UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO NORTE
CENTRO DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

Larissa Veras Torquato Sena

CONTRIBUIÇÕES AO DIMENSIONAMENTO DE VIGAS DE ROLAMENTO EM AÇO COM CONTENÇÃO LATERAL ENTRE OS APOIOS

Natal
2017

Larissa Veras Torquato Sena

CONTRIBUIÇÕES AO DIMENSIONAMENTO DE VIGAS DE ROLAMENTO EM AÇO COM CONTENÇÃO LATERAL ENTRE OS APOIOS

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, da Universidade Federal do Rio Grande do Norte, como requisito à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Orientadora: Prof. Drª. Ada Cristina Scudelari

Co-orientador: Prof. Dr. Francisco Adriano Araújo

Natal

2017

Universidade Federal do Rio Grande do Norte – UFRN

Sistema de Bibliotecas – SISBI

Catalogação da Publicação na Fonte - Biblioteca Central Zila Mamede

Sena, Larissa Veras Torquato.

Contribuições ao dimensionamento de vigas de rolamento em aço com contenção lateral entre os apoios / Larissa Veras Torquato Sena. - 2017.

228 f. : il.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. Natal, RN, 2017.

Orientador: Prof.ª Dr.ª Ada Cristina Scudelari.

Coorientador: Prof. Dr. Francisco Adriano Araújo.

1. Estruturas metálicas - Dissertação. 2. NBR 8800 (ABNT, 2008) - Dissertação. 3. Vigas de rolamento em aço - Dissertação. I. Scudelari, Ada Cristina. II. Araújo, Francisco Adriano. III. Título.

RN/UF/BCZM CDU 624.016

LARISSA VERAS TORQUATO SENA

CONTRIBUIÇÕES AO DIMENSIONAMENTO DE VIGAS DE ROLAMENTO EM AÇO COM CONTENÇÃO LATERAL ENTRE OS APOIOS.

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação, em Engenharia Civil, da Universidade Federal do Rio Grande do Norte, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

BANCA EXAMINADORA

Prof.ª Dr.ª ADA CRISTINA SCUDELARI – Orientadora (UFRN)

Prof. Dr. FRANCISCO ADRIANO ARAÚJO – Coorientador (UFRN)

Prof. Dr. DANIEL NELSON MACIEL – Examinador Interno (UFRN)

Prof. Dr. JOSÉ ANTÔNIO MARQUES CARRER – Examinador Externo à Instituição (UFPR)

Natal/RN, 10 de julho de 2017.

Dedico este trabalho à minha família e ao meu namorado Vinicius Davi, por todo suporte, apoio e incentivo.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, por ser meu guia, a minha luz e a explicação nos melhores e nos piores momentos da minha vida. Aos meus pais por todo amor que recebo, por todo esforço a mim dedicado. Esforço que se transforma em uma força que me faz seguir em frente e trilhar o meu caminho. Ao meu irmão Bruno por ser o meu maior exemplo, meu espelho de ser humano. O amigo de todas as horas, o melhor deles. Espero ser metade do que você é. Aos meus irmãos Amaro Neto e Najara, que mesmo na distância o carinho se faz presente. Aos meus familiares que me acolheram nessa dura caminhada e, com todo auxílio prestado, tornaram-na mais amena. Aos meus familiares pelo amor, carinho e atenção. Aos meus amigos, pelo companheirismo, pela amizade. Ao meu namorado Vinicius, todo meu amor. Obrigada pelo companheirismo, pelo amor, pelo apoio, te admiro muito. Espero que essa admiração seja sempre preservada. Aos meus amigos de mestrado, todos, sem exceção, que fizeram dos dias mais desgastantes os melhores dias da minha vida. Nunca vou esquecer vocês. Lembrarei e os guardarei em meu coração. Por fim e não menos importante, os meus sinceros agradecimentos ao meu querido orientador Francisco Adriano, pela paciência, pelo exemplo, pelo profissionalismo, pela experiência e por todo conhecimento passado, muito obrigada!

“Não sou nada.

Nunca serei nada.

Não posso querer ser nada.

Á parte isso, tenho em mim todos os sonhos do mundo.”

Fernando Pessoa - Tabacaria

CONTRIBUIÇÕES AO DIMENSIONAMENTO DE VIGAS DE ROLAMENTO EM AÇO COM CONTENÇÃO LATERAL ENTRE OS APOIOS

Larissa Veras Torquato Sena

Orientadora: Profª. Dra. Ada Cristina Scudelari

Co-orientador: Prof. Dr. Francisco Adriano Araújo

RESUMO

As pontes rolantes e suas vigas de rolamento são componentes essenciais de várias operações industriais e de outros segmentos. Cada ponte e suas vigas de rolamento formam um sistema estrutural mecânico de manuseio de material. Apesar desses equipamentos serem atualmente muito utilizados em galpões industriais, existem pouquíssimos trabalhos e pesquisas destinados ao dimensionamento de suas vigas. Com o intuito de auxiliar profissionais e estudantes da área de estruturas metálicas a realizar as verificações do dimensionamento das vigas de rolamento em aço, este trabalho apresenta os critérios de cálculo necessários ao dimensionamento destas vigas segundo a NBR 8800 (ABNT, 2008). Os parâmetros de cálculo contemplam os procedimentos de determinação das solicitações e resistências de projeto, a verificação dos estados-limites últimos e de serviço, as verificações das forças localizadas e de fadiga, e o dimensionamento de enrijecedores soldados à alma do perfil das vigas de rolamento. Ao final, desenvolveu-se uma planilha no programa comercial Excel (Microsoft Corporation), para fins didáticos e acadêmicos, com a metodologia de cálculo abordada. Para a aferição do programa utilizou-se quatro exemplos disponíveis na literatura além de um exemplo didático de viga de rolamento dimensionada pela NBR 8800 (ABNT, 2008).

Palavras-chave: Vigas de rolamento em aço; NBR 8800 (ABNT, 2008); estruturas metálicas.

CONTRIBUTIONS TO CRANE RUNWAY GIRDERS OF STEEL WITH BRACING BETWEEN SUPPORTS DESIGN

Larissa Veras Torquato Sena

Adviser: Prof[a]. Dra. Ada Cristina Scudelari

Co-adviser: Prof. Dr. Francisco Adriano Araújo

ABSTRACT

Cranes and their crane runway girder are essential components of various industrial operations and other segments. Each crane and its crane runway girder form a mechanical structural system of material handling. Although the equipment is widely used in industrial buildings, there are very few papers and researches in the sizing phase of beams. In order to assist professionals and students in the area of steel structures to carry out the verification of the dimensioning of the crane runway girder with bracing between supports, this paper presents the following criteria of the project according to NBR 8800 (ABNT, 2008). The objectives of this very research include the procedure for determining project loading demand and project resistances, a verification of the ultimate limit state and the serviceability limit state, localized and fatigue strength checks, and the design of stiffeners welded to the web of the profile of the crane runway beams. In the end, a spreadsheet was developed for didactic and academic purposes through Excel, a commercial applet (Microsoft Corporation), with a calculation methodology addressed. For a calibration of the applet, four examples among the specific literature were considered, beware of this, the concept of crane runway girder dimensioned by NBR 8800 (ABNT, 2008) was also evaluated.

Keywords: crane runway girder of steel; NBR 8800 (ABNT, 2008); steel structures.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1. 1 – Galpão metálico com ponte rolante. 1

Figura 1. 2 – Ponte rolante. 2

Figura 2. 1 – Cargas móveis transversais advindas da ponte rolante. 15

Figura 2. 2 - Solicitação na viga de rolamento causada pela ponte rolante. 16

Figura 2. 3 – Galpão com ponte rolante. 17

Figura 2. 4 – Atuação das cargas transversais da ponte rolante nas vigas de rolamento e as reações nos seus apoios. 24

Figura 2. 5 – Carregamento no plano vertical da viga de rolamento. 24

Figura 2. 6 – Carregamento no plano horizontal da viga de rolamento. 25

Figura 2. 7 – Carregamentos vertical (PRV) e horizontal (PRH) da ponte rolante sobre o pórtico do galpão. 26

Figura 2. 8 – Esquema de aplicação do carregamento combinado $\mathrm{Fd8}$ na viga de rolamento. 34

Figura 2. 9 - Posicionamento das rodas do trem tipo de duas rodas no vão da viga de rolamento para maior flexão. 36

Figura 2. 10 – Seção transversal da viga de rolamento e momentos fletores solicitantes de cálculo nas direções x e y. 36

Figura 2. 11 – Seção efetiva que resiste a My, Sd 38

Figura 2. 12 - Posicionamento das rodas do trem tipo no vão da viga de rolamento para maior esforço cortante 39

Figura 2. 13 – Posicionamento do carregamento $\mathrm{Fd8}$ que fornece os esforços cortantes mais desfavoráveis. 39

Figura 2. 14 – Esforço normal de compressão: a) parcela do esforço normal que atua no CG da seção transversal bruta da viga de rolamento; b) parcela do esforço normal que atua no CG da seção efetiva em T. 40

Figura 2. 15 – Esquema de aplicação do carregamento combinado $Fs1$na viga de rolamento. 43

Figura 2. 16 - Posicionamento das rodas do trem tipo no vão da viga de rolamento 43

Figura 2. 17 - Esquema de aplicação de $Fs2$ correspondente à obtenção do deslocamento horizontal máximo. 45

Figura 3. 1 – Seções transversais das vigas de rolamento. 46

Figura 3. 2– Flambagem lateral com torção. 47

Figura 3. 3 – Flambagem local da mesa comprimida. 48

Figura 3. 4 – Flambagem local da alma por compressão. 48

Figura 3. 5 - Classificação das seções transversais das vigas quanto à esbeltez e a ocorrência de flambagem local. 50

Figura 3. 6 – Diagrama de Mn *versus* esbeltez para a flambagem local da mesa ou da alma. 50

Figura 3. 7 – Diagrama de Mn *versus* esbeltez para a flambagem lateral com torção. 52

Figura 3. 8 – Parâmetros $Mmáx$, MA, MB e MC de um comprimento destravado Lb de uma viga de rolamento: a) contida lateralmente nos apoios e apenas em dois pontos intermediários equidistantes; b) contida apenas nos apoios. 57

Figura 3. 9 - Vigas de rolamento com seção I ou H com dois eixos de simetria. 58

Figura 3. 10 - Vigas de rolamento com seção I monossimétria. 60

Figura 3. 11 - Esforços cortantes solicitantes de cálculo. 73

Figura 3. 12 – ELU para forças transversais localizadas: a) Escoamento local da alma; b) Enrugamento da alma; c) Flambagem lateral da alma; d) Flambagem da alma por compressão. 82

Figura 3. 13 – Comprimento de atuação da força localizada na viga de rolamento. .83

Figura 3. 14– Parâmetro k para perfis laminados e para perfis soldados. 84

Figura 3. 15 – Enrijecedor de apoio interno à viga. 86

Figura 3. 16 – Enrijecedor de apoio externo à viga. 87

Figura 3. 17 – Enrijecedores transversais intermediários. 87

Figura 3. 18 – Enrijecedor de apoio externo à viga. 90

Figura 3. 19 – Enrijecedores de apoio internos à viga. 97

Figura 3. 20 – Regiões vulneráveis à fadiga numa viga de rolamento biapoiada. 100

Figura 3. 21 – Classificação v.s número máximo de ciclos de trabalho. 105

Figura 3. 22 - Faixa de variação de tensão normal para uma viga de rolamento biapoiada. 107

Figura 3. 23 – Viga de rolamento submetida à flexão simples para a avaliação da fadiga. 109

Figura 3. 24 – Viga de rolamento submetida à flexo-tração para a avaliação da fadiga. 110

Figura 3. 25 – Viga de rolamento submetida à flexo-compressão para a avaliação da fadiga. 111

Figura 3. 26 – Fissuras de fadiga na mesa tracionada. 112

Figura 3. 27 – Fissuras de fadiga na região da solda entre a mesa inferior e a alma. 114

Figura 3. 28 – Fissuras de fadiga na região da solda entre o enrijecedor intermediário e a alma. 115

Figura 4. 1 – Dimensões em milímetros da seção da viga de rolamento. 118

Figura 4. 2 – Esquemas de aplicação do carregamento combinado $Fd8$: 121

Figura 4. 3 – Dimensões da seção T efetiva. 124

Figura 4. 4 – Cargas permanentes no pórtico metálico provenientes da viga de rolamento e da treliça de contenção lateral. 128

Figura 4. 5 – Sobrecarga no pórtico metálico proveniente do passadiço. 129

Figura 4. 6 – Reações horizontal e vertical no pórtico metálico provenientes das cargas móveis da ponte rolante. 130

Figura 4. 7 - Croqui da viga de rolamento. 165

Figura A. 1 – Viga biapoiada submetida à carga móvel unitária. 173

Figura A. 2 – Linha de influência da reação RA.....175

Figura A. 3 – Linha de influência para a obtenção do esforço cortante máximo. 176

Figura A. 4 – DMF para $D < 0{,}5858L$. 179

Figura A. 5 – DMF para $D > 0{,}5858L$. 179

Figura B. 1 - Abas da planilha. 180

Figura B. 2 – Dados de entrada da ponte. 181

Figura B. 3 - Dados de entrada do aço e da viga de rolamento. 181

Figura B. 4 – Dimensões da seção da viga a ser verificada. 182

Figura B. 5 - Esforços solicitantes para trem tipo de duas rodas. 182

Figura B. 6 - Esforços solicitantes 2 para trem tipo de duas rodas. 183

Figura B. 7 – Deslocamento vertical para trem tipo de duas rodas. 183

Figura B. 8 - Deslocamento horizontal para trem tipo de duas rodas. 184

Figura B. 9 – Cálculo dos esforços solicitantes para trem tipo de duas rodas. 184

Figura B. 10 - Esforços solicitantes para trem tipo com mais de duas rodas. 185

Figura B. 11 - Cálculo da taxa de trabalho. 186

Figura B. 12 - Tabela resumo de avaliação da viga de rolamento. 187

Figura B. 13 - Impressão do memorial de cálculo. 188

Figura C. 1 – Dimensões em centímetro da seção da viga de rolamento de MACHADO (2014). 190

Figura C. 2 - Dimensões em milímetro da seção da viga de LEITE (2017). 193

Figura C. 3 - Dimensões em milímetro da seção equivalente da viga de rolamento de FISHER (2005). 196

Figura C. 4 - Dimensões em milímetro da seção da viga de rolamento com contenção lateral de BELLEI (2010). 199

LISTA DE TABELAS

Tabela 2. 1– Estimativa da carga máxima por roda e do peso dos dispositivos de içamento em função da capacidade máxima da ponte rolante. 18

Tabela 2. 2– Majoração por impacto para as ações verticais de pontes rolantes. 19

Tabela 2. 3 – Valores dos coeficientes de ponderação das ações.....27

Tabela 2. 4 – Valores dos fatores de combinação ψ_0 e de redução ψ_1 e ψ_2 para as ações variáveis.....28

Tabela 2. 5 – Deslocamentos admissíveis para vigas de rolamento.....33

Tabela 3. 1 – Classificação v.s número máximo de ciclos de trabalho. 103

Tabela 4. 1- Resumo da avaliação da viga de rolamento. 163

Tabela C. 1 – Validação da planilha com o exemplo de MACHADO (2014). 191

Tabela C. 2 - Validação da planilha com o exemplo de LEITE (2017). 194

Tabela C. 3 – Dimensões dos perfis que compõem a viga de FISHER (2005). 195

Tabela C. 4 - Validação da planilha com o exemplo de FISHER (2005). 197

Tabela C. 5 - Validação da planilha com o exemplo de BELLEI (2010). 199

Tabela C. 6 – Taxas de trabalho do exemplo de BELLEI (2010) com $Lb = 2\,m$. 201

Tabela C. 7 – Taxas de trabalho do exemplo de BELLEI (2010) com $Lb = 1\,m$. 202

Tabela C. 8 - Taxas de trabalho do exemplo de BELLEI (2010) com $Lb = 1\,m$ e um novo perfil $d = 850mm\,;\ bfs = 250mm$.....203

Tabela C. 9 - Validação da planilha com a viga do capítulo 4.....205

LISTA DE SÍMBOLOS

CV_m	Carga vertical móvel por roda atuante na viga de rolamento;
CV_{PR}	Carga vertical máxima por roda do trem tipo da ponte rolante;
$CV_{PR}^{Mín}$	Carga vertical mínima em cada roda do trem tipo da ponte rolante;
$CV_m^{Mín}$	Carga móvel mínima com impacto.
H_L	Carga horizontal longitudinal atuante na viga de rolamento;
H_T	Carga horizontal transversal por roda, atuante na viga de rolamento;
CI	Carga içada;
$PP_{lingote}$	Peso próprio do lingote e da lingoteira;
PP_{trole}	Peso próprio do trole e dos dispositivos de içamento;
PP_{ponte}	Peso total da ponte, incluindo peso do trole e dos dispositivos de içamento;
N_R	Número de rodas do trem tipo da ponte rolante;
N	Número total de ciclos de utilização da ponte rolante durante sua vida útil;
$F_{Gi,k}$	Representa os valores característicos das ações permanentes;
$F_{Q1,k}$	Valor característico da ação variável principal;
$F_{Qj,k}$	Corresponde aos valores característicos das ações variáveis secundárias que podem atuar simultaneamente com a ação variável principal;
PP	Peso próprio;
CP_M	Peso próprio das estruturas metálicas que se apoiam sobre outra estrutura;
CP	Peso próprio de estruturas pré-moldadas não metálicas;
SC	Sobrecarga em geral;
VT	Ações do vento;
ψ_{1j}	Fator de redução que estima o valor frequente da j-ésima ação variável secundária.
L	Vão da viga de rolamento;

L_b	Comprimento destravado da viga de rolamento para flexão em torno do eixo x, e comprimento de um painel da treliça de contenção lateral;
L_{TC}	Largura da treliça de contenção lateral;
D	Distância entre as rodas do trem tipo;
h_w	Altura da parcela da alma do perfil que resiste a $M_{y,Sd}$;
A_g	Área bruta da seção transversal da viga de rolamento;
A^T	Área da seção T efetiva;
W_x^{sup}	Módulo de resistência elástico do lado superior para a seção bruta da viga de rolamento, em relação ao eixo x;
W_y^T	Módulo de resistência elástico da seção T efetiva, em relação ao eixo y.
h	Altura da parte plana da alma;
t_w	Espessura da alma;
E	Módulo de elasticidade longitudinal do aço;
f_y	Tensão limite de escoamento do aço da viga de rolamento.
d	Altura total da seção transversal;
t_{fs}	Espessura da mesa superior;
y_{cg}	Distância do CG à face externa da mesa inferior;
C_b	Fator de modificação para o diagrama de momento fletor não uniforme.
$M_{máx}$	Valor do momento fletor máximo solicitante de cálculo, em módulo, no comprimento destravado em análise;
M_A	Valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, na seção situada a um quarto do comprimento destravado em análise, medido a partir da extremidade da esquerda;
M_B	Valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, na seção central do comprimento destravado em análise;
M_C	Valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, na seção situada a três quartos do comprimento destravado em análise, medido a partir da extremidade da esquerda;
σ_r	Tensão residual do processo de fabricação, quer seja por laminação ou soldagem;
y_p	Distância da linha neutra plástica à face externa da mesa inferior.
a	Distância entre dois enrijecedores transversais adjacentes.

r_{yT}	Raio de giração da seção formada pela mesa comprimida e 1/3 da alma comprimida, relativo ao eixo de menor momento de inércia;
a_r	Relação entre a área da alma e da mesa comprimida, não superando o valor de 10;
h_c	Dobro do valor da distância entre o centro geométrico da seção transversal à face interna da mesa comprimida;
W_{xc}	Módulo de resistência elástico do lado comprimido da seção, em relação ao eixo de flexão.
b_f	Largura da mesa comprimida;
t_f	Espessura da mesa comprimida;
Q	Fator de redução devido à flambagem local;
N_e	Carga crítica de flambagem elástica da viga;
$\boldsymbol{r_0}$	Raio de giração polar da seção da viga com dupla simetria;
$\boldsymbol{r_x}$ **e** $\boldsymbol{r_y}$	São os raios de giração em relação aos eixos x e y da seção;
$\boldsymbol{y_0}$	Distância entre o centro geométrico e o centro de torção;
$\boldsymbol{d_w^{(1)}}$	Dimensão da perna da solda de filete de reforço entre a alma e a mesa inferior da viga de rolamento;
$d_w^{(2)}$	Dimensão da perna da solda de filete entre o enrijecedor intermediário e a alma;
b_{ei}	Largura do enrijecedor intermediário;
t_{ei}	Espessura do enrijecedor intermediário;
I_{ei}	Momento de inércia do enrijecedor intermediário;
b_{ee}	Largura do enrijecedor de apoio;
t_{ee}	Espessura do enrijecedor de apoio;
I_{ee}	Momento de inércia do enrijecedor de apoio;
$\boldsymbol{\chi}$	Fator de redução associado à flambagem global;
$\boldsymbol{A}$	Área de contato entre enrijecedores e mesa, igual à área da seção dos enrijecedores ligada à mesa, descontando-se os recortes caso estes existam;
σ_q	Tensão normal causada pelos carregamentos gravitacionais estáticos;
$\Delta\sigma$	Faixa de variação de tensão normal, causada pelos carregamentos móveis (cíclicos);
σ_{SR}	Faixa admissível de variação de tensões;
C_f	Constante correspondente a cada categoria de detalhe susceptível à fadiga;
N	Número de ciclos de variações de tensões durante à vida útil da estrutura;

σ_{TH}	Limite admissível da faixa de variações de tensões, para um número infinito de ciclos de solicitações;
H_L	Intensidade da frenagem longitudinal por roda;
d_{tr}	Altura do trilho sobre a viga de rolamento;
$\bar{E}_{Si}$	Valor do efeito elástico na seção S da viga quando a carga móvel unitária se encontra na posição $z = z_i$.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1: Introdução....1
1.1 Considerações iniciais....1
1.2 Objetivos....3
1.3 Objetivos específicos....3
1.4 Justificativa....4
1.5 Delimitação do trabalho....11
1.6 Estrutura dos capítulos....11
Carregamentos, Combinações de Ações, Esforços Solicitantes e Deslocamentos....13
2.1 Ações atuantes em um galpão com ponte rolante....13
2.2 Cargas atuantes nas vigas de suporte do caminho de rolamento....15
2.2.1 Forças verticais no topo do trilho da viga de rolamento....16
2.2.2 Forças horizontais longitudinais no topo do trilho da viga de rolamento 20
2.2.3 Forças horizontais transversais no topo do trilho da viga de rolamento 20
2.3 Cargas atuantes no pórtico do galpão provenientes da ponte rolante....23
2.4 Combinações de ações e carregamento....26
2.5 Esforços solicitantes em uma viga de rolamento....34
2.5.1 Momento fletor solicitante de cálculo....35
2.5.2 Esforço cortante solicitante de cálculo....38
2.5.3 Esforço normal solicitante....40
2.5.4 Tensão normal máxima solicitante de cálculo....41
2.6 Deslocamentos na viga de rolamento....42
Vigas de rolamento – Dimensionamento e Verificações....46
3.1 Introdução....46
3.2 Momento fletor resistente de cálculo....47
3.2.1 Momento fletor resistente de cálculo de vigas de alma não-esbelta....54
3.2.1.1 Estado-Limite Último de Flexão Lateral com Torção....54

3.2.1.2 Estado-Limite de Serviço de Flexão Local da Mesa 62
3.2.1.3 Estado-Limite Último de Flexão Local da Alma 65
3.2.2 Momento fletor resistente de cálculo de vigas de alma esbelta 67
3.2.2.1 Estado-Limite Último de Escoamento da Mesa Tracionada 69
3.2.2.2 Estado-Limite Último de Flambagem Lateral com Torção 69
3.2.2.3 Estado-Limite Último de Flambagem Local da Mesa por Compressão . 71
3.3 Esforço cortante resistente de cálculo 72
3.3.1 Esforço cortante resistente da alma para seções I e H 73
3.3.2 Esforço cortante resistente da mesa superior para seções I e H 74
3.4 Tensão normal resistente de cálculo 75
3.5 Forças transversais localizadas 81
3.5.1 ELU de Escoamento local da alma 82
3.5.2 ELU de Enrugamento da alma 84
3.5.3 ELU de Flambagem lateral da alma 85
3.5.4 ELU de Flambagem da alma por compressão 85
Entretanto, este ELU não ocorre quando o enrijecedor de apoio é feito externamente à viga, conforme apresentado na Figura 3.16. Neste caso, como não há contato entre a mesa inferior da viga de rolamento e a chapa de topo do pilar, não há a tendência da alma trabalhar como uma coluna comprimida quando a carga móvel se aproxima do apoio. 86
3.6 Enrijecedores transversais 87
3.6.1 Enrijecedores transversais intermediários 87
3.6.2 Enrijecedores de apoio externos à viga 89
3.6.2.1 ELU de compressão centrada 91
3.6.2.2 ELU de esmagamento 93
3.6.2.3 ELU de cisalhamento 94
3.6.2.4 ELU de flexo-compressão 95
3.6.3 Enrijecedores de apoio internos à viga 97
3.6.3.1 Força de compressão resistente de cálculo 98
3.6.3.2 ELU de esmagamento 99
3.7 Fadiga 99
3.7.1 Classificação dos galpões industriais com ponte rolante 100
3.7.2 Classificação das pontes rolantes 101
3.7.3 ELS de fadiga para vigas de rolamento biapoiadas 103

3.7.3.1 Fadiga na face externa da mesa inferior 111
3.7.3.2 Fadiga na região da solda entre mesa inferior e alma 112
3.7.3.3 Fadiga na região da solda entre o enrijecedor intermediário e alma ... 114
Exemplo Didático Ilustrativo 116
4.1 Introdução 116
4.2 Dados da ponte rolante 117
4.3 Estimativa para a viga de rolamento 117
4.4 Carregamentos provenientes da ponte rolante 119
4.4.1 Força horizontal transversal de frenagem (H_T) 119
4.4.2 Força horizontal longitudinal de frenagem (H_L) 119
4.4.3 Carga móvel 119
4.5 Esforços solicitantes na viga de rolamento 120
4.5.1 Carregamento combinado no ELU 120
4.5.2 Momentos fletores solicitantes de cálculo 121
4.5.3 Esforços cortantes solicitantes de cálculo 122
4.5.4 Esforços normais solicitantes de cálculo 123
4.5.5 Tensão normal máxima solicitante 123
4.6 Deslocamentos da viga de rolamento 124
4.7 Reações nas colunas provenientes da viga de rolamento e da treliça de contenção lateral 127
4.8 Esforços resistentes de cálculo para a viga de rolamento 130
4.8.1 Momento fletor resistente de cálculo 130
4.8.2 Esforço cortante resistente de cálculo 137
4.8.2.1 Esforço cortante resistente da alma da seção I 137
4.8.2.2 Esforço cortante resistente da mesa superior da seção I 138
4.9 Tensão normal resistente de cálculo 139
4.10 Forças transversais localizadas 144
4.10.1 ELU de escoamento local da alma 144
4.10.2 ELU de enrugamento da alma 145
4.10.3 ELU de flambagem lateral da alma 145
4.10.4 ELU de flambagem da alma por compressão 146

4.11 Enrijecedores transversais intermediários 146
4.12 Enrijecedores de apoio externos à viga 148
4.12.1 Recomendações geométricas 148
4.12.2 ELU de compressão centrada 149
4.12.3 ELU de esmagamento 150
4.12.4 ELU de cisalhamento 151
4.12.5 ELU de flexo-compressão 152
4.13 ELS de fadiga 154
4.13.1 Fadiga na face externa da mesa inferior 155
4.13.2 Fadiga na região da solda entre mesa inferior e alma 158
4.13.3 Fadiga na região da solda entre o enrijecedor intermediário e alma 160
4.14 Resumo da avaliação da viga de rolamento 163
4.15 Croqui da viga de rolamento 164
Conclusões 166
5.1 Considerações finais 166
5.2 Sugestões para trabalhos futuros 168
Referências Bibliográficas 169
ANEXO A – Cargas móveis 173
A.1 Introdução 173
A.3 Linha de influência da reação no apoio B 174
A.3 Linha de influência do esforço cortante na seção S 174
A.4 Linha de influência do momento fletor na seção S 175
A.5 Reação de apoio máxima 175
A.6 Esforço cortante máximo 176
A.7 Momento fletor máximo 177
A.7.1 Momento fletor máximo para o trem tipo de apenas duas rodas 177
ANEXO B – Guia de utilização da planilha 180
B.1 Abrangência e limitações 180
B.2 Apresentação 180
B.2.1 Impressão do memorial de cálculo 187

ANEXO C – Validação da planilha 189

C.1 Introdução 189

C.2 Exemplo de MACHADO (2014) 189

C.3 Exemplo de LEITE (2017) 192

C.4 Exemplo de FISHER (2005) 195

C.5 Exemplo de BELLEI (2010) com contenção lateral 198

C.6 Exemplo didático ilustrativo 204

CAPÍTULO 1

Introdução

1.1 Considerações iniciais

A ponte rolante é um equipamento usado na elevação e transporte de cargas, geralmente em instalações industriais, tais como: fábricas, oficinas, depósitos, hangares e etc. Trata-se de uma estrutura que fica suspensa, normalmente dentro de uma edificação como apresentado na Figura 1.1, e que desloca cargas e materiais nas direções vertical e horizontal.

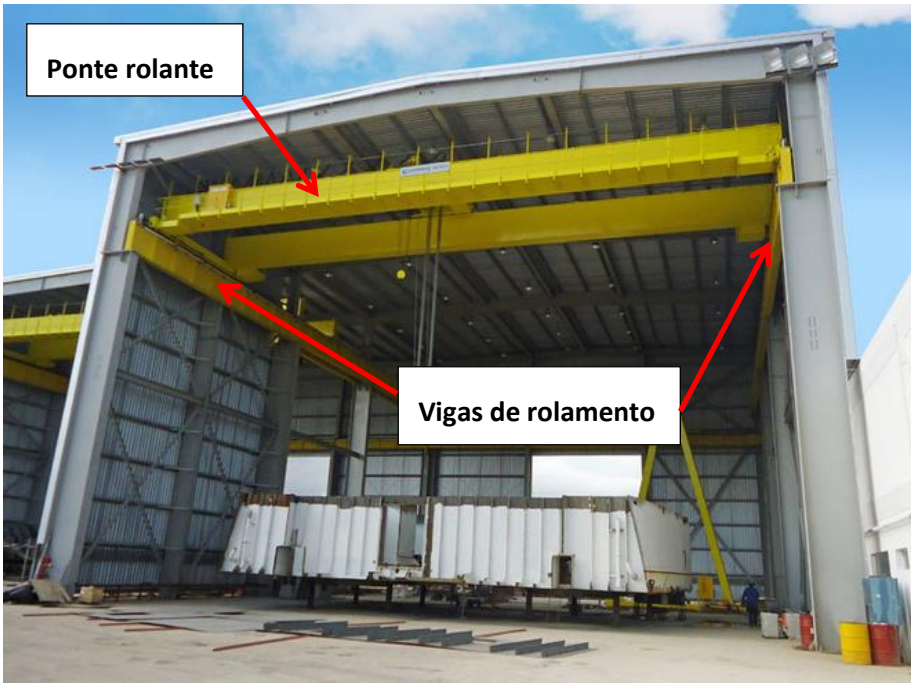


Figura 1. 1 – Galpão metálico com ponte rolante.
Fonte: (http://www.ventowag.com.br/outros-segmentos/ponte-rolante-dupla-viga-work-cj-350.php, acesso em: 21-02-2017).

A viga de rolamento para ponte rolante é um componente fundamental do equipamento, ver Figura 1.1. Compostas por perfis metálicos, essas vigas possibilitam o deslocamento longitudinal da ponte rolante, transmitindo as

solicitações por ela causadas às demais estruturas da edificação. A movimentação tridimensional de cargas içadas pela ponte provoca um conjunto de solicitações que variam em magnitude e em posição e atuam ora isoladamente e ora combinadas. Estas cargas devem ser levadas em conta na elaboração dos cálculos estruturais de acordo com os princípios da estática das construções. As vigas de rolamento, além do efeito das cargas verticais, podem sofrer também efeitos da movimentação típica de pontes rolantes, como forças horizontais atuantes ao nível do topo do trilho dirigidas longitudinalmente ou transversalmente a ele, ver Figura 1.2.

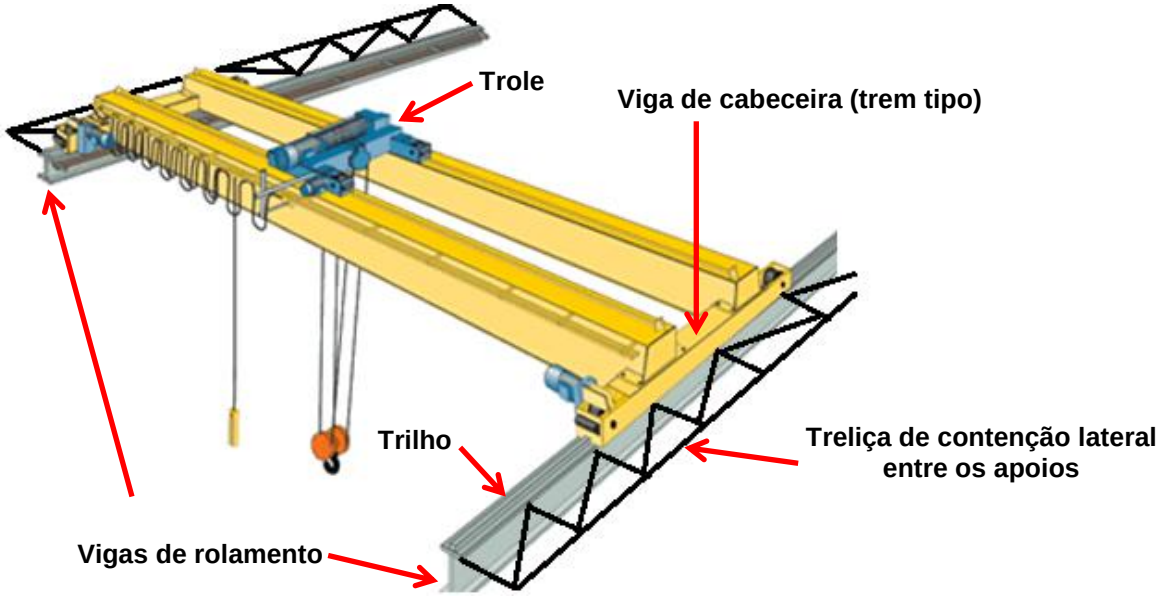


Figura 1. 2 – Ponte rolante.
Fonte: (http://schwabredutores.com.br/ponte-rolante, acesso em: 21-02-2017).

As condições de serviços e o regime de trabalho intenso, característicos das pontes rolantes de operações industriais, causam inúmeras tensões nas vigas de rolamento. Diante disto, torna-se de suma importância o estudo dessas cargas atuantes e suas combinações para o correto dimensionamento destes elementos estruturais.

Apesar da vasta utilização de vigas de rolamentos em edifícios industriais, a escassez de trabalhos acadêmicos que abordem os critérios de dimensionamento destas vigas segundo as especificações da NBR 8800 (ABNT, 2008) dificulta a realização dos cálculos por projetistas que buscam um primeiro contato com o tema.

1.2 Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é apresentar, detalhadamente, e aplicar a formulação analítica para o dimensionamento de vigas de rolamento em aço com contenção lateral entre os apoios, de acordo com as prescrições da NBR 8800 (ABNT, 2008). Tem-se em vista que, na prática, esta é a real necessidade dos projetistas em um escritório de cálculo.

Os critérios de cálculo aqui abordados contemplam os procedimentos de determinação das solicitações e resistências de projeto, a verificação dos estados-limites últimos e de serviço, as verificações das forças localizadas e de fadiga, e o dimensionamento de enrijecedores soldados à alma do perfil das vigas de rolamento em aço.

Ao final, desenvolveu-se uma planilha no programa comercial Excel (Microsoft Corporation), para fins didáticos e acadêmicos, com a metodologia de cálculo abordada. Para a aferição do programa utilizou-se dois exemplos de vigas de rolamento em aço calculadas segundo a NBR 8800 (ABNT, 2008) e dois exemplos de vigas calculadas de acordo com as normas americanas. Além de um exemplo didático de uma viga apresentada neste trabalho e dimensionada de acordo com a norma brasileira.

1.3 Objetivos específicos

i. Aprofundar o conhecimento no dimensionamento de vigas de rolamento em aço, buscando entender e aplicar os conceitos e as verificações apresentadas pela NBR 8800 (ABNT, 2008).
ii. Identificar todas as cargas oriundas das pontes rolantes e suas combinações que solicitam a viga de rolamento e o pórtico do galpão;
iii. Descrever detalhadamente e aplicar a metodologia de cálculo analítico para o dimensionamento destas vigas segundo a NBR 8800 (ABNT, 2008);

iv. Desenvolver uma planilha eletrônica, onde se possa verificar e entender todos os cálculos realizados, bem como todos os dados utilizados para a execução das verificações.
v. Validar a planilha com resultados disponíveis na literatura nacional e resultados disponíveis na literatura estrangeira, além de um exemplo didático ilustrativo.

1.4 Justificativa

Apesar das vigas de rolamento serem atualmente muito utilizadas em galpões industriais, existe pouquíssimos trabalhos e pesquisas destinados ao dimensionamento destes elementos pelos critérios de cálculo da NBR 8800 (ABNT, 2008). Além disso, boa parte dos cursos de graduação em engenharia civil no Brasil não aborda especificamente o dimensionamento deste tipo de viga. Os poucos trabalhos que tratam do assunto, abordam a análise de maneira simplificada e, muitas vezes, pouco compreensível, não proporcionando ao leitor a reprodução dos cálculos. Outro agravante são os programas comerciais de análise e modelagem de estruturas de aço que, em sua maioria, não fazem todas as verificações necessárias para o dimensionamento destas vigas segundo a norma nacional. Dentre os poucos trabalhos disponíveis e que abordam a norma brasileira pode-se citar:

- FABEANE (2012) analisou apenas a fadiga numa viga de rolamento em aço de acordo com os critérios de cálculo das normas: brasileira NBR 8800 (ABNT, 2008), americana e canadense. Considerou uma viga biapoiada com 10 m de vão e seção em perfil I soldado com dupla simetria em aço ASTM A572Gr50, contida lateralmente com o uso de treliça nivelada na mesa superior do perfil. Adotou enrijecedores intermediários e de apoio apenas internos à viga. Utilizou o trem tipo de uma ponte rolante modelo ZKKE da empresa DEMAG, com 300 kN de capacidade de carga e que vence um vão transversal de 20 m (distância entre os trilhos). Entretanto, apesar do trem tipo ser de apenas duas rodas, considerou cada roda com uma carga vertical máxima diferente, o que não é usual, pois geralmente estas cargas são

consideradas iguais. Tal procedimento se deve ao fato de, ao invés de usar um catálogo fornecido pela DEMAG, utilizou um simulador *on-line* disponível no *site* desta empresa, o qual fornece duas cargas verticais máximas diferentes. Contudo, num dos catálogos DEMAG no qual consta uma ponte do mesmo modelo ZKKE, porém de 320 kN de capacidade e para o mesmo vão transversal de 20 m, há uma nota especificando que a reação máxima incide simultaneamente sobre ambas as rodas de uma mesma cabeceira. Não apresentou a posição do trem tipo que fornece o momento fletor máximo na viga. Além disso, não apresentou a análise da verificação do nível máximo de tensão normal total na viga, nem a avaliação da fadiga na face externa da mesa inferior, e nem na solda entre a mesa inferior e a alma. Também não considerou a atuação de 50% das forças horizontais, não atendendo assim a recomendação do item B.7.3.4 da NBR 8800 (ABNT, 2008), o qual especifica que estas forças devem ser consideradas na análise da fadiga. Concluiu que o fenômeno de fadiga é crítico na solda de filete utilizada no pé do enrijecedor localizado na metade do vão da viga de rolamento. Todavia sabe-se que, para a relação considerada entre a distância das rodas do trem tipo e o vão da viga que analisou, o momento fletor máximo não ocorre no meio da viga, o que contradiz a sua conclusão quanto ao posicionamento do enrijecedor crítico para a fadiga (maiores detalhes podem ser encontrados no anexo A da presente pesquisa).

