11,63	-280	-322	-260	-258	257	258	325	293								
1,43	14,33	-353	-401	-332	-325	325	333	415	376								
1,66	16,63	-416	-469	-395	-384	382	392	488	442								
1,91	19,13	-488	-538	-469	-458	448	468	576	522								
2,17	21,73	-561	-614	-542	-528	516	548	665	605								
2,41	24,13	-626	-677	-605	-595	601	626	756	694								
2,67	26,68	-698	-753	-677	-663	655	710	847	774								
2,93	29,33	-769	-821	-749	-739	755	814	978	891								
3,16	31,63	-835	-884	-815	-807	825	902	1075	980								
3,42	34,23	-901	-937	-885	-880	907	1006	1210	1093								
3,67	36,68	-971	-992	-960	-960	990	1117	1361	1214								
3,92	39,23	-1065	-1093	-1042	-1060	1092	1251	1566	1368								
4,17	41,73	-1164	-1179	-1136	-1177	1191	1409	1831	1551								
4,42	44,23	-1292	-1322	-1225	-1329	1318	1600	2164	1779								
4,72	47,23	-1673	-2093	-1459	-1667	1554	2055	3182	2377								
<b>Carga de ruptura: 4,72 t / 47,23 kN</b>																	

Tabela E.8 – Resultados das deformações específicas – Viga V2A

Viga V2A	Data do ensaio: 10/01/10															
	Deformações $\mu\epsilon$															
CARGA (t)	ES1	ES2	ES3	ES4	EI1	EI2	EI3	EI4	ES1	ES2	ES3	ES4	EI1	EI2	EI3	EI4
0,00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0,43	4,33	-116	-110	-81	-81	80	53	82	87							
0,67	6,68	-195	-191	-147	-151	145	87	151	153							
0,91	9,13	-277	-269	-211	-219	222	153	225	199							
1,19	11,93	-378	-370	-292	-297	306	207	303	308							
1,46	14,58	-477	-467	-371	-372	391	281	386	398							
1,66	16,63	-551	-543	-431	-429	457	329	446	466							
1,92	19,23	-644	-638	-506	-499	543	408	524	560							
2,17	21,68	-743	-738	-581	-568	629	480	598	658							
2,41	24,13	-838	-833	-653	-634	717	553	678	758							
2,67	26,68	-943	-938	-726	-706	814	618	756	882							
2,92	29,23	-1048	-1043	-800	-741	921	729	842	1022							
3,17	31,68	-1159	-1161	-874	-808	1027	838	914	1170							
3,42	34,18	-1277	-1285	-943	-872	1142	952	996	1315							
3,68	36,83	-1414	-1444	-1024	-940	1289	1089	1082	1495							
3,92	39,18	-1541	-1604	-1095	-1006	1439	1211	1164	1627							
4,18	41,78	-1688	-1806	-1176	-1087	1610	1347	1256	1774							
4,42	44,23	-1875	-2167	-1275	-1234	1904	1562	1395	1986							
4,68	46,83	-2199	-2579	-1666	-1691	2326	1879	1627	2280							
<b>Carga de ruptura: 4,68 t / 46,83 kN</b>																

Tabela E.9 – Resultados das deformações específicas – Viga V3A

Viga V3A		Data do ensaio: 10/01/10															
CARGA		Deformações $\mu\epsilon$															
(t)	(kN)	ES1	ES2	ES3	ES4	EI1	EI2	EI3	EI4	ES1	ES2	ES3	ES4	EI1	EI2	EI3	EI4
0,00	0,00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0,42	4,23	-73	-81	-74	-93	72	76	83	74								
0,67	6,73	-141	-156	-141	-172	132	142	158	142								
0,91	9,13	-194	-228	-210	-251	191	206	237	209								
1,17	11,68	-240	-302	-289	-341	268	284	333	288								
1,44	14,43	-293	-380	-370	-439	339	360	428	373								
1,67	16,68	-338	-438	-441	-531	399	425	510	442								
1,91	19,13	-392	-516	-530	-657	474	504	608	528								
2,16	21,63	-436	-579	-613	-814	542	579	701	614								
2,42	24,18	-485	-652	-703	-997	618	657	800	702								
2,66	26,63	-527	-723	-793	-1190	691	733	899	792								
2,93	29,28	-558	-810	-891	-1377	774	817	1020	896								
3,16	31,63	-655	-884	-986	-1500	854	899	1132	994								
3,43	34,28	-771	-972	-1084	-1661	937	987	1247	1096								
3,67	36,68	-909	-1054	-1182	-1895	1025	1079	1369	1202								
3,91	39,13	-1143	-1169	-1323	-2340	1132	1196	1548	1356								
4,17	41,68	-1402	-1336	-1454	-2819	1247	1302	1695	1490								
4,42	44,23	-1795	-1507	-1668	-3615	1406	1460	1898	1683								
4,68	46,78	-2431	-1738	-2035	-4925	1775	1836	2192	1992								
4,92	49,23																