- SALGADO (2013) abordou a análise estrutural e o dimensionamento de vigas de rolamento em aço de acordo com a NBR 8800 (ABNT, 2008). Considerou vigas com seção em perfis I com dupla simetria ou monossimétricos, com ou sem contenção da mesa superior, adotou enrijecedores intermediários e de apoio apenas internos à viga. Abordou os ELS relativos às forças transversais localizadas e de fadiga apenas para o enrijecedor intermediário, citando a recomendação de FABEANE (2012). Desenvolveu um *software* em Visual Basic Express 2010 para o dimensionamento de vigas de rolamento e o validou com um único exemplo da literatura internacional (FISHER, 2005). Entretanto, apresentou a formulação analítica de maneira resumida e superficial, apenas fazendo referência à norma brasileira e não apresentou as

suas considerações de cálculo para a modelagem do problema. Seu programa foi obtido no endereço eletrônico https://www.dropbox.com/s/3460setmgyeixfm/Projeto_IC.zip?dl=0, o qual foi indicado pelo próprio autor (acesso em 05/04/2017) e foi testado com três exemplos de vigas de rolamento em aço calculadas de acordo com a norma brasileira e atualmente disponíveis na literatura nacional. O primeiro exemplo testado foi o disponibilizado por MACHADO (2014), o qual consiste numa viga de rolamento com perfil laminado com dupla simetria W610x155 da Gerdau com 8 m de vão e sem contenção lateral entre os apoios. O programa calculou corretamente apenas o momento fletor e o esforço cortante solicitante para a maior inércia da viga e também a maior parte das propriedades geométricas do perfil. Porém, apresentou resultados inconsistentes para os seguintes cálculos: constante de empenamento, flecha, forças de frenagem transversal e longitudinal, esforços cortantes resistentes, momentos fletores resistentes, forças concentradas e fadiga. O segundo exemplo testado foi o disponibilizado por LEITE (2017), o qual consiste numa viga de rolamento com perfil I soldado monossimétrico PSM600x90 com 6 m de vão e sem contenção lateral entre os apoios. Neste caso o programa forneceu resultados totalmente inconsistentes e sequer foi capaz de calcular corretamente a área e os momentos de inércia deste perfil monossimétrico. O terceiro exemplo testado foi o exemplo didático ilustrativo disponibilizado no capítulo 4 desta pesquisa, que consiste numa viga de rolamento com perfil I monossimétrico soldado com vão de 12 m, travada lateralmente com treliça de contenção lateral a qual suporta um passadiço. Neste caso o programa também forneceu resultados totalmente inconsistentes e mais uma vez sequer foi capaz de calcular corretamente a área e os momentos de inércia deste perfil monossimétrico. Estes resultados frustrantes obtidos com o programa de Salgado se devem ao fato de que, sem um material de suporte técnico adequado, o dimensionamento de vigas de rolamento em aço se torna um tema excessivamente complexo para ser abordado em um trabalho de iniciação científica.

- MACHADO (2014) abordou o dimensionamento de uma única viga de rolamento em aço de acordo com a NBR 8800 (ABNT, 2008). Ao longo de todo o desenvolvimento se refere ao trem tipo da viga de cabeceira chamando-o erroneamente de trole, provavelmente um erro de edição, mas que pode confundir um leitor menos experiente no tema. Seu trabalho consiste em apresentar um exemplo de cálculo de uma viga de rolamento com seção em perfil laminado W610x155 da Gerdau, sem contenção lateral e sem enrijecedores intermediários. A viga biapoiada tem 8 m de vão e a ponte rolante foi considerada com capacidade de carga de 10 tf. Apresentou o posicionamento do trem tipo de duas rodas para a obtenção tanto do esforço cortante quanto do momento fletor máximo, porém apenas referenciou FISHER (2005) como justificativa. Entretanto os valores indicados tanto para o esforço cortante solicitante vertical quanto para o horizontal, não estão condizentes com o esquema que apresentou para o posicionamento do trem tipo. Especificou o coeficiente de ponderação para carga permanente como sendo 1,4 e o utilizou para majorar o peso próprio da viga; contudo, de acordo com a tabela 1 da norma brasileira, como a viga de rolamento é em aço deveria ter sido usado o coeficiente de 1,25 para majorar o seu peso próprio. A autora considera as forças de frenagem transversal como sendo 10% da soma da carga içada e do peso do trole e dos dispositivos de içamento, no entanto devia ter usado o valor de 15% da carga içada, pois esta consideração resulta em uma força transversal maior, e a norma brasileira especifica que deve ser usado o maior entre estes valores. Além das verificações de esforço cortante, momento fletor e esforço normal, também apresenta as verificações das forças localizadas e da fadiga para este tipo de perfil laminado. Quanto à verificação das forças localizadas, considerou que a força solicitante é a soma das duas reações máximas das rodas do trem tipo; porém, uma vez que estas duas forças estão distantes uma da outra 3,4 m não faz sentido somá-las, devendo ser considerada apenas uma destas forças como a solicitante. Além disso, considerou que o comprimento de atuação da força localizada é apenas a soma da altura do trilho com a espessura da mesa, quando devia ter considerado duas vezes este valor de acordo com BELLEI (2010) e o *Tecnical Report* No. 13 (AISE, 2003). No caso

da verificação à fadiga, não considerou a atuação de 50% das forças horizontais contrariando a especificação do item B.7.3.4 da NBR 8800 (ABNT, 2008). Afirmou que para o cálculo de fadiga não é considerado o impacto, provavelmente deve ter se confundido com a não utilização de coeficientes de ponderação para as ações, uma vez que fadiga se trata de um ELS. Todavia o item B.7.3.4 da norma brasileira afirma que para o cálculo de fadiga as cargas verticais máximas das rodas devem ser majoradas pelo impacto. Recomendou o uso de enrijecedores de apoio, contudo não abordou o seu dimensionamento. Quanto ao cálculo do esforço de compressão resistente de cálculo admitiu que a alma do perfil não sofre flambagem local na compressão ($Q_a = 1$), o que não corresponde à realidade pois para este perfil, $d'/t_w = 42,6 > (b/t)_{lim} = 35,8$ o que resulta na ocorrência de flambagem local na alma ($Q_a < 1$). De maneira parcialmente satisfatória, sua memória de cálculo possibilita a reprodução dos resultados obtidos, nos casos em que os cálculos estão coerentes. No final do artigo disponibilizou uma tabela na qual especifica, para pontes rolantes com capacidade de carga desde 2 tf até 20 tf, qual o perfil W da Gerdau que poderia ser utilizado como viga de rolamento em função da distância entre os apoios, a qual foi considerada de 5 m a 12 m. Entretanto, não se refere à necessidade de analisar a relação entre o vão da viga e a distância entre as rodas do trem tipo. Esta consideração é importante para validar o posicionamento do trem tipo, o qual apresentou para a obtenção do momento fletor máximo, pois aquele esquema só vale se a distância entre as rodas for menor ou igual a 58,58% do vão da viga (maiores detalhes podem ser encontrados no anexo A da presente pesquisa). Na tabela apresentada há casos em que esta limitação não é atendida. Conclui-se que é um trabalho bastante simplório e com algumas inconsistências no dimensionamento, específico apenas para a verificação de perfis W da Gerdau (perfil I laminado, com dupla simetria, mesa e alma não esbeltas a flexão), sem enrijecedores intermediários e sem contenção lateral entre os apoios e, portanto, sem a possibilidade de se considerar a influência de um passadiço no cálculo da viga.

- LEITE (2017) estudou vigas de rolamento biapoiadas, em aço, sem contenção lateral entre os apoios e sem enrijecedores intermediários. Em suas análises utilizou o perfil VSA600x81, o qual foi calculado por BELLEI (2000) no dimensionamento de uma viga de rolamento com vão de 6 m sem travamento entre os apoios, para uma ponte rolante com capacidade de carga de 100 kN comandada por cabine, com trem tipo de apenas duas rodas distantes 3,4 m uma da outra e com reação vertical máxima de 90 kN por roda. Considerou como hipótese da pesquisa que o número de ciclos de aplicação das ações variáveis é inferior a 20.000 durante a vida útil da estrutura, não havendo assim a necessidade de verificação da resistência à fadiga. Tem o objetivo específico de estudar o efeito da flexo-torção na distribuição de tensões normais nas mesas superior e inferior da viga de rolamento, sem travamento intermediário. Esta flexo-torção ocorre devido à excentricidade do trilho e à atuação da frenagem transversal numa viga sem contenção lateral intermediária, sendo estes esforços equilibrados apenas pelas contenções nos apoios. Realizou uma análise numérica utilizando o Método dos Elementos Finitos, considerando a não-linearidade física e geométrica do problema. Para o mesmo perfil VSA600x81 calculado por Bellei, analisou vigas biapoiadas porém com vãos de 6 m, 6,5 m e 7 m. Considerou o trem tipo de apenas duas rodas distantes 3,4 m uma da outra, entretanto aumentou as cargas verticais máximas progressivamente, as quais foram consideradas de 90 kN, 115 kN, 140kN e 160 kN. Estas cargas foram majoradas em 10%, considerando que a operação da ponte é por controle pendente, e não por cabine, como fez inicialmente Bellei. Os resultados numéricos foram comparados com resultados analíticos obtidos via teoria de flexo-torção para barras. Apresentou o dimensionamento pela NBR 8800 (ABNT, 2008) de uma viga de rolamento biapoiada com seção em perfil I monossimétrico PSM600x90, sem enrijecedores intermediários e sem travamento entre os apoios. Admitiu que o número de ciclos de utilização da ponte era menor que 20.000, descartando as verificações à fadiga. Verificou esta viga quanto ao momento fletor, esforço cortante, forças transversais localizadas e tensão normal. Esta tensão normal foi avaliada na flexo-torção obliqua, tanto para a mesa superior quanto para a mesa inferior. A análise foi

realizada através da analogia de flexão, da teoria de flexo-torção e via método dos elementos finitos. No caso da utilização das duas teorias analíticas o nível de tensão solicitante excedeu a tensão resistente, ou seja, a viga não atendeu ao critério de dimensionamento da máxima tensão normal, porém não apresentou esta conclusão no caso do MEF. Concluiu através das simulações numéricas que para as vigas de rolamento, sem travamento intermediário, os momentos torçores produzem deslocamentos excessivos. Também concluiu que na mesa superior ocorre a inversão do bimomento, o que provoca inversão nas variações de tensões esperadas para esta mesa pela teoria analítica de flexo-torção. Entretanto, especifica que esta inversão pode ou não ocorrer, em função da intensidade da força vertical das rodas, espessura da mesa superior e, principalmente, posição de aplicação das forças.

Portanto, a partir da revisão bibliográfica dos trabalhos anteriores, observa-se que existe uma carência quanto a uma pesquisa destinada a apresentar detalhadamente os diversos aspectos do dimensionamento de vigas de rolamento em aço, com contenção lateral entre os apoios, de acordo com as especificações da NBR 8800 (ABNT, 2008).

Para uma correta análise destas vigas, as cargas móveis verticais e seus efeitos dinâmicos, assim como forças horizontais de frenagens transversais e longitudinais oriundas da movimentação da ponte rolante, devem ser consideradas. Além disso, o dimensionamento destas vigas envolve uma série de verificações adicionais como o efeito localizado da pressão causada pelas rodas, o estado-limite de fadiga, dentre outros, MACCRIMMON (2009). Devido à complexidade relacionada à analise estrutural e ao dimensionamento, somando-se também o fato da quase inexistência de bibliografias que tratem do assunto de maneira detalhada, justifica-se o desenvolvimento de um material de suporte técnico que proporcione o correto dimensionamento de vigas de rolamento em aço segundo a NBR 8800 (ABNT, 2008).

Quanto à implementação computacional, a escolha do Excel se deu pela simplicidade com a qual este programa apresenta a formulação utilizada em suas

planilhas, possibilitando que qualquer usuário acesse suas células e verifique os cálculos realizados. E também pela facilidade com a qual se pode adaptar a planilha para diversas situações, pois geralmente os programas desenvolvidos em linguagens convencionais, por serem fechados aos usuários, não permitem a visualização das considerações de cálculo feitas pelo autor do *software*. Além disso, praticamente todos os engenheiros projetistas de estruturas metálicas em aço dominam a utilização básica do Excel, o que é suficiente tanto para a utilização de uma planilha, quanto para a verificação de seus cálculos, e também para a realização de adaptações necessárias às especificidades de cada empreendimento.

1.5 Delimitação do trabalho

A formulação analítica para o dimensionamento de vigas de rolamento em aço de acordo com as prescrições da NBR 8800 (ABNT, 2008) se limitará aos casos de:

- ✓ Vigas biapoiadas;
- ✓ Perfis soldados ou laminados;
- ✓ Perfis de alma esbelta ou não esbelta;
- ✓ Seções I monossimétricas ou duplamente simétricas;
- ✓ Vigas com enrijecedores transversais duplos soldados à alma;
- ✓ Vigas com contenção lateral com uso de treliça nivelada à mesa superior do perfil.

1.6 Estrutura dos capítulos

O segundo capítulo deste trabalho trata dos carregamentos e suas combinações, e das solicitações de cálculo que atuam na viga de rolamento e no pórtico do galpão. Este capítulo contempla também os critérios de cálculo do deslocamento, vertical e horizontal, solicitante e admissível, da viga de rolamento e também dos deslocamentos admissíveis para os pórticos do galpão.

O terceiro capítulo é constituído pelos parâmetros de cálculo das resistências pertinentes ao dimensionamento de vigas de rolamento em aço, incluindo as verificações das forças localizadas, as verificações de fadiga e o dimensionamento de enrijecedores transversais de apoio e intermediários.

O quarto capítulo contempla o exemplo didático ilustrativo com a implementação manual detalhada de todos os conceitos abordados nos capítulos anteriores.

O quinto capítulo apresenta as conclusões pertinentes ao desenvolvimento deste trabalho, além de sugestões para trabalhos futuros.

O Anexo A apresenta o posicionamento e os valores dos esforços máximos provocados por um trem tipo de apenas duas rodas em uma viga de rolamento biapoiada.

O Anexo B é constituído pela apresentação da planilha, indicando o seu funcionamento, obtenção de resultados, memorial de cálculo e descrição das mensagens de erro.

O Anexo C apresenta a validação da planilha, com dois exemplos de vigas de rolamento em aço calculadas segundo a NBR 8800 (ABNT, 2008) e dois exemplos de vigas calculadas de acordo com as normas americanas. Também é apresentada uma análise comparativa entre as taxas de trabalho calculadas manualmente para o exemplo didático ilustrativo que consta no capítulo 4 e estas mesmas taxas calculadas com a utilização da planilha.

CAPÍTULO 2

Carregamentos, Combinações de Ações, Esforços Solicitantes e Deslocamentos

2.1 Ações atuantes em um galpão com ponte rolante

As ações são responsáveis por provocar esforços internos e deformações em uma estrutura. Por isto, o sistema estrutural de um edifício deve ser capaz de resistir às várias ações que atuam sobre ele. Os galpões com ponte rolante são mais complexos do que os galpões sem este equipamento, pois além das solicitações que comumente atuam sobre uma edificação, agem também as cargas advindas da ponte rolante, introduzindo esforços verticais, horizontais e impactos que devem ser suportados pelos pórticos. De um modo geral, as cargas que atuam sobre um pórtico de um galpão com ponte rolante são:

a) Cargas permanentes

São os carregamentos que não apresentam uma variação considerável de valores ao longo da vida útil da construção. Essas ações são compostas pelo peso próprio da estrutura metálica, incluindo os pesos dos equipamentos e instalações permanentes na estrutura, como por exemplo, o peso próprio de tesouras, pilares, terças, longarinas, tirantes, mão francesa, vigas e colunas, carga das telhas da cobertura e de fechamento, carga do forro, do isolamento térmico, das calhas, dos trilhos e acessórios, da passarela de manutenção e etc.

As ações geradas pelos diferentes materiais podem ser pesquisadas, na ausência de informações mais precisas, na NBR 6120 (ABNT, 1980) ou em catálogos de fabricantes.

b) Sobrecargas (acidental e utilidades)

Ao contrário das ações permanentes, as ações variáveis são os carregamentos que apresentam variações significativas durante a vida útil da construção. Para a simulação do carregamento atuante na estrutura, as normas fixam os valores desses carregamentos. Em geral, são causadas pelo uso e ocupação do edifício, como por exemplo, a sobrecarga de pisos e coberturas (sobrecarga acidental), cargas de equipamentos e instalações (sobrecarga de utilidades), vento, abalos sísmicos, variações de temperatura e etc.

O item B.5.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008) determina que em coberturas comuns, como os casos de telhados, deve ser prevista uma sobrecarga mínima de 0,25 kN/m², em projeção horizontal, exceto em casos de especificações mais rigorosas, que exijam um valor maior. Essa sobrecarga engloba com segurança as cargas oriundas de instalações elétricas e hidráulicas, de isolamentos térmico e acústico e de peças que eventualmente são fixadas na cobertura, até um limite superior de 0,05 kN/m². Essa sobrecarga é somada à sobrecarga de utilidades (bandejamento elétrico, esprinkler, ventiladores e etc,), caso estas superem a carga de 0,05 kN/m². Entretanto, no caso da sobrecarga de utilidades não superar o valor de 0,05 kN/m², se considera que estas utilidades já estão consideradas dentro da sobrecarga mínima de 0,25 kN/m².

Caso haja necessidade de passadiços apoiados sobre a treliça de contenção lateral da viga de rolamento, deve-se considerar também uma sobrecarga uniformemente distribuída atuando nesta passarela. Neste caso, na ausência de especificações mais rigorosas, geralmente se considera o valor de 2,0 kN/m² como sobrecarga mínima.

c) Forças de vento

A ação variável do vento sobre a estrutura é definida através dos parâmetros apresentados na NBR 6123 (ABNT, 1988), responsável por fixar as condições exigíveis na consideração das forças devidas à ação estática e dinâmica do vento, para efeito de cálculo de edificações.

d) Cargas da ponte rolante

As cargas provenientes da ponte rolante atuantes no galpão são as ações verticais e horizontais e os efeitos oriundos de impacto, conforme especificações da NBR 8800 (ABNT, 2008) e dos catálogos dos fabricantes das pontes. A Figura 2.1 ilustra a atuação dessas cargas. O item 2.4 deste capítulo abordará a conceituação, os aspectos normativos e as formulações para o cálculo destes carregamentos.

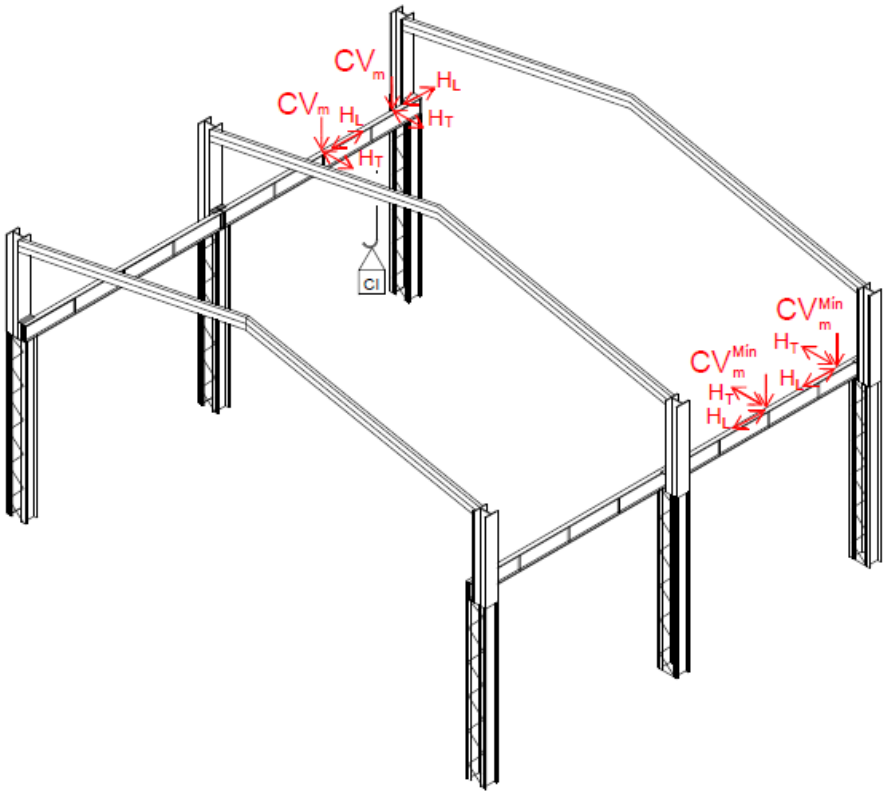


Figura 2. 1 – Cargas móveis transversais advindas da ponte rolante.

2.2 Cargas atuantes nas vigas de suporte do caminho de rolamento

A movimentação tridimensional de cargas, proporcionada pelo sistema mecânico das pontes rolantes, gera inúmeros carregamentos que solicitam a viga de suporte do trilho. As forças transmitidas às vigas através das rodas são do tipo vertical (CV_{PR}), horizontal transversal ou frenagem transversal (H_T) e horizontal longitudinal ou frenagem longitudinal (H_L), conforme ilustrado pela Figura 2.2. Além destas forças a NBR 8800 (ABNT, 2008) orienta no item B.7.2 (c) que a força

provocada pelo choque entre a ponte e o batente deve ser informada pelo fabricante e que este deve especificar e, se possível, fornecer o batente.

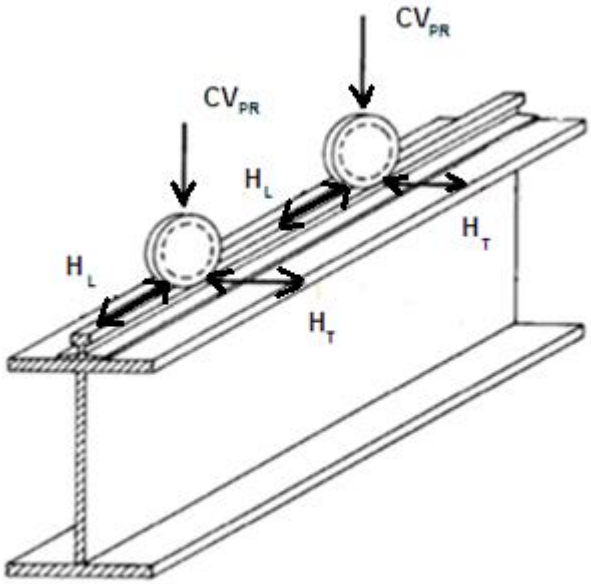


Figura 2. 2 - Solicitação na viga de rolamento causada pela ponte rolante.
Fonte: BELLEI (2010).

2.2.1 Forças verticais no topo do trilho da viga de rolamento

As forças verticais são advindas do peso da ponte rolante, e de todos os seus equipamentos e da carga a ser içada. Os fabricantes de pontes comumente fornecem os valores da carga vertical máxima por roda do trem tipo da ponte rolante (CV_{PR}); este parâmetro inclui todo peso vinculado à ponte. Outras forças verticais são oriundas do peso da própria estrutura de suporte, englobando o peso da viga de rolamento (PP_{VR}), dos trilhos e demais elementos estruturais que eventualmente se apoiem sobre ela, como o peso de um passadiço SALGADO (2013).

Os fabricantes de pontes rolantes normalmente não disponibilizam os valores correspondentes aos pesos do trole, dos dispositivos de içamento e da ponte rolante, obrigando os projetistas a estimarem esses valores. A dedução desses pesos torna-se ainda mais complexa devido à falta de padronização da geometria desses equipamentos, como por exemplo, a capacidade de içamento e as dimensões que variam entre os fabricantes, além da altura de elevação de carga.

Para fins didáticos BELLEI (2010) fornece esses dados em função da capacidade máxima da ponte, para casos de trem tipo de duas rodas, conforme a Tabela 2.1 e os dados da Figura 2.3.

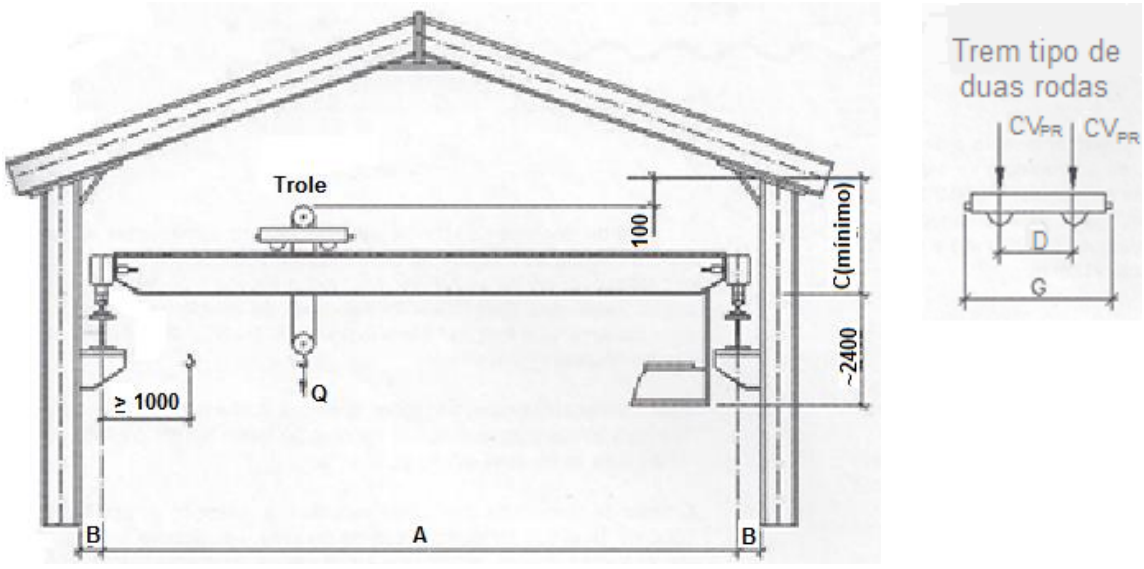


Figura 2. 3 – Galpão com ponte rolante.

Fonte: BELLEI (2010).

Tabela 2. 1– Estimativa da carga máxima por roda e do peso dos dispositivos de içamento em função da capacidade máxima da ponte rolante.

Capacidade máxima da ponte rolante (Q)	**Vão (A)**	**Folga Mínima (B)**	**Altura Mínima (C)**	**Distância entre rodas (D)**	**Largura do carro (G)**	**Peso do trole**	**Peso da ponte**	**Carga máxima por roda (CV_{PR})**
kN	m	mm	m	m	m	kN	kN	kN
50	≤14	180	1,3	3,0	4,0	17	50	45
	15-19	180	1,3	3,0	4,0	17	80	56
	20-25	200	1,3	3,0	4,0	17	120	67
80	≤14	180	1,3	3,2	4,2	26	70	56
	15-19	200	1,3	3,2	4,2	26	110	71
	20-25	200	1,3	3,2	4,2	26	150	86
100	≤14	200	1,4	3,4	4,4	28	80	70
	15-19	200	1,4	3,4	4,4	28	130	80
	20-25	200	1,4	3,4	4,4	28	170	92
120	≤14	200	1,5	3,6	4,6	28	90	80
	15-19	220	1,5	3,6	4,6	28	130	92
	20-25	240	1,5	3,6	4,6	28	290	110
160	≤14	240	1,6	3,8	4,9	30	100	93
	15-19	260	1,6	3,8	4,9	30	140	110
	20-25	280	1,6	3,8	4,9	30	200	130
200	≤14	260	1,8	4,0	5,0	40	130	120
	15-19	280	1,8	4,2	5,2	40	220	160
	20-25	300	1,9	4,6	5,6	40	260	180
250	≤14	280	2,0	4,0	5,0	45	150	150
	15-19	300	2,0	4,2	5,2	45	240	190
	20-25	320	2,1	4,6	5,6	45	280	220

Fonte: BELLEI (2010).

De acordo com o item B.4.4 da NBR 8800 (ABNT, 2008) as ações verticais de cálculo provenientes da ponte rolante devem ser majoradas por um coeficiente de impacto. Esta majoração é adotada de acordo com o tipo de comando da ponte. Na ausência de especificações mais rigorosas, esta norma recomenda os valores apresentados na Tabela 2.2.

Tabela 2. 2– Majoração por impacto para as ações verticais de pontes rolantes.

Forma de comando da ponte	**Porcentagem de majoração**
Comandada por cabine	25%
Controle pendente ou remoto	10%

Fonte: NBR 8800 (ABNT, 2008).

As equações 2.1 e 2.2 definem a carga vertical atuante na viga de rolamento, com seus respectivos coeficientes de majoração por impacto.

$$CV_m = 1{,}25 \times CV_{PR}\,, \qquad para\ pontes\ comandadas\ por\ cabine \tag{2.1}$$

$$CV_m = 1{,}1 \times CV_{PR}\,, \qquad para\ pontes\ comandadas\ por\ controle\ pendente\ ou\ remoto \tag{2.2}$$

onde:

CV_m Carga vertical móvel por roda atuante na viga de rolamento;

CV_{PR} Carga vertical máxima por roda do trem tipo da ponte rolante, disponibilizada pelo fabricante, a qual, na ausência desta informação, pode ser estimada de acordo com a Tabela 2.1;

Quando a carga içada está em uma das extremidades do pórtico do galpão, o trem tipo da ponte rolante tem como cargas verticais em suas rodas o valor CV_{PR}. Neste caso, na outra extremidade do pórtico o trem tipo terá cargas verticais mínimas em suas rodas. BELLEI (2010) atribui que a carga vertical mínima do trem tipo da ponte rolante é de 40% de CV_{PR} e esta mesma consideração será adotad neste trabalho, o que resulta nas equações 2.3 e 2.4.

$$CV_{PR}^{Mín} = 0{,}40 \times CV_{PR} \tag{2.3}$$

$$CV_m^{Mín} = 0{,}40 \times CV_m \tag{2.4}$$

onde:

$CV_{PR}^{Mín}$ Carga vertical mínima em cada roda do trem tipo da ponte rolante;
$CV_{m}^{Mín}$ Carga móvel mínima com impacto.

2.2.2 Forças horizontais longitudinais no topo do trilho da viga de rolamento

As forças H_L são causadas pela aceleração ou pela frenagem da ponte, consistindo na movimentação longitudinal. Segundo BELLEI (2010), essas forças tem pouca influência no dimensionamento das vigas de rolamento, sendo usadas para o dimensionamento do para-choque ou batente, assim como para a ligação entre a viga e a coluna e também para o dimensionamento dos contraventamentos verticais.

O item B.7.2 (b) da NBR 8800 (ABNT, 2008) recomenda que a força longitudinal ao caminho de rolamento, a ser aplicada no topo do trilho, de cada lado e em cada roda, deve ser igual a 10% das cargas verticais máximas das rodas (não majoradas pelo impacto), conforme a equação 2.5.

$$H_L = 0{,}1 \times CV_{PR} \tag{2.5}$$

onde:

H_L Carga horizontal longitudinal atuante na viga de rolamento, também genericamente chamada de frenagem longitudinal, é aplicada em cada roda da ponte rolante;

2.2.3 Forças horizontais transversais no topo do trilho da viga de rolamento

De acordo com FISHER (2005) as forças H_T são provenientes da aceleração ou da frenagem do carro trole e do desalinhamento do caminho de rolamento em relação à alma da viga. Além destes casos, o içamento de cargas com o cabo inclinado também é responsável por gerar uma componente de força transversal.

Quando não há especificação mais rigorosa do fabricante, o item B.7.2 (a) da NBR 8800 (ABNT, 2008) recomenda que a força horizontal transversal, a ser

aplicada no topo do trilho, de cada lado, deve ser determinada em função do tipo de comando da ponte e de sua finalidade, assim como da finalidade da edificação.

Em casos de pontes comandadas por cabines, os tópicos a seguir indicam o valor a ser adotado para a força transversal por roda (H_T). Segundo a NBR 8800 (ABNT, 2008), adota-se o maior valor. Os valores adotados pela norma brasileira são similares aos adotados pelo *Technical Report No.13 (AISE, 2003).*

- 10% da soma da carga içada com o peso do trole e dos dispositivos de içamento;

$$H_T = \frac{0{,}1 \times (CI + PP_{trole})}{N_R} \quad (2.6)$$

- 5% da soma da carga içada com o peso total da ponte, incluindo trole e dispositivos de içamento;

$$H_T = \frac{0{,}05 \times (CI + PP_{ponte})}{N_R} \quad (2.7)$$

- Uma porcentagem da carga içada, variável com o tipo e a finalidade da ponte ou da edificação:
  - Nos edifícios em geral: 15% da carga içada;

$$H_T = \frac{0{,}15 \times CI}{N_R} \quad (2.8)$$

  - Nos edifícios destinados a siderurgia ou nos quais condições específicas de operação assim exigirem:
    - Pontes em geral: 20% da carga içada;

$$H_T = \frac{0{,}20 \times CI}{N_R} \quad (2.9)$$

    - Pontes com caçamba e eletroímã e pontes de pátio de placas e tarugos: 50% da carga içada;

$$H_T = \frac{0{,}50 \times CI}{N_R} \quad (2.10)$$

- Pontes de forno-poço: 100% da carga içada;

$$H_T = \frac{1{,}0 \times CI}{N_R} \tag{2.11}$$

- Ponte estripadora: 100% da soma do peso do lingote e da lingoteira.

$$H_T = \frac{1{,}0 \times PP_{lingote}}{N_R} \tag{2.12}$$

onde:

H_T Carga horizontal transversal por roda, atuante na viga de rolamento;

CI Carga içada;

$PP_{lingote}$ Peso próprio do lingote e da lingoteira;

PP_{trole} Peso próprio do trole e dos dispositivos de içamento;

PP_{ponte} Peso total da ponte, incluindo peso do trole e dos dispositivos de içamento;

N_R Número de rodas do trem tipo da ponte rolante.

Devido à insuficiência de informações na fase de pré-dimensionamento referentes à ponte rolante e ao peso do trole e dos seus dispositivos de içamento, já citadas neste capítulo, pode-se admitir, segundo o item da norma referente a pontes em geral, a frenagem transversal como 15% da carga içada, como mostra a equação 2.8. MACHADO (2014) afirma que essa consideração estima a solicitação com segurança.

Em casos de pontes comandadas por controle pendente ou remoto, a NBR 8800 (ABNT, 2008) determina que seja adotada uma força transversal de 10% da soma da carga içada com o peso do trole e com os dispositivos de içamento, como mostra a equação 2.13.

$$H_T = \frac{0{,}1 \times (CI + PP_{trole})}{N_R} \tag{2.13}$$

BELLEI (2010) e o item B.7.2 (a) recomendam que, nos casos em que a rigidez transversal da estrutura de um lado do caminho de rolamento se diferencie da do outro lado (oposto), a distribuição das forças transversais deve ser proporcional à rigidez de cada lado.

2.3 Cargas atuantes no pórtico do galpão provenientes da ponte rolante

As cargas verticais e os efeitos de forças horizontais atuantes no topo do trilho, resultantes das frenagens e acelerações da ponte e do trole, solicitam a viga de rolamento (ver Figura 2.1). Estas vigas, por sua vez, estão apoiadas nas colunas ou em consoles dos pórticos, e é através das reações de apoio horizontais e verticais máximas que as cargas oriundas da ponte rolante são transmitidas para o pórtico típico do galpão.

Conforme apresentado no item 2.2.1, quando a carga içada está em uma das extremidades do pórtico do galpão, o trem tipo da ponte rolante tem como cargas verticais em suas rodas o valor máximo (CV_{PR}) e na outra extremidade o valor mínimo, correspondente a 40% de CV_{PR}. A mesma consideração é utilizada no cálculo das reações verticais de apoio, pois a reação vertical da viga que é solicitada pela carga mínima é 40% do valor da reação vertical da viga solicitada pela carga vertical máxima, conforme a equação 2.14. A Figura 2.5 mostra o esquema de atuação das cargas transversais da ponte rolante na viga de rolamento e suas respectivas reações de apoio.

$$PR_V^{Mín} = 0{,}40 \times PR_V \tag{2.14}$$

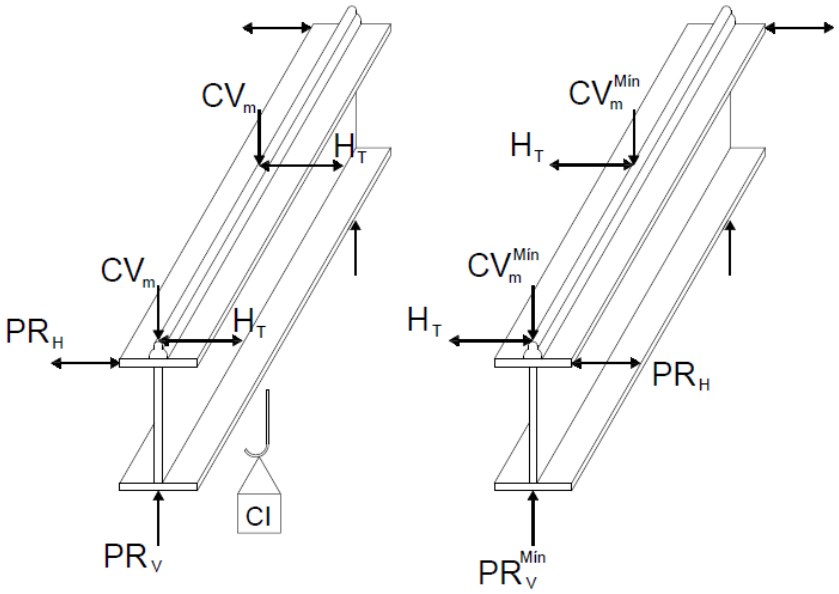


Figura 2. 4 – Atuação das cargas transversais da ponte rolante nas vigas de rolamento e as reações nos seus apoios.

De acordo com a equação genérica A.13, demonstrada no Anexo A deste trabalho, para o caso particular do trem tipo de duas rodas, o cálculo das reações no plano vertical (Ver Figura 2.6), é dado pelas equações 2.15 e 2.16 e no plano horizontal (Ver Figura 2.7) pela equação 2.17. Em casos de trem tipo mais complexos (maior número de rodas ou duas ou mais pontes caminhando juntas), a análise estrutural costuma ser feita através de softwares como, por exemplo, o SAP ou o STRAP.

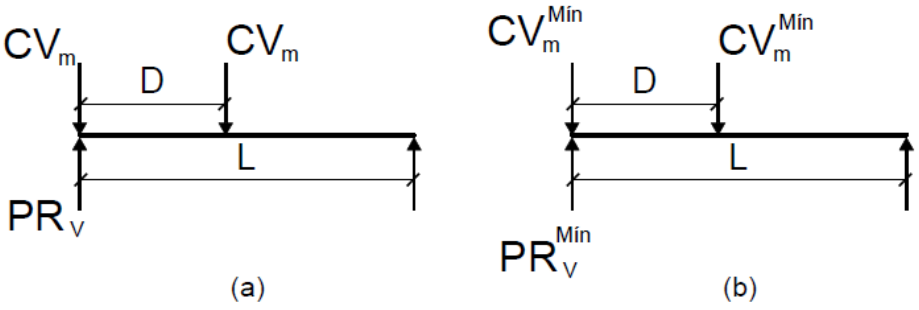


Figura 2. 5 – Carregamento no plano vertical da viga de rolamento.

$$PR_V = CV_m + CV_m\left(\frac{L-D}{L}\right) \tag{2.15}$$

$$PR_V^{Mín} = CV_m^{Mín} + CV_m^{Mín}\left(\frac{L-D}{L}\right) \quad (2.16)$$

onde:

L Comprimento teórico entre apoios da viga de rolamento (biapoiada);

D Distância entre as rodas do trem tipo da ponte rolante.

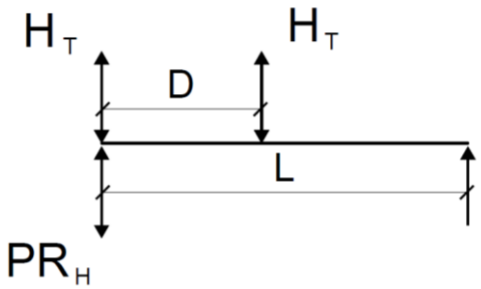


Figura 2. 6 – Carregamento no plano horizontal da viga de rolamento.

$$PR_H = H_T + H_T\left(\frac{L-D}{L}\right) \quad (2.17)$$

A movimentação de içamento das cargas pela ponte rolante solicitará o pórtico típico do galpão de diferentes formas, que são ilustradas na Figura 2.8: (a) Quando a carga içada está localizada na extremidade esquerda, a reação máxima (PR_V) irá solicitar a coluna da esquerda e a reação mínima ($PR_V^{Mín}$) a coluna da direita; (b) Quando a carga içada está localizada na extremidade direita, a reação máxima (PR_V) irá solicitar a coluna da direita e a reação mínima ($PR_V^{Mín}$) a coluna da esquerda; (c) A movimentação horizontal da carga içada, acelerando para a direita ou frenando para a esquerda, gera carregamentos da direita para esquerda na altura do apoio horizontal da viga em cada lado do pórtico; (d) A movimentação horizontal da carga içada, acelerando para a esquerda ou frenando para a direita, gera carregamentos da esquerda para a direita na altura do apoio horizontal da viga em cada lado do pórtico.

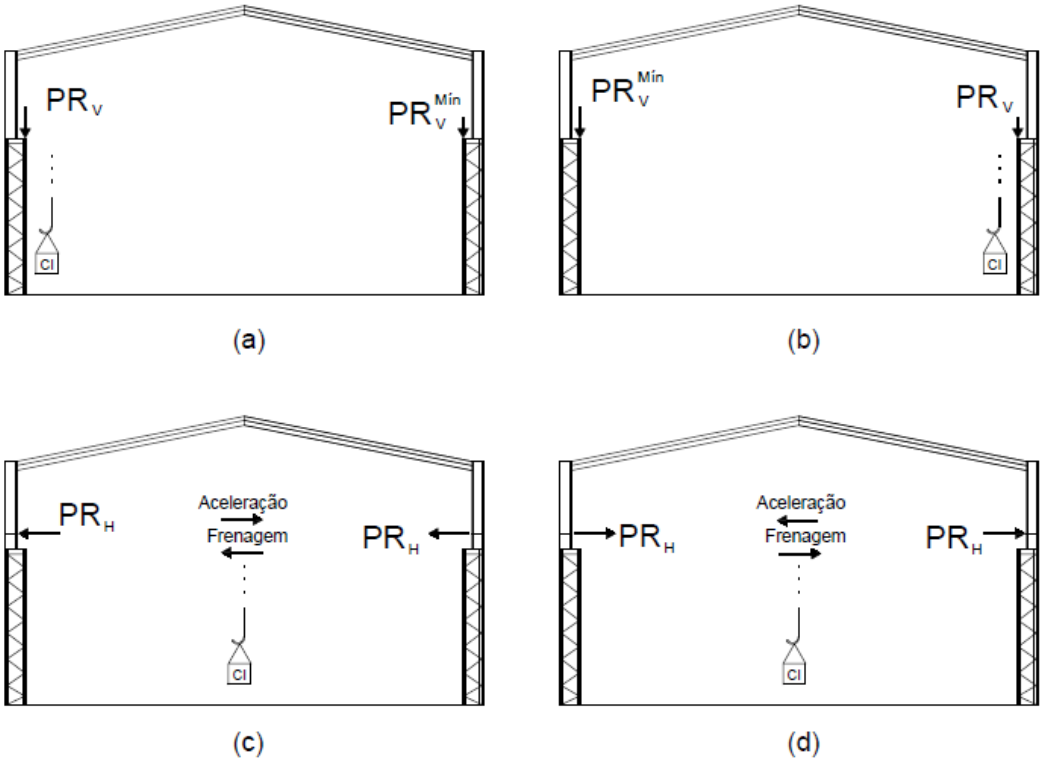


Figura 2. 7 – Carregamentos vertical (PR_V) e horizontal (PR_H) da ponte rolante sobre o pórtico do galpão.

2.4 Combinações de ações e carregamento

Um carregamento é definido pelas combinações de ações que têm probabilidades não desprezíveis de atuarem simultaneamente sobre a estrutura. A aplicação da combinação das ações deve ser feita de modo a se considerar as situações mais desfavoráveis para o edifício. Esta consideração deve atender à premissa que atesta que as solicitações tenham probabilidade não desprezível de atuarem simultaneamente durante o período de vida útil da estrutura, que para efeito de cálculo, é considerado como sendo de 50 anos.

Para o cálculo dos carregamentos as ações devem ser multiplicadas por coeficientes de ponderação, que são dados em função da variabilidade das ações e de sua simultaneidade de atuação. Esses coeficientes são responsáveis por majorar ou reduzir as ações atuantes na estrutura. Para os estados-limites últimos, são utilizados coeficientes de ponderação correspondem ao γ_g, para as ações permanentes, e γ_q, para as ações variáveis. Entretanto, no caso destas ações serem

favoráveis à segurança, não ocorre majoração, pois se adota $\gamma_g = 1{,}00$ e $\gamma_q = 0$. A Tabela 2.3 fornece esses coeficientes, apresentando valores desfavoráveis e favoráveis, entre parênteses, em função do tipo de combinação utilizada.

As ações variáveis também são reduzidas por diferentes fatores ψ: nos ELU ψ_0 é multiplicado às ações variáveis secundárias, pois elas apresentam baixa probabilidade de ocorrência simultânea quando são de natureza diferentes; ψ_1 e ψ_2 são utilizados nas combinações de estados-limites de serviço e permitem representar valores frequentes e quase permanentes de ações que acompanham a ação variável principal. A Tabela 2.4 apresenta estes valores.

Tabela 2. 3 – Valores dos coeficientes de ponderação das ações.

Combinações	Ações permanentes (γ_g) [a c]					
	Diretas					Indiretas
	Peso próprio de estruturas metálicas	Peso próprio de estruturas pré-moldadas	Peso próprio de estruturas moldadas no local e de elementos construtivos industrializados e empuxos permanentes	Peso próprio de elementos construtivos industrializados com adições *in loco*	Peso próprio de elementos construtivos em geral e equipamentos	
Normais	1,25 (1,00)	1,30 (1,00)	1,35 (1,00)	1,40 (1,00)	1,50 (1,00)	1,20 (0)
Especiais ou de construção	1,15 (1,00)	1,20 (1,00)	1,25 (1,00)	1,30 (1,00)	1,40 (1,00)	1,20 (0)
Excepcionais	1,10 (1,00)	1,15 (1,00)	1,15 (1,00)	1,20 (1,00)	1,30 (1,00)	0 (0)
	Ações variáveis (γ_q) [a d]					
	Efeito da temperatura [b]		Ação do vento	Ações truncadas [e]	Demais ações variáveis, incluindo as decorrentes do uso e ocupação	
Normais	1,20		1,40	1,20	1,50	
Especiais ou de construção	1,00		1,20	1,10	1,30	
Excepcionais	1,00		1,00	1,00	1,00	

[a] Os valores entre parênteses correspondem aos coeficientes para as ações permanentes favoráveis à segurança; ações variáveis e excepcionais favoráveis à segurança não devem ser incluídas nas combinações.

[b] O efeito de temperatura citado não inclui o gerado por equipamentos, o qual deve ser considerado ação decorrente do uso e ocupação da edificação.

[c] Nas combinações normais, as ações permanentes diretas que não são favoráveis à segurança podem, opcionalmente, ser consideradas todas agrupadas, com coeficiente de ponderação igual a 1,35 quando as ações variáveis decorrentes do uso e ocupação forem superiores a 5 kN/m^2, ou 1,40 quando isso não ocorrer. Nas combinações especiais ou de construção, os coeficientes de ponderação são respectivamente 1,25 e 1,30, e nas combinações excepcionais, 1,15 e 1,20.

[d] Nas combinações normais, se as ações permanentes diretas que não são favoráveis à segurança forem agrupadas, as ações variáveis que não são favoráveis à segurança podem, opcionalmente, ser consideradas também todas agrupadas, com coeficiente de ponderação igual a 1,50 quando as ações variáveis decorrentes do uso e ocupação forem superiores a 5 kN/m^2, ou 1,40 quando isso não ocorrer (mesmo nesse caso, o efeito da temperatura pode ser considerado isoladamente, com o seu próprio coeficiente de ponderação). Nas combinações especiais ou de construção, os coeficientes de ponderação são respectivamente 1,30 e 1,20, e nas combinações excepcionais, sempre 1,00.

[e] Ações truncadas são consideradas ações variáveis cuja distribuição de máximos é truncada por um dispositivo físico, de modo que o valor dessa ação não possa superar o limite correspondente. O coeficiente de ponderação mostrado nesta Tabela se aplica a este valor-limite.

Fonte: NBR 8800 (ABNT, 2008).

Tabela 2. 4 – Valores dos fatores de combinação ψ_0 e de redução ψ_1 e ψ_2 para as ações variáveis.

Ações		γ_{f2} [a]		
		ψ_0	ψ_1 [d]	ψ_2 [e]
Ações variáveis causadas pelo uso e ocupação	Locais em que não há predominância de pesos e de equipamentos que permanecem fixos por longos períodos de tempo, nem de elevadas concentrações de pessoas [b]	0,5	0,4	0,3
	Locais em que há predominância de pesos e de equipamentos que permanecem fixos por longos períodos de tempo, ou de elevadas concentrações de pessoas [c]	0,7	0,6	0,4
	Bibliotecas, arquivos, depósitos, oficinas e garagens e sobrecargas em coberturas (ver B.5.1)	0,8	0,7	0,6
Vento	Pressão dinâmica do vento nas estruturas em geral	0,6	0,3	0
Temperatura	Variações uniformes de temperatura em relação à média anual local	0,6	0,5	0,3
Cargas móveis e seus efeitos dinâmicos	Passarelas de pedestres	0,6	0,4	0,3
	Vigas de rolamento de pontes rolantes	1,0	0,8	0,5
	Pilares e outros elementos ou subestruturas que suportam vigas de rolamento de pontes rolantes	0,7	0,6	0,4

[a] Ver alínea c) de 4.7.5.3.
[b] Edificações residenciais de acesso restrito.
[c] Edificações comerciais, de escritórios e de acesso público.
[d] Para estado-limite de fadiga (ver Anexo K), usar ψ_1 igual a 1,0.
[e] Para combinações excepcionais onde a ação principal for sismo, admite-se adotar para ψ_2 o valor zero.

Fonte: NBR 8800 (ABNT, 2008)

De acordo com o item 4.7.7.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008), as verificações dos estados-limites últimos e dos estados-limites de serviço devem ser realizadas em função de combinações últimas e combinações de serviço, respectivamente. Segundo ARAÚJO (2016) para os cálculos de edifícios sem ponte rolante são consideradas comumente apenas as combinações últimas normais, pois raramente são necessárias as verificações dos outros tipos de combinações últimas. Entretanto, no caso de edifícios com ponte rolante, para a consideração das forças horizontais devidas ao choque da ponte rolante com o batente, o item B.7.3 da NBR 8800 (ABNT, 2008) recomenda que essas ações devam ser consideradas apenas nas combinações últimas especiais.

Conforme o item 4.7.7.2 da NBR 8800 (ABNT, 2008), as combinações últimas normais são oriundas do uso previsto para a edificação. Essas combinações devem ser compostas pelas ações permanentes e pela ação variável principal, com seus

valores característicos ponderados e as demais ações variáveis, consideradas secundárias, com seus valores reduzidos de combinação devidamente ponderados.

Devem ser realizadas quantas combinações forem necessárias para a verificação de segurança em relação a todos os estados-limites últimos aplicáveis. Para as combinações últimas normais, utiliza-se a expressão genérica a seguir:

$$F_d = \sum_{i=1}^{m} (\gamma_{gi} F_{Gi,k}) + \gamma_{q1} F_{Q1,k} + \sum_{j=2}^{n} \gamma_{qj} \psi_{oj} F_{Qj,k} \qquad (2.18)$$

onde:

$F_{Gi,k}$ Valores característicos das ações permanentes;

$F_{Q1,k}$ Valor característico da ação variável principal;

$F_{Qj,k}$ Valores característicos das ações variáveis secundárias que podem atuar simultaneamente com a ação variável principal;

As combinações últimas normais resultantes para os pórticos metálicos do galpão com ponte rolante são descritas pelas equações 2.19 a 2.25. A combinação onde a sobrecarga é considerada a ação variável principal enquanto a ponte rolante é a ação variável secundária, sendo o vento uma ação variável favorável, é descrita pela equação 2.19.

$$F_{d1} = 1{,}25 \times PP + 1{,}25 \times CP_M + 1{,}35 \times CP + 1{,}50 \times SC + 1{,}50 \times 0{,}70 \times PR \qquad (2.19)$$

onde:

PP Peso próprio do pórtico metálico;

CP_M Peso próprio da estrutura metálica apoiada sobre o pórtico (telhas metálicas, terças, travessas, correntes, contravento global, viga de rolamento, treliça de contenção lateral, passadiço e etc.);

CP Peso próprio de elementos construtivos industrializados não metálicos (isolamento térmico e acústico, forro e etc.);

SC Sobrecarga em geral (acidental de cobertura, de passadiço e utilidades);

$PR = \begin{cases} PR_V \\ PR_V^{min} \\ PR_H \end{cases}$ Cargas da ponte rolante sobre o pórtico do galpão.

A combinação onde é considerada a ponte rolante como ação variável principal, a sobrecarga como ação variável secundária e o vento como ação variável favorável é descrita pela equação 2.20.

$$F_{d2} = 1{,}25 \times PP + 1{,}25 \times CP_M + 1{,}35 \times CP + 1{,}50 \times PR + 1{,}50 \times 0{,}80 \times SC \quad (2.20)$$

A combinação onde é considerada a sobrecarga como ação variável principal, e o vento e a ponte rolante como ações variáveis secundárias, é representada pela equação 2.21.

$$F_{d3} = 1{,}25 \times PP + 1{,}25 \times CP_M + 1{,}35 \times CP + 1{,}50 \times SC + 1{,}40 \times 0{,}60 \times VT + 1{,}50 \times 0{,}70 \times PR \quad (2.21)$$

onde:

VT Ações do vento, obtidas de acordo com a NBR 6123 (ABNT, 1988);

A combinação onde o vento é considerado como a ação variável principal, e a sobrecarga e a ponte rolante são consideradas ações variáveis secundárias, é descrita pela equação 2.22.

$$F_{d4} = 1{,}25 \times PP + 1{,}25 \times CP_M + 1{,}35 \times CP + 1{,}4 \times VT + 1{,}50 \times 0{,}80 \times SC + 1{,}50 \times 0{,}70 \times PR \quad (2.22)$$

A combinação onde é considerada a ponte rolante como ação variável principal, e a sobrecarga e o vento como ações variáveis secundárias, é representada pela equação 2.23.

$$F_{d5} = 1{,}25 \times PP + 1{,}25 \times CP_M + 1{,}35 \times CP + 1{,}50 \times PR + 1{,}50 \times 0{,}80 \times SC + 1{,}4 \times 0{,}60 \times VT \quad (2.23)$$

A combinação onde o peso próprio do pórtico e as cargas permanentes são consideradas favoráveis, sendo a ponte rolante a ação variável principal e o vento a ação variável secundária, enquanto a sobrecarga é considerada favorável, é descrita pela equação 2.24.

$$F_{d6} = 1{,}00 \times PP + 1{,}00 \times CP_M + 1{,}00 \times CP + 1{,}50 \times PR + 1{,}4 \times 0{,}60 \times VT \quad (2.24)$$

Já a equação 2.25 representa uma combinação onde tanto o peso próprio do pórtico metálico quanto à carga permanente são considerados favoráveis, sendo o vento a ação variável principal e a ponte rolante a ação variável secundária, enquanto a sobrecarga é considerada favorável.

$$F_{d7} = 1{,}00 \times PP + 1{,}00 \times CP_M + 1{,}00 \times CP + 1{,}4 \times VT + 1{,}50 \times 0{,}70 \times PR \quad (2.25)$$

Na análise de vigas de rolamento com ou sem passadiço ($SC = 0$), tem-se apenas uma combinação de ações, ver equação 2.26, a qual considera a ponte rolante como a ação variável principal, no caso de haver passadiço ($SC \neq 0$) sendo sua sobrecarga é considerada uma ação variável secundária.

$$F_{d8} = 1{,}25 \times PP + 1{,}25 \times CP_M + 1{,}50 \times PR + 1{,}5 \times 0{,}80 \times SC \quad (2.26)$$

Neste caso:

PP Peso próprio da viga de rolamento;

CP_M Peso próprio das estruturas metálicas que se apoiam sobre a viga de rolamento (trilhos, parte da treliça de contenção lateral, parte do passadiço e etc.);

$PR = \begin{cases} CV_m \\ H_T \\ H_L \end{cases}$ Cargas móveis da ponte rolante sobre a viga de rolamento;

SC Parcela da sobrecarga do passadiço que se apoia sobre a viga de rolamento, caso não haja passadiço adota-se $SC = 0$.

De acordo com o item 4.7.7.3 da NBR 8800 (ABNT, 2008) as combinações de carregamento para os estados-limites de serviços são classificadas em função da sua permanência na estrutura em: quase permanentes, frequentes e raras. No caso de edifícios com ponte rolante, este equipamento influencia apenas em algumas das combinações raras a serem verificadas.

As combinações raras de serviço são aquelas que atuam durante poucas horas ao longo de toda vida útil da estrutura; é através delas que se avaliam as deformações irreversíveis nesta estrutura. Nas combinações raras a ação variável principal é tomada com seu valor característico e todas as outras ações variáveis são tomadas com seus valores frequentes de acordo com a equação 2.27:

$$F_{ser} = \sum_{i=1}^{m} F_{Gi,k} + F_{Q1,k} + \sum_{j=2}^{n} (\psi_{1j} F_{Qj,k}) \tag{2.27}$$

onde:

ψ_{1j} Fator de redução que estima o valor frequente da j-ésima ação variável secundária.

As combinações raras de serviço F_{s1} e F_{s2} são utilizadas para a verificação do deslocamento resultante máximo vertical e horizontal, respectivamente, em vigas de rolamento (ver equações 2.28 e 2.29). Na direção vertical atuam as ações permanentes (*PP* e *CP*) e ação variável principal (CV_{PR}) com seus valores característicos e, caso haja, a ação da sobrecarga no passadiço (*SC*) atua como ação variável secundária. Na direção horizontal atua apenas a força horizontal transversal como ação variável principal.

$$F_{s1} = PP + CP + CV_{PR} + 0{,}4 \times SC \tag{2.28}$$

$$F_{s2} = H_T \tag{2.29}$$

Os deslocamentos máximos admissíveis para vigas de rolamento são dados em função da capacidade máxima da ponte rolante e do tipo de galpão. A Tabela 2.5 fornece tais deslocamentos limites:

Tabela 2. 5 – Deslocamentos admissíveis para vigas de rolamento.

Deslocamento vertical para pontes rolantes com capacidade nominal inferior a 200 kN;	$L/600$
Deslocamento vertical para pontes rolantes com capacidade igual ou superior a 200 kN, exceto em casos de ponte siderúrgica;	$L/800$
Deslocamento vertical para pontes rolantes siderúrgicas com capacidade igual ou superior a 200 kN;	$L/1000$
Deslocamento horizontal, exceto para pontes siderúrgicas;	$L/400$
Deslocamento horizontal para pontes siderúrgicas;	$L/600$

Fonte: NBR 8800 (ABNT, 2008)

De acordo com a nota i da Tabela C.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008), para o cálculo do deslocamento vertical resultante máximo das vigas de rolamento deve-se considerar os valores não majorados pelo impacto, o que justifica a não adoção do coeficiente de impacto na combinação F_{s1} apresentada na equação 2.28.

No geral o item C.3.2 da NBR 8800 (ABNT, 2008) especifica que no cálculo dos deslocamentos verticais a serem comparados com os valores limites, ver Tabela 2.5, pode-se deduzir o valor da contraflecha da viga até o limite do valor da flecha proveniente das ações permanentes. Entretanto, o item 10.2.1 da mesma norma especifica que para vigas de rolamento de vão igual ou superior a 20 m, em princípio deve ser dada contraflecha igual à flecha resultante das ações permanentes diretas características mais 50% das ações variáveis características.

As equações 2.30 e 2.31 fornecem as combinações raras de serviço para o cálculo do deslocamento horizontal dos pilares dos pórticos do galpão, onde a combinação F_{s3} considera a ponte rolante (PR_H) como a ação variável principal com seu valor característico e o vento (VT) como a ação variável secundária com seu valor reduzido. A combinação F_{s4} considera o vento como a ação variável principal e a ponte rolante como a ação variável secundária.

$$F_{s3} = PR_H + 0{,}3 \times VT \tag{2.30}$$

$$F_{s4} = VT + 0{,}6 \times PR_H \tag{2.31}$$

O deslocamento máximo permitido para o topo dos pilares em relação à base é de $H/300$, onde neste caso H é altura total do pilar. Já o deslocamento horizontal máximo permitido no nível da viga de rolamento em relação à base é de $H/400$; porém, em casos de pontes siderúrgicas, esse valor não pode ultrapassar 50 mm, onde neste caso H é à distância do nível da viga de rolamento à base. A nota l da Tabela C.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008) recomenda que a diferença entre os deslocamentos horizontais dos pilares do pórtico que suportam as vigas de rolamento não deve exceder 15 mm no nível desta viga.

2.5 Esforços solicitantes em uma viga de rolamento

A combinação de carregamento para o dimensionamento da viga de rolamento foi apresentada na equação 2.26 e reproduzida novamente a seguir:

$$F_{d8} = 1{,}25 \times PP + 1{,}25 \times CP_M + 1{,}50 \times PR + 1{,}50 \times 0{,}80 \times SC$$

O carregamento combinado F_{d8} pode ser esquematizado para um trem tipo de duas rodas de acordo com o apresentado na Figura 2.15:

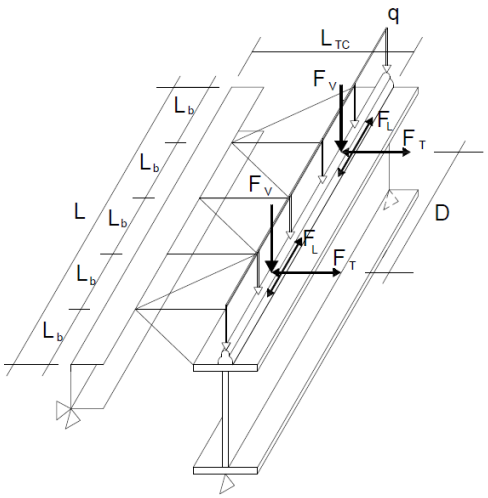


Figura 2. 8 – Esquema de aplicação do carregamento combinado F_{d8} na viga de rolamento.

Na Figura 2.15 tem-se:

$$F_{d8} = \begin{cases} q = 1{,}25 \times PP + 1{,}25 \times CP_M + 1{,}50 \times 0{,}80 \times SC \\ F_V = 1{,}50 \times CV_m \\ F_T = 1{,}50 \times H_T \\ F_L = 1{,}50 \times H_L \end{cases}$$

onde:

L Vão da viga de rolamento;

L_b Comprimento destravado da viga de rolamento para flexão em torno do eixo x, e comprimento de um painel da treliça de contenção lateral;

L_{TC} Largura da treliça de contenção lateral;

D Distância entre as rodas do trem tipo.

Este carregamento F_{d8} fará com que a viga de rolamento fique submetida à flexão obliqua composta com esforço normal, o qual tanto pode ser de compressão quanto de tração. Neste trabalho será considerado o caso mais desfavorável. Entretanto, para a determinação destes esforços solicitantes faz-se necessário. A identificação do posicionamento das rodas que provoca as situações mais desfavoráveis.

2.5.1 Momento fletor solicitante de cálculo

Quanto às cargas móveis, de acordo com o exposto no anexo A deste trabalho, no caso de $D < 0{,}5858L$ a posição da ponte rolante que provoca o maior momento fletor ocorre quando uma das rodas do trem tipo de duas rodas se encontra posicionada a uma distância equivalente a um quarto do espaçamento entre essas rodas a partir do meio do vão da viga de rolamento. As Figuras 2.1 e 2.17 apresentam as cargas, na posição mais desfavorável para $D < 0{,}5858L$ (caso mais comum). Entretanto, no caso de $D > 0{,}5858L$ a posição da ponte rolante que provoca o maior momento fletor ocorre quando uma das rodas do trem tipo de duas rodas se encontra posicionada no meio do vão da viga enquanto a outra roda está fora do vão, ver Figuras A.16 e A.17 do anexo A.

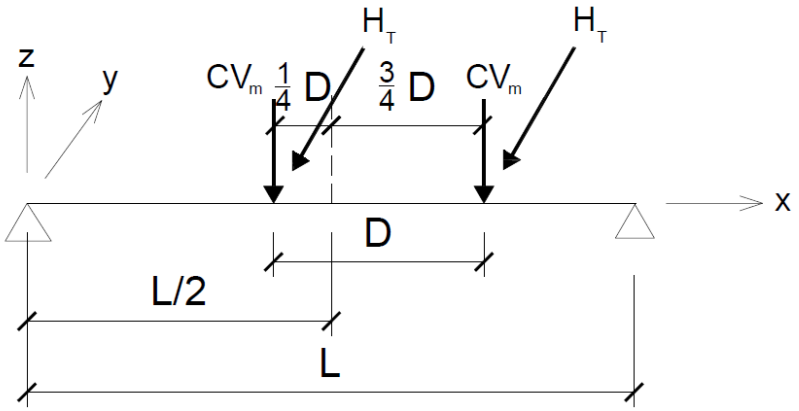


Figura 2. 9 - Posicionamento das rodas do trem tipo de duas rodas no vão da viga de rolamento para maior flexão.

Neste trabalho se considera que a viga de rolamento ou terá seção transversal em forma de I com dupla simetria, com perfil laminado ou soldado, ou seção transversal em forma de I monossimétrico soldado, de acordo com a Figura 2.18.

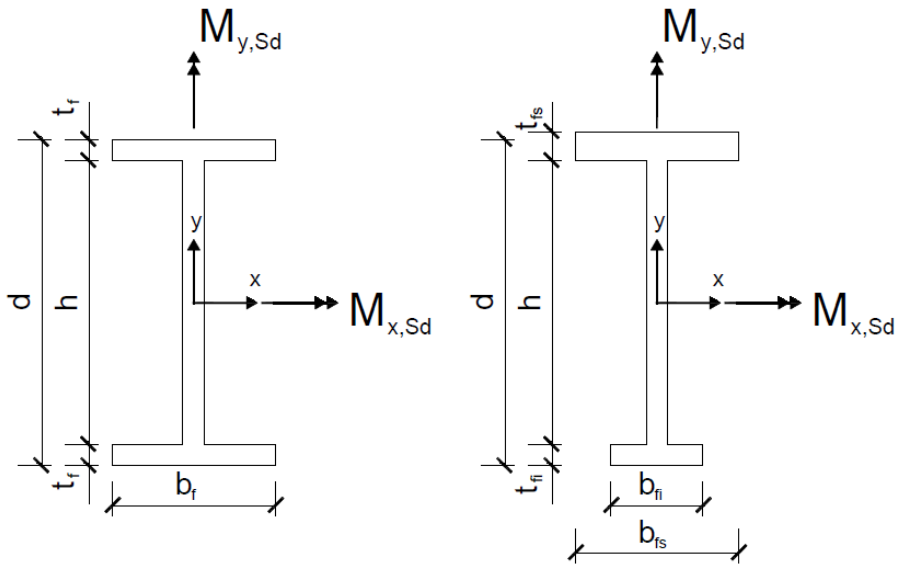


Figura 2. 10 – Seção transversal da viga de rolamento e momentos fletores solicitantes de cálculo nas direções x e y.

Ao se considerar o carregamento combinado F_{d8}, ver Figura 2.15, os momentos fletores solicitantes máximos na viga de rolamento são dados por:

$$M_{x,Sd} = M_x^q + M_x^{F_V} + M_x^{F_L} \quad (2.35)$$

$$M_{y,Sd} = M_y^{F_T} \quad (2.36)$$

onde:

$M_x^q = \frac{qL^2}{8}$, sendo L o vão da viga de rolamento;

$$M_x^{F_V} = \begin{cases} \frac{F_V}{8L}(2L - D)^2 , & para \quad D < 0{,}5858L \\ \frac{F_V \times L}{4} , & para \quad D > 0{,}5858L \end{cases}$$

Conforme explicitado no item A.3.4.3 do Anexo A deste trabalho, se $D < 0{,}5858L$ o momento fletor máximo absoluto da viga ocorre com as duas rodas do trem tipo sobre esta viga, enquanto se $D > 0{,}5858L$ o momento fletor máximo absoluto da viga ocorre para apenas uma das rodas do trem tipo sobre esta viga, sendo D a distância entre as rodas de um trem tipo de apenas duas rodas;

$M_x^{F_L} = 2F_L\left(d_{tr} + d - y_{cg}\right)$, no caso de um trem tipo de apenas duas rodas, sendo d a altura total do perfil, y_{cg} a distância do CG da viga de rolamento à face externa de sua mesa inferior e d_{tr} a altura do trilho;

$M_y^{F_T} = F_T \frac{L_b}{4}$, considerando que os montantes e as diagonais da treliça de contenção lateral funcionam como apoios horizontais do primeiro gênero para a viga de rolamento.

Para a verificação do critério de resistência, o momento fletor $M_{x,Sd}$ será resistido por toda a seção transversal da viga. Entretanto, de acordo com o *Technical Report No.13 (AISE, 2003),* o momento fletor $M_{y,Sd}$ será resistido por uma seção efetiva em forma de T composta por toda a mesa comprimida e uma parcela h_w da alma do perfil. A Figura 2.19 ilustra esta seção efetiva.

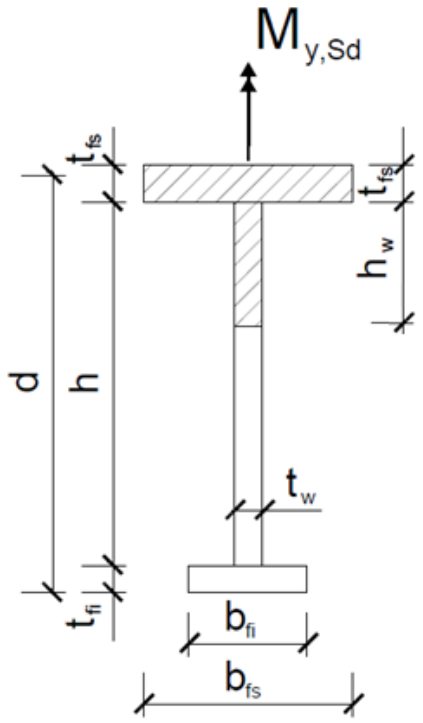


Figura 2. 11 – Seção efetiva que resiste a $M_{y,Sd}$.

A altura da parcela da alma do perfil que resiste a $M_{y,Sd}$ é definida como:

$$h_w \leq \begin{cases} h/2 \\ 127 t_w / \sqrt{f_y} \end{cases} \quad (2.37)$$

Sendo f_y a tensão limite de escoamento do aço da viga de rolamento.

2.5.2 Esforço cortante solicitante de cálculo

De acordo com o anexo A, ver Figura A.8, para o caso do esforço cortante solicitante, o posicionamento de uma ponte com trem tipo de duas rodas que provoca uma configuração de carregamento mais desfavorável para a viga de rolamento ocorre quando uma das rodas do trem tipo está exatamente sobre o apoio. A Figura 2.20 mostra as cargas móveis, na posição mais desfavorável para o cálculo de sua parcela de esforço cortante para a viga de rolamento da extremidade esquerda.

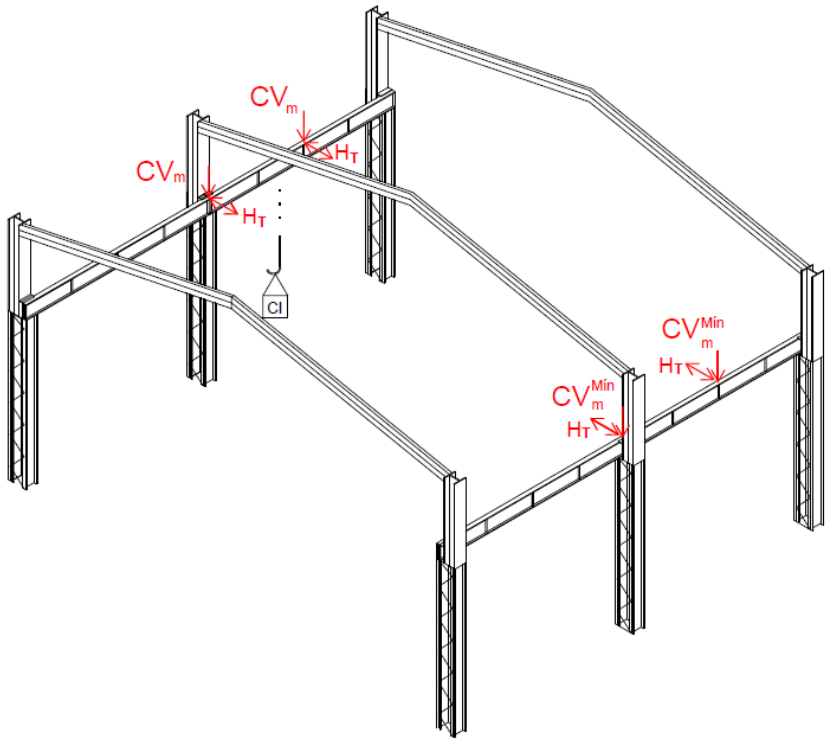


Figura 2. 12 - Posicionamento das rodas do trem tipo no vão da viga de rolamento para maior esforço cortante.

Portanto, uma vez que o carregamento F_{d8} esteja no posicionamento mais desfavorável para a obtenção do esforço cortante, de acordo com a Figura 2.21, tem-se:

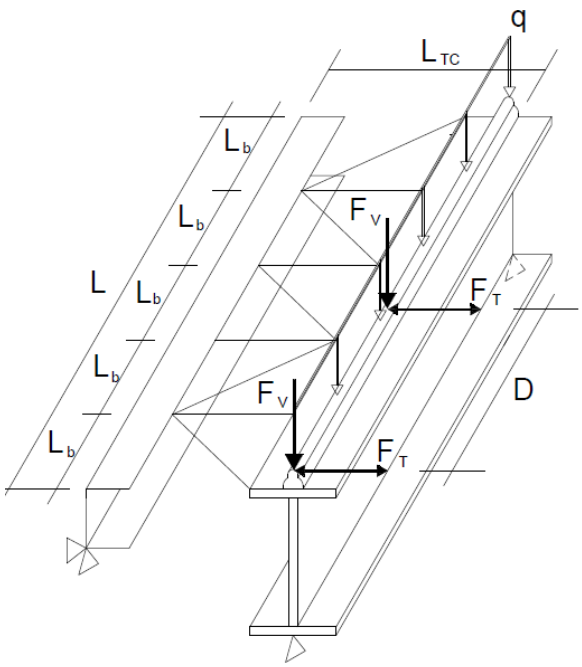


Figura 2. 13 – Posicionamento do carregamento F_{d8} que fornece os esforços cortantes mais desfavoráveis.

Esforço cortante solicitante resistido pela alma da viga de rolamento, baseado na equação genérica A.14 do anexo A, tem-se:

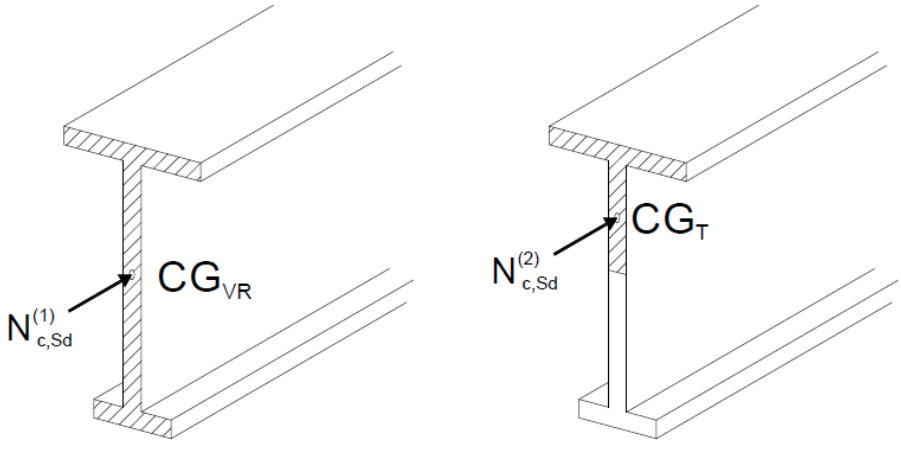
$$V_{y,Sd} = F_V + F_V \frac{(L-D)}{L} + \frac{qL}{2} \tag{2.38}$$

Também baseado na equação genérica A.14, o esforço cortante solicitante resistido pela mesa superior da viga de rolamento é dado por:

$$V_{x,Sd} = F_T + F_T \frac{(L-D)}{L} \tag{2.39}$$

2.5.3 Esforço normal solicitante

No caso do esforço normal, o qual será admitido conservadoramente como sendo de compressão para a avaliação na tensão normal máxima na mesa superior, o carregamento combinado F_{d8} dá origem a duas parcelas deste esforço, ver Figura 2.22.



(a) (b)

Figura 2. 14 – Esforço normal de compressão: a) parcela do esforço normal que atua no CG da seção transversal bruta da viga de rolamento; b) parcela do esforço normal que atua no CG da seção efetiva em T.

A primeira parcela do esforço normal de compressão, ver Figura 2.22(a), é devida à frenagem ou aceleração longitudinal da ponte rolante. Esta parcela atua

sobre o centro geométrico CG_{VR} da seção transversal bruta da viga de rolamento, e, para um trem tipo de duas rodas, é dada por:

$$N_{c,Sd}^{(1)} = 2F_L \tag{2.40}$$

A segunda parcela do esforço normal de compressão, ver Figura 2.22 (b), é devida à frenagem ou aceleração transversal da ponte rolante. Esta parcela atua sobre o centro geométrico CG_T da seção T efetiva, e surge porque esta seção T efetiva funciona como um banzo para a treliça de contenção lateral. Sendo assim utilizando o conceito de viga de substituição e com o auxílio do anexo A, tem-se:

$$N_{c,Sd}^{(2)} = \frac{M_{F_T}}{L_{TC}} \tag{2.41}$$

onde, para um trem tipo de duas rodas:

$$M_{F_T} = \begin{cases} \dfrac{F_T}{8L}(2L - D)^2, & para \quad D < 0{,}5858L \\ \dfrac{F_T \times L}{4}, & para \quad D > 0{,}5858L \end{cases}$$

Conforme explicitado no item A.3.4.3 do Anexo A deste trabalho, se $D < 0{,}5858L$, o momento fletor máximo absoluto da viga ocorre com as duas rodas do trem tipo sobre esta viga, enquanto que se $D > 0{,}5858L$, o momento fletor máximo absoluto da viga ocorre para apenas uma das rodas do trem tipo sobre esta viga;

2.5.4 Tensão normal máxima solicitante de cálculo

Como $N_{c,Sd}^{(1)}$ atua na seção transversal bruta da viga de rolamento, enquanto $N_{c,Sd}^{(2)}$ atua na seção T efetiva desta mesma viga, estas parcelas de esforços normais não podem ser superpostas diretamente. Sendo assim a avaliação da superposição dos efeitos de $N_{c,Sd}^{(1)}$ com $N_{c,Sd}^{(2)}$ deve ser feita a partir da determinação da tensão normal máxima que atua em um ponto da seção transversal da viga de rolamento, a qual é dada por:

$$\sigma_{Sd} = \frac{N_{c,Sd}^{(1)}}{A_g} + \frac{N_{c,Sd}^{(2)}}{A^T} + \frac{M_{x,Sd}}{W_x^{sup}} + \frac{M_{y,Sd}}{W_y^T} \quad (2.42)$$

onde:

A_g Área bruta da seção transversal da viga de rolamento;

A^T Área da seção T efetiva;

W_x^{sup} Módulo de resistência elástico do lado superior para a seção bruta da viga de rolamento, em relação ao eixo x;

W_y^T Módulo de resistência elástico da seção T efetiva, em relação ao eixo y.

2.6 Deslocamentos na viga de rolamento

A combinação de carregamento para a verificação do deslocamento vertical da viga de rolamento foi apresentada na equação 2.28 e reproduzida novamente a seguir:

$$F_{s1} = PP + CP + CV_{PR} + 0{,}40 \times SC$$

O carregamento combinado F_{s1} pode ser esquematizado para um trem tipo de duas rodas de acordo com o apresentado na Figura 2.23:

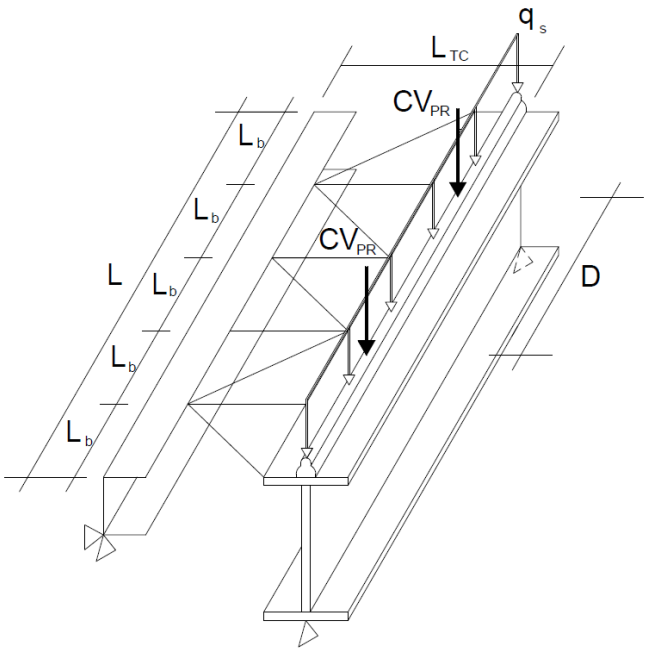


Figura 2. 15 – Esquema de aplicação do carregamento combinado F_{s1} na viga de rolamento.

Na Figura 2.23 tem-se:

$$F_{s1} = \begin{cases} q_s = PP + CP + 0{,}40 \times SC \\ CV_{PR} \end{cases}$$

O carregamento móvel mais desfavorável para o deslocamento vertical da estrutura ocorre quando as duas rodas do trem tipo estão localizadas no centro na viga de rolamento, conforme ilustrado na Figura 2.24.

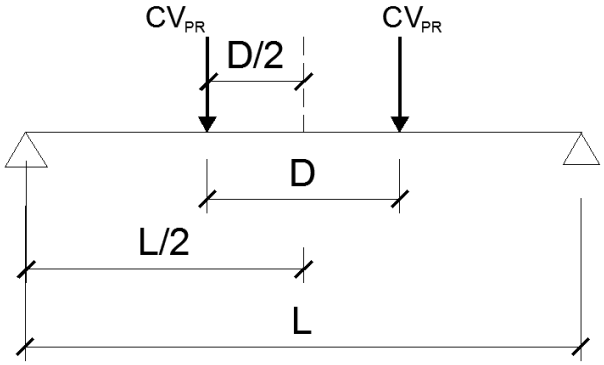


Figura 2. 16 - Posicionamento das rodas do trem tipo no vão da viga de rolamento para a obtenção do maior deslocamento vertical.