Carga de ruptura: 4,92 t / 49,23 kN

Tabela E.10 – Resultados das deformações específicas – Viga V1B

Viga V1B	Data do ensaio: 10/01/10															
	Deformações $\mu\epsilon$															
CARGA (t)	ES1	ES2	ES3	ES4	EI1	EI2	EI3	EI4	ES1	ES2	ES3	ES4	EI1	EI2	EI3	EI4
0,00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0,69	-151	-141	-144	-145	135	135	130	135	-145	130	120	135	135	130	120	135
1,16	-294	-254	-295	-281	256	256	250	252	-281	250	252	271	256	250	252	271
1,67	-457	-372	-421	-417	381	381	375	443	-417	375	443	410	381	375	443	410
2,17	-607	-475	-544	-542	510	510	513	584	-542	513	543	584	510	513	543	584
2,69	-802	-605	-679	-695	650	650	660	748	-695	660	669	748	650	660	669	748
3,20	-981	-701	-797	-826	778	778	811	945	-826	811	863	945	778	811	863	945
3,67	-1187	-821	-920	-976	906	906	967	1133	-976	967	973	1133	906	967	973	1133
4,20	-1412	-938	-1051	-1034	1071	1071	1172	1376	-1034	1071	1218	1376	1071	1172	1218	1376
4,68	-1628	-1069	-1163	-1286	1223	1223	1389	1613	-1286	1389	1476	1613	1223	1389	1476	1613
5,18	-1746	-1209	-1314	-1423	1389	1389	1658	1947	-1423	1658	1819	1947	1389	1658	1819	1947
5,67	-1918	-1400	-1531	-1616	1604	1604	2006	2482	-1616	2006	1980	2482	1604	2006	1980	2482
6,18	-2362	-1663	-1796	-1974	1961	1961	2377	3056	-1974	2377	2459	3056	1961	2377	2459	3056
6,48	-2971	-2055	-1977	-2355	2147	2147	2800	3502	-2355	2800	2925	3502	2147	2800	2925	3502
6,99	-3653	-2978	-2481	-3234	2755	2755	3494	4077	-3234	3494	3346	4077	2755	3494	3346	4077
7,50	-4900	-4749	-4097	-4178	3648	3648	3985	4406	-4178	3985	4226	4406	3648	3985	4226	4406
<b>Carga de ruptura: 7,50 t / 74,98 kN</b>																

Tabela E.11 – Resultados das deformações específicas – Viga V2B

Viga V2B	Data do ensaio: 10/01/10										
	Deformações $\mu\epsilon$										
CARGA (t)	ES1	ES2	ES3	ES4	EI1	EI2	EI3	EI4			
0,00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1,01	10,13	-231	-234	-240	-226	227	225	219	221		
1,16	11,63	-273	-282	-287	-267	278	276	269	275		
1,70	17,03	-435	-445	-454	-410	431	421	411	414		
2,19	21,93	-583	-598	-611	-554	587	576	564	571		
2,67	26,68	-762	-769	-769	-703	736	713	692	694		
3,18	31,83	-957	-967	-939	-864	921	884	857	857		
3,68	36,83	-1188	-1184	-1102	-956	1105	1046	999	1001		
4,16	41,63	-1465	-1423	-1259	-1022	1307	1221	1142	1162		
4,67	46,73	-1782	-1708	-1444	-1123	1546	1417	1322	1341		
5,18	51,78	-2170	-2054	-1667	-1210	1813	1653	1603	1571		
5,67	56,68	-2563	-2441	-1909	-1311	2095	1918	1952	1838		
6,17	61,68	-3172	-3033	-2190	-1472	2481	2341	2418	2284		
6,67	66,73	-3854	-3756	-2495	-1651	2889	3034	2839	2858		
7,16	71,63	-5101	-5527	-4110	-1895	3782	3725	3719	3188		
7,36	73,63										
<b>Carga de ruptura: 7,36 t / 73,63 kN</b>											

Tabela E.12 – Resultados das deformações específicas – Viga V3B

Viga V3B	Data do ensaio: 10/01/10															
	Deformações $\mu\epsilon$															
CARGA (t)	ES1	ES2	ES3	ES4	EI1	EI2	EI3	EI4	ES1	ES2	ES3	ES4	EI1	EI2	EI3	EI4
0,00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0,95	9,53	-221	-65	-201	-214	209	190	207	202							
1,16	11,63	-315	-137	-270	-283	285	267	289	280							
1,67	16,73	-495	-284	-418	-438	427	411	441	426							
2,18	21,78	-674	-435	-568	-606	575	573	615	588							
2,67	26,73	-878	-600	-737	-790	736	735	783	751							
3,17	31,68	-1086	-755	-905	-985	897	905	962	921							
3,69	36,93	-1314	-952	-1097	-1208	1077	1092	1153	1107							
4,18	41,78	-1544	-1137	-1277	-1423	1240	1263	1328	1277							
4,69	46,93	-1786	-1359	-1493	-1601	1430	1459	1525	1471							
5,17	51,73	-2047	-1595	-1736	-1881	1631	1665	1732	1676							
5,68	56,83	-2301	-1856	-2009	-2194	1845	1881	1950	1892							
6,17	61,73	-2560	-2135	-2329	-2561	2078	2114	2188	2126							
6,67	66,73	-2878	-2501	-2745	-2947	2364	2391	2474	2410							
7,20	72,03	-3230	-2912	-3261	-3381	2693	2711	2813	2739							
7,67	76,73	-3634	-3486	-4004	-3866	3106	3144	3291	3180							
<b>Carga de ruptura: 7,67 t / 76,73 kN</b>																