Assim o deslocamento vertical máximo obtido com o carregamento combinado F_{s1} é dado por:

$$\delta_V = \delta_V^q + \delta_V^{PR} \tag{2.43}$$

Da Resistência dos Materiais sabe-se que:

$$\delta_V^q = \frac{5 q_s L^4}{384 E I_x} \tag{2.44}$$

$$\delta_V^{PR} = \frac{CV_{PR} a}{24 E I_x}(3L^2 - 4a^2) \tag{2.45}$$

onde $a = (L - D)/2$.

De acordo com os itens C.3.2 e 10.2.1 da NBR 8800 (ANBT, 2008), no caso da adoção de contraflecha (δ_0), se o vão da viga de rolamento é menor do que $20\,m$, esta contraflecha pode ser calculada de acordo com a equação 2.46. Do contrário, a contraflecha é dada pela equação 2.47:

$$\delta_0 \leq \frac{5(PP + CP)L^4}{384 E I_x}, \qquad para\ L < 20m \tag{2.46}$$

$$\delta_0 = \frac{5(PP + CP + 0{,}2SC)L^4}{384 E I_x} + \frac{0{,}5 CV_{PR} a}{24 E I_x}(3L^2 - 4a^2), \qquad para\ L \geq 20m \tag{2.47}$$

Na equação 2.47, $a = (L - D)/2$.

O deslocamento atuante horizontal é determinado para a combinação de serviço apresentada na equação 2.29 e reproduzida novamente a seguir:

$$F_{s2} = H_T$$

Na Figura 2.25 tem-se o esquema de aplicação do carregamento combinado F_{s2} para o caso de um trem tipo de apenas duas rodas, o qual está na posição correspondente à obtenção do deslocamento horizontal máximo.

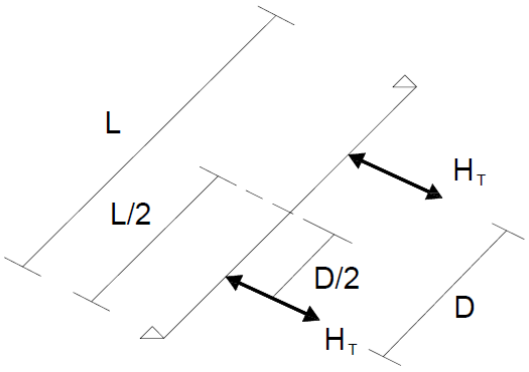


Figura 2. 17 - Esquema de aplicação de F_{s2} correspondente à obtenção do deslocamento horizontal máximo.

Uma forma simplificada e conservadora para se obter o deslocamento horizontal máximo na viga de rolamento é desprezar a existência da treliça de contenção lateral e adotar no cálculo o momento de inércia I_y integral da viga. Neste caso para um trem tipo de duas rodas, o deslocamento horizontal máximo é dado pela equação 2.48 da Resistência dos Materiais:

$$\delta_H = \frac{H_T a}{24 E I_y}(3L^2 - 4a^2) \tag{2.48}$$

onde $a = (L - D)/2$.

Entretanto, caso este procedimento simplificado resulte num valor de δ_H que exceda o limite máximo fixado em norma, uma alternativa mais refinada consiste em considerar a existência da treliça de contenção lateral. Neste caso o carregamento F_{s2} deve ser aplicado no conjunto da viga com a treliça de contenção lateral, levando-se em conta que a seção T efetiva da viga de rolamento funciona como um dos banzos desta treliça. Assim, utilizando-se um *software*, se obtém o deslocamento horizontal real δ_H do conjunto viga de rolamento com treliça de contenção lateral.

CAPÍTULO 3

Vigas de rolamento – Dimensionamento e Verificações

3.1 Introdução

Neste capítulo são apresentados os parâmetros de dimensionamento de vigas de rolamento segundo a NBR 8800 (ABNT, 2008), especificando os critérios para a determinação das resistências de cálculo. Para a realização do dimensionamento destas vigas são abordadas as considerações dos estados-limites últimos associados ao momento fletor, esforço cortante, tensão normal, forças transversais localizadas, enrijecedores transversais e fadiga.

O estudo apresentado nesta pesquisa se restringe às vigas de rolamento com seção transversal em perfil I ou H com dupla simetria, laminado ou soldado, e também para perfil I monossimétrico soldado. Estas vigas serão consideradas sempre com enrijecedores de apoio e enrijecedores intermediários, em ambos os lados da alma, mesmo que em termos de resistência eles não sejam necessários, ver Figura 4.1. Esta consideração tem por objetivo evitar possíveis empenamentos da mesa e da alma da viga, quer sejam por aspectos de fabricação, montagem ou operação.

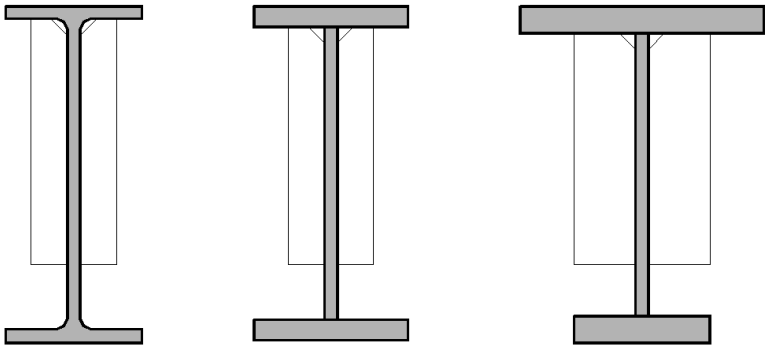


Figura 3. 1 – Seções transversais das vigas de rolamento.

3.2 Momento fletor resistente de cálculo

Quanto ao momento fletor os Estados-Limites Últimos (ELU) associados às vigas de rolamento são: Flambagem Lateral com Torção (FLT), Flambagem Local da Mesa Comprimida (FLM) e Flambagem Local da Alma por Compressão (FLA).

A flambagem lateral com torção corresponde à perda da estabilidade global da viga sob flexão. Em FLT, a mesa comprimida e parte da alma funcionam como uma coluna em compressão, podendo flambar em torno do eixo y. A mesa tracionada é estabilizada pelas tensões de tração, dificultando o deslocamento lateral u_x da mesa comprimida, provocando uma torção que rotaciona a seção de ϕ em torno do seu eixo longitudinal, conforme ilustrado na Figura 3.2.

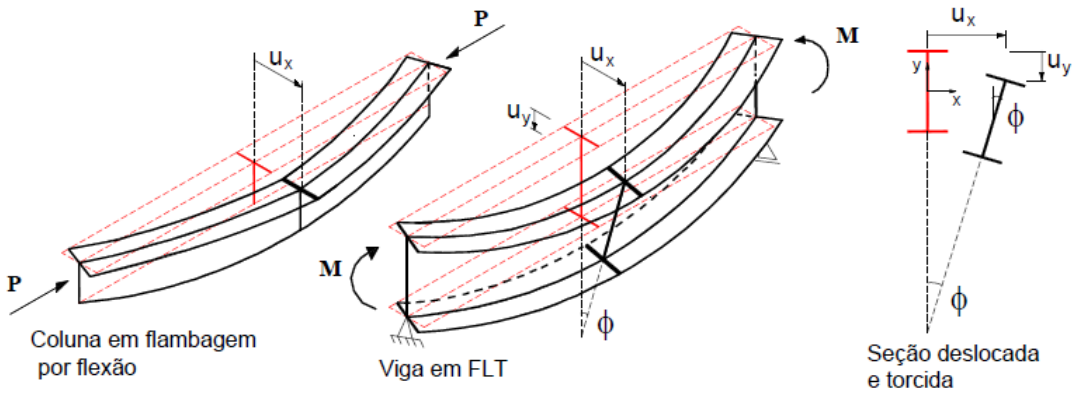


Figura 3. 2– Flambagem lateral com torção.
Fonte: ARAÚJO (2016).

A FLM consiste na flambagem local da mesa comprimida, conforme ilustra a Figura 3.3. A FLA corresponde à flambagem do trecho da alma comprimida, a qual transfere tensões para a mesa comprimida. Posteriormente à ocorrência da instabilidade local da alma sob compressão, devido à transferência de tensões da alma à mesa, a viga pode ir à ruína devido à FLT ou à FLM da mesa comprimida (que juntamente com a mesa tracionada, resistem à maior parte da flexão), também sendo possível a ruína por escoamento da mesa tracionada. A Figura 3.4 mostra o comportamento e as tensões atuantes na seção antes e após a FLA.

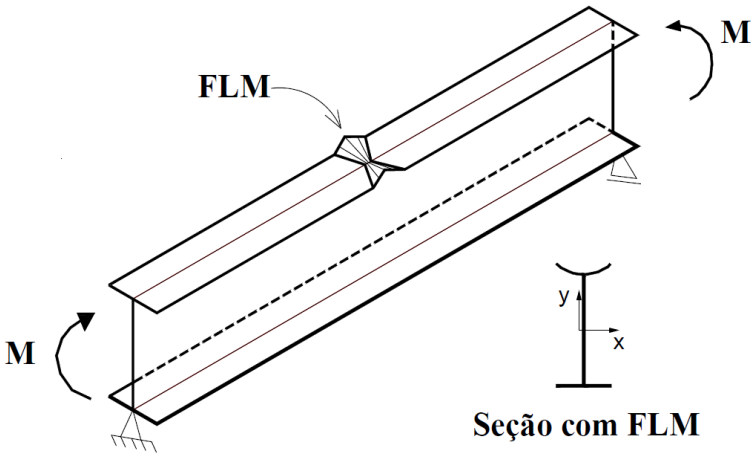


Figura 3. 3 – Flambagem local da mesa comprimida.
Fonte: ARAÚJO (2016).

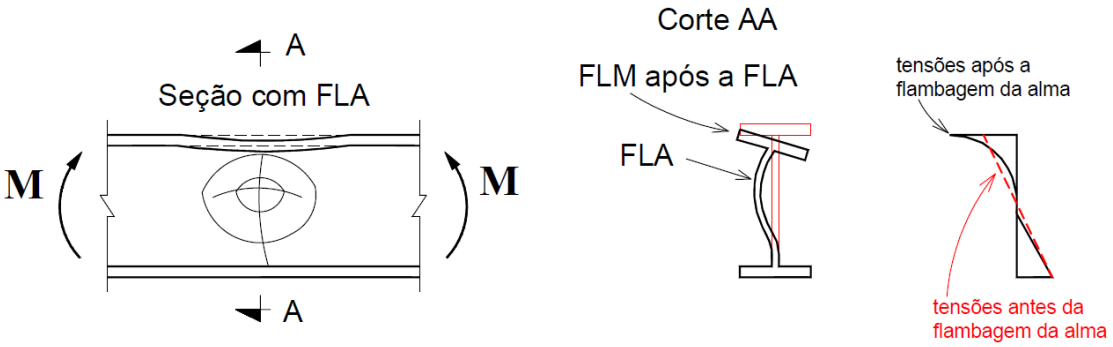


Figura 3. 4 – Flambagem local da alma por compressão.
Fonte: ARAÚJO (2016).

A análise da ocorrência de flambagem local nas seções das vigas é dada em função da esbeltez de seus elementos comprimidos na flexão. Os dois limites de esbeltez locais que definem a flambagem são: o limite de esbeltez relacionado ao início de escoamento da seção (λ_r) e o limite de esbeltez correspondente à plastificação total da seção (λ_p). As seções transversais das vigas de rolamento são classificadas quanto à esbeltez e a ocorrência de flambagem local em:

a) **Seções compactas:** São as seções em que todos os elementos comprimidos atendem à relação $\lambda \leq \lambda_p$ e suas mesas estão ligadas de forma contínua com a alma. Estas seções também são capazes de apresentar uma distribuição de tensão totalmente plástica, com grandes rotações antes do início da flambagem local;
b) **Seções semicompactas:** São as seções em que a esbeltez de um ou mais elementos comprimidos atendem à relação $\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$. Neste caso, as seções podem atingir a resistência ao escoamento, antes que a flambagem local ocorra, mas não plastificam totalmente e não têm grande capacidade de rotação.
c) **Seções esbeltas:** São as seções em que um ou mais elementos comprimidos atendem à relação $\lambda > \lambda_r$. Nas seções esbeltas, um ou mais elementos comprimidos flambam em regime elástico, levando-se em conta as tensões residuais nos casos de FLT e FLM.

Na Figura 3.5 são apresentados os diagramas de momento fletor máximo versus rotação e suas respectivas distribuições de tensão normal para os casos da seção transversal da viga ser compacta, ou semicompacta, ou esbelta.

A Figura 3.6 mostra a variação do momento resistente nominal M_n (momento resistente sem a consideração do coeficiente de ponderação da resistência) em relação à esbeltez para a flambagem local da mesa ou da alma (FLM ou FLA), considerando a viga contida lateralmente, o que impede a flambagem lateral com torção. O diagrama ilustra quais momentos resistentes nominais são pertinentes a cada tipo de seção.

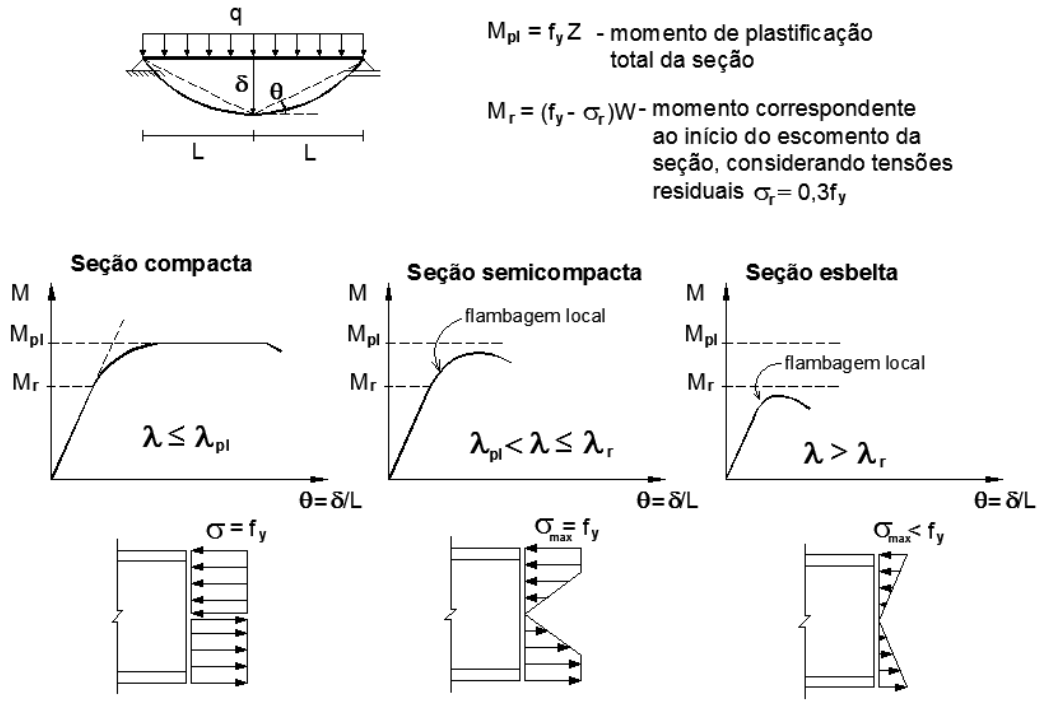


Figura 3. 5 - Classificação das seções transversais das vigas quanto à esbeltez e a ocorrência de flambagem local.

Fonte: ARAÚJO (2016).

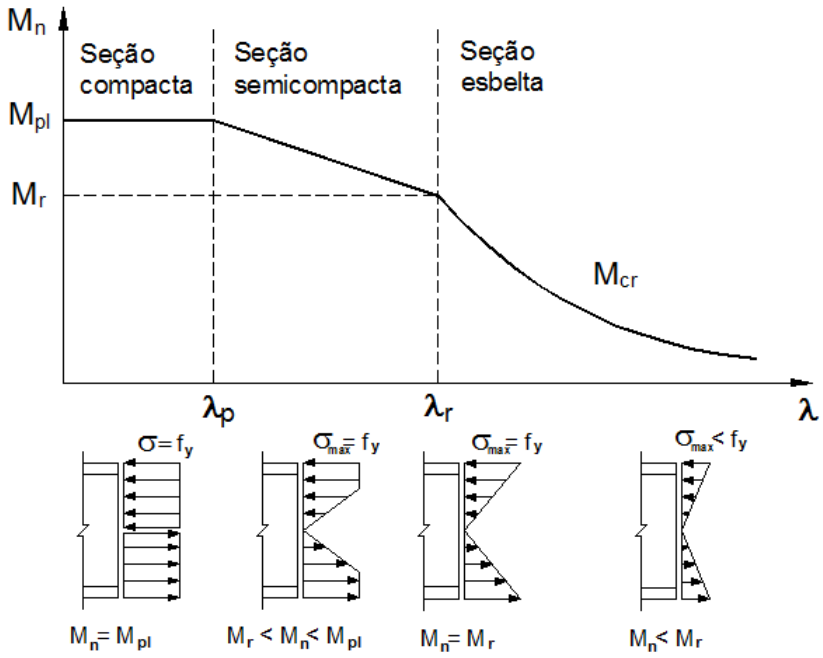


Figura 3. 6 – Diagrama de M_n *versus* esbeltez para a flambagem local da mesa ou da alma.

Fonte: ARAÚJO (2016).

Para a FLT, o momento resistente nominal depende do comprimento destravado L_b da viga (distância entre as contenções laterais da viga). De acordo com a dimensão deste comprimento destravado, PFEIL (2009) classifica as vigas em:

a) Viga curta: ocorre quando a viga é contida lateralmente de forma contínua ($L_b = 0$), geralmente por uma laje, ou quando a relação $\lambda = L_b/r_y \leq \lambda_p$ é atendida. Para estas vigas, a seção crítica, se não houver flambagem local, atinge a plastificação total sem dar-se a FLT.

b) Viga longa: Ocorre quando a esbeltez da viga a FLT é maior que a esbeltez relacionado ao início do escoamento da seção $\lambda = L_b/r_y > \lambda_r$. Neste caso, a seção crítica, caso não flambe localmente, flamba lateralmente em regime elástico.

c) Viga intermediária: ocorre quando a viga atende a relação $\lambda_p < \lambda = L_b/r_y \leq \lambda_r$. Para estas vigas, a seção crítica, se não houver flambagem local, flamba lateralmente em regime inelástico.

A Figura 3.7 mostra a variação do momento nominal M_n em relação à esbeltez para a flambagem lateral com torção (FLT), considerando a inexistência de flambagem local da mesa e flambagem local da alma.

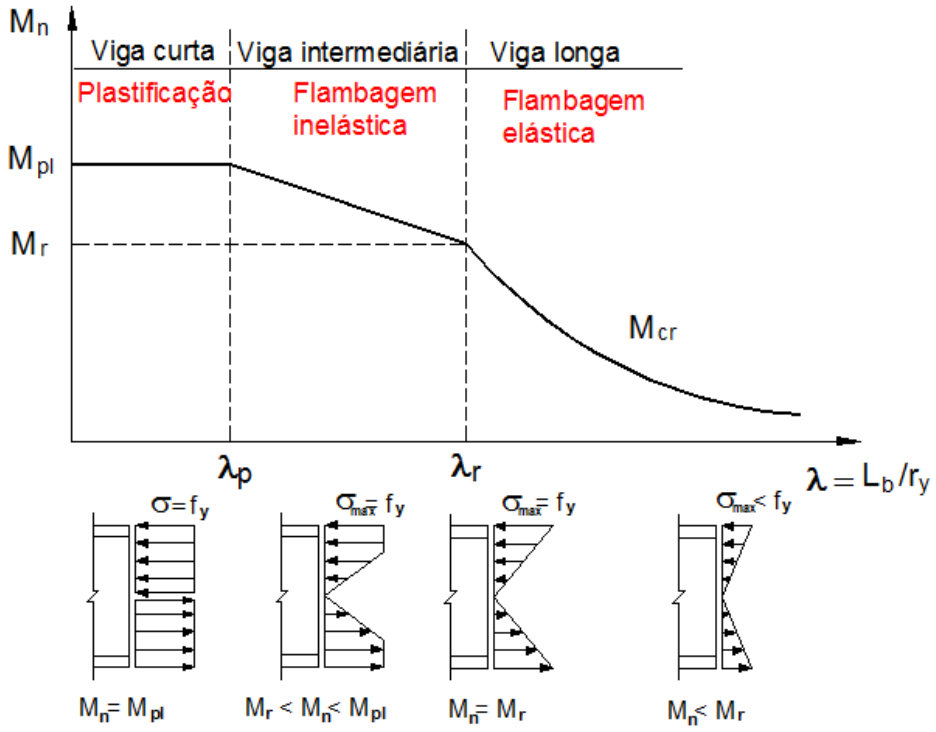


Figura 3. 7 – Diagrama de M_n *versus* esbeltez para a flambagem lateral com torção. Fonte: ARAÚJO (2016).

O critério de resistência à flexão para a viga de rolamento é dado pela equação 3.1:

$$M_{x,Sd} \leq M_{x,Rd} \tag{3.1}$$

onde:

$M_{x,Sd}$ Máximo momento fletor solicitante de cálculo, na direção de x, obtido para a combinação última F_{d8} apresentada na equação 2.26 do capítulo 02 deste trabalho. No caso de um trem tipo de apenas duas rodas, este momento fletor é dado pela equação 2.35 do capítulo 02;

$M_{x,Rd}$ Mínimo momento fletor resistente de cálculo, na direção de x, obtido para os estados-limites últimos aplicáveis;

A esbeltez da alma da viga definirá a metodologia adotada para o cálculo do seu momento resistente, podendo ser de dois tipos: Momento fletor resistente de

cálculo de vigas de alma não esbelta e momento fletor resistente de cálculo de vigas de alma esbelta.

As vigas de perfil I ou H que possuem alma não esbelta são aquelas cujas almas, quando perpendiculares ao eixo de flexão, devem atender a relação $\lambda \leq \lambda_r$ para o estado-limite último de FLA.

Para as vigas de rolamento com perfil I ou H laminados ou soldados, com dois eixos de simetria, serem consideradas de alma não esbelta, o seu parâmetro de esbeltez para o ELU de FLA deve atender o critério apresentado na equação 3.2.

$$\lambda = \frac{h}{t_w} \leq 5{,}70\sqrt{\frac{E}{f_y}} \qquad (3.2)$$

onde:

h Altura da parte plana da alma, que para perfis soldados é a distância entre as faces internas das mesas, enquanto para perfis laminados é esta distância menos os dois raios de concordância entre mesas e alma;

t_w Espessura da alma;

$E = 200.000MPa$ É o módulo de elasticidade longitudinal do aço;

f_y Tensão limite de escoamento do aço da viga de rolamento.

Para as vigas de rolamento com perfil I com um único eixo de simetria no plano médio da alma serem consideradas de alma não esbelta, o seu parâmetro de esbeltez para o ELU de FLA deve atender o critério apresentado na equação 3.3.

$$\lambda = \frac{h_c}{t_w} \leq 5{,}70\sqrt{\frac{E}{f_y}} \qquad (3.3)$$

onde:

$h_c = 2\left(d - t_{fs} - y_{cg}\right)$, isto é, h_c é duas vezes a distância do CG a face interna da mesa superior;

d Altura total da seção transversal;

t_{fs} Espessura da mesa superior;

y_{cg} Distância do CG à face externa da mesa inferior.

3.2.1 Momento fletor resistente de cálculo de vigas de alma não-esbelta

O anexo G da NBR 8800 (ABNT, 2008) apresenta os procedimentos para a determinação do momento fletor resistente de cálculo de vigas de alma não esbelta. Este momento fletor deve ser adotado como o menor valor entre os momentos resistentes calculados para os três ELU de flexão supracitados, FLT, FLM e FLA.

O cálculo do momento fletor resistente para cada estado-limite último, dado em função do parâmetro de esbeltez associado a esse estado-limite, é determinado pelas seguintes expressões:

3.2.1.1 Estado-Limite Último de Flexão Lateral com Torção

A equação para definir o momento fletor resistente de cálculo em casos de esbeltez que permitam a plastificação total da seção transversal (viga curta) no ELU de FLT é:

$$M_{x,Rd} = \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda \leq \lambda_p \tag{3.4}$$

onde:

$\gamma_{a1} = 1{,}10$ Coeficiente de ponderação da resistência do aço (para escoamento, flambagem e instabilidade), dado na tabela 3 da NBR 8800 (ABNT, 2008).

Para a viga intermediária, o momento fletor resistente de cálculo para o ELU de FLT é dado pela equação 3.5:

$$M_{x,Rd} = \frac{C_b}{\gamma_{a1}}\left[M_{pl} - \left(M_{pl} - M_r\right)\frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p}\right] \leq \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda_p < \lambda \leq \lambda_r \tag{3.5}$$

Em 4.5 C_b é o fator de modificação para o diagrama de momento fletor não uniforme.

O problema fundamental de análise para o estudo de FLT considera uma viga I duplamente simétrica, biapoiada, com contenção lateral e torcional nos extremos $(u = \phi = 0)$ e sujeita a um momento fletor constante em todo o seu comprimento e flexão em torno do eixo x. Entretanto, essa configuração estrutural, com contenção lateral e torcional apenas nos extremos e com momento fletor uniforme ao longo de toda a viga, nem sempre ocorrem na prática, o que gera a necessidade de uma correção no momento fletor resistente, a qual é feita com a aplicação do coeficiente C_b. Para as vigas de rolamento, este coeficiente C_b é dado por:

$$C_b = \frac{12{,}5M_{máx}}{2{,}5M_{máx} + 3M_A + 4M_B + 3M_C} R_m \leq 3{,}0 \qquad (3.6)$$

em 4.6:

$M_{máx}$ Valor do momento fletor máximo solicitante de cálculo, em módulo, no comprimento destravado em análise;

M_A Valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, na seção situada a um quarto do comprimento destravado em análise, medido a partir da extremidade da esquerda;

M_B Valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, na seção central do comprimento destravado em análise;

M_C Valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, na seção situada a três quartos do comprimento destravado em análise, medido a partir da extremidade da esquerda;

$R_m = 1{,}0$ para vigas de rolamento biapoiadas.

Toda viga sempre é considerada contida lateralmente nos apoios de extremidade, podendo ou não ser contida em pontos intermediários. A Figura 3.8(a) apresenta os parâmetros $M_{máx}$, M_A, M_B e M_C de um comprimento destravado L_b de uma viga de rolamento contida lateralmente em apenas dois pontos intermediários equidistantes, para efeito de ilustração. O coeficiente C_b deve ser calculado para o

trecho de comprimento destravado que contém o momento fletor máximo absoluto da viga de rolamento.

Entretanto, no caso desta viga ser travada lateralmente por uma treliça L_b é a distância entre os montantes da treliça; neste caso, o momento fletor varia muito pouco dentro do comprimento destravado e é razoável adotar $C_b = 1{,}0$, consideração feita neste trabalho.

Por outro lado, se a viga de rolamento não tiver treliça de contenção lateral, ou seja, o comprimento destravado é o próprio comprimento da viga $L_b = L$, ver Figura 3.8(b), o diagrama de momento fletor varia consideravelmente ao longo deste comprimento, assim o cálculo de $1{,}0 < C_b \leq 3{,}0$ pela equação 3.6 possibilitará um bom acréscimo no $M_{x,Rd}$ para o ELU de FLT.

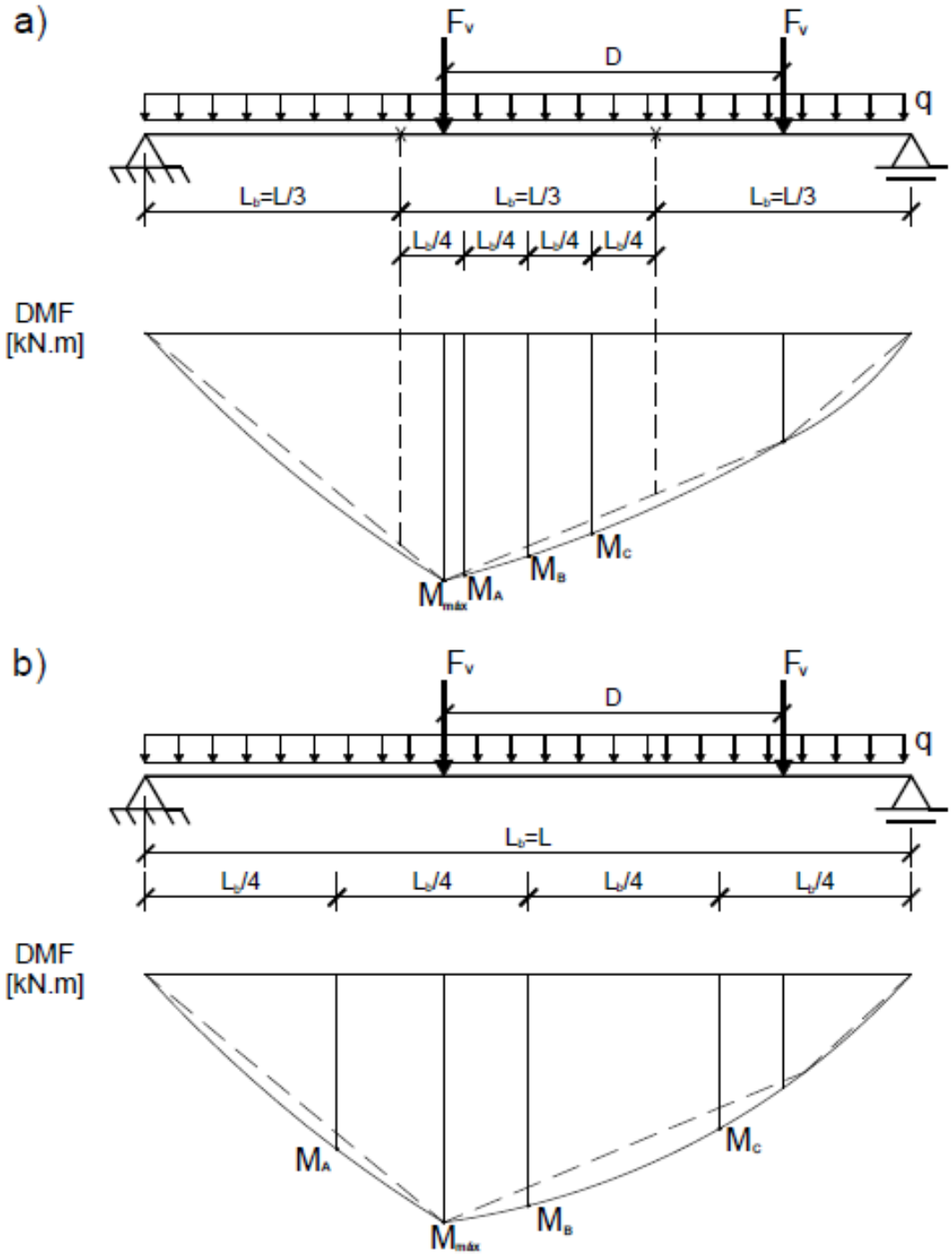


Figura 3. 8 – Parâmetros $M_{máx}$, M_A, M_B e M_C de um comprimento destravado L_b de uma viga de rolamento: a) contida lateralmente nos apoios e apenas em dois pontos intermediários equidistantes; b) contida apenas nos apoios.

Nos casos de vigas longas em que a flambagem ocorre em regime elástico, tem-se:

$$M_{x,Rd} = \frac{M_{cr}}{\gamma_{a1}} \leq \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda > \lambda_r \tag{3.7}$$

É interessante observar que para o ELU de FLT as equações 4.4, 4.5 e 4.7 podem ser interpretadas graficamente através do diagrama apresentado na Figura 3.7 ao se fazer $M_{x,Rd} = M_n/\gamma_{a1}$, sendo adotado $C_b = 1{,}0$.

Os parâmetros para a determinação do $M_{x,Rd}$ para o ELU de FLT da viga de rolamento de alma não esbelta variam de acordo com o tipo de seção transversal, conforme apresentado para os casos “a” e “b” a seguir:

a) Vigas de rolamento com seção I ou H com dois eixos de simetria

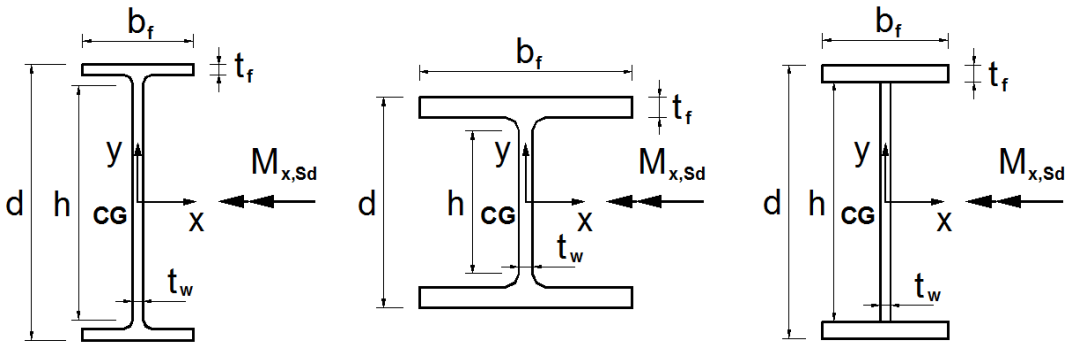


Figura 3. 9 - Vigas de rolamento com seção I ou H com dois eixos de simetria.

$$\lambda = \frac{L_b}{r_y} \tag{3.8}$$

$$\lambda_p = 1{,}76\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.9}$$

$$\lambda_r = \frac{1{,}38\sqrt{I_y J}}{r_y J \beta_1}\sqrt{1 + \sqrt{1 + \frac{27 C_w {\beta_1}^2}{I_y}}} \tag{3.10}$$

onde:

L_b Comprimento destravado, distância entre os pontos contidos lateralmente para impedir a FLT; no caso da existência de treliça de contenção lateral é a distância entre os montantes desta treliça;

$\beta_1 = \dfrac{(f_y - \sigma_r)W_x}{EJ}$;

$\sigma_r = 0{,}30 f_y$ Tensão residual do processo de fabricação, seja por laminação ou por soldagem;

$J = \dfrac{\left[2b_f t_f^3 + (d - t_f)t_w^3\right]}{3}$;

$C_w = \dfrac{I_y\left(d - t_f\right)^2}{4}$;

$$M_{pl} = f_y Z_x \leq 1{,}5 f_y W_x \tag{3.11}$$

$$M_r = \left(f_y - \sigma_r\right)W_x \tag{3.12}$$

$$M_{cr} = \frac{C_b \pi^2 E I_y}{L_b^2}\sqrt{\frac{C_w}{I_y}\left(1 + 0{,}039\frac{J L_b^2}{C_w}\right)} \tag{3.13}$$

A limitação apresentada na equação 3.11 consta no item 5.4.2.2 da NBR 8800 (ABNT, 2008) e é feita para assegurar a validade da análise elástica.

b) Vigas de rolamento com seção I monossimétrica

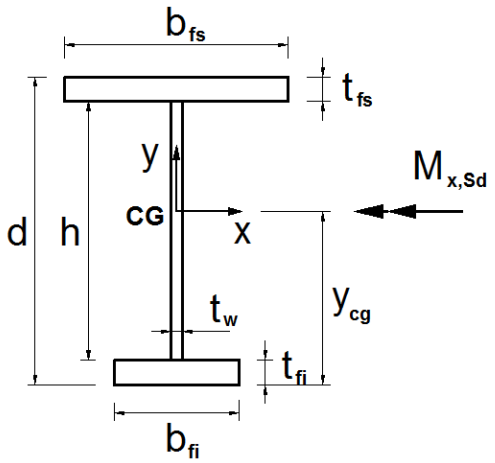


Figura 3. 10 - Vigas de rolamento com seção I monossimétria.

A seção I monossimétrica só pode ser utilizada se satisfizer duas limitações geométricas: A razão entre o momento de inércia da mesa comprimida (I_{yc}) e da mesa tracionada (I_{yt}) em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma deve atender à equação 3.14; A soma das áreas da menor mesa e da alma deve ser superior à mesa de maior área, conforme inequação 3.15.

$$\frac{1}{9} \leq \alpha_y \leq 9 \tag{3.14}$$

onde:

$\alpha_y = \frac{I_{yc}}{I_{yt}} = \frac{t_{fs} b_{fs}^3/12}{t_{fi} b_{fi}^3/12}$;

$$A_{fi} + A_w > A_{fs} \tag{3.15}$$

onde:

$A_{fi} = b_{fi} t_{fi}$;

$A_w = t_w h$;

$A_{fs} = b_{fs} t_{fs}$;

O índice de esbeltez para a FLT é dado pela equação 3.16.

$$\lambda = \frac{L_b}{r_{yc}} \tag{3.16}$$

onde:

$r_{yc} = \sqrt{I_y^T / A^T}$ Raio de giração, em relação ao eixo y, da seção T formada pela mesa comprimida e pela parte comprimida da alma, em regime elástico;

$I_y^T = \frac{t_{fs} b_{fs}^3}{12} + \frac{(d - t_{fs} - y_{cg}) t_w^3}{12}$;

$A^T = b_{fs} t_{fs} + (d - t_{fs} - y_{cg}) t_w$;

$$\lambda_p = 1{,}76 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.17}$$

$$\lambda_r = \frac{1{,}38\sqrt{I_y J}}{r_{yc} J \beta_1} \sqrt{\beta_2 + \sqrt{{\beta_2}^2 + \frac{27 C_w {\beta_1}^2}{I_y}}} \tag{3.18}$$

$$M_{pl} = f_y Z_x \leq 1{,}5 f_y W_{x,min} \tag{3.19}$$

$$M_r = (f_y - \sigma_r) W_x^{sup} \leq f_y W_x^{inf} \tag{3.20}$$

$$M_{cr} = \frac{C_b \pi^2 E I_y}{L_b^2} \left[\beta_3 + \sqrt{\beta_3^2 + \frac{C_w}{I_y} \left(1 + 0{,}039 \frac{J L_b^2}{C_w} \right)} \right] \tag{3.21}$$

onde:

$\beta_1 = \frac{(f_y - \sigma_r) W_x^{sup}}{E\, J}$;

$\sigma_r = 0{,}30 f_y$;

$\beta_2 = 5{,}2 \beta_1 \beta_3 + 1$;

$\beta_3 = 0{,}45 \left(d - \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2} \right) \left(\frac{\alpha_y - 1}{\alpha_y + 1} \right)$;

$$C_w = \frac{\left(d - \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2}\right)^2}{12}\left(\frac{t_{fi}{b_{fi}}^3 t_{fs}{b_{fs}}^3}{t_{fi}{b_{fi}}^3 + t_{fs}{b_{fs}}^3}\right);$$

$$J = \frac{\left[b_{fs}t_{fs}^3 + \left(d - \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2}\right)t_w^3 + b_{fi}t_{fi}^3\right]}{3};$$

3.2.1.2 Estado-Limite de Serviço de Flexão Local da Mesa

A equação 3.22 é utilizada para valores de esbeltez a FLM que permitam a plastificação total da seção transversal (seção compacta a FLM):

$$M_{x,Rd} = \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda \leq \lambda_p \tag{3.22}$$

Para seções semicompactas à FLM, onde os valores de esbeltez indicam a possibilidade de ocorrência de flambagem inelástica, utiliza-se a seguinte expressão para o cálculo do momento fletor resistente:

$$M_{x,Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}}\left[M_{pl} - \left(M_{pl} - M_r\right)\frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p}\right], \qquad para\ \lambda_p < \lambda \leq \lambda_r \tag{3.23}$$

Já em casos de seções esbeltas à FLM, em que a flambagem ocorre em regime elástico, tem-se a equação 3.24.

$$M_{x,Rd} = \frac{M_{cr}}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda > \lambda_r \tag{3.24}$$

É interessante observar que para o ELU de FLM as equações 4.22, 4.23 e 4.24 podem ser interpretadas graficamente através do diagrama apresentado na Figura 3.6 ao se fazer $M_{x,Rd} = M_n/\gamma_{a1}$.

Os parâmetros para a determinação do $M_{x,Rd}$ para o ELU de FLM da viga de rolamento de alma não esbelta variam de acordo com o tipo de seção transversal, conforme apresentado para os casos “a” e “b” a seguir:

a) Vigas de rolamento com seção I ou H com dois eixos de simetria

De acordo com a Figura 3.9, têm-se os seguintes limites de esbeltez:

$$\lambda = \frac{b}{t} = \frac{b_f/2}{t_f} \tag{3.25}$$

$$\lambda_p = 0{,}38\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.26}$$

Para perfis laminados:

$$\lambda_r = 0{,}83\sqrt{\frac{E}{(f_y - \sigma_r)}} \tag{3.27}$$

Para perfis soldados:

$$\lambda_r = 0{,}95\sqrt{\frac{E}{\frac{(f_y - \sigma_r)}{k_c}}} \tag{3.28}$$

onde:

$\beta_1 = \frac{(f_y - \sigma_r)W_x^{sup}}{E\,J}$;

$\sigma_r = 0{,}30 f_y$;

$\beta_2 = 5{,}2\beta_1\beta_3 + 1$;

$\beta_3 = 0{,}45\left(d - \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2}\right)\left(\frac{\alpha_y - 1}{\alpha_y + 1}\right)$;

$C_w = \frac{\left(d - \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2}\right)^2}{12}\left(\frac{t_{fi}{b_{fi}}^3 {t_{fs}}{b_{fs}}^3}{t_{fi}{b_{fi}}^3 + t_{fs}{b_{fs}}^3}\right)$;

$J = \frac{\left[b_{fs}t_{fs}^3 + \left(d - \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2}\right)t_w^3 + b_{fi}t_{fi}^3\right]}{3}$;

$\sigma_r = 0{,}30 f_y$;

$k_c = \dfrac{4}{\sqrt{\dfrac{h}{t_w}}}, sendo\ 0{,}35 \leq k_c \leq 0{,}76$;

$$M_{pl} = f_y Z_x \leq 1{,}5 f_y W_x \tag{3.29}$$

$$M_r = (f_y - \sigma_r) W_x \tag{3.30}$$

Para perfis laminados:

$$M_{cr} = \frac{0{,}69E}{\lambda^2} W_x \tag{3.31}$$

Para perfis soldados:

$$M_{cr} = \frac{0{,}90 E k_c}{\lambda^2} W_x \tag{3.32}$$

b) Vigas de rolamento com seção I monossimétrica

De acordo com a Figura 3.10, têm-se os seguintes limites de esbeltez para vigas de seção I monossimétrica:

$$\lambda = \frac{b}{t} = \frac{b_{fs}/2}{t_{fs}} \tag{3.33}$$

$$\lambda_p = 0{,}38 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.34}$$

$$\lambda_r = 0{,}95 \sqrt{\frac{E}{\dfrac{(f_y - \sigma_r)}{k_c}}} \tag{3.35}$$

$$M_{pl} = f_y Z_x \leq 1{,}5 f_y W_{x,min} \tag{3.36}$$

$$M_r = \left(f_y - \sigma_r\right) W_x^{sup} \tag{3.37}$$

$$M_{cr} = \frac{0{,}90 E k_c}{\lambda^2} W_x^{sup} \tag{3.38}$$

onde:

$\sigma_r = 0{,}30 f_y$;

$k_c = \dfrac{4}{\sqrt{\dfrac{h}{t_w}}}, sendo\ 0{,}35 \leq k_c \leq 0{,}76$;

3.2.1.3 Estado-Limite Último de Flexão Local da Alma

A equação 3.39 é utilizada para valores de esbeltez à FLA que permitam a plastificação total da seção transversal (seção compacta a FLA):

$$M_{x,Rd} = \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda \leq \lambda_p \tag{3.39}$$

Para seções semicompactas a FLA, onde os valores de esbeltez indicam a possibilidade da ocorrência de flambagem inelástica, utiliza-se a seguinte expressão para o cálculo do momento fletor resistente:

$$M_{x,Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}} \left[M_{pl} - \left(M_{pl} - M_r\right) \frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right], \qquad para\ \lambda_p < \lambda \leq \lambda_r \tag{3.40}$$

Os casos de seções esbeltas à FLA são abordados no item 4.3.2.

É interessante observar que para o ELU de FLA as equações 4.39 e 4.40 podem ser interpretadas graficamente, através do diagrama apresentado na Figura

3.6, ao se fazer $M_{x,Rd} = M_n/\gamma_{a1}$, desconsiderando a parte deste diagrama para $\lambda > \lambda_r$.

Os parâmetros para a determinação do $M_{x,Rd}$ para o ELU de FLA da viga de rolamento de alma não esbelta variam de acordo com o tipo de seção transversal, conforme apresentado para os casos “a” e “b” a seguir:

a) Vigas de rolamento com seção I ou H com dois eixos de simetria

De acordo com a Figura 3.9, têm-se os seguintes limites de esbeltez:

$$\lambda = \frac{h}{t_w} \tag{3.41}$$

$$\lambda_p = 3{,}76\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.42}$$

$$\lambda_r = 5{,}70\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.43}$$

$$M_{pl} = f_y Z_x \leq 1{,}5 f_y W_x \tag{3.44}$$

$$M_r = f_y\, W_x \tag{3.45}$$

b) Vigas de rolamento com seção I monossimétrica

Tomando como base a Figura 3.10, têm-se os seguintes limites de esbeltez:

$$\lambda = \frac{h_c}{t_w} \tag{3.46}$$

$$\lambda_p = \frac{\frac{h_c}{h_p}\sqrt{\frac{E}{f_y}}}{\left(0{,}54\,\frac{M_{pl}}{M_r} - 0{,}09\right)^2} \leq \lambda_r \tag{3.47}$$

onde:

$h_c = 2\left(d - t_{fs} - y_{cg}\right)$, isto é, h_c é igual a duas vezes a distância do CG à face interna da mesa superior;

$h_p = 2\left(d - t_{fs} - y_p\right)$, isto é, h_p é igual a duas vezes a distância da linha neutra plástica à face interna da mesa superior;

y_p Distância da linha neutra plástica à face externa da mesa inferior.

$$\lambda_r = 5{,}70\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.48}$$

$$M_{pl} = f_y Z_x \leq 1{,}5 f_y W_{x,min} \tag{3.49}$$

$$M_r = f_y\, W_{x,min} \tag{3.50}$$

3.2.2 Momento fletor resistente de cálculo de vigas de alma esbelta

O Anexo H da NBR 8800 (ABNT, 2008) aborda os procedimentos para a determinação do momento fletor resistente de cálculo de vigas de alma esbelta.

As vigas de rolamento de alma esbelta surgem geralmente quando a ponte rolante tem baixa capacidade de carga, entretanto a viga necessita vencer um vão grande. Neste caso quem governa o dimensionamento é a flecha, assim é necessário muita inércia porem pouca resistência. Isso é conseguido adotando-se um perfil I soldado bastante alto e de alma relativamente fina (esbelta).

Vigas de rolamento de alma esbelta, com perfil I ou H soldados com dois eixos de simetria, são aquelas em que o índice de esbeltez para o ELU de FLA atende a equação 3.51.

$$\lambda = \frac{h}{t_w} > 5{,}70\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.51}$$

As vigas de rolamento de alma esbelta com perfil I monossimétrico soldado, são aquelas em que o índice de esbeltez para o ELU de FLA atende a equação 3.52.

$$\lambda = \frac{h_c}{t_w} > 5{,}70\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.52}$$

Entretanto, para as vigas serem calculadas pela teoria do Anexo H da NBR 8800 (ABNT, 2008), devem ser atendidos:

a) Para seções monossimétricas, a soma das áreas da menor mesa e da alma deve ser superior à mesa de maior área e a razão entre o momento de inércia da mesa comprimida (I_{yc}) e da mesa tracionada (I_{yt}), em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma, deve atender à seguinte relação: $1/9 \leq I_{yc}/I_{yt} \leq 9$;
b) A relação entre a área da alma e a área da mesa comprimida não pode ultrapassar 10;

   Para perfil com dupla simetria:

$$\frac{ht_w}{b_f t_f} \leq 10 \tag{3.53}$$

   Para perfil monossimétrico:

$$\frac{ht_w}{b_{fs} t_{fs}} \leq 10 \tag{3.54}$$

c) A relação h/t_w deve atender:

$$\frac{h}{t_w} \leq \begin{cases} 260 \\ 11{,}7\sqrt{E/f_y}\,, & para\ \ a/h \leq 1{,}5 \\ 0{,}42E/f_y\,, & para\ \ a/h > 1{,}5 \end{cases} \qquad (3.55)$$

onde:

a é a distância entre dois enrijecedores transversais adjacentes.

O momento fletor resistente de cálculo para vigas de alma esbelta é tido como o menor valor entre os estados-limites últimos de escoamento da mesa tracionada, flambagem lateral com torção (FLT) e flambagem local da mesa comprimida (FLM).

3.2.2.1 Estado-Limite Último de Escoamento da Mesa Tracionada

O momento fletor resistente de cálculo para o ELU de escoamento da mesa tracionada é obtido através da expressão:

$$M_{x,Rd} = \frac{W_{xt} f_y}{\gamma_{a1}} \qquad (3.56)$$

onde:

W_{xt} é o módulo de resistência elástico do lado tracionado da seção, relativo ao eixo de flexão.

3.2.2.2 Estado-Limite Último de Flambagem Lateral com Torção

A equação para definir o momento fletor resistente de cálculo em casos de esbeltez que permitam a plastificação total da seção transversal (viga curta) no ELU de FLT é:

$$M_{x,Rd} = \frac{k_{pg} W_{xc} f_y}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda \leq \lambda_p \qquad (3.57)$$

onde:

$$\lambda = \frac{L_b}{r_{yT}}$$

$$\lambda_p = 1{,}10\sqrt{\frac{E}{f_y}}$$

$$k_{pg} = 1 - \frac{a_r}{1200 + 300a_r}\left(\frac{h_c}{t_w} - 5{,}70\sqrt{\frac{E}{f_y}}\right) \leq 1{,}0$$

Onde:

r_{yT} Raio de giração da seção formada pela mesa comprimida e 1/3 da alma comprimida, relativo ao eixo de menor momento de inércia;

a_r Relação entre a área da alma e da mesa comprimida, não superando o valor de 10;

L_b Distância entre as contenções laterais da viga;

h_c Dobro do valor da distância do o centro geométrico da seção transversal à face interna da mesa comprimida;

W_{xc} Módulo de resistência elástico do lado comprimido da seção, em relação ao eixo de flexão.

Para vigas intermediárias, a verificação do ELU em FLT é dada pela equação 3.58:

$$M_{x,Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}} C_b k_{pg}\left[1 - 0{,}3\left(\frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p}\right)\right] W_{xc} f_y \leq \frac{k_{pg} W_{xc} f_y}{\gamma_{a1}}, \quad para\ \lambda_p < \lambda \leq \lambda_r \tag{3.58}$$

com:

$$\lambda_r = \pi\sqrt{\frac{E}{0{,}7 f_y}}$$

C_b Fator de modificação para o diagrama de momento fletor não uniforme, dado pela equação 3.6.

Em casos de vigas longas em que a flambagem ocorre em regime elástico:

$$M_{x,Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}} \frac{C_b k_{pg} \pi^2 E W_{xc}}{\lambda^2} \leq \frac{k_{pg} W_{xc} f_y}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda > \lambda_r \tag{3.59}$$

3.2.2.3 Estado-Limite Último de Flambagem Local da Mesa por Compressão

A equação usada em casos de seções esbeltas para o estado-limite último de FLM é:

$$M_{x,Rd} = \frac{k_{pg} W_{xc} f_y}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda \leq \lambda_p \tag{3.60}$$

Em seções semicompactas o $M_{x,Rd}$ para o ELU de FLM é dado pela equação 3.61:

$$M_{x,Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}} k_{pg} \left[1 - 0{,}3 \left(\frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p}\right)\right] W_{xc} f_y\ , \qquad para\ \lambda_p < \lambda \leq \lambda_r \tag{3.61}$$

Já em casos de seção esbelta, o momento fletor resistente de cálculo no estado-limite último de FLM é dado pela expressão a seguir:

$$M_{x,Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}} \frac{0{,}90 k_{pg} E k_c W_{xc}}{\lambda^2}, \qquad para\ \lambda > \lambda_r \tag{3.62}$$

Para as equações 4.60, 4.61 e 4.62 tem-se:

$\lambda = \frac{b_f}{2t_f}$;

$\lambda_p = 0{,}38 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$;

$\lambda_r = 0{,}95 \sqrt{\frac{k_c E}{0{,}7 f_y}}$;

$k_c = \frac{4}{\sqrt{h/t_w}}, sendo\ 0{,}35 \leq k_c \leq 0{,}76$

onde:

b_f Largura da mesa comprimida;

t_f Espessura da mesa comprimida;

3.3 Esforço cortante resistente de cálculo

Os carregamentos gerados pela ponte rolante geram esforços cortantes nas vigas de rolamento, sendo função da alma e da mesa superior dessas vigas absorverem esses esforços. Comumente, por questões econômicas, procura-se concentrar maior massa nas mesas para se obter maior inércia, reduzindo-se as dimensões da alma. Diante disto, torna-se necessário a verificação destas vigas ao esforço cortante. Segundo RIBEIRO NETO (2014), é importante se dar uma maior atenção à verificação ao esforço cortante em perfis I, seções mais utilizadas em vigas de rolamento, pois neste tipo de seção quase a totalidade do esforço cortante é absorvida pela alma da viga.

No dimensionamento da alma do perfil ao esforço cortante se consideram dois Estados-Limites Últimos:

- Escoamento da alma por cisalhamento;
- Flambagem da alma por cisalhamento.

Nos casos de vigas de rolamento a alma e a mesa superior resistem aos esforços cortantes. As premissas de dimensionamento ao esforço cortante dessas vigas são determinadas por:

$$V_{y,Sd} \leq V_{y,Rd} \tag{3.63}$$

$$V_{x,Sd} \leq V_{x,Rd} \tag{3.64}$$

onde:

$V_{y,Sd}\ e\ V_{x,Sd}$ Esforços cortantes solicitantes de cálculo para as direções y (aplicado na alma) e x (aplicado na mesa superior), obtidos através da combinação última F_{d8} apresentada na equação 2.26 do capítulo 02, no caso de um trem tipo de apenas

duas rodas estes esforços cortantes são dados pelas equações 2.38 e 2.39 do capítulo 02;

$V_{y,Rd}$ *e* $V_{x,Rd}$ Esforços cortantes resistentes de cálculo para as direções y (calculado para a alma) e x (calculado para a mesa superior)

.

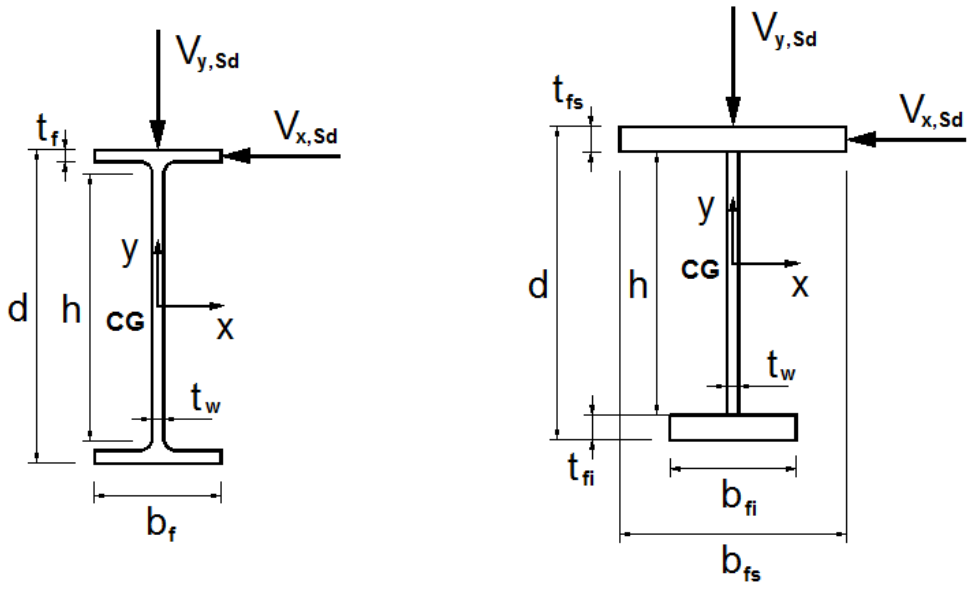


Figura 3. 11 - Esforços cortantes solicitantes de cálculo.

O item 5.4.3 da NBR 8800 (ABNT, 2008) fornece os valores das forças cortantes resistente de cálculo, considerando os estados-limites últimos supracitados.

3.3.1 Esforço cortante resistente da alma para seções I e H

As equações 4.65 a 4.67 fornecem as expressões do esforço cortante resistente de cálculo da alma de vigas de rolamento com seções I e H

$$V_{y,Rd} = \frac{V_{pl}}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda \leq \lambda_p \tag{3.65}$$

$$V_{y,Rd} = \frac{\lambda_p}{\lambda}\frac{V_{pl}}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda_p < \lambda \leq \lambda_r \tag{3.66}$$

$$V_{y,Rd} = 1{,}24\left(\frac{\lambda_p}{\lambda}\right)^2 \frac{V_{pl}}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda > \lambda_r \tag{3.67}$$

onde:

$\boldsymbol{\lambda = \frac{h}{t_w} \leq 260}$;

h Altura da alma da viga de rolamento, tomada igual à distância entre as faces internas das mesas nos perfis soldados, e igual a esse valor menos os dois raios de concordância entre mesa e alma nos perfis laminados;

$\boldsymbol{t_w}$ Espessura da alma da viga de rolamento;

$\boldsymbol{\lambda_p = 1{,}10\sqrt{\frac{k_v E}{f_y}}}$;

$\boldsymbol{\lambda_r = 1{,}37\sqrt{\frac{k_v E}{f_y}}}$;

$k_v = 5$ Para alma sem enrijecedores transversais;

$k_v = 5$ Para $a/h > 3$ ou para $a/h > [260/(h/t_w)]^2$;

$k_v = 5 + 5/(a/h)^2$ Para todos os outros casos;

a Distância entre as linhas de centro de dois enrijecedores transversais adjacentes;

$\boldsymbol{V_{pl} = 0{,}60 d t_w f_y}$ Força cortante de plastificação da alma da viga de rolamento;

3.3.2 Esforço cortante resistente da mesa superior para seções I e H

As equações 4.68 a 4.70 fornecem as expressões do esforço cortante resistente de cálculo da mesa superior de vigas de rolamento com seções I e H.

$$V_{x,Rd} = \frac{V_{pl}}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda \leq \lambda_p \tag{3.68}$$

$$V_{x,Rd} = \frac{\lambda_p}{\lambda}\frac{V_{pl}}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda_p < \lambda \leq \lambda_r \tag{3.69}$$

$$V_{x,Rd} = 1{,}24\left(\frac{\lambda_p}{\lambda}\right)^2 \frac{V_{pl}}{\gamma_{a1}}, \qquad para\ \lambda > \lambda_r \tag{3.70}$$

onde:

$\boldsymbol{\lambda = \frac{b_f/2}{t_f}}$ $\boldsymbol{ou}$ $\boldsymbol{\lambda = \frac{b_{fs}/2}{t_{fs}}}$;

b_f , b_{fs} Largura da mesa superior da viga de rolamento;

t_f , t_{fs} Espessura da mesa superior da viga de rolamento;

$\boldsymbol{\lambda_p = 1{,}1\sqrt{\frac{k_v E}{f_y}}}$;

$\boldsymbol{\lambda_r = 1{,}37\sqrt{\frac{k_v E}{f_y}}}$;

$k_v = 1{,}2$;

$\boldsymbol{V_{pl} = 0{,}60 b_f t_f f_y}$ Força cortante de plastificação da mesa superior da viga de rolamento com perfil de dupla simetria;

$\boldsymbol{V_{pl} = 0{,}60 b_{fs} t_{fs} f_y}$ Força cortante de plastificação da mesa superior da viga de rolamento com perfil monossimétrico;

3.4 Tensão normal resistente de cálculo

Conforme explicitado nos itens 2.6.3 e 2.6.4 do Capítulo 02, deve-se fazer uma análise dos esforços normais através da tensão normal, pois os esforços de compressão solicitantes da viga de rolamento, $N_{c,Sd}^{(1)}$ e $N_{c,Sd}^{(2)}$, atuam em áreas diferentes da seção transversal desta viga. Uma vez que $N_{c,Sd}^{(1)}$ atua na seção transversal bruta da viga de rolamento, enquanto $N_{c,Sd}^{(2)}$ atua na seção T efetiva desta mesma viga, não podendo, por isso, se considerar a superposição desses esforços diretamente. Além disso, a NBR 8800 (ABNT, 2008) não apresenta uma teoria para a

determinação do momento fletor resistente de cálculo para flexão em torno do eixo y no caso de vigas com perfil I monossimétrico.

De acordo com o item 5.5.2.3 da NBR 8800 (ABNT, 2008), a tensão normal resistente de cálculo para o ELU de instabilidade ou flambagem, sob efeito de tensão normal, é dada pela equação 3.71. Esta tensão resistente deve ser igual ou superior à tensão normal solicitante determinada no Capítulo 02 pela equação 2.42.

$$\sigma_{Sd} \leq \sigma_{Rd} = \frac{\chi f_y}{\gamma_{a1}} \tag{3.71}$$

- **Valores de χ**

De acordo com o item 5.3.3.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008) o fator de redução devido a flambagem global (χ) é dado pelas seguintes equações:

$$\chi = 0{,}658^{\lambda_0^2}, \qquad para\ \lambda_0 \leq 1{,}5 \tag{3.72}$$

$$\chi = \frac{0{,}877}{\lambda_0^2}, \qquad para\ \lambda_0 > 1{,}5 \tag{3.73}$$

A esbeltez reduzida (λ_0) é dada por:

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{Q A_g f_y}{N_e}} \tag{3.74}$$

onde:

Q Fator de redução devido à flambagem local;

A_g Área bruta da seção transversal da viga de rolamento;

N_e Carga crítica de flambagem elástica da viga;

O fator de redução devido à flambagem local (Q) é calculado de acordo com o Anexo F da NBR 8800 (ABNT, 2008).

$$Q = Q_s Q_a \tag{3.75}$$

No caso de viga de rolamento o fator Q_s que consta na equação 3.75 é o fator de redução que leva em conta a flambagem local da mesa superior desta viga.

- **Valores de Q_s para perfis laminados**

Os valores de Q_s para vigas de rolamento com perfil I ou H laminado é dado pela equação 3.76, ou 4.77, ou 4.78, a depender da esbeltez local da mesa superior:

$$Q_s = 1\,, \qquad para\ \frac{b_f/2}{t_f} \leq 0{,}56\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.76}$$

$$Q_s = 1{,}415 - 0{,}74\frac{b_f/2}{t_f}\sqrt{\frac{f_y}{E}}\,, \qquad para\ \ 0{,}56\sqrt{\frac{E}{f_y}} < \frac{b_f/2}{t_f} \leq 1{,}03\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.77}$$

$$Q_s = \frac{0{,}69E}{f_y\left(\frac{b_f/2}{t_f}\right)^2}\,, \qquad para\ \frac{b_f/2}{t_f} > 1{,}03\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.78}$$

- **Valores de Q_s para perfis soldados**

Os valores de Q_s para vigas de rolamento com perfil I ou H soldado é dado pela equação 3.79, ou 4.80, ou 4.81, a depender da esbeltez local da mesa superior. Nestas equações se o perfil tiver dupla simetria tem-se $b_{fs} = b_f$ e $t_{fs} = t_f$:

$$Q_s = 1\,, \qquad para\ \frac{b_{fs}/2}{t_{fs}} \leq 0{,}64\sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} \tag{3.79}$$

$$Q_s = 1{,}415 - 0{,}65\frac{b_{fs}/2}{t_{fs}}\sqrt{\frac{f_y}{k_c E}}\ , \quad para\ \ 0{,}64\sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} < \frac{b_{fs}/2}{t_{fs}} \leq 1{,}17\sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} \tag{3.80}$$

$$Q_s = \frac{0{,}90 E k_c}{f_y\left(\frac{b_{fs}/2}{t_{fs}}\right)^2}\ , \qquad para\ \frac{b_{fs}/2}{t_{fs}} > 1{,}17\sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} \tag{3.81}$$

onde:

$k_c = \frac{4}{\sqrt{h/t_w}}, sendo\ 0{,}35 \leq k_c \leq 0{,}76$

- **Valores de Q_a**

No caso de viga de rolamento o fator Q_a que consta na equação 3.75 é o fator de redução que leva em conta a flambagem local da alma desta viga, sendo dado ou pela equação 3.82, ou pela equação 3.83, a depender da esbeltez da alma.

$$Q_a = 1\ , \qquad para\ \ \frac{h}{t_w} \leq 1{,}49\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.82}$$

$$Q_a = \frac{A_{ef}}{A_g}\ , \qquad para\ \ \frac{h}{t_w} > 1{,}49\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{☹3.83}$$

onde:

h Altura da alma da viga de rolamento, tomada igual à distância entre as faces internas das mesas nos perfis soldados, e igual a esse valor menos os dois raios de concordância entre mesa e alma nos perfis laminados;

$\boldsymbol{t_w}$ Espessura da alma da viga;

$A_{ef} = A_g - (h - h_{ef})t_w$;

$$h_{ef} = 1{,}92 t_w \sqrt{\frac{E}{f_y}} \left[1 - \frac{0{,}34}{h/t_w} \sqrt{\frac{E}{f_y}} \right] \leq h \, .$$

O cálculo da carga crítica de flambagem global elástica (N_e) é feito de acordo com o Anexo E da NBR 8800 (ABNT, 2008). No caso de viga de rolamento biapoiada com a mesa superior contida lateralmente por treliça de contenção, considera-se: $K_x = K_y = K_z = 1$; $L_x = L$; $L_y = L_z = L_b$.

- **Valor de N_e para perfil I ou H com dupla simetria**

No caso de viga de rolamento com seção transversal em perfil I ou H com dupla simetria, ver Figura 3.9, N_e é o menor valor entre os fornecidos pelas equações 4.84, 4.85 e 4.86.

Para flambagem por flexão em relação ao eixo central de inércia x da seção transversal da viga:

$$N_{ex} = \frac{\pi^2 E I_x}{L^2} \tag{3.84}$$

Para flambagem por flexão em relação ao eixo central de inércia y da seção transversal da viga:

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 E I_y}{L_b^2} \tag{3.85}$$

Para flambagem por torção em relação ao eixo longitudinal z:

$$N_{ez} = \frac{1}{r_0^2} \left[\frac{\pi^2 E C_w}{L_b^2} + GJ \right] \tag{3.86}$$

onde:

$\boldsymbol{r_0} = \sqrt{\boldsymbol{r_x}^2 + \boldsymbol{r_y}^2}$ Raio de giração polar da seção da viga com dupla simetria;

$\boldsymbol{r_x\ e\ r_y}$ Raios de giração em relação aos eixos x e y da seção;

- **Valor de N_e para perfil I monossimétrico**

No caso de viga de rolamento com seção transversal em perfil I monossimétrico, ver Figura 3.10, N_e é o menor valor entre os fornecidos pelas equações 4.87 e 4.88.

Para flambagem por flexão em relação ao eixo central de inércia x da seção transversal da viga:

$$N_{ex} = \frac{\pi^2 E I_x}{L^2} \tag{3.87}$$

Para flambagem elástica por flexo-torção:

$$N_{eyz} = \frac{N_{ey} + N_{ez}}{2\left[1 - \left(\frac{y_0}{r_0}\right)^2\right]}\left[1 - \sqrt{1 - \frac{4N_{ey}N_{ez}\left[1 - \left(\frac{y_0}{r_0}\right)^2\right]}{(N_{ey} + N_{ez})^2}}\right] \tag{3.88}$$

onde:

$N_{ey} = \frac{\pi^2 E I_y}{L_b^2}$;

$N_{ez} = \frac{1}{r_0^2}\left[\frac{\pi^2 E C_w}{L_b^2} + GJ\right]$;

$r_0 = \sqrt{\left({r_x}^2 + {r_y}^2 + {y_0}^2\right)}$ Raio de giração polar da seção monossimétrica da viga de rolamento;

$\boldsymbol{r_x\ e\ r_y}$ Raios de giração em relação aos eixos x e y da seção;

$\boldsymbol{y_0}$ Distância entre o centro geométrico e o centro de torção, conforme a Tabela A2 de SALMON et al. (2009) é dada por:

$$\boldsymbol{y_0 = \left(d - \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2}\right)\frac{b_{fs}^3}{b_{fs}^3 + b_{fi}^3} + \frac{t_{fi}}{2} - y_{cg};}$$

$\boldsymbol{y_{cg}}$ Distância do CG a face externa da mesa inferior, ver Figura 3.10.

3.5 Forças transversais localizadas

No caso de forças localizadas, aplicadas na face externa da mesa superior de vigas de rolamento com seções I e H, devem ser verificadas as condições expressas a seguir. Nestes casos, o item 5.7 da NBR 8800 (ABNT, 2008) estabelece valores limites de forças resistentes de cálculo que devem ser comparados com as forças solicitantes. As verificações compreendidas por esse item não fazem parte do dimensionamento da viga ao cisalhamento, porém complementam as verificações necessárias ao dimensionamento das chamadas vigas de alma cheia tais quais as vigas de rolamento.

As forças transversais localizadas, aplicadas na face externa de pelo menos uma das mesas, perpendicularmente à sua face, em vigas de rolamento de seções I e H, provocam os seguintes Estados-Limites Últimos: Escoamento local da alma, enrugamento da alma, flambagem lateral da alma e flambagem da alma por compressão, ver Figura 3.12.

A equação 3.89 estabelece o critério de resistência para a verificação da alma da viga de rolamento quanto às forças transversais localizadas.

$$F_{Sd} \leq F_{Rd} \tag{3.89}$$

onde:

$F_{Sd} = 1{,}50 \times CV_m$;

CV_m Carga vertical móvel por roda atuante na viga de rolamento, a qual é dada pela equação 2.1 ou pela equação 2.2 do capítulo 02 deste trabalho;

F_{Rd} Força resistente de cálculo da alma da viga de rolamento para os ELU associados às forças transversais localizadas.

Caso o critério de resistência apresentado na equação 3.89 não se verifique, é necessário aumentar a espessura da alma da viga de rolamento para um valor que possibilite o atendimento deste critério para todos os ELU a serem verificados.

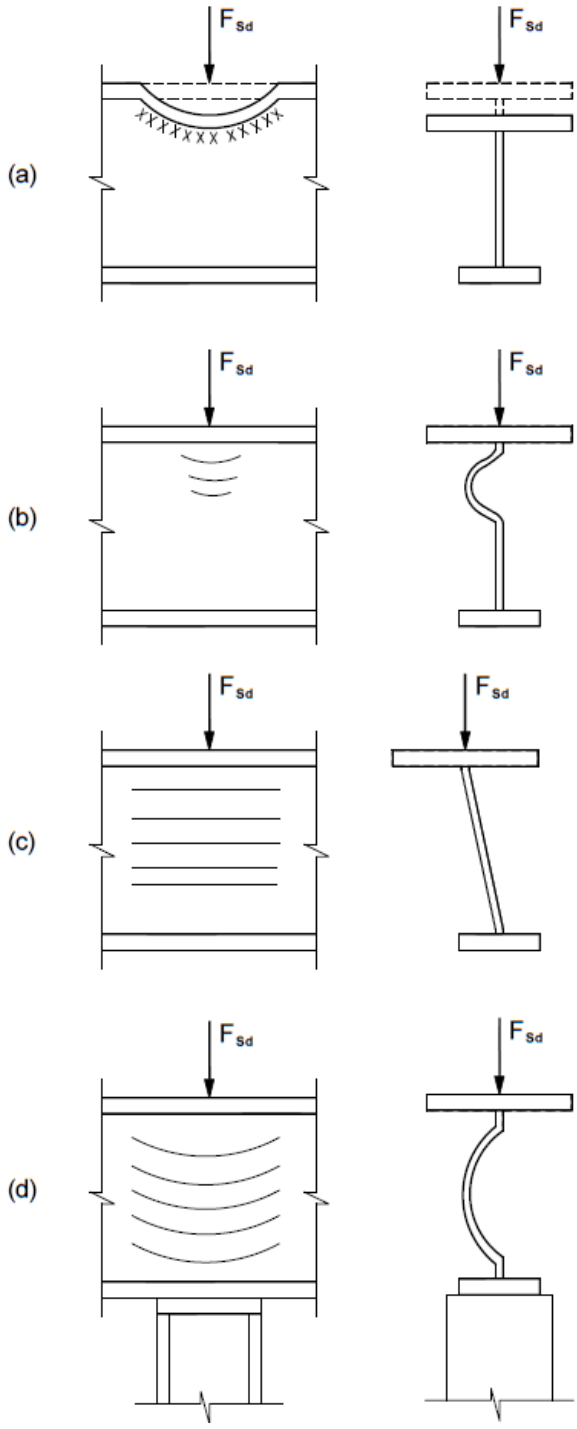


Figura 3. 12 – ELU para forças transversais localizadas: a) Escoamento local da alma; b) Enrugamento da alma; c) Flambagem lateral da alma; d) Flambagem da alma por compressão.

Fonte: FAKURY et al. (2016).

3.5.1 ELU de Escoamento local da alma

Em casos de forças localizadas atuando na mesa provocando compressão na alma da viga de rolamento, deve-se verificar a peça quanto ao estado-limite último de escoamento local da alma, ver Figura 3.12 (a). A força resistente de cálculo desta alma é dada pela equação 3.90.

$$\boldsymbol{F_{Rd} = \frac{1,10(2,5k + l_n)f_y t_w}{\gamma_{a1}}} \qquad (3.90)$$

onde:

$l_n = 2(d_{tr} + t_{fs})$ Comprimento de atuação da força na direção longitudinal da viga, sendo d_{tr} a altura do trilho e t_{fs} a espessura da mesa superior, ver Figura 3.13;

$k = t_{fs} + d_w$ Espessura da mesa carregada mais a perna (d_w) do filete de solda paralelo à alma no caso de perfis soldados, no pré-dimensionamento geralmente se considera $d_w = 0{,}75 t_w$, ver Figura 3.14;

$k = t_{fs} + r_i$ Espessura da mesa mais o raio de concordância (r_i) da mesa com a alma no caso de perfis laminados, ver Figura 3.14;

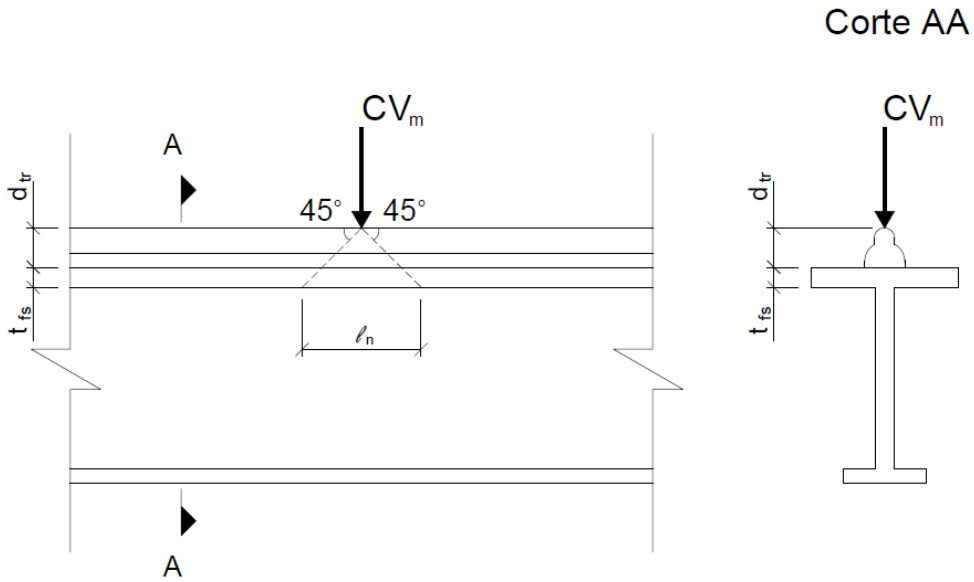


Figura 3. 13 – Comprimento de atuação da força localizada na viga de rolamento.
Fonte: BELLEI (2010).

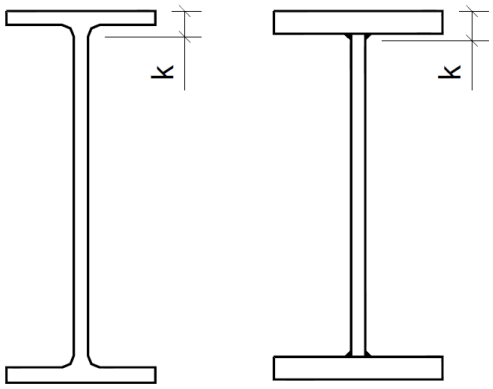


Figura 3. 14– Parâmetro k para perfis laminados e para perfis soldados.

3.5.2 ELU de Enrugamento da alma

A verificação do Estado-Limite Último de enrugamento da alma deve ser feita quando a mesa da viga de rolamento é solicitada por uma força localizada que produza compressão na alma, ver Figura 3.12 (b).

Para $l_n/d \leq 0{,}2$ a força resistente de cálculo da alma é dada pela equação 3.91.

$$\boldsymbol{F_{Rd} = \frac{0,33 t_w^2}{\gamma_{a1}} \left[1 + 3\left(\frac{l_n}{d}\right)\left(\frac{t_w}{t_{fs}}\right)^{1,5}\right]\sqrt{\frac{E f_y t_{fs}}{t_w}}} \qquad (3.91)$$

Para $l_n/d > 0{,}2$ a força resistente de cálculo da alma é dada pela equação 3.92.

$$F_{Rd} = \frac{0{,}33 t_w^2}{\gamma_{a1}} \left[1 + \left(\frac{4 l_n}{d} - 0{,}2\right)\left(\frac{t_w}{t_{fs}}\right)^{1,5}\right]\sqrt{\frac{E f_y t_{fs}}{t_w}} \qquad (3.92)$$

onde:

d Altura da seção transversal da viga;

t_{fs} Espessura da mesa carregada;

$l_n = 2(d_{tr} + t_{fs})$ Comprimento de atuação da força na direção longitudinal da viga, sendo d_{tr} a altura do trilho e t_{fs} a espessura da mesa superior, ver Figura 3.13;

3.5.3 ELU de Flambagem lateral da alma

Como o deslocamento lateral relativo entre a mesa comprimida carregada e a mesa tracionada não é impedido em alguns pontos de aplicação da carga localizada, deve-se verificar a flambagem lateral da alma, ver Figura 3.12 (c). A força resistente de cálculo da alma da viga de rolamento biapoiada é dada pela equação 3.93 caso $(h/t_w)/(L_b/b_f) \leq 1{,}7$, entretanto caso $(h/t_w)/(L_b/b_f) > 1{,}7$ o ELU de flambagem lateral da alma não tem possibilidade de acontecer.

.

$$\boldsymbol{F_{Rd} = \frac{C_r t_w^3 t_{fs}}{\gamma_{a1} h^2}\left[0{,}37\left(\frac{h/t_w}{L_b/b_f}\right)^3\right]} \qquad (3.93)$$

onde:

L_b Maior comprimento destravado que envolve a seção de aplicação da carga. No caso da existência de treliça de contenção lateral é a distância entre os seus montantes;

h Altura da alma da viga de rolamento, tomada igual à distância entre as faces internas das mesas nos perfis soldados, e igual a esse valor menos os dois raios de concordância entre mesa e alma nos perfis laminados;

$C_r = 32E$, se $M_{x,Sd} < M_r$ onde M_r é o momento fletor correspondente ao inicio do escoamento, $M_r = W_x f_y$;

$C_r = 16E$, se $M_{x,Sd} \geq M_r$.

3.5.4 ELU de Flambagem da alma por compressão

O estado-limite último de flambagem da alma por compressão deve ser verificado nas proximidades do apoio da viga de rolamento, quando o enrijecedor de apoio é interno à viga, ver Figura 3.15. Neste caso, nas proximidades do apoio, devido à atuação simultânea da carga móvel e da reação de apoio, a alma da viga tende a trabalhar como uma coluna comprimida susceptível à flambagem, ver Figura

3.12 (d). A força resistente de cálculo da alma para este ELU é dada pela equação 3.94.

$$F_{Rd} = \frac{12 t_w^3 \sqrt{E f_y}}{\gamma_{a1} h} \quad (3.94)$$

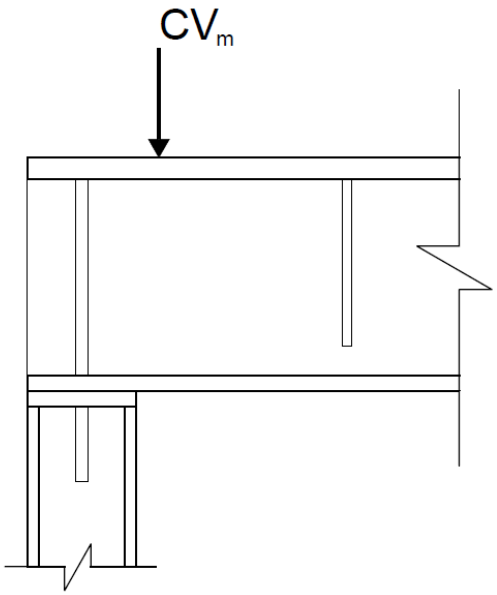


Figura 3. 15 – Enrijecedor de apoio interno à viga.

Entretanto, este ELU não ocorre quando o enrijecedor de apoio é feito externamente à viga, conforme apresentado na Figura 3.16. Neste caso, como não há contato entre a mesa inferior da viga de rolamento e a chapa de topo do pilar, não há a tendência da alma trabalhar como uma coluna comprimida quando a carga móvel se aproxima do apoio.

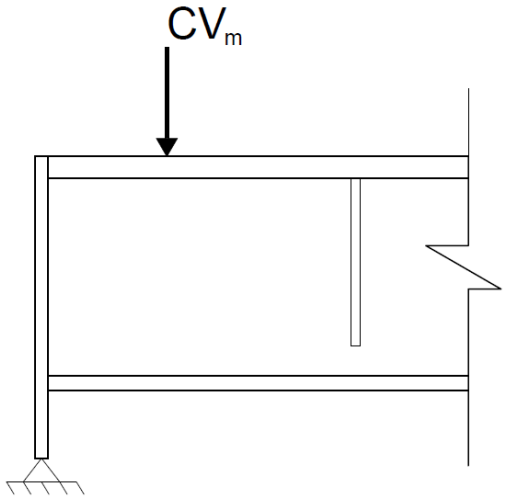


Figura 3. 16 – Enrijecedor de apoio externo à viga.

3.6 Enrijecedores transversais

3.6.1 Enrijecedores transversais intermediários

Para aumentar a resistência à flambagem da alma, utilizam-se enrijecedores transversais intermediários de ambos os lados da alma da viga de rolamento.

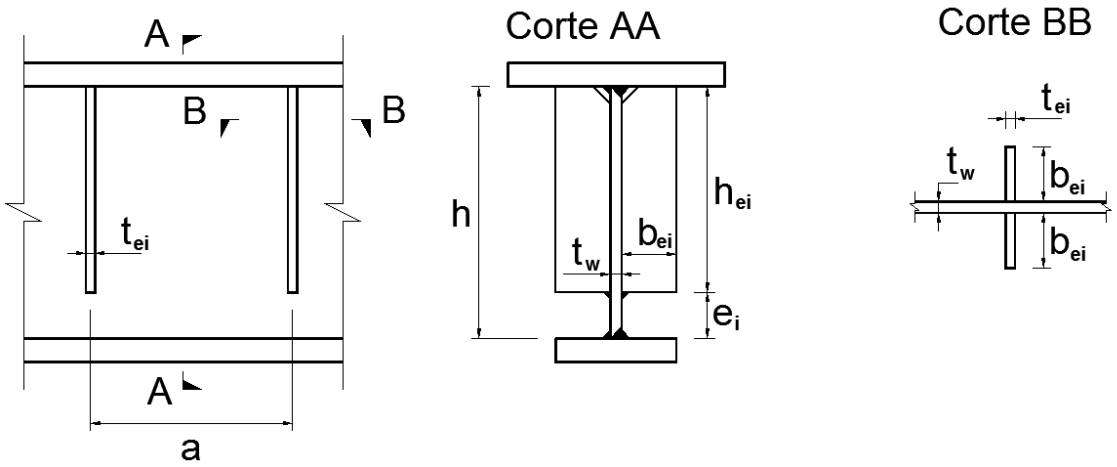


Figura 3. 17 – Enrijecedores transversais intermediários.

O item 5.4.3.1.3 da NBR 8800 (ABNT, 2008) determina que, sendo necessários enrijecedores transversais, devem ser obedecidos os seguintes critérios:

- Os enrijecedores transversais intermediários devem ser soldados à alma e à mesa superior da viga de rolamento. Entretanto, do lado da mesa tracionada devem ser interrompidos, de forma que a distância entre os pontos mais próximos das soldas entre mesa inferior e alma e entre enrijecedor e alma fique entre $\boldsymbol{4t_w}$ e $\boldsymbol{6t_w}$. De acordo com SALMON et al. (2009) se os enrijecedores intermediários fossem soldados na mesa inferior da viga de rolamento ocorreriam concentrações de tensão, aumentando a possibilidade de ocorrer fadiga ou fratura frágil nesta mesa. Assim o espaçamento $\boldsymbol{e_i}$ entre os enrijecedores intermediários e a mesa inferior deve ficar entre os limites apresentados na equação 3.95;

$$\boldsymbol{4t_w + d_w^{(1)} + d_w^{(2)} \leq e_i \leq 6t_w + d_w^{(1)} + d_w^{(2)}} \qquad (3.95)$$

onde:

$\boldsymbol{d_w^{(1)}}$ Dimensão da perna da solda de filete de reforço entre a alma e a mesa inferior da viga de rolamento. No pré-dimensionamento pode ser adotado como $\boldsymbol{d_w^{(1)} = 0,75t_w}$;

$\boldsymbol{d_w^{(2)}}$ Dimensão da perna da solda de filete entre o enrijecedor intermediário e a alma. No pré-dimensionamento pode ser adotado como $\boldsymbol{d_w^{(2)} = 0,75t_{ei}}$, sendo $\boldsymbol{t_{ei}}$ a espessura do enrijecedor intermediário;

- A relação entre largura ($\boldsymbol{b_{ei}}$) e espessura ($\boldsymbol{t_{ei}}$) dos elementos que formam os enrijecedores não pode ultrapassar o limite especificado na equação 3.96. Considerando-se que os enrijecedores são elementos AL do grupo 4, de acordo com a tabela F.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008), o atendimento a este limite de esbeltez faz com que estes enrijecedores não sejam susceptíveis à ocorrência de flambagem local.

$$\frac{\boldsymbol{b_{ei}}}{\boldsymbol{t_{ei}}} \leq \boldsymbol{0,56}\sqrt{\frac{\boldsymbol{E}}{\boldsymbol{f_y}}} \qquad (3.96)$$

- O momento de inércia de um par de enrijecedores (um de cada lado da alma) em relação ao eixo longitudinal da viga, o qual passa pelo plano médio da alma, não pode ser inferior ao limite apresentado na equação 3.97. De acordo com SALMON et al. (2009), esta consideração tem o objetivo de fornecer rigidez suficiente aos enrijecedores intermediários para que estes sejam capazes de conter a flambagem lateral da alma.

$$\boldsymbol{I_{ei} \geq a t_w^3 j} \tag{3.97}$$

onde:

$\boldsymbol{I_{ei} = \frac{t_{ei}}{12}(2b_{ei} + t_w)^3}$;

$\boldsymbol{j = [2,5/(a/h)^2] - 2 \geq 0,5}$;

$\boldsymbol{a}$ Distância entre as linhas de centro de dois enrijecedores transversais adjacentes.

O item 5.7.9.5 da NBR 8800 (ABNT, 2008) estabelece que os enrijecedores intermediários também devem atender às seguintes exigências:

a) A largura de cada enrijecedor somada à metade da espessura da alma da viga de rolamento não pode ser menor que um terço da largura da mesa superior, de acordo com a equação 3.98;

$$\boldsymbol{b_{ei} \geq \frac{b_{fs}}{3} - \frac{t_w}{2}} \tag{3.98}$$

b) A espessura de um enrijecedor intermediário não pode ser menor que metade da espessura da mesa superior da viga de rolamento, nem menor que sua própria largura dividida por 15, ver equação 3.99.

$$\boldsymbol{t_{ei} \geq \begin{cases} t_{fs}/2 \\ b_{ei}/15 \end{cases}} \tag{3.99}$$

3.6.2 Enrijecedores de apoio externos à viga

No caso de se fazer o enrijecedor de apoio externamente à viga de rolamento, sua alma não fica susceptível ao ELU de flambagem por compressão, o qual foi apresentado no item 4.5.4.

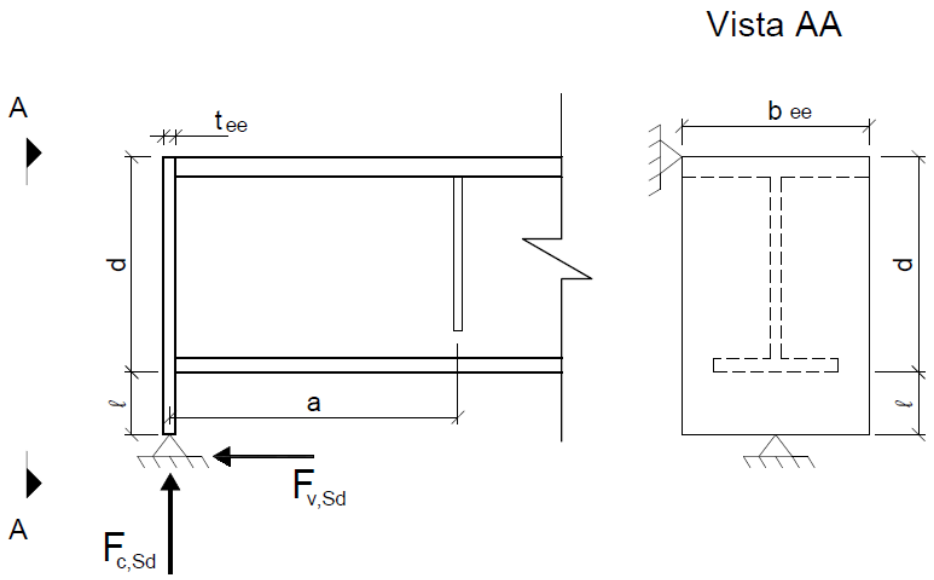


Figura 3. 18 – Enrijecedor de apoio externo à viga.

De acordo com os itens 5.7.9.5 e 5.4.3.1.3 da NBR 8800 (ABNT, 2008) as dimensões da largura ($\boldsymbol{b_{ee}}$) e da espessura ($\boldsymbol{t_{ee}}$) dos enrijecedores de apoio externos à viga de rolamento devem atender às seguintes limitações:

$$\boldsymbol{t_{ee} \geq \begin{cases} t_{fs}/2 \\ t_{fi}/2 \\ b_{ee}/30 \end{cases}} \tag{3.100}$$

$$\boldsymbol{\frac{b_{ee}/2}{t_{ee}} \leq 0,56\sqrt{\frac{E}{f_y}}} \tag{3.101}$$

$$\boldsymbol{I_{ee} \geq a t_w^3 j} \tag{3.102}$$

onde:

$\boldsymbol{I_{ee} = \frac{t_{ee} b_{ee}^3}{12}}$;

$\boldsymbol{j = [2,5/(a/h)^2] - 2 \geq 0,5}$;

$\boldsymbol{a}$ Distância entre as linhas de centro do enrijecedor de apoio e do enrijecedor intermediário adjacente.

Este enrijecedor deve ser dimensionado como barra axialmente comprimida para o ELU de flambagem por flexão em relação ao eixo longitudinal da viga, o qual passa pelo plano médio da alma. Também deve ser verificado o ELU de esmagamento local. Devido à frenagem longitudinal da ponte rolante o enrijecedor também deve ser verificado ao cisalhamento, e à flexo-compressão em relação ao eixo paralelo as mesas da viga de rolamento, neste último caso, a coluna equivalente tem comprimento $\boldsymbol{l}$, ver Figura 3.18.

3.6.2.1 ELU de compressão centrada

Para a verificação da compressão centrada deve ser atendido o critério de resistência dado pela equação 3.103.

$$\boldsymbol{F_{c,Sd} \leq F_{c,Rd}} \qquad (3.103)$$

onde:

$\boldsymbol{F_{c,Sd} = V_{y,Sd}}$ Máxima reação de apoio da viga de rolamento obtida da combinação última $\boldsymbol{F_{d8}}$. Esta reação de apoio coincide numericamente com $\boldsymbol{V_{y,Sd}}$ que, para um trem tipo de apenas duas rodas, é dado pela equação 2.38 do capítulo 02 deste trabalho;

$\boldsymbol{F_{c,Rd}}$ Força de compressão resistente de cálculo do enrijecedor de apoio, a qual considera o ELU de flambagem por flexão em relação ao eixo longitudinal da viga, que passa pelo plano médio da alma, e o ELU de esmagamento local.

O estudo do dimensionamento de elementos de ligação comprimidos, tais como os enrijecedores de apoio, é tratado no item 6.5.4 da NBR 8800 (ABNT, 2008).

A força de compressão resistente de cálculo é obtida em função da esbeltez da coluna equivalente de acordo com:

a) Para $\boldsymbol{KL/r \leq 25}$ verifica-se o ELU de escoamento:

$$\boldsymbol{F_{c,Rd} = \frac{f_y A_g}{\gamma_{a1}}} \tag{3.104}$$

onde:

$\boldsymbol{A_g}$ Área bruta da seção transversal da coluna equivalente.

b) Para $\boldsymbol{KL/r > 25}$ verifica-se o ELU de flambagem, de acordo com as prescrições citadas a seguir:

O ELU de flambagem para barras submetidas à força axial de compressão consta no item 5.3 da NBR 8800 (ABNT, 2008). A força de compressão resistente de cálculo deste enrijecedor de apoio é dada por:

$$\boldsymbol{F_{c,Rd} = \frac{\chi Q A_g f_y}{\gamma_{a1}}} \tag{3.105}$$

onde:

$\boldsymbol{\chi}$ Fator de redução associado à flambagem global;

$\boldsymbol{Q}$ Fator de redução associado à flambagem local;

$\boldsymbol{A_g}$ Área bruta da seção transversal da coluna equivalente.

Para o enrijecedor tratado como coluna equivalente; a área bruta da seção transversal é dada pela equação 3.106, o momento de inércia consta na equação 3.107 e o comprimento de flambagem é dado pela equação 3.108, ver Figura 3.18.

$$\boldsymbol{A_g = b_{ee} t_{ee}} \tag{3.106}$$

$$\boldsymbol{I = \frac{t_{ee} b_{ee}^3}{12}} \tag{3.107}$$

$$\boldsymbol{KL = d + l} \tag{3.108}$$

Sendo atendida a relação $(\boldsymbol{b_{ee}/2})/\boldsymbol{t_{ee}}$, apresentada na equação 3.101, não ocorre flambagem local; assim, $\boldsymbol{Q = 1,0}$.

O fator de redução devido à flambagem global é dado por:

$$\boldsymbol{\chi = 0,658^{\lambda_0^2}}\ , \qquad \boldsymbol{para\ \lambda_0 \leq 1,5} \tag{3.109}$$

$$\boldsymbol{\chi = \frac{0,877}{\lambda_0^2}}\ , \qquad \boldsymbol{para\ \lambda_0 \leq 1,5} \tag{3.110}$$

onde:

$\boldsymbol{\lambda_0 = \sqrt{\frac{QA_g f_y}{N_e}}}$;

$\boldsymbol{N_e = \frac{\pi^2 EI}{(KL)^2}}$.

3.6.2.2 ELU de esmagamento

O critério de resistência apresentado na equação 3.103 também deve ser verificado para o ELU de esmagamento local. A força de compressão resistente de cálculo para o esmagamento do enrijecedor de apoio é abordada no item 6.6.2 da NBR 8800 (ABNT, 2008), sedo sua expressão de cálculo:

$$\boldsymbol{F_{c,Rd} = \frac{1,8 A f_y}{\gamma_{a2}}} \tag{3.111}$$

onde:

$\boldsymbol{\gamma_{a2} = 1,35}$ Coeficiente de ponderação da resistência do aço (para ruptura) dado na tabela 3 da NBR 8800 (ABNT, 2008);

$\boldsymbol{A}$ Área de contato entre enrijecedores e mesa, igual à área da seção dos enrijecedores ligada à mesa, descontando-se os recortes caso estes existam.

No caso de enrijecedor de apoio externo à mesa $\boldsymbol{A = A_g = b_{ee} t_{ee}}$.

3.6.2.3 ELU de cisalhamento

No item 6.5.5 da NBR 8800 (ABNT, 2008) consta o dimensionamento de elementos de conexão submetidos a cisalhamento. Neste caso deve ser adotado o critério de resistência:

$$\boldsymbol{F_{v,Sd} < F_{v,Rd}} \tag{3.112}$$

onde:

$\boldsymbol{F_{v,Sd} = N_{c,Sd}^{(1)}}$ Força cortante solicitante de cálculo no enrijecedor, a qual é numericamente igual ao $\boldsymbol{N_{c,Sd}^{(1)}}$, dado pela equação 2.40 do capítulo 02;

$\boldsymbol{F_{v,Rd}}$ Força cortante resistente de cálculo.

Para a força cortante resistente de cálculo adota-se o menor valor entre os obtidos para o ELU de escoamento por cisalhamento e o ELU de ruptura por cisalhamento:

a) ELU de escoamento por cisalhamento

$$\boldsymbol{F_{v,Rd} = \frac{0,60 f_y A_{gv}}{\gamma_{a1}}} \tag{3.113}$$

onde: $\boldsymbol{A_{gv} = b_{ee} t_{ee}}$.

b) ELU de ruptura por cisalhamento

$$F_{v,Rd} = \frac{0,60 f_u A_{nv}}{\gamma_{a2}} \quad (3.114)$$

onde: $A_{nv} = b_{ee} t_{ee}$.

3.6.2.4 ELU de flexo-compressão

De acordo com a Figura 3.18, a parcela do enrijecedor de apoio de comprimento l saliente à mesa inferior está submetida à flexo-compressão em reação ao eixo paralelo às mesas da viga de rolamento. Do item 5.5.1.2 da NBR 8800 (ABNT, 2008) tem-se que o critério de resistência a flexo-compressão depende da relação $F_{c,Sd}/F_{c,Rd}$.

Para $F_{c,Sd}/F_{c,Rd} \geq 0,2$ o critério de resistência é dado pela equação 3.115.

$$\frac{F_{c,Sd}}{F_{c,Rd}} + \frac{8}{9}\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \leq 1,0 \quad (3.115)$$

Para $F_{c,Sd}/F_{c,Rd} < 0,2$ o critério de resistência é dado pela equação 3.116.

$$\frac{F_{c,Sd}}{2F_{c,Rd}} + \frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \leq 1,0 \quad (3.116)$$

onde:

$F_{c,Sd}$ Consta no item 4.6.2.1;

$F_{c,Rd}$ Força de compressão resistente de cálculo da parcela do enrijecedor de apoio saliente à mesa inferior da viga de rolamento, a qual tem comprimento l;

$M_{Sd} = F_{v,Sd} l$, ver a Figura 3.18 e o item 4.6.2.3;

$M_{Rd} = \frac{f_y Z}{\gamma_{a1}} = \frac{f_y (b_{ee} t_{ee}^2/4)}{\gamma_{a1}}$;

A parcela do enrijecedor de apoio saliente à mesa inferior da viga de rolamento é tratada como uma coluna equivalente, a qual tem uma extremidade com vinculação apoiada e a outra extremidade com vinculação tipo engaste móvel, de

acordo com o item (f) da tabela E.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008). Para esta coluna equivalente a área bruta da seção transversal é dada pela equação 3.117, o momento de inércia consta na equação 3.118 e o comprimento de flambagem é dado pela equação 3.119, ver Figura 3.18.

$$\boldsymbol{A_g = b_{ee} t_{ee}} \tag{3.117}$$

$$\boldsymbol{I = \frac{b_{ee} t_{ee}^3}{12}} \tag{3.118}$$

$$\boldsymbol{KL = 2l} \tag{3.119}$$

Para o cálculo da força de compressão resistente de cálculo deve-se verificar qual o critério de cálculo usar segundo as condições de esbeltez, conforme explicitado nos tópicos a) e b) do item 4.6.2.1, verificando assim qual das equações 4.104 ou 4.105 deve ser aplicada.

Caso seja necessário verificar o ELU de flambagem por flexão em relação ao eixo paralelo as mesas da viga de rolamento, o fator de redução devido à flambagem global ($\boldsymbol{\chi}$) é dado ou pela equação 3.109 ou 4.110. Entretanto, tomando-se por base os elementos do grupo 5 da tabela F.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008), propõe-se calcular o fator de redução ($\boldsymbol{Q}$), devido à flambagem local, de acordo com as seguintes equações adotando-se $\boldsymbol{k_c = 0,35}$.

$$\boldsymbol{Q = 1}, \qquad \boldsymbol{para\ \frac{b_{ee}}{t_{ee}} \leq 0,64 \sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}}} \tag{3.120}$$

$$\boldsymbol{Q = 1,415 - 0,65 \frac{b_{ee}}{t_{ee}} \sqrt{\frac{f_y}{k_c E}}}, \qquad \boldsymbol{para\ 0,64 \sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} < \frac{b_{ee}}{t_{ee}} \leq 1,17 \sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}}} \tag{3.121}$$

$$Q = \frac{0,90Ek_c}{f_y\left(\frac{b_{ee}}{t_{ee}}\right)^2}, \qquad para\ \frac{b_{ee}}{t_{ee}} > 1,17\sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} \tag{3.122}$$

3.6.3 Enrijecedores de apoio internos à viga

Ao se adotar os enrijecedores de apoio internamente à viga de rolamento, estes se estendem por toda a altura da alma e são soldados nas mesas superior e inferior e também na alma da viga. Entretanto, neste caso, deve-se analisar o ELU de flambagem da alma por compressão, o qual foi apresentado no item 4.5.4.

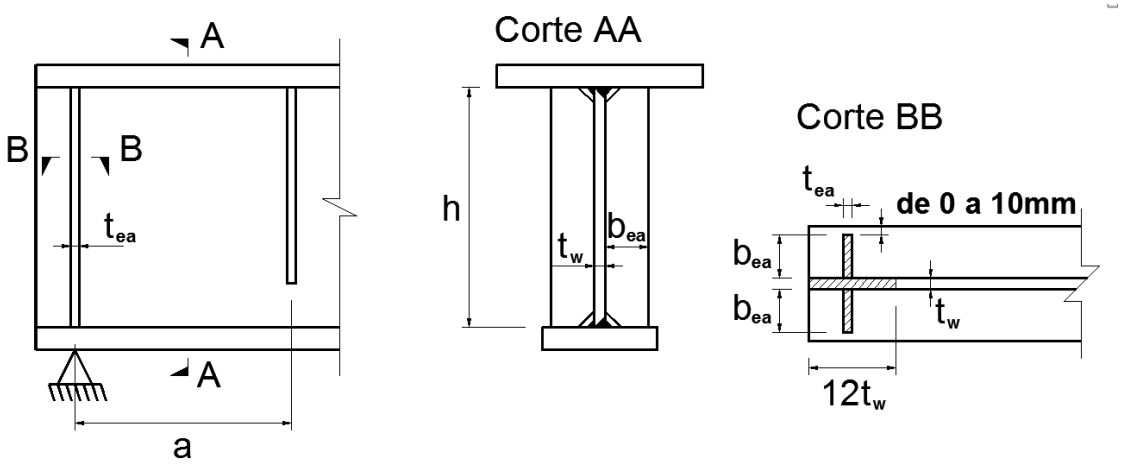


Figura 3. 19 – Enrijecedores de apoio internos à viga.
Fonte: SALMON et al. (2009).

De acordo com os itens 5.7.9.5 e 5.4.3.1.3 da NBR 8800 (ABNT, 2008) as dimensões da largura (b_{ea}) e da espessura (t_{ea}) dos enrijecedores de apoio internos à viga de rolamento devem atender às seguintes limitações:

$$t_{ea} \geq \begin{cases} t_{fs}/2 \\ t_{fi}/2 \\ b_{ea}/15 \end{cases} \tag{3.123}$$

$$\frac{b_{ea}}{t_{ea}} \leq 0,56\sqrt{\frac{E}{f_y}} \tag{3.124}$$

$$I_{ea} \geq a t_w^3 j \quad (3.125)$$

onde:

$I_{ea} = \frac{t_{ea}}{12}(2b_{ea} + t_w)^3$;

$j = [2,5/(a/h)^2] - 2 \geq 0,5$;

a Distância entre as linhas de centro do enrijecedor de apoio e do enrijecedor intermediário adjacente.

De acordo com o item 5.7.9.4 da NBR 8800 (ABNT, 2008) os enrijecedores de apoio internos à viga são dimensionados como barras comprimidas, sendo o critério de resistência apresentado na equação 3.126.

$$F_{c,Sd} \leq F_{c,Rd} \quad (3.126)$$

onde::

$F_{c,Sd} = V_{y,Sd}$ Máxima reação de apoio da viga de rolamento obtida da combinação última F_{d8}, esta reação de apoio para um trem tipo de apenas duas rodas é dada pela equação 2.38 do capítulo 02 deste trabalho;

$F_{c,Rd}$ Força de compressão resistente de cálculo do enrijecedor de apoio, a qual considera o ELU de escoamento ou de flambagem por flexão e o ELU de esmagamento.

3.6.3.1 Força de compressão resistente de cálculo

Para o cálculo da força de compressão resistente de cálculo deve-se verificar qual o critério de cálculo usar segundo as condições de esbeltez, conforme explicitado nos tópicos a) e b) do item 4.6.2.1.

O enrijecedor de apoio interno à viga é tratado como uma coluna equivalente, cuja área bruta da seção transversal é dada pela equação 3.127. O momento de

inércia consta na equação 3.128 e o comprimento de flambagem é dado pela equação 3.129, ver Figura 3.19.

$$\boldsymbol{A_g = 12t_w^2 + 2b_{ea}t_{ea}} \tag{3.127}$$

$$\boldsymbol{I = \frac{t_{ea}}{12}(2b_{ea} + t_w)^3 + \frac{(12t_w - t_{ea})t_w^3}{12}} \tag{3.128}$$

$$\boldsymbol{KL = 0,75h} \tag{3.129}$$

Sendo atendida a relação $\boldsymbol{b_{ea}/t_{ea}}$ aprestada na equação 3.124, não ocorre flambagem local; assim, $\boldsymbol{Q = 1,0}$.

3.6.3.2 ELU de esmagamento

O critério de resistência apresentado na equação 3.123 também deve ser verificado para o ELU de esmagamento local. A força de compressão resistente de cálculo para o esmagamento do enrijecedor foi abordada no item 4.6.2.2.

3.7 Fadiga

A fadiga é um fenômeno no qual estruturas carregadas ciclicamente (com ciclos de carregamento e descarregamento) apresentam um processo de iniciação e crescimento de fissuras. O dano por fadiga tem inicio em pequenos defeitos ou imperfeições no metal base ou no metal de solda. À medida que os ciclos de carregamentos são aplicados, as deformações plásticas nas pequenas regiões plastificadas avançam, até que o material se separa e, conseqüentemente, as fissuras aumentam. O processo de crescimento das fissuras, devido à atuação das cargas repetidas, provoca a diminuição da seção transversal resistente, de modo que a peça não pode mais suportar as forças internas, em casos de falha da estrutura. Esta falha ocorre a um nível de carregamento menor do que o da sua resistência estática última, FISHER (2005).

De acordo com o item 9.2 da NBR 8800 (ABNT, 2008) raramente barras ou ligações em edifícios não industriais necessitam ser dimensionadas para fadiga, pois as variações de ação nas estruturas desses edifícios ocorrem somente um pequeno número de vezes durante o período de vida útil ou produzem apenas pequenas flutuações de tensões. A ocorrência dos efeitos máximos de vento ou terremoto, em edifícios industriais ou não, é de pouca frequência e não necessita de considerações quanto à fadiga. Todavia, estruturas suporte de pontes rolante e de máquinas são frequentemente sujeitas à condição de fadiga. Barras e ligações sujeitas aos efeitos de fadiga devem ser dimensionadas para as ações estáticas, de acordo com os tipos de solicitações atuantes e, adicionalmente, devem atender aos requisitos do anexo K da referida norma. É interessante observar que a norma brasileira não especifica a necessidade de uma análise dinâmica para a verificação de estruturas susceptíveis à fadiga, pois ao invés desta análise dinâmica se faz uma análise estática equivalente.

As vigas de rolamento são estruturas vulneráveis ao fenômeno de fadiga, com histórico de fissuras oriundas deste fenômeno na mesa tracionada, na região de solda entre a mesa tracionada e a alma e na região de solda entre o enrijecedor intermediário e a alma (no ponto de solda mais próximo da mesa tracionada), ver Figura 3.20.

.

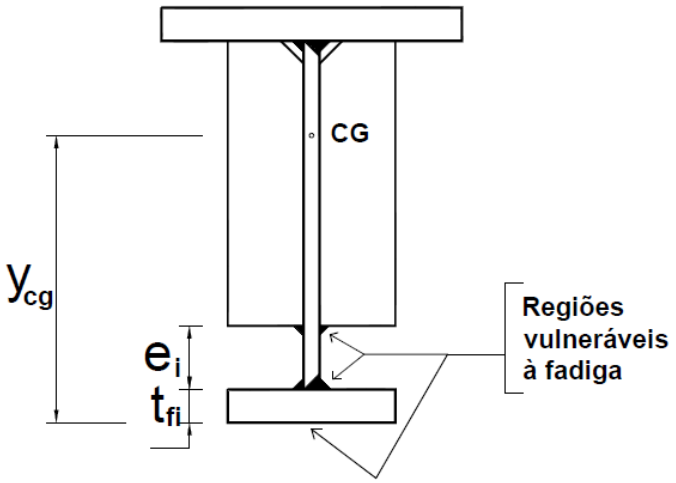


Figura 3. 20 – Regiões vulneráveis à fadiga numa viga de rolamento biapoiada.

3.7.1 Classificação dos galpões industriais com ponte rolante

O *Technical Report No.13 (AISE, 2003)* classifica os galpões com pontes rolantes em 4 classes:

Classe A - São os galpões com ponte rolante em que os seus elementos podem apresentar ciclos de carregamento de 500.000 a 2.000.000 ou mais de 2.000.000 de repetições para uma vida útil estimada do edifício de aproximadamente 50 anos. O proprietário deve analisar o serviço e determinar a condição de carga. Recomenda-se que os seguintes tipos de edifícios devem ser considerados como Classe A: Sucatas, estaleiros e galpões siderúrgicos.

Classe B - são os galpões com ponte rolante em que os membros podem alcançar 100.000 a 500.000 ciclos de repetição de uma carga específica, ou 5 a 25 repetições de tal carga por dia, para uma vida útil de aproximadamente 50 anos.

Classe C - são os galpões com ponte rolante em que os membros podem apresentar um número de repetições de 20.000 a 100.000 ciclos de carregamento ou de 1 a 5 repetições de tal carga por dia, para uma vida útil de aproximadamente 50 anos.

Classe D - são os edifícios em que nenhum membro alcança um ciclo de repetição de carregamento de mais de 20.000 repetições durante a vida útil esperada da estrutura.

3.7.2 Classificação das pontes rolantes

A classificação da *CMAA 70* (*Crane Manufactures Association of America*) apresentada por FISHER (2005) avalia a fadiga das vigas de rolamento a partir do número máximo de ciclos de carregamento da ponte rolante. A classificação divide as condições de trabalho das pontes rolantes em 6 classes:

- CLASSE A (Usos esporádicos ou serviços infrequentes): Esta classe de serviço engloba pontes rolantes que podem ser usadas em instalações onde seja necessário manuseio preciso de equipamentos, a baixas velocidades, com um grande período de inatividade entre os içamentos. Sua capacidade corresponde aos trabalhos iniciais de instalação de equipamentos e para manutenções infrequentes.

- CLASSE B (Serviço leve): Esta classe de serviço engloba pontes rolantes onde os carregamentos solicitantes de serviço sejam pequenos e as velocidades de operação baixas. Os carregamentos variam de descarregada para ocasionalmente carregada na máxima capacidade, com a realização de 2 a 5 içamentos por hora, em uma altura média de 3,0 metros por içamento;
- CLASSE C (Serviço moderado): Esta classe engloba pontes onde as solicitações de serviço são moderadas. Neste tipo de serviço, a ponte trabalha com uma solicitação de cerca de 50% de sua capacidade, com cerca de 5 a 10 içamentos por hora, a uma altura média de 4,5m, com no máximo 50% dos içamentos na capacidade máxima da ponte.
- CLASSE D (Serviço pesado): Esta classe engloba pontes que são utilizadas onde são necessárias operações pesadas de produção. Neste tipo de serviço carregamentos, com cerca de 50% da capacidade são manuseados constantemente durante o período de serviço. Velocidades elevadas são desejáveis para estes tipos de serviços, que apresentam de 10 a 20 içamentos por hora, a uma altura média de 4,5m, com no máximo 65% dos içamentos na capacidade máxima.
- CLASSE E (Serviço Severo): Esta classe engloba as pontes capazes de manusear cargas próximas da sua capacidade máxima ao longo de sua vida útil. Suas aplicações incluem operações com 20 ou mais içamentos por hora, próximo ou na capacidade máxima da ponte.
- CLASSE F (Serviço Severo Contínuo): Esta classe engloba as pontes capazes de manusear carregamentos continuamente próximos de sua capacidade máxima, em condições severas de utilização ao longo de toda sua vida de projeto.

A tabela 12.1.1, que consta em FISHER (2005), relaciona a classe da ponte rolante com uma estimativa do número máximo de ciclos de carregamento para um período de 40 anos. Entretanto, como a NBR 8800 (ABNT, 2008) considera que para efeito de cálculo a vida útil das estruturas metálicas deve ser considerada de 50 anos, neste trabalho propõe-se a Tabela 3.1, onde o número máximo de ciclos é 25% maior que os propostos por FISHER (2005). Porém, enfatiza-se que este

número máximo de ciclos fornecido na Tabela 3.1 é apenas uma diretriz, que na falta da informação precisa poderia ser utilizada em um pré-dimensionamento da viga de rolamento à fadiga. Pois o número real de ciclos de trabalho só pode ser fornecido pelo proprietário do edifício e deve estar de acordo com as especificações do fabricante da ponte rolante.

Tabela 3. 1 – Classificação v.s número máximo de ciclos de trabalho.

Classificação das Pontes Rolantes (CMAA 70)	Número máximo estimado de ciclos de trabalho em 50 anos
A	25.000
B	62.500
C	125.000
D	625.000
E	1.875.000
F	> 2.500.000

Fonte: Adaptado de FISHER (2005).

3.7.3 ELS de fadiga para vigas de rolamento biapoiadas

A NBR 8800 (ABNT, 2008), em seu anexo K, traz as prescrições necessárias para avaliação à fadiga dos elementos estruturais de aço sujeitos a ações com grande número de ciclos, com variação de tensões no regime elástico cuja frequência e magnitude são suficientes para iniciar fissuras e colapso progressivo por fadiga. Entretanto, a referida norma especifica que estas tensões não devem ser amplificadas pelos fatores de concentração de tensão devidos a descontinuidades geométricas.

A aplicação dos critérios de verificação da fadiga, através da norma brasileira, só é válida para estruturas que atendam às seguintes recomendações:

a) Tenham adequada resistência à corrosão atmosférica ou sujeitas apenas a atmosferas levemente corrosivas;

b) Em temperaturas abaixo de 150°C;

c) A máxima tensão normal $(\sigma_{d,fad})$ obtida para a combinação de serviço frequente de fadiga, equação 3.130, deve atender à limitação $\sigma_{d,fad} \leq 0{,}66 f_y$;

d) A máxima tensão cisalhante $(\tau_{d,fad})$ obtida para a combinação de serviço frequente de fadiga, equação 3.130, deve atender à limitação $\tau_{d,fad} \leq 0{,}40 f_y$;

Não é necessária a verificação da resistência à fadiga nos seguintes casos:

a) Quando o número de ciclos de aplicação das ações variáveis for inferior a 20.000 durante a vida útil da estrutura;

b) Quando a faixa de variação de tensões $(\Delta\sigma)$ for inferior ao limite admissível da faixa de variação de tensões (σ_{TH}).

O item B.7.3.4 da norma brasileira especifica que para verificação à fadiga, conforme as prescrições do seu anexo K, deve-se considerar, em cada caminho de rolamento, a atuação de somente uma ponte rolante com suas cargas verticais máximas das rodas majoradas pelo impacto e com 50% das forças horizontais. Entretanto, conforme apresentado nos itens 2.6.1 e 2.6.3 do capítulo 02 deste trabalho, a frenagem ou aceleração transversal da ponte rolante produz momento fletor $\left(M_{y,Sd}\right)$ e esforço normal $\left(N_{c,Sd}^{(2)}\right)$ que são resistidos pela seção T efetiva, não influenciando nos níveis de tensões atuantes nas regiões vulneráveis à fadiga numa viga de rolamento biapoiada, ver Figuras 2.19, 2.22b e 4.20. Portanto, quanto às forças horizontais deve-se considerar apenas 50% da frenagem ou aceleração longitudinal.

Na equação 3.130 tem-se a combinação frequente de fadiga apresentada de maneira genérica de acordo com o anexo K da norma brasileira.

$$F_{d,fad} = \sum_{i=1}^{m} F_{Gi,k} + \psi_1 \sum_{j=1}^{n} F_{Qj,k} \qquad (3.130)$$

onde:

$F_{Gi,k}$ Valor característico das ações permanentes;

$F_{Qj,k}$ Valor característico das ações variáveis;

ψ_1 Fator de redução para as ações variáveis, igual a $1{,}0$, conforme a nota “d” da tabela 2.4 do capítulo 02.

Na equação 3.131 tem-se a particularização da combinação frequente de fadiga para a verificação da viga de rolamento.

$$F_{d,fad} = PP + CP_M + SC + PR \qquad (3.131)$$

Neste caso:

PP Peso próprio da viga de rolamento;

CP_M Peso próprio das estruturas metálicas que se apoiam sobre a viga de rolamento (trilhos, parte da treliça de contenção lateral, parte do passadiço e etc.);

SC Parcela da sobrecarga do passadiço que se apoia na viga de rolamento; caso não haja passadiço, adota-se $SC = 0$;

$PR = \begin{cases} CV_m \\ 0{,}5H_L \end{cases}$ Cargas móveis sobre a viga de rolamento para o caso da avaliação à fadiga;

Na Figura 3.21 tem-se a representação gráfica do carregamento combinado dado pela equação 3.131, para o caso de um trem tipo de apenas duas rodas o qual, de acordo com o anexo A, está na posição correspondente à obtenção do momento fletor máximo na viga de rolamento.

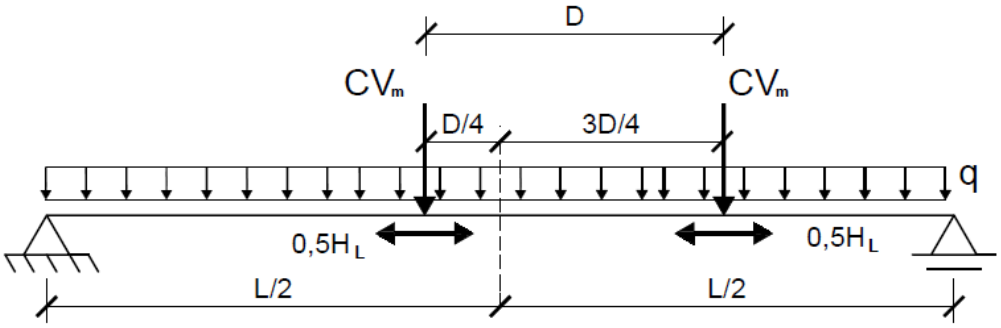


Figura 3. 21 – Classificação v.s número máximo de ciclos de trabalho.

Na Figura 4.21 tem-se $q = PP + CP_M + SC$.

Define-se a faixa de variação de tensão normal ($\Delta\sigma$) como a magnitude da mudança de tensão devido à aplicação ou remoção das ações variáveis da combinação descrita na equação 3.130. Entretanto, neste trabalho se considera que a sobrecarga do passadiço (SC) é uma ação variável com número de ciclos de aplicação inferior a 20.000 ao longo da vida útil da estrutura. Portanto, apesar de SC ser considerada no cálculo da tensão normal total de fadiga $(\sigma_{d,fad})$, ela não será considerada no cálculo da faixa de variação de tensão normal ($\Delta\sigma$);

A tensão normal total de fadiga $(\sigma_{d,fad})$, obtida para a combinação $F_{d,fad}$, pode ser definida como:

$$\sigma_{d,fad} = \sigma_q + \Delta\sigma \tag{3.132}$$

onde:

σ_q Tensão normal causada pelos carregamentos gravitacionais estáticos, $q = PP + CP_M + SC$;

$\Delta\sigma$ Faixa de variação de tensão normal, causada pelos carregamentos móveis (cíclicos), CV_m e $0{,}5H_L$.

A tensão normal máxima de tração, causada pelos carregamentos gravitacionais estáticos, é calculada como:

$$\sigma_q = \frac{M_q}{W_x^{inf}} \tag{3.133}$$

onde:

$M_q = qL^2/8$;

$q = PP + CP_M + SC$;

Na Figura 4.22 tem-se a interpretação gráfica da faixa de variação de tensão normal para uma viga de rolamento biapoiada.

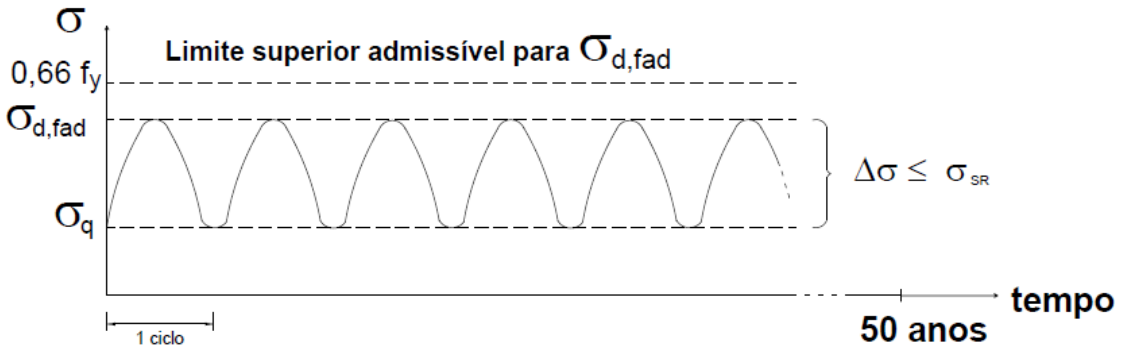


Figura 3. 22 - Faixa de variação de tensão normal para uma viga de rolamento biapoiada.

Na verificação à fadiga, o critério de resistência é estabelecido como:

$$\Delta\sigma \leq \sigma_{SR} \tag{3.134}$$

onde:

σ_{SR} Faixa admissível de variação de tensões;

No caso de uma viga de rolamento biapoiada, a faixa admissível de variação de tensões em megapascal é dada pela equação 3.135:

$$\sigma_{TH} \leq \sigma_{SR} = \left(\frac{327C_f}{N}\right)^{0,333} \leq 0{,}66f_y \tag{3.135}$$

onde:

C_f Constante correspondente a cada categoria de detalhe susceptível à fadiga, conforme especificado nos itens 4.7.4.1, 4.7.4.2 e 4.7.4.3;

$N = n_d \times 356\ dias\ \times 50\ anos$ Número de ciclos de variações de tensões durante à vida útil da estrutura, sendo n_d o número diário de ciclos. Até a obtenção da informação definitiva pode ser estimado no pré-dimensionamento conforme a tabela 3.1;

σ_{TH} Limite admissível da faixa de variações de tensões, para um número infinito de ciclos de solicitações, correspondente a cada categoria de detalhe susceptível à fadiga, conforme especificado nos itens 4.7.4.1, 4.7.4.2 e 4.7.4.3.

O item K.3.3 da NBR 8800 (ABNT, 2008) especifica que, no caso de atuação conjunta de força axial e momentos fletores, as máximas tensões normais devem ser determinadas considerando todos os esforços solicitantes. Entretanto, neste trabalho propõe-se verificar o nível de tensionamento da viga de rolamento para três considerações de solicitação, sendo adotada para cada elemento a maior tensão obtida entre as considerações analisadas:

Consideração 01 - Viga submetida à flexão simples:

No caso de não haver frenagem ou aceleração longitudinal, a viga de rolamento fica submetida à flexão simples na seção de momento fletor máximo, ver Figura 3.23. No caso de um trem tipo de apenas duas rodas, a intensidade da faixa de variação de tensão é calculada como:

$$\Delta\sigma = \frac{M_{CV}\, y}{I_x} \tag{3.136}$$

onde:

$$M_{CV} = \begin{cases} \dfrac{CV_m}{8L}(2L - D)^2\,, & para \quad D < 0{,}5858L \\ \dfrac{CV_m L}{4}\,, & para \quad D > 0{,}5858L \end{cases};$$

y Distância entre o CG da viga de rolamento e o ponto onde se está calculando a intensidade da faixa de variação de tensão (tensão devida ao carregamento móvel);
I_x Momento de inércia da viga de rolamento em relação ao eixo x;

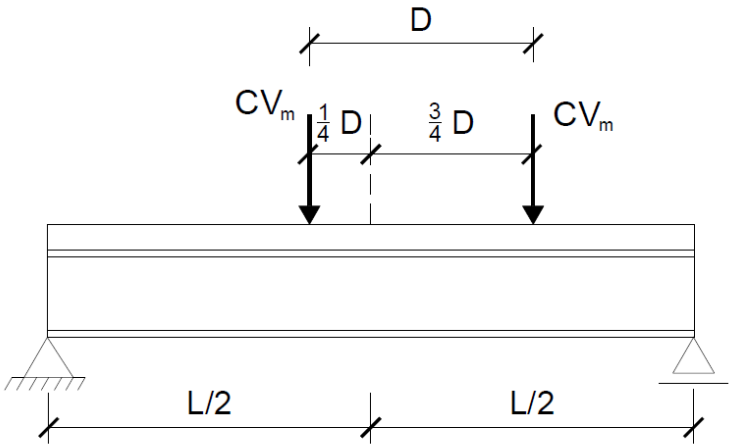


Figura 3. 23 – Viga de rolamento submetida à flexão simples para a avaliação da fadiga.

Consideração 02 - Viga submetida à flexo-tração:

Se o sentido da frenagem ou aceleração longitudinal, combinado com a vinculação da viga de rolamento biapoiada, resultar em flexo-tração na seção de momento fletor máximo, ver Figura 3.24, no caso de um trem tipo de apenas duas rodas, a intensidade da faixa de variação de tensão é dada por:

$$\Delta\sigma = \frac{\left[M_{CV} - H_L\left(d_{tr} + d - y_{cg}\right)\right]y}{I_x} + \frac{H_L}{A_g} \qquad (3.137)$$

onde:

H_L Intensidade da frenagem longitudinal por roda;

d_{tr} Altura do trilho sobre a viga de rolamento;

d Altura total do perfil da viga de rolamento;

y_{cg} Distância entre o CG da viga de rolamento e a face externa de sua mesa inferior;

A_g Área bruta da seção transversal da viga de rolamento.

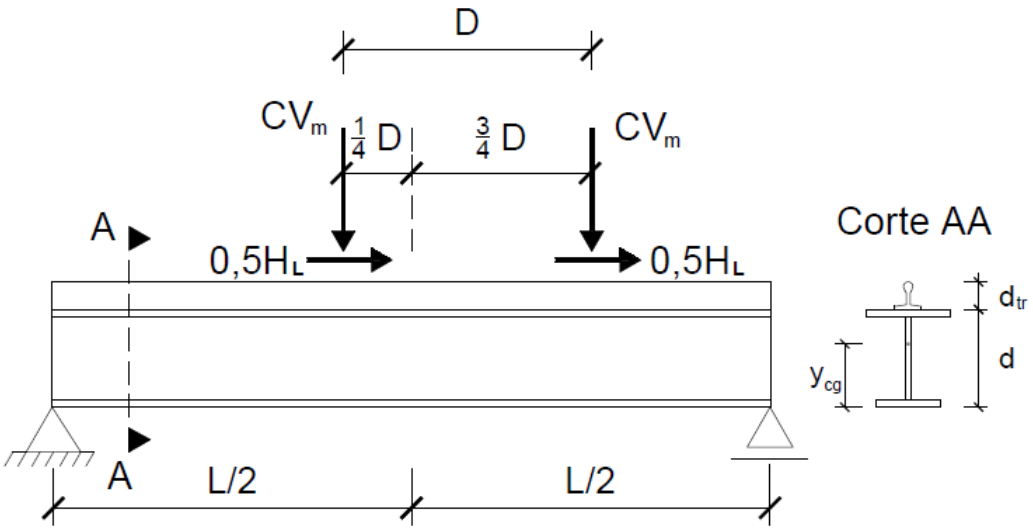


Figura 3. 24 – Viga de rolamento submetida à flexo-tração para a avaliação da fadiga.

Consideração 03 - Viga submetida à flexo-compressão:

Se o sentido da frenagem ou aceleração longitudinal, combinado com a vinculação da viga de rolamento biapoiada, resultar em flexo-compressão na seção de momento fletor máximo, ver Figura 3.25, no caso de um trem tipo de apenas duas rodas, a intensidade da faixa de variação de tensão é calculada como:

$$\Delta\sigma = \frac{\left[M_{CV} + H_L\left(d_{tr} + d - y_{cg}\right)\right]y}{I_x} - \frac{H_L}{A_g} \qquad (3.138)$$

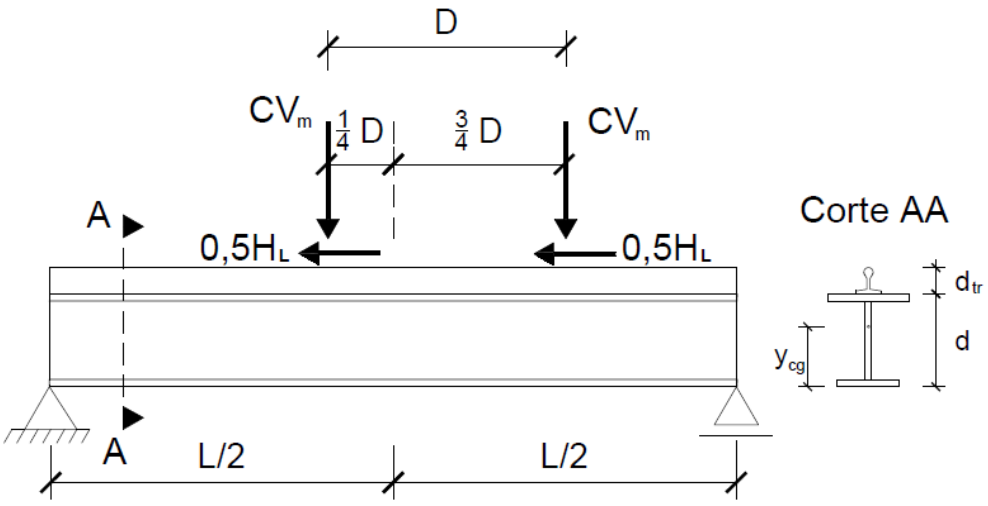


Figura 3. 25 – Viga de rolamento submetida à flexo-compressão para a avaliação da fadiga.

3.7.3.1 Fadiga na face externa da mesa inferior

Antes de se iniciar a verificação da fadiga para a viga de rolamento como um todo, é necessário analisar se o nível máximo de tensão de tração na fibra mais externa da mesa inferior, para a qual $y = y_{cg}$, atende à limitação de tensão total máxima no metal-base especificada pela NBR 8800 (ABNT, 2008). Esta verificação é feita considerando a combinação de carregamento $F_{d,fad}$, para o maior nível de tensão entre as três considerações de carregamento supracitadas, ver equação 3.139.

$$\sigma_{d,fad} = \sigma_q + \Delta\sigma \leq 0{,}66 f_y \qquad 4.139$$

A máxima faixa de variação de tensão ($\Delta\sigma$), obtida entre as três considerações de carregamentos supracitadas, para os pontos da face externa da mesa inferior da viga de rolamento biapoiada, deve atender ao critério de resistência dado pela equação 3.134. Para estes pontos os parâmetros de fadiga são abordados no item 1.1 da tabela K.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008) e reproduzidos abaixo:

- Descrição: Metal-base, exceto aços resistentes à corrosão atmosférica não pintados, com superfícies laminadas, sujeitas ou não à limpeza superficial. Bordas cortadas a maçarico com rugosidades superficial não superior a $25\ \mu m$, mas sem cantos reentrantes;
- Categoria de tensão: A;
- Constante: $C_f = 250 \times 10^8$;
- Limite admissível da faixa de variações de tensões: $\sigma_{TH} = 165\ MPa$;
- Ponto de inicio potencial de fissura: Afastado de qualquer solda ou ligação estrutural, ver Figura 3.26;
- Posição para o cálculo de $\Delta\sigma$: $y = y_{cg}$, ver Figura 3.20.

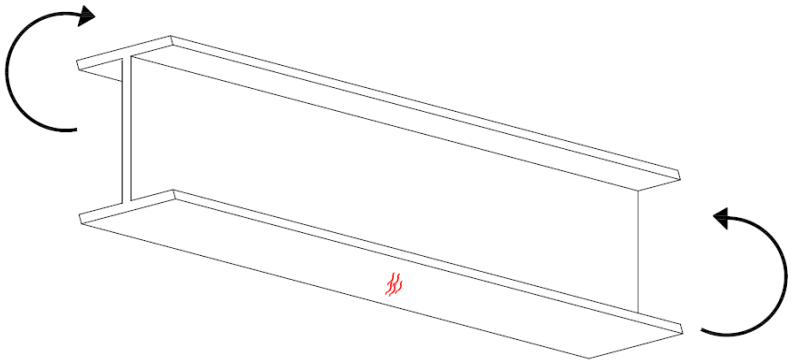


Figura 3. 26 – Fissuras de fadiga na mesa tracionada.

3.7.3.2 Fadiga na região da solda entre mesa inferior e alma

No caso da viga de rolamento ser um perfil soldado, neste trabalho se considera que a solda entre a alma e a mesa inferior será idêntica à solda entre a alma e a mesa superior, ou seja, solda de penetração total reforçada com filete de ambos os lados. Neste caso, só é necessário verificar a tensão normal e a máxima faixa de variação de tensão ($\Delta\sigma$), obtida entre as três considerações de carregamentos supracitadas, para os pontos na região da solda entre a mesa inferior e a alma da viga de rolamento biapoiada. Estas faixas devem atender ao critério de resistência dado pela equação 3.134. Para estes pontos os parâmetros de fadiga

são abordados no item 3.1 da tabela K.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008) e reproduzidos abaixo:

- Descrição: Metal-base e metal da solda em barras sem acessórios, compostas de chapas ou perfis ligados por soldas longitudinais contínuas de penetração total, com extração de raiz e contra-solda, ou por soldas contínuas de filete;
- Categoria de tensão: B;
- Constante: $C_f = 120 \times 10^8$;
- Limite admissível da faixa de variações de tensões: $\sigma_{TH} = 110\ MPa$;
- Ponto de inicio potencial de fissura: A partir da superfície ou de descontinuidades internas da solda, ou em pontos afastados da extremidade da solda, ver Figura 3.27;
- Posição para o cálculo de $\Delta\sigma$: $y = y_{cg} - t_{fi}$, ver Figura 3.20.

OBS.: O item 5.8.1 do *Technical Report No.13 (AISE, 2003)* especifica que a solda entre a mesa inferior e a alma, numa viga de rolamento biapoiada, pode ser solda de filetes contínuos de ambos os lados da alma. Neste caso, o nível de tensão total de cisalhamento na garganta dos filetes, obtido para a combinação de carregamento apresentada na equação 3.131, deve ser limitado a $0{,}40 f_y$, sendo a faixa admissível de variação de tensão especificada na NBR 8800 (ABNT, 2008), no item K.4(b), e na seção 8, item 8.2, da tabela K.1 e também na seção 8, item 8.2(b), da tabela K.2. Entretanto, tais verificações não são necessárias no caso da solda entre a mesa inferior e a alma ser de penetração total reforçada com filetes, consideração feita neste trabalho.

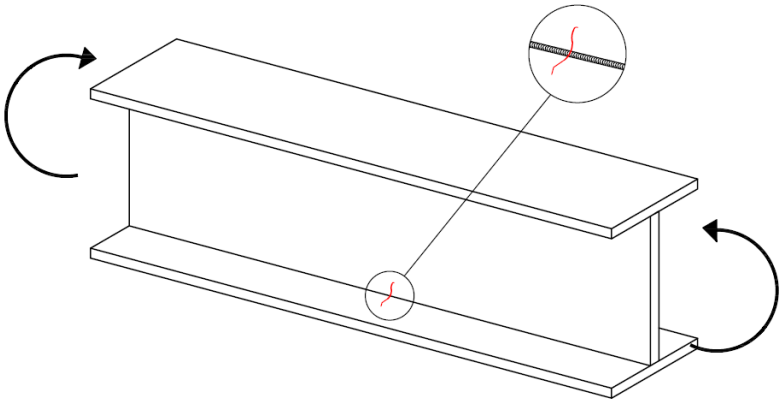


Figura 3. 27 – Fissuras de fadiga na região da solda entre a mesa inferior e a alma.

3.7.3.3 Fadiga na região da solda entre o enrijecedor intermediário e alma

A máxima faixa de variação de tensão ($\Delta\sigma$), obtida entre as três considerações de carregamentos supracitadas, para os pontos mais próximos à mesa tracionada na região da solda entre os enrijecedores intermediários e a alma da viga de rolamento biapoiada, deve atender ao critério de resistência dado pela equação 3.134. Para estes pontos os parâmetros de fadiga são abordados no item 5.7 da tabela K.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008) e reproduzidos abaixo:

- Descrição: Metal-base em elementos de chapa tracionados e metal-base em almas ou mesas de vigas, no pé de filetes de solda adjacentes a enrijecedores transversais soldados;
- Categoria de tensão: C;
- Constante: $C_f = 44 \times 10^8$;
- Limite admissível da faixa de variações de tensões: $\sigma_{TH} = 69\ MPa$;
- Ponto de inicio potencial de fissura: A partir de descontinuidades geométricas no pé do filete de solda, estendendo-se no metal-base, ver Figura 3.28;
- Posição para o cálculo de $\Delta\sigma$: $y = y_{cg} - t_{fi} - e_i$, ver Figura 3.20.

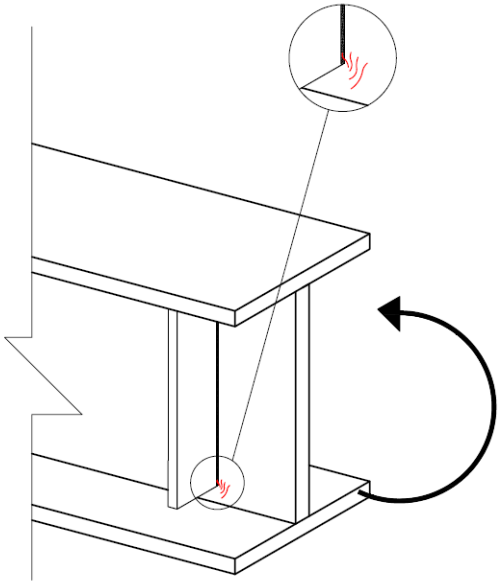


Figura 3. 28 – Fissuras de fadiga na região da solda entre o enrijecedor intermediário e a alma.

CAPÍTULO 4

Exemplo Didático Ilustrativo

4.1 Introdução

Com o intuito de aplicar de maneira prática os critérios de dimensionamento de uma viga de rolamento pela NBR 8800 (ABNT, 2008), desenvolveu-se um exemplo didático com a finalidade de simular o projeto de um galpão industrial metálico. Entretanto, apesar de serem apresentados todos os dados do galpão, os cálculos realizados neste trabalho se restringem à determinação dos carregamentos provenientes da ponte rolante e que atuam sobre a viga de rolamento e, consequentemente, sobre o pórtico metálico típico do galpão. Quanto ao dimensionamento, será apresentado apenas o cálculo da viga de rolamento.

O galpão possui cobertura em duas águas, telhas metálicas simples de 0,8 mm de espessura, tanto para a cobertura quanto para o fechamento, e alvenaria com 3,0 m de altura ao longo de todo o contorno. Na cobertura será utilizado isolamento térmico com lã de rocha.

Este galpão se destina a uma indústria com alto fator de ocupação e será construído em Natal-RN, numa zona industrial bem desenvolvida, em um terreno aproximadamente plano com muitos obstáculos altos. Terá dimensões de 25 m de largura por 72 m de comprimento, sendo o pé direito de 12 m; a distância entre pórticos também é de 12 m. Além da sobrecarga de norma deve ser considerada uma sobrecarga de utilidades de 0,30 kN/m^2 na cobertura.

Será instalada uma ponte rolante com capacidade de carga de 250 kN, a qual será utilizada 90 vezes ao dia, comandada por cabine e com o caminho de rolamento ao longo de todo o comprimento do galpão. O topo do trilho fica na cota 9,0m e haverá passadiços com sobrecarga de 2 kN/m^2 e largura de 1,20 m.

As terças de cobertura e travessas de fechamento são em chapa dobrada com aço ASTM A570Gr33, o pórtico será com tesoura de banzos paralelos de

cantoneiras laminadas com aço ASTM A36 e os pilares serão treliçados com perfil W em aço ASTM A572Gr50 da Gerdau Açominas e travamentos em cantoneiras.

As vigas de rolamento são biapoiadas com vão de 12 m e com seção transversal com perfis I monossimétricos em aço ASTM A36, travados a cada 1,20 m por treliças de contenção lateral, as quais também têm 1,20 m de largura e servem de suporte para o passadiço de manutenção que tem sobrecarga de 2 kN/m².

4.2 Dados da ponte rolante

De acordo com a Tabela 2.1 do capítulo 2 deste trabalho, obtêm-se os seguintes dados para a ponte com capacidade de carga de 250 kN.

- Carga içada: $CI = 250kN$;
- Vão entre trilhos: $A = 25 - 2 \times 1{,}2 \Rightarrow A = 22{,}6m$;
- Peso do trole: $PP_{trole} = 45\ kN$;
- Peso da ponte: $PP_{ponte} = 280\ kN$;
- Carga vertical máxima por roda: $CV_{PR} = 220\ kN/roda$;
- Carga vertical mínima por roda: $CV_{PR}^{mín} = 0{,}40 \times 220 \Rightarrow CV_{PR}^{mín} = 88\ kN/roda$;
- Impacto vertical: 25%;
- Distância entre rodas do trem tipo: $D = 4{,}6\ m$;
- Comprimento destravado: $L_b = 1{,}20\ m$;
- Largura da treliça de contenção lateral: $L_{TC} = 1{,}20\ m$.
-Trilho TR-45 $d_{tr} = 14{,}3\ cm$;

4.3 Estimativa para a viga de rolamento

O perfil utilizado como viga de rolamento é um perfil I monossimétrico, suas dimensões dadas em milímetros estão ilustradas na Figura 4.1, e suas propriedades geométricas discriminadas a seguir.

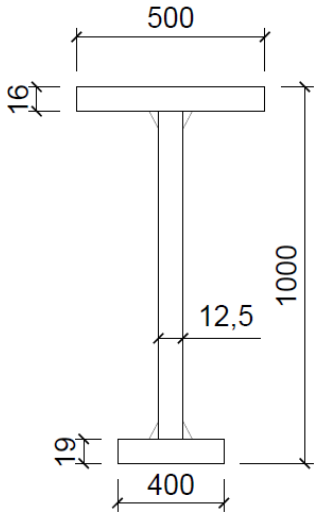


Figura 4. 1 – Dimensões em milímetros da seção da viga de rolamento.

— Peso próprio da viga de rolamento (incluindo o peso dos enrijecedores): $PP_{VR} = 2{,}5\ kN/m$;
— $A_g = 276{,}63\ cm^2$;
— $y_{cg} = 50{,}82\ cm$, em relação à face externa da mesa inferior;
— $y_p = 51{,}75\ cm$, LN plástica em relação à face externa da mesa inferior;
— $I_x = 469.964{,}83\ cm^4 > 426.490{,}78 cm^4$
— $I_y = 26.815{,}71\ cm^4$;
— $W_x^{sup} = 9.555{,}65\ cm^3$;
— $W_x^{inf} = 9.247{,}98\ cm^3$;
— $Z_x = 10.570{,}07\ cm^3$;
— $W_y = 1.072{,}63\ cm^3$;
— Peso próprio do trilho (TR 45): $PP_{trilho} = 0{,}45\ kN/m$;
— Peso próprio da treliça de contenção (estimado): $PP_{TC} = 0{,}80\ kN/m$;
— Peso próprio do passadiço (estimado): $PP_{PS} = 1{,}30\ kN/m$.

Apenas metade do peso próprio do passadiço e metade do peso próprio da treliça de contenção se apoiam na viga de rolamento, a outra parte da carga se apoia diretamente na treliça de contenção lateral, conforme apresentado na Figura 4.4.

4.4 Carregamentos provenientes da ponte rolante

Os carregamentos provenientes da ponte rolante são calculados de acordo com as equações apresentadas no capítulo 02 deste trabalho.

4.4.1 Força horizontal transversal de frenagem (H_T)

Sendo a ponte rolante comandada por cabine, neste caso deve ser adotado o maior valor ao se aplicar as equações 2.6, 2.7 e 2.8:

$$H_T = \frac{0{,}1 \times (CI + PP_{trole})}{N_R} = \frac{0{,}1 \times (250 + 45)}{2} = \pm 14{,}75 kN/roda$$

$$H_T = \frac{0{,}05 \times \left(CI + PP_{ponte}\right)}{N_R} = \frac{0{,}05 \times (250 + 280)}{2} = \pm 13{,}25 kN/roda$$

$$H_T = \frac{0{,}15 \times CI}{N_R} = \frac{0{,}15 \times 250}{2} = \pm 18{,}75 kN/roda$$

Portanto, o valor adotado nos cálculos é: $H_T = \pm 18{,}75 kN/roda$.

4.4.2 Força horizontal longitudinal de frenagem (H_L)

Ao se aplicar a equação 2.5, tem-se a força horizontal longitudinal de frenagem:

$$H_L = 0{,}1 \times CV_{PR} = 0{,}1 \times 220 = 22 kN/roda$$

4.4.3 Carga móvel

Sendo a ponte rolante comandada por cabine, ao se aplicar as equações 2.1 e 2.4 tem-se:

$$CV_m = 1{,}25 \times CV_{PR} = 1{,}25 \times 220 = 275\ kN/roda$$

$$CV_m^{Mín} = 0{,}40 \times CV_m = 0{,}40 \times 275 = 110\ kN/roda$$

4.5 Esforços solicitantes na viga de rolamento

Os esforços solicitantes na viga de rolamento são calculados de acordo com as equações apresentadas no capítulo 02 deste trabalho.

4.5.1 Carregamento combinado no ELU

A combinação de carregamento para a análise da viga de rolamento, com ou sem passadiço, é dada pela equação 2.26.

$$F_{d8} = 1{,}25 \times PP + 1{,}25 \times CP_M + 1{,}50 \times PR + 1{,}50 \times 0{,}80 \times SC$$

onde:

$PP = PP_{VR} = 2{,}5\ kN/m$

$CP_M = PP_{trilho} + \frac{PP_{TC}}{2} + \frac{PP_{PS}}{2} = 0{,}45 + \frac{0{,}80}{2} + \frac{1{,}30}{2} = 1{,}50\ kN/m$

$PR = \begin{cases} CV_m = 275\ kN/roda \\ H_T = 18{,}75\ kN/roda \\ H_L = 22\ kN/roda \end{cases}$

$SC = \frac{2\ \frac{kN}{m^2} \times 1{,}2\ m\ (largura)}{2} = 1{,}20\ kN/m$

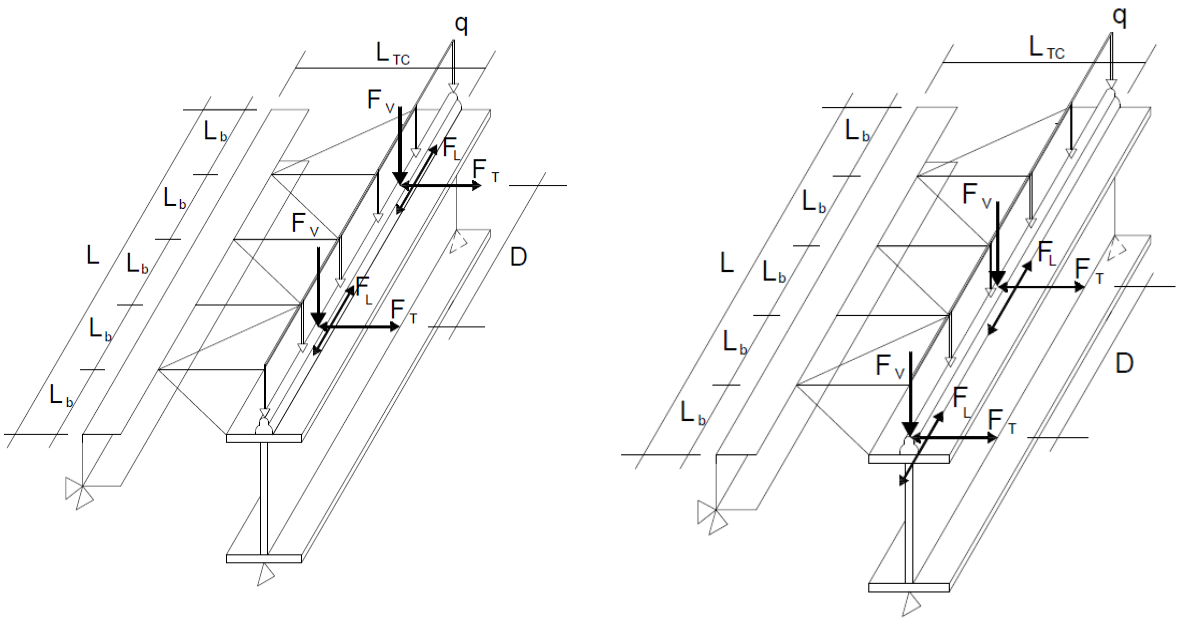


Figura 4. 2 – Esquemas de aplicação do carregamento combinado F_{d8}:
(a) obtenção do momento fletor máximo, (b) obtenção do esforço cortante máximo.

A combinação de carregamento no estado-limite último é:

$$F_{d8} = \begin{cases} q = 1{,}25 \times PP + 1{,}25 \times CP_M + 1{,}50 \times 0{,}80 \times SC \\ F_V = 1{,}50 \times CV_m \\ F_T = 1{,}50 \times H_T \\ F_L = 1{,}50 \times H_L \end{cases}$$

$$F_{d8} = \begin{cases} q = 1{,}25 \times 2{,}50 + 1{,}25 \times 1{,}50 + 1{,}50 \times 0{,}80 \times 1{,}20 = 6{,}44\ kN/m \\ F_V = 1{,}50 \times 275 = 412{,}5\ kN/roda \\ F_T = 1{,}50 \times 18{,}75 = 28{,}13\ kN/roda \\ F_L = 1{,}50 \times 22 = 33\ kN/roda \end{cases}$$

4.5.2 Momentos fletores solicitantes de cálculo

a) Momento fletor na direção x

De acordo com a equação 2.35 tem-se:

$$M_{x,Sd} = M_x^q + M_x^{F_V} + M_x^{F_L} = 115{,}92 + 1.617{,}17 + 41{,}90 = 1.774{,}99\ kN.m$$

— Momento fletor oriundo da carga distribuída:

$$M_x^q = \frac{qL^2}{8} = \frac{6{,}44 \times 12^2}{8} = 115{,}92\ kN.m$$

— Momentos fletores oriundos da ponte rolante

Para $D = 4{,}6\ m < 0{,}5858 \times L = 0{,}5858 \times 12 = 7{,}03\ m$, tem-se:

$$M_x^{F_V} = \frac{F_V}{8L}(2L - D)^2 = \frac{412{,}5}{8 \times 12}(2 \times 12 - 4{,}6)^2 = 1.617{,}17\ kN.m$$

$$M_x^{F_L} = 2F_L\left(d_{tr} + d - y_{cg}\right) = 2 \times 33(0{,}143 + 1 - 0{,}5082) = 41{,}90\ kN.m$$

b) Momento fletor na direção y

De acordo com a equação 2.36 tem-se:

$$M_{y,Sd} = M_y^{F_T} = F_T \times \frac{L_b}{4} = 28{,}13 \times \frac{1{,}20}{4} = 8{,}44\ kN.m$$

4.5.3 Esforços cortantes solicitantes de cálculo

a) Esforço cortante vertical

De acordo com a equação 2.38 tem-se:

$$V_{y,Sd} = F_V + F_V\frac{(L - D)}{L} + \frac{qL}{2} = 412{,}5 + 412{,}5 \times \frac{(12 - 4{,}6)}{12} + \frac{6{,}44 \times 12}{2}$$

$$V_{y,Sd} = 705{,}52\ kN$$

b) Esforço cortante horizontal

De acordo com a equação 2.39 tem-se:

$$V_{x,Sd} = F_T + F_T \frac{(L-D)}{L} = 28{,}13 + 28{,}13 \times \frac{(12-4{,}6)}{12}$$

$$V_{x,Sd} = 45{,}48\ kN$$

4.5.4 Esforços normais solicitantes de cálculo

O esforço normal resistido por toda a seção transversal da viga de rolamento é dado pela equação 2.40:

$$N_{c,Sd}^{(1)} = 2F_L = 2 \times 33 = 66\ kN$$

O esforço normal resistido apenas pela seção T efetiva, que funciona como banzo da treliça de contenção lateral, é dado pela equação 2.41:

$$N_{c,Sd}^{(2)} = \frac{M_{F_T}}{L_{TC}} = \frac{110{,}28}{1{,}20} = 91{,}90\ kN$$

Para $D = 4{,}6\ m < 0{,}5858 \times L = 0{,}5858 \times 12 = 7{,}03\ m$, tem-se:

$$M_{F_T} = \frac{F_T}{8L}(2L - D)^2 = \frac{28{,}13}{8 \times 12}(2 \times 12 - 4{,}6)^2 = 110{,}28\ kN.m$$

4.5.5 Tensão normal máxima solicitante

A parcela da alma do perfil que resiste a $M_{y,Sd}$ é definida pela equação 2.37:

$$h_w \leq \begin{cases} \dfrac{h}{2} = \dfrac{96{,}5}{2} = 48{,}25\ cm \\ \dfrac{127 t_w}{\sqrt{f_y}} = 127 \times \dfrac{1{,}25}{\sqrt{25}} = 31{,}75\ cm \end{cases}$$

$$\therefore h_w = 31{,}75\ cm$$

A Figura 4.3 ilustra a seção T efetiva com dimensões em mm.

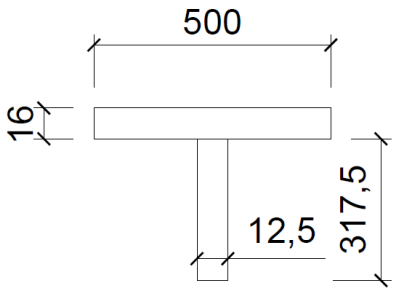


Figura 4. 3 – Dimensões da seção T efetiva.

A seção T efetiva tem:

$$A^T = 119{,}69\ cm^2$$
$$W_y^T = 666{,}87\ cm^3$$

De acordo com a equação 2.42 tem-se:

$$\sigma_{Sd} = \frac{N_{c,Sd}^{(1)}}{A_g} + \frac{N_{c,Sd}^{(2)}}{A^T} + \frac{M_{x,Sd}}{W_x^{sup}} + \frac{M_{y,Sd}}{W_y^T}$$
$$= \frac{66}{276{,}63} + \frac{91{,}9}{119{,}69} + \frac{1.774{,}99 \times 100}{9.555{,}65} + \frac{8{,}44 \times 100}{666{,}87}$$
$$\therefore \sigma_{Sd} = 20{,}85\ kN/cm^2$$

4.6 Deslocamentos da viga de rolamento

Os deslocamentos da viga de rolamento são calculados de acordo com as equações apresentadas no capítulo 02 deste trabalho.

a) Deslocamento vertical sem contraflecha

De acordo com a equação 2.28 tem-se:

$F_{s1} = PP + CP + CV_{PR} + 0{,}4 \times SC$

$PP = PP_{VR} = 2{,}50\ kN/m;$

$CP = PP_{trilho} + \frac{PP_{TC}}{2} + \frac{PP_{PS}}{2} = 0{,}45 + \frac{0{,}8}{2} + \frac{1{,}3}{2} = 1{,}50\ kN/m;$

$CV_{PR} = 220\ kN/roda;$

$0{,}4 \times SC = 0{,}4 \times 1{,}2 \times \frac{2{,}0}{2} = 0{,}48\ kN/m;$

Sendo o carregamento uniformemente distribuído:

$q_s = PP + CP + 0{,}4 \times SC = 2{,}50 + 1{,}50 + 0{,}48 = 4{,}48\ kN/m;$

De acordo com a equação 2.44 tem-se:

$$\delta_V^q = \frac{5 q_s L^4}{384 E I_x} = \frac{5 \times \left(\frac{4{,}48}{100}\right) \times 1200^4}{384 \times 20.000 \times 469.964{,}83}$$

$$\delta_V^q = 0{,}1287\ cm$$

A partir da equação 2.45:

$$\delta_V^{PR} = \frac{CV_{PR}\, a}{24 E I_x}(3L^2 - 4a^2) = \frac{220 \times 370 \times (3 \times 1200^2 - 4 \times 370^2)}{24 \times 20.000 \times 469.964{,}83}$$

$$\delta_V^{PR} = 1{,}3612\ cm$$

onde: $\boldsymbol{a = \frac{L-D}{2} = \frac{1200-460}{2} = 370\ cm}$

De acordo com a equação 2.43 tem-se:

$$\delta_V = \delta_V^q + \delta_V^{PR} = 0{,}1287 + 1{,}3612 = 1{,}4899\ cm$$

Da Tabela 2.5 tem-se que o deslocamento vertical admissível é dado por:

$$\delta_V^{adm} = \frac{L}{800} = \frac{1200}{800} = 1{,}50\ cm$$

$$\delta_V = 1{,}4899\ cm < \delta_V^{adm} = 1{,}50\ cm$$

$$Taxa = \frac{\delta_V}{\delta_V^{adm}} = \frac{1{,}4899}{1{,}50} = 99{,}33\%$$

Portanto, observa-se que a viga de rolamento proposta atende ao critério de deslocamento vertical sem contraflecha com uma taxa de trabalho de 99,33%.

b) Deslocamento vertical com contraflecha

Como o vão da viga é $L = 12m < 20m$ a contraflecha é dada pela equação 2.46:

$$\delta_0 \leq \frac{5(PP + CP)L^4}{384EI_x} = \frac{5 \times \left(\frac{2{,}5 + 1{,}5}{100}\right) \times 1200^4}{384 \times 20.000 \times 469.964{,}83} = 0{,}1149\ cm$$

Adotando-se:

$$\delta_0 = 0{,}1\ cm$$

$$\delta_V - \delta_0 = 1{,}4899 - 0{,}1 = 1{,}3899\ cm$$

Da Tabela 2.5 tem-se que o deslocamento vertical admissível é dado por:

$$\delta_V^{adm} = \frac{L}{800} = \frac{1200}{800} = 1{,}50\ cm$$

$$\delta_V - \delta_0 = 1{,}3899\ cm < \delta_V^{adm} = 1{,}50\ cm\ \therefore\ OK!$$

$$Taxa = \frac{\delta_V - \delta_0}{\delta_V^{adm}} = \frac{1{,}3899}{1{,}50} = 92{,}66\%$$

Portanto, observa-se que a viga de rolamento proposta atende ao critério de deslocamento vertical com contraflecha ($\delta_0 = 0{,}1\ cm$) com uma taxa de trabalho de 92,66%.

c) Deslocamento horizontal

Desconsiderando a existência da treliça de contenção lateral, a equação 2.48 fornece:

$$\delta_H = \frac{H_T a}{24EI_y}(3L^2 - 4a^2) = \frac{18{,}75 \times 370 \times (3 \times 1200^2 - 4 \times 370^2)}{24 \times 20.000 \times 26.815{,}71}$$

$$\delta_H = 2{,}0332\ cm$$

onde: $a = \frac{L-D}{2} = \frac{1200-460}{2} = 370\ cm$

Da Tabela 2.5 tem-se que o deslocamento horizontal admissível é dado por:

$$\delta_H^{adm} = \frac{L}{400} = \frac{1200}{400} = 3{,}0\ cm$$

$$\delta_H = 2{,}0332\ cm < \delta_H^{adm} = 3{,}0\ cm\ \therefore OK!$$

$$Taxa = \frac{\delta_H}{\delta_H^{adm}} = \frac{2{,}0332}{3{,}0} = 67{,}77\%$$

Portanto, observa-se que a viga de rolamento proposta, ao se desprezar a existência da treliça de contenção lateral, atende ao critério de deslocamento horizontal com uma taxa de trabalho de 67,77%.

4.7 Reações nas colunas provenientes da viga de rolamento e da treliça de contenção lateral

As reações nas colunas, provenientes da viga de rolamento e da treliça de contenção lateral, são calculadas de acordo com as equações apresentadas no capítulo 02 deste trabalho.

a) Cargas permanentes

$$q_{CP} = \begin{cases} q_{CP}^{VR} = PP_{VR} + PP_{trilho} + \dfrac{PP_{TC}}{2} + \dfrac{PP_{PS}}{2} \\ q_{CP}^{TC} = \dfrac{PP_{TC}}{2} + \dfrac{PP_{PS}}{2} \end{cases}$$

$$q_{CP} = \begin{cases} q_{CP}^{VR} = 2{,}5 + 0{,}45 + \dfrac{0{,}8}{2} + \dfrac{1{,}3}{2} = 4\ kN/m \\ q_{CP}^{TC} = \dfrac{0{,}8}{2} + \dfrac{1{,}3}{2} = 1{,}05\ kN/m \end{cases}$$

$$CP = \begin{cases} CP^{VR} = q_{CP}^{VR} \times L = 4 \times 12 = 48\ kN \\ CP^{TC} = q_{CP}^{TC} \times L = 1{,}05 \times 12 = 12{,}6\ kN \end{cases}$$

Na Figura 4.4 tem-se o modelo de aplicação deste carregamento permanente num pórtico típico.

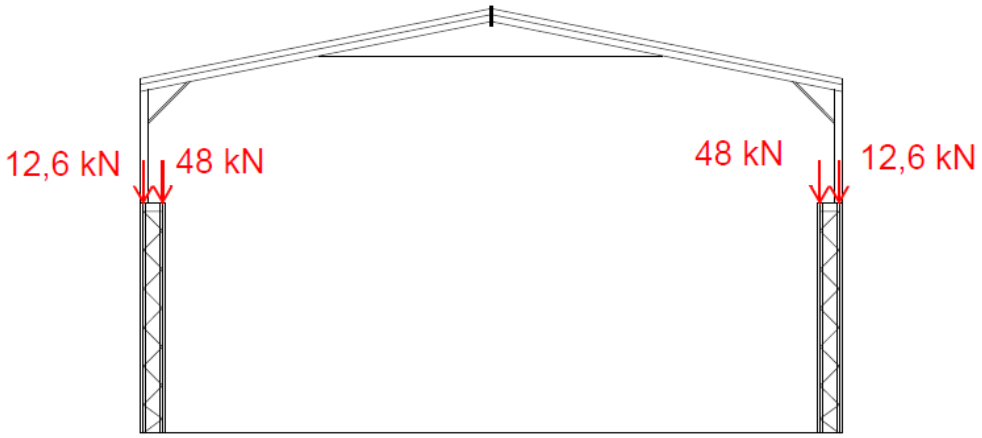


Figura 4. 4 – Cargas permanentes no pórtico metálico provenientes da viga de rolamento e da treliça de contenção lateral.

b) Sobrecarga no passadiço

$$SC = \begin{cases} SC^{VR} = \dfrac{1{,}2\ m}{2} \times 2\dfrac{kN}{m^2} \times 12\ m = 14{,}4\ kN \\ SC^{TC} = \dfrac{1{,}2\ m}{2} \times 2\dfrac{kN}{m^2} \times 12\ m = 14{,}4\ kN \end{cases}$$

Na Figura 4.5 tem-se o modelo de aplicação da sobrecarga proveniente do passadiço, o qual se apoia na viga de rolamento e na treliça de contenção lateral, as quais, por sua vez, descarregam nos pilares.

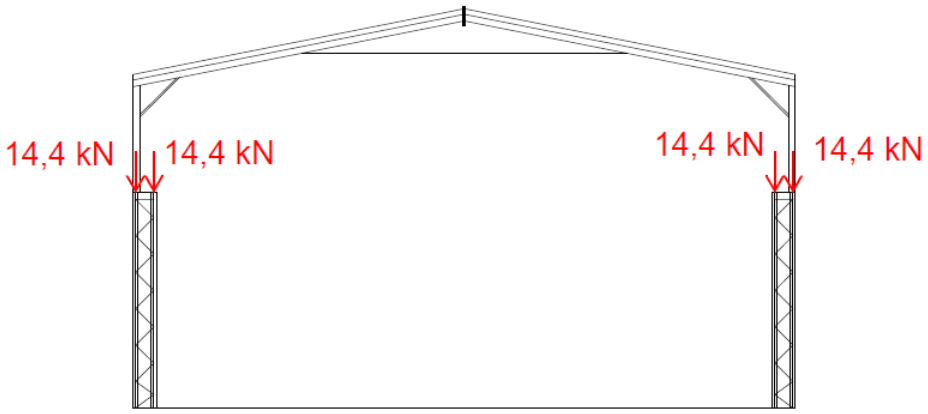


Figura 4. 5 – Sobrecarga no pórtico metálico proveniente do passadiço.

c) Cargas móveis

- Reações Verticais Máxima e Mínima:

Aplicando-se as equações 2.15 e 2.16 resulta:

$$PR_V = CV_m + CV_m\left(\frac{L-D}{L}\right) = 275 + 275\left(\frac{12-4{,}6}{12}\right) = 444{,}58\ kN$$

$$PR_V^{Mín} = CV_m^{Mín} + CV_m^{Mín}\left(\frac{L-D}{L}\right) = 110 + 110\left(\frac{12-4{,}6}{12}\right) = 177{,}83\ kN$$

- Reação Horizontal Transversal:

Ao se aplicar a equação 2.17 tem-se:

$$PR_H = H_T + H_T\left(\frac{L-D}{L}\right) = 18{,}75 + 18{,}75\left(\frac{12-4{,}6}{12}\right) = \pm 30{,}31\ kN$$

Na Figura 4.6 tem-se a aplicação das reações das cargas móveis no pórtico típico do galpão. Observar que a reação vertical máxima pode estar no pilar esquerdo, como ilustrado, ou no pilar direito, enquanto que as reações horizontais podem estar ambas para a direita ou ambas para a esquerda.

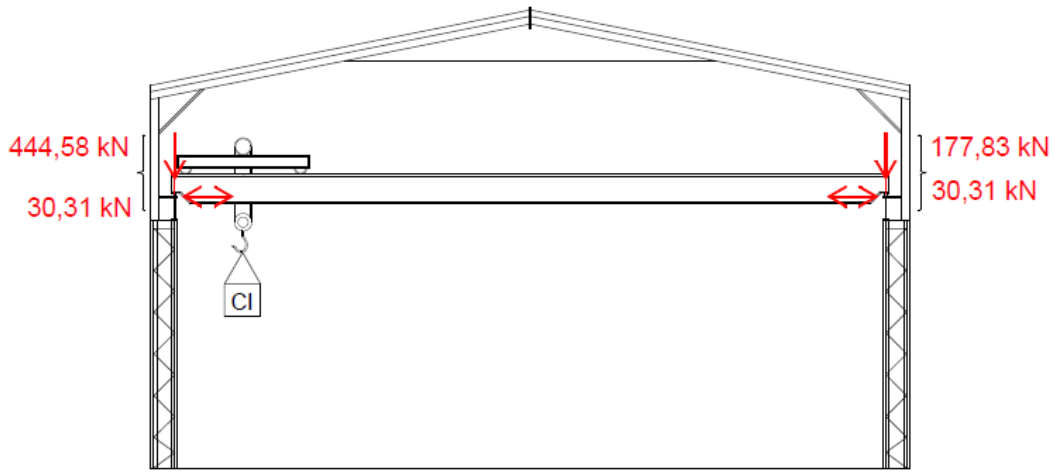


Figura 4. 6 – Reações horizontal e vertical no pórtico metálico provenientes das cargas móveis da ponte rolante.

4.8 Esforços resistentes de cálculo para a viga de rolamento

Os esforços resistentes de cálculo para a viga de rolamento são calculados de acordo com as equações apresentadas no capítulo 04 deste trabalho. Neste item a taxa de trabalho não será avaliada apenas para o ELU que governa o dimensionamento da viga de rolamento e, sim, para todos os estados-limites últimos aplicáveis, além do ELS de fadiga.

4.8.1 Momento fletor resistente de cálculo

De acordo com a equação 3.3 para a viga de rolamento com perfil monossimétrico ser de alma não esbelta deve atender a relação:

$$\lambda = \frac{h_c}{t_w} \leq 5{,}70\sqrt{\frac{E}{f_y}}$$

$$h_c = 2\left(d - t_{fs} - y_{cg}\right) = 2(100 - 1{,}6 - 50{,}82) = 95{,}16\ cm$$

$$\lambda = \frac{95{,}16}{1{,}25} = 76{,}13 \leq 5{,}70\sqrt{\frac{20.000}{25}} = 161{,}22$$

Portanto, a viga possui uma alma não esbelta.

O momento fletor resistente deve ser adotado como o menor valor entre os momentos resistentes calculados para os três ELU de flexão: flambagem lateral com torção (FLT), flambagem local da mesa comprimida (FLM) e flambagem local da alma (FLA).

— **Estado Limite Último de Flambagem Lateral com Torção**

Para seções monossimétricas devem ser obedecidas as limitações geométricas dadas pelas equações 4.14 e 4.15:

$$1/9 \leq I_{yc}/I_{yt} \leq 9$$

$$\alpha_y = \frac{I_{yc}}{I_{yt}} = \frac{t_{fs}b_{fs}^3/12}{t_{fi}b_{fi}^3/12} = \frac{(1{,}6 \times 50^3/12)}{(1{,}9 \times 40^3/12)} = 1{,}6447$$

$$\therefore 1/9 \leq \alpha_y = 1{,}6447 \leq 9$$

$$A_{fi} + A_w > A_{fs}$$

$$A_{fi} + A_w = (40 \times 1{,}9) + (96{,}50 \times 1{,}25) = 196{,}63 cm^2$$

$$A_{fs} = 50 \times 1{,}6 = 80\ cm^2$$

$$\therefore A_{fi} + A_w = 196{,}63\ \text{cm}^2 > A_{fs} = 80\ \text{cm}^2$$

Aplicando-se a equação 3.16:

$$\lambda = \frac{L_b}{r_{yc}} = \frac{120}{10{,}93} \Rightarrow \lambda = 10{,}98$$

$$r_{yc} = \sqrt{\frac{I_y^T}{A^T}} = \sqrt{\frac{16.674{,}41}{139{,}48}} = 10{,}93\ cm$$

$$I_y^T = \frac{t_{fs} b_{fs}^3}{12} + \frac{\left(d - t_{fs} - y_{cg}\right) t_w^3}{12}$$

$$I_y^T = \frac{1{,}6 \times 50^3}{12} + \frac{(100 - 1{,}6 - 50{,}82) \times 1{,}25^3}{12} = 16.674{,}41\ cm^4$$

$$A^T = b_{fs} t_{fs} + \left(d - t_{fs} - y_{cg}\right) t_w$$

$$A^T = 50 \times 1{,}6 + (100 - 1{,}6 - 50{,}82) \times 1{,}25 = 139{,}48\ cm^2$$

De acordo com a equação 3.17 tem-se:

$$\lambda_p = 1{,}76 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 1{,}76 \sqrt{\frac{20.000}{25}} \Rightarrow \lambda_p = 49{,}78$$

Analisando-se a esbeltez:

$$\therefore \lambda = 10{,}98 < \lambda_p = 49{,}78$$

Consequentemente, a viga é curta. Neste caso utilizam-se as equações 4.4 e 4.19:

$$M_{x,Rd} = \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}} = \frac{2.642{,}52}{1{,}1} = 2.402{,}29\ kN.m$$

$$M_{pl} = f_y Z_x \leq 1{,}5 f_y W_{x,min}$$

$$M_{pl} = \frac{25 \times 10.570{,}07}{100} = 2.642{,}52\ kN.m$$

$$1{,}5 f_y W_{x,min} = \frac{1{,}5 \times 25 \times 9.247{,}98}{100} = 3.467{,}99\ kN.m$$

$$\therefore M_{pl} = 2.642{,}52\ kN.m < 3.467{,}99\ kN.cm$$

Aplicando-se o critério de resistência dado pela equação 3.1:

$$M_{x,Sd} \leq M_{x,Rd}$$
$$M_{x,Sd} = 1.774{,}99\ kN.m < 2.402{,}29\ kN.m$$

$$Taxa = \frac{M_{x,Sd}}{M_{x,Rd}} = \frac{1.774{,}99}{2.402{,}29} = 73{,}89\%$$

Portanto, a viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência a flexão para o ELU de FLT com taxa de trabalho de 73,89%.

— **Estado Limite Último de Flambagem Local da Mesa**

Aplicando-se a equação 3.33:

$$\lambda = \frac{b}{t} = \frac{b_{fs}/2}{t_{fs}} = \frac{50/2}{1{,}6} \Rightarrow \lambda = 15{,}63$$

De acordo com a equação 3.34, tem-se:

$$\lambda_p = 0{,}38\sqrt{\frac{E}{f_y}} = 0{,}38\sqrt{\frac{20.000}{25}} \Rightarrow \lambda_p = 10{,}75$$

Aplicando-se a equação 3.35:

$$\lambda_r = 0{,}95\sqrt{\frac{E}{\frac{(f_y - \sigma_r)}{k_c}}} = 0{,}95\sqrt{\frac{20.000}{\frac{(25 - 0{,}30 \times 25)}{0{,}4553}}} \Rightarrow \lambda_r = 21{,}67$$

onde:

$$k_c = \frac{4}{\sqrt{\frac{h}{t_w}}} = \frac{4}{\sqrt{\frac{96{,}5}{1{,}25}}} \rightarrow k_c = 0{,}4553, sendo\ 0{,}35 \leq 0{,}4553 \leq 0{,}76$$

Analisando-se a esbeltez:

$$\therefore \lambda_p = 10{,}75 < \lambda = 15{,}63 < \lambda_r = 21{,}67$$

Consequentemente, a seção é semicompacta. Neste caso, utiliza-se a equação 3.23:

$$M_{x,Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}}\left[M_{pl} - \left(M_{pl} - M_r\right)\frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p}\right]$$

$$M_{x,Rd} = \frac{1}{1{,}1}\left[2.642{,}52 - (2.642{,}52 - 1.672{,}24)\frac{15{,}63 - 10{,}75}{21{,}67 - 10{,}75}\right]$$

$$M_{x,Rd} = 2.008{,}10\ kN.m$$

De acordo com a equação 3.36, tem-se:

$$M_{pl} = f_y Z_x \leq 1{,}5 f_y W_{x,min}$$

$$M_{pl} = \frac{25 \times 10.570{,}07}{100} = 2.642{,}52\ kN.m$$

$$1{,}5 f_y W_{x,min} = \frac{1{,}5 \times 25 \times 9.247{,}98}{100} = 3.467{,}99\ kN.m$$

$$\therefore M_{pl} = 2.642{,}52\ kN.m < 3.467{,}99\ kN.cm \Rightarrow Ok!$$

De acordo com a equação 3.37, tem-se:

$$M_r = \left(f_y - \sigma_r\right) W_x^{sup}$$

$$M_r = \frac{(25 - 0{,}3 \times 25) \times 9.555{,}65}{100} = 1.672{,}24\ kN.m$$

Aplicando-se o critério de resistência dado pela equação 3.1:

$$M_{x,Sd} \leq M_{x,Rd}$$

$$M_{x,Sd} = 1.774{,}99\ kN.m < 2.008{,}10\ kN.m$$

$$Taxa = \frac{M_{x,Sd}}{M_{x,Rd}} = \frac{1.774{,}99}{2.008{,}10} = 88{,}39\%$$

Portanto, a viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência a flexão para o ELU de FLM com taxa de trabalho de 88,39%.

— **Estado Limite Último de Flambagem Local da Alma**

Aplicando-se a equação 3.46:

$$\lambda = \frac{h_c}{t_w} = \frac{95{,}16}{1{,}25} = 76{,}13$$

$$h_c = 2\left(d - t_{fs} - y_{cg}\right) = 2(100 - 1{,}6 - 50{,}82) = 95{,}16\ cm$$

De acordo com a equação 3.48 tem-se:

$$\lambda_r = 5{,}70\sqrt{\frac{20.000}{25}} = 161{,}22$$

A partir da equação 3.47:

$$\lambda_p = \frac{\frac{h_c}{h_p}\sqrt{\frac{E}{f_y}}}{\left(0{,}54 \times \frac{M_{pl}}{M_r} - 0{,}09\right)^2} \leq \lambda_r$$

$$h_p = 2\left(d - t_{fs} - y_p\right) = 2(100 - 1{,}6 - 51{,}75) = 93{,}30\ cm$$

$$\lambda_p = \frac{\frac{95{,}16}{93{,}30}\sqrt{\frac{20.000}{25}}}{\left(0{,}54 \times \frac{2.642{,}52}{2.312{,}0} - 0{,}09\right)^2} = 103{,}79$$

$$\lambda_p = 103{,}79 < \lambda_r = 161{,}22$$

Aplicando-se a equação 3.50:

$$M_r = f_y W_{x,min} = \frac{25 \times 9.247{,}98}{100} = 2.312{,}0\ kN.m$$

De acordo com a equação 3.49 tem-se:

$$M_{pl} = f_y Z_x \leq 1{,}5 f_y W_{x,min}$$

$$M_{pl} = \frac{25 \times 10.570{,}07}{100} = 2.642{,}52\ kN.m$$

$$1{,}5 f_y W_{x,min} = \frac{1{,}5 \times 25 \times 9.247{,}98}{100} = 3.467{,}99\ kN.m$$

$$\therefore M_{pl} = 2.642{,}52\ kN.m < 3.467{,}99\ kN.cm$$

Analisando-se a esbeltez:

$$\therefore \lambda = 76{,}13 < \lambda_p = 103{,}79$$

Consequentemente, a seção é compacta. Neste caso utiliza-se a equação 3.39:

$$M_{x,Sd} = \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}} = \frac{2.642{,}52}{1{,}1} = 2.402{,}29\ kN.m$$

Aplicando-se o critério de resistência dado pela equação 3.1:

$$M_{x,Sd} \leq M_{x,Rd}$$
$$M_{x,Sd} = 1.774{,}99\ kN.m < 2.402{,}29\ kN.m$$

$$Taxa = \frac{M_{x,Sd}}{M_{x,Rd}} = \frac{1.774{,}99}{2.402{,}29} = 73{,}89\%$$

Portanto, a viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência à flexão para o ELU de FLA com taxa de trabalho de 73,89%.

4.8.2 Esforço cortante resistente de cálculo

4.8.2.1 Esforço cortante resistente da alma da seção I

$$\lambda = \frac{h}{t_w} = \frac{96{,}5}{1{,}25} = 77{,}2 \leq 260$$
$$\left[\frac{260}{(h/t_w)}\right]^2 = \left[\frac{260}{(96{,}5/1{,}25)}\right]^2 = 11{,}34$$

$$\frac{a}{h} = \frac{120}{96{,}5} = 1{,}2435 < \begin{cases} 3{,}0 \\ 11{,}34 \end{cases}$$

$$\therefore k_v = 5 + \frac{5}{(a/h)^2} = 5 + \frac{5}{1{,}2435^2} \Rightarrow k_v = 8{,}2335$$

$$\lambda_p = 1{,}1\sqrt{\frac{k_v E}{f_y}} = 1{,}1\sqrt{\frac{8{,}2335 \times 20.000}{25}} = 89{,}28$$

Analisando-se a esbeltez:

$$\therefore \lambda = 77{,}2 < \lambda_p = 89{,}28$$

Neste caso utiliza-se a equação 3.65:

$$V_{y,Rd} = \frac{V_{pl}}{\gamma_{a1}} = \frac{1.875{,}0}{1{,}1} = 1.704{,}55\ kN$$

onde:

$V_{pl} = 0{,}60 d t_w f_y = 0{,}60 \times 100 \times 1{,}25 \times 25 = 1.875{,}0\ kN$

Aplicando-se o critério de resistência dado pela equação 3.63:

$$V_{y,Sd} \leq V_{y,Rd}$$
$$V_{y,Sd} = 705{,}52\ kN < 1.704{,}55\ kN$$

$$Taxa = \frac{V_{y,Sd}}{V_{y,Rd}} = \frac{705{,}52}{1.704{,}55} = 41{,}39\%$$

Portanto, a viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência do esforço cortante da alma com taxa de trabalho de 41,39%.

4.8.2.2 Esforço cortante resistente da mesa superior da seção I

$$\lambda = \frac{b_{fs}/2}{t_{fs}} = \frac{50/2}{1{,}6} = 15{,}63$$

$$\lambda_p = 1{,}1\sqrt{\frac{k_v E}{f_y}} = 1{,}1\sqrt{\frac{1{,}2 \times 20.000}{25}} = 34{,}08$$

Analisando-se a esbeltez:

$$\therefore \lambda = 15{,}63 < \lambda_p = 34{,}08$$

Neste caso utiliza-se a equação 3.68:

$$V_{x,Rd} = \frac{V_{pl}}{\gamma_{a1}} = \frac{1.200{,}0}{1{,}1} = 1.090{,}91kN$$

onde:

$V_{pl} = 0{,}60 b_{fs} t_{fs} f_y = 0{,}60 \times 50 \times 1{,}6 \times 25 = 1.200{,}0$ kN

Aplicando-se o critério de resistência dado pela equação 3.64:

$$V_{x,Sd} \leq V_{x,Rd}$$
$$V_{x,Sd} = 45{,}48\ kN < 1.090{,}91\ kN$$

$$Taxa = \frac{V_{x,Sd}}{V_{x,Rd}} = \frac{45{,}48}{1.090{,}91} = 4{,}17\%$$

Portanto, a viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência do esforço cortante da mesa superior com taxa de trabalho de 4,17%.

4.9 Tensão normal resistente de cálculo

A tensão normal resistente de cálculo da viga de rolamento é calculada de acordo com as equações apresentadas no capítulo 04 deste trabalho.

A partir da equação 3.75 tem-se:

$$Q = Q_s Q_a = 0{,}8828 \times 0{,}8325 \Rightarrow Q = 0{,}7349$$

Análise da esbeltez da mesa superior da viga:

$$\frac{b_{fs}/2}{t_{fs}} = \frac{50/2}{1{,}6} = 15{,}63$$

$$0{,}64\sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} = 0{,}64\sqrt{\frac{20.000}{(25/0{,}4553)}} = 12{,}21$$

$$1{,}17\sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} = 1{,}17\sqrt{\frac{20.000}{(25/0{,}4553)}} = 22{,}33$$

$$k_c = \frac{4}{\sqrt{\frac{h}{t_w}}} = \frac{4}{\sqrt{\frac{96{,}5}{1{,}25}}} \rightarrow k_c = 0{,}4553, sendo\ 0{,}35 \leq 0{,}4553 \leq 0{,}76$$

$$12{,}21 < \frac{b_{fs}/2}{t_{fs}} = 15{,}63 < 22{,}33$$

Neste caso se aplica a equação 3.80:

$$Q_s = 1{,}415 - 0{,}65\frac{b_{fs}/2}{t_{fs}}\sqrt{\frac{f_y}{k_c E}}$$

$$Q_s = 1{,}415 - 0{,}65 \times \frac{50/2}{1{,}6}\sqrt{\frac{25}{0{,}4553 \times 20.000}}$$

$$Q_s = 0{,}8828$$

Análise da esbeltez da alma da viga:

$$\frac{h}{t_w} = \frac{96,5}{1,25} = 77,20 > 1,49\sqrt{\frac{E}{f_y}} = 42,14$$

$$1,49\sqrt{\frac{E}{f_y}} = 1,49\sqrt{\frac{20.000}{25}} = 42,14$$

Neste caso aplica-se a equação 3.83:

$$Q_a = \frac{A_{ef}}{A_g} = \frac{230,29}{276,63} \Rightarrow Q_a = 0,8325$$

$$A_{ef} = A_g - \left(h - h_{ef}\right)t_w = 276,63 - (96,5 - 59,43) \times 1,25$$

$$A_{ef} = 230,29\ cm^2$$

$$h_{ef} = 1,92 t_w \sqrt{\frac{E}{f_y}}\left[1 - \frac{0,34}{h/t_w}\sqrt{\frac{E}{f_y}}\right] \leq h$$

$$h_{ef} = 1,92 \times 1,25 \sqrt{\frac{20.000}{25}}\left[1 - \frac{0,34}{96,5/1,25}\sqrt{\frac{20.000}{25}}\right] \leq 96,5\ cm$$

$$h_{ef} = 59,43\ cm < 96,5\ cm$$

Para a carga crítica da flambagem por flexão em relação a x aplica-se a equação 3.87:

$$N_{ex} = \frac{\pi^2 E I_x}{L^2} = \frac{\pi^2 \times 20.000 \times 469.964,83}{1200^2} = 64.421,76\ kN$$

Para a carga crítica da flambagem por flexo-torção em relação a y e a z aplica-se a equação 3.88:

$$N_{eyz} = \frac{N_{ey} + N_{ez}}{2\left[1 - \left(\frac{y_0}{r_0}\right)^2\right]}\left[1 - \sqrt{1 - \frac{4N_{ey}N_{ez}\left[1 - \left(\frac{y_0}{r_0}\right)^2\right]}{(N_{ey} + N_{ez})^2}}\right]$$

$$N_{eyz} = \frac{367.583{,}96 + 412.821{,}93}{2 \times 0{,}8872}\left[1 - \sqrt{1 - \frac{4 \times 367.583{,}96 \times 412.821{,}93 \times 0{,}8872}{(367.583{,}96 + 412.821{,}93)^2}}\right]$$

$$N_{eyz} = 290.160{,}08\ kN$$

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 E I_y}{L_b^2} = \frac{\pi^2 \times 20.000 \times 26.815{,}71}{120^2} = 367.583{,}96\ kN$$

$$N_{ez} = \frac{1}{r_0^2}\left[\frac{\pi^2 E C_w}{L_b^2} + GJ\right]$$

$$N_{ez} = \frac{1}{44{,}99^2}\left[\frac{\pi^2 \times 20.000 \times 60.831.902{,}99}{120^2} + 7.700 \times 223{,}68\right]$$

$$N_{ez} = 412.821{,}93\ kN$$

$$\left[1 - \left(\frac{y_0}{r_0}\right)^2\right] = \left[1 - \left(\frac{15{,}11}{44{,}99}\right)^2\right] = 0{,}8872$$

$$r_0 = \sqrt{\left({r_x}^2 + {r_y}^2 + {y_0}^2\right)}$$

$$r_0 = \sqrt{41{,}22^2 + 9{,}8457^2 + 15{,}11^2} = 44{,}99\ cm$$

$$r_x = \sqrt{\frac{I_x}{A_g}} = \sqrt{\frac{469.964{,}83}{276{,}63}} = 41{,}22\ cm$$

$$r_y = \sqrt{\frac{I_y}{A_g}} = \sqrt{\frac{26.815{,}71}{276{,}63}} = 9{,}8457\ cm$$

$$y_0 = \left(d - \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2}\right)\frac{b_{fs}^3}{b_{fs}^3 + b_{fi}^3} + \frac{t_{fi}}{2} - y_{cg}$$

$$y_0 = \left(100 - \frac{1{,}6 + 1{,}9}{2}\right)\frac{50^3}{50^3 + 40^3} + \frac{1{,}9}{2} - 50{,}82 = 15{,}11\ cm$$

$$C_w = \frac{\left(d - \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2}\right)^2}{12}\left(\frac{t_{fi}{b_{fi}}^3 t_{fs}{b_{fs}}^3}{t_{fi}{b_{fi}}^3 + t_{fs}{b_{fs}}^3}\right)$$

$$C_w = \frac{\left(100 - \frac{1{,}6 + 1{,}9}{2}\right)^2}{12}\left(\frac{1{,}9 \times 40^3 \times 1{,}6 \times 50^3}{1{,}9 \times 40^3 + 1{,}6 \times 50^3}\right)$$

$$C_w = 60.831.902{,}99\ cm^6$$

$$J = \frac{\left[b_{fs}t_{fs}^3 + \left(d - \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2}\right)t_w^3 + b_{fi}t_{fi}^3\right]}{3}$$

$$J = \frac{50 \times 1{,}6^3 + \left(100 - \frac{1{,}6 + 1{,}9}{2}\right)1{,}25^3 + 40 \times 1{,}9^3}{3}$$

$$J = 223{,}68\ cm^4$$

Análise da carga crítica de flambagem que governa o dimensionamento:

$$N_{ex} = 64.421{,}76\ kN < N_{eyz} = 290.160{,}08\ kN$$

$$\therefore N_e = N_{ex} = 64.421{,}76\ kN$$

Aplicando-se a equação 3.74:

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{QA_g f_y}{N_e}} = \sqrt{\frac{0{,}7349 \times 276{,}63 \times 25}{64.421{,}76}} = 0{,}2809 < 1{,}5$$

Neste caso aplica-se a equação 3.72:

$$\chi = 0{,}658^{\lambda_0^2} = 0{,}658^{0{,}2809^2} \Rightarrow \chi = 0{,}9675$$

De acordo com a equação 3.71, tem-se:

$$\sigma_{Sd} = 20{,}85 kN/cm^2 \leq \sigma_{Rd} = \frac{\chi f_y}{\gamma_{a1}} = \frac{0{,}9675 \times 25}{1{,}1} = 21{,}99\ kN/cm^2$$

$$Taxa = \frac{\sigma_{Sd}}{\sigma_{Rd}} = \frac{20{,}85}{21{,}99} = 94{,}82\%$$

Portanto, a viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência da tensão normal para o ELU de flambagem com taxa de trabalho de 94,82%.

4.10 Forças transversais localizadas

Os ELU para as forças transversais localizadas na viga de rolamento são calculados de acordo com as equações apresentadas no capítulo 04 deste trabalho.

4.10.1 ELU de escoamento local da alma

Sendo:

$$F_{Sd} = 1{,}50 \times CV_m = 1{,}50 \times 275 = 412{,}5\ kN$$

De acordo com a equação 3.90 tem-se:

$$F_{Rd} = \frac{1{,}10(2{,}5k + l_n) f_y t_w}{\gamma_{a1}}$$

$$F_{Rd} = \frac{1{,}10 \times (2{,}5 \times 2{,}5375 + 31{,}80) \times 25 \times 1{,}25}{1{,}10} = 1.191{,}99\ kN$$

Para efeito de cálculo adota-se: $d_w = 0{,}75 t_w = 0{,}75 \times 1{,}25 = 0{,}9375\ cm$

$$k = t_f + d_w = 1{,}6 + 0{,}9375 = 2{,}5375\ cm$$

O trilho TR-45 tem $d_{tr} = 14{,}3\ cm$

$$l_n = 2\left(d_{tr} + t_{fs}\right) = 2 \times (14{,}3 + 1{,}6) = 31{,}80\ cm$$

Aplicando-se o critério de resistência dado pela equação 3.89:

$$F_{Sd} \leq F_{Rd}$$
$$F_{Sd} = 412{,}5\ kN < 1.191{,}99\ kN \Rightarrow Ok!$$

$$Taxa = \frac{F_{Sd}}{F_{Rd}} = \frac{412{,}5}{1.191{,}99} = 34{,}61\%$$

Portanto, a viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência para o ELU de escoamento local da alma com taxa de trabalho de 34,61%.

4.10.2 ELU de enrugamento da alma

Para $l_n/d > 0{,}2 = 31{,}80/100 = 0{,}318 > 0{,}2$ utiliza-se a equação 3.92:

$$F_{Rd} = \frac{0{,}33 t_w^2}{\gamma_{a1}} \left[1 + \left(\frac{4 l_n}{d} - 0{,}2\right)\left(\frac{t_w}{t_f}\right)^{1{,}5}\right] \sqrt{\frac{E f_y t_f}{t_w}}$$

$$F_{Rd} = \frac{0{,}33 \times 1{,}25^2}{1{,}1} \left[1 + \left(\frac{4 \times 31{,}8}{100} - 0{,}2\right)\left(\frac{1{,}25}{1{,}6}\right)^{1{,}5}\right] \sqrt{\frac{20.000 \times 25 \times 1{,}6}{1{,}25}}$$

$$F_{Rd} = 652{,}59\ kN$$

Aplicando-se o critério de resistência dado pela equação 3.89:

$$F_{Sd} \leq F_{Rd}$$
$$F_{Sd} = 412{,}5\ kN < 652{,}59\ kN$$

$$Taxa = \frac{F_{Sd}}{F_{Rd}} = \frac{412{,}5}{652{,}59} = 63{,}21\%$$

Portanto, a viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência para o ELU de enrugamento da alma com taxa de trabalho de 63,21%.

4.10.3 ELU de flambagem lateral da alma

Para $(h/t_w)/(L_b/b_f) = (96{,}5/1{,}25)/(120/50) = 32{,}17 > 1{,}7$ o ELU de flambagem lateral da alma não tem possibilidade de acontecer.

4.10.4 ELU de flambagem da alma por compressão

De acordo com a equação 3.94, tem-se:

$$F_{Rd} = \frac{12t_w^3}{\gamma_{a1}h}\sqrt{Ef_y} = \frac{12 \times 1{,}25^3}{1{,}1 \times 96{,}5}\sqrt{20.000 \times 25}$$

$$F_{Rd} = 156{,}13\ kN$$

Aplicando-se o critério de resistência dado pela equação 3.89:

$$F_{Sd} \leq F_{Rd}$$

$$F_{Sd} = 412{,}5\ kN \not\leq 156{,}13\ kN$$

Portanto, como o critério de resistência não foi atendido ou se reforça a alma da viga na região do apoio, ou se utiliza enrijecedores de apoio externos à viga.

Neste trabalho serão então adotados enrijecedores de apoio externos à viga, tendo-se em vista que o ELU de flambagem da alma por compressão não se aplica a este tipo de enrijecedor.

4.11 Enrijecedores transversais intermediários

As recomendações geométricas para os enrijecedores transversais intermediários da viga de rolamento são analisadas de acordo com as equações apresentadas no capítulo 04 deste trabalho.

Adotando-se: $e_i = 8\ cm$; $b_{ei} = 18\ cm$; $t_{ei} = 1{,}25\ cm$.

Adotando-se para efeito de cálculo:

$$d_w^{(1)} = 0{,}75 t_w = 0{,}75 \times 1{,}25 = 0{,}9375 cm$$

$$d_w^{(2)} = 0{,}75 t_{ei} = 0{,}75 \times 1{,}25 = 0{,}9375 cm$$

De acordo a equação 3.95 tem-se:

$$4t_w + d_w^{(1)} + d_w^{(2)} \leq e_i \leq 6t_w + d_w^{(1)} + d_w^{(2)}$$
$$4 \times 1{,}25 + 0{,}9375 + 0{,}9375 \leq e_i \leq 6 \times 1{,}25 + 0{,}9375 + 0{,}9375$$
$$6{,}875\ cm \leq e_i = 8{,}0\ cm \leq 9{,}375\ cm$$

A partir da equação 3.96:

$$\frac{b_{ei}}{t_{ei}} \leq 0{,}56 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$$

$$\frac{b_{ei}}{t_{ei}} = \frac{18}{1{,}25} = 14{,}40 \leq 0{,}56 \sqrt{\frac{20.000}{25}} = 15{,}84$$

De acordo com a equação 3.97 tem-se:

$$I_{ei} \geq a t_w^3 j$$
$$I_{ei} = 5.384{,}03\ cm^4 \geq 117{,}19\ cm^4$$
$$\boldsymbol{I_{ei} = \frac{t_{ei}}{12}(2b_{ei} + t_w)^3 = \frac{1{,}25}{12}(2 \times 18 + 1{,}25)^3 = 5.384{,}03\ cm^4}$$

$$\boldsymbol{j = [2{,}5/(a/h)^2] - 2 \geq 0{,}5.}$$
$$j = [2{,}5/(120/96{,}5)^2] - 2 = -0{,}3833 \Rightarrow j = 0{,}5$$

$$a t_w^3 j = 120 \times 1{,}25^3 \times 0{,}5 = 117{,}19\ cm^4$$

Aplicando-se a equação 3.98:

$$b_{ei} \geq \frac{b_{fs}}{3} - \frac{t_w}{2}$$

$$b_{ei} = 18\ cm > 16{,}04\ cm$$

$$\frac{b_{fs}}{3} - \frac{t_w}{2} = \frac{50}{3} - \frac{1{,}25}{2} = 16{,}04cm$$

A partir da equação 3.99:

$$t_{ei} \geq \begin{cases} t_{fs}/2 \\ b_{ei}/15 \end{cases}$$

$$t_{ei} = 1{,}25cm \geq \begin{cases} \frac{1{,}6}{2} = 0{,}8\ cm \\ \frac{18}{15} = 1{,}20cm \end{cases}$$

4.12 Enrijecedores de apoio externos à viga

Os enrijecedores de apoio externos à viga de rolamento são calculados de acordo com as equações apresentadas no capítulo 04 deste trabalho.

Sendo:

$$F_{c,Sd} = V_{y,Sd} = 705{,}52\ kN$$

$$F_{v,Sd} = N_{c,Sd}^{(1)} = 66\ kN$$

4.12.1 Recomendações geométricas

Adotando-se: $b_{ee} = b_{fs} = 50\ cm$; $t_{ee} = 2{,}5\ cm$; $l = 10cm$.

De acordo com a equação 3.100 tem-se:

$$t_{ee} = 2{,}5cm \geq \begin{cases} \frac{t_{fs}}{2} = \frac{1{,}6}{2} = 0{,}8\ cm \\ \frac{t_{fi}}{2} = \frac{1{,}9}{2} = 0{,}95\ cm \\ \frac{b_{ee}}{30} = \frac{50}{30} = 1{,}67\ cm \end{cases}$$

A partir da equação 3.101:

$$\frac{b_{ee}/2}{t_{ee}} \leq 0{,}56\sqrt{\frac{E}{f_y}}$$

$$\frac{b_{ee}/2}{t_{ee}} = \frac{50/2}{2{,}5} = 10 \leq 0{,}56\sqrt{\frac{20.000}{25}} = 15{,}84$$

Aplicando-se a equação 3.102:

$$I_{ee} \geq at_w^3 j$$

$$I_{ee} = 26.041{,}67\ cm^4 > 117{,}19\ cm^4$$

$$\boldsymbol{I_{ee} = \frac{t_{ee} b_{ee}^3}{12} = \frac{2{,}5 \times 50^3}{12} = 26.041{,}67\ cm^4}$$

$$j = [2{,}5/(a/h)^2] - 2 \geq 0{,}5.$$

$$j = [2{,}5/(120/96{,}5)^2] - 2 = -0{,}3833 \Rightarrow j = 0{,}5$$

$$at_w^3 j = 120 \times 1{,}25^3 \times 0{,}5 = 117{,}19\ cm^4$$

4.12.2 ELU de compressão centrada

Aplicando-se a equação 3.108:

$$KL = d + l = 100 + 10 \Rightarrow KL = 110\ cm$$

A partir da equação 3.106:

$$A_g = b_{ee} t_{ee} = 50 \times 2{,}5 \Rightarrow A_g = 125\ cm^2$$

De acordo com a equação 3.107:

$$I = \frac{t_{ee} b_{ee}^3}{12} = \frac{2{,}5 \times 50^3}{12} = 26.041{,}67\ cm^4$$

Cálculo da esbeltez:

$$\frac{KL}{r} = \frac{110}{\sqrt{\frac{26.041{,}67}{125}}} = 7{,}62 < 25$$

Assim, neste caso se aplica a equação 3.104:

$$F_{c,Rd} = \frac{f_y A_g}{\gamma_{a1}} = \frac{25 \times 125}{1{,}1} = 2.840{,}91\ kN$$

Aplicando-se o critério de resistência dado pela equação 3.103:

$$F_{c,Sd} \leq F_{c,Rd}$$

$$F_{c,Sd} = 705{,}52\ kN < 2.840{,}91\ \ kN$$

$$Taxa = \frac{F_{c,Sd}}{F_{c,Rd}} = \frac{705{,}52}{2.840{,}91} = 24{,}83\%$$

Portanto, o enrijecedor de apoio da viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência para o ELU de compressão centrada com taxa de trabalho de 24,83%.

4.12.3 ELU de esmagamento

De acordo com a equação 3.111 tem-se:

$$F_{c,Rd} = \frac{1{,}8 A f_y}{\gamma_{a2}} = \frac{1{,}8 \times 125 \times 25}{1{,}35} = 4.166{,}67\ kN$$

$$A = A_g = b_{ee} t_{ee} = 50 \times 2{,}5 = 125\ cm^2$$

Aplicando-se o critério de resistência dado pela equação 3.103:

$$F_{c,Sd} \leq F_{c,Rd}$$
$$F_{c,Sd} = 705{,}52\ kN < 4.166{,}67\ kN$$

$$Taxa = \frac{F_{c,Sd}}{F_{c,Rd}} = \frac{705{,}52}{4.166{,}67} = 16{,}93\%$$

Portanto, o erijecedor de apoio da viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência para o ELU de esmagamento com taxa de trabalho de 16,93%.

4.12.4 ELU de cisalhamento

ELU de escoamento por cisalhamento, aplicando-se a equação 3.113:

$$F_{v,Rd} = \frac{0{,}60 f_y A_{gv}}{\gamma_{a1}} = \frac{0{,}60 \times 25 \times 125}{1{,}1} = 1.704{,}55\ kN$$

$$A_{gv} = b_{ee} t_{ee} = 50 \times 2{,}5 = 125\ cm^2$$

Aplicando-se o critério de resistência dado pela equação 3.112:

$$F_{v,Sd} \leq F_{v,Rd}$$
$$F_{v,Sd} = 66\ kN < 1.704{,}55\ kN$$

$$Taxa = \frac{F_{v,Sd}}{F_{v,Rd}} = \frac{66}{1.704{,}55} = 3{,}87\%$$

Portanto, o erijecedor de apoio da viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência para o ELU de escoamento por cisalhamento com taxa de trabalho de 3,87%.

ELU de ruptura por cisalhamento, aplicando-se a equação 3.114:

$$F_{v,Rd} = \frac{0{,}60 f_u A_{nv}}{\gamma_{a2}} = \frac{0{,}60 \times 40 \times 125}{1{,}35} = 2.222{,}22\ kN$$

$$A_{nv} = b_{ee} t_{ee} = 50 \times 2{,}5 = 125\ cm^2$$

Aplicando-se o critério de resistência dado pela equação 3.112:

$$F_{v,Sd} \leq F_{v,Rd}$$

$$F_{v,Sd} = 66\ kN < 2.222{,}22\ kN$$

$$Taxa = \frac{F_{v,Sd}}{F_{v,Rd}} = \frac{66}{2.222{,}22} = 2{,}97\%$$

Portanto, o erijecedor de apoio da viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência para o ELU de ruptura por cisalhamento com taxa de trabalho de 2,97%.

4.12.5 ELU de flexo-compressão

Aplicando-se a equação 3.117:

$$A_g = b_{ee} t_{ee} = 50 \times 2{,}5 = 125\ cm^2$$

A partir da equação 3.118:

$$I = \frac{b_{ee} t_{ee}^3}{12} = \frac{50 \times 2{,}5^3}{12} = 65{,}10\ cm^4$$

De acordo com a equação 3.119:

$$KL = 2l = 2 \times 10 = 20\ cm$$

Cálculo da esbeltez global:

$$\frac{KL}{r} = \frac{20}{\sqrt{\frac{65{,}10}{125}}} = 27{,}71 > 25$$

Portanto, neste caso aplica-se a equação 3.105:

$$F_{c,Rd} = \frac{\chi Q A_g f_y}{\gamma_{a1}} = \frac{0{,}9747 \times 0{,}63 \times 125 \times 25}{1{,}1} = 1.744{,}49\ kN$$

Análise da esbeltez local para $k_c = 0{,}35$:

$$\frac{b_{ee}}{t_{ee}} = \frac{50}{2{,}5} = 20$$

$$0{,}64\sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} = 0{,}64\sqrt{\frac{20.000}{(25/0{,}35)}} = 10{,}71$$

$$1{,}17\sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} = 1{,}17\sqrt{\frac{20.000}{(25/0{,}35)}} = 19{,}58$$

$$\frac{b_{ee}}{t_{ee}} = 20 > 1{,}17\sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} = 19{,}58$$

Neste caso aplica-se a equação 3.122:

$$Q = \frac{0{,}90 E k_c}{f_y\left(\frac{b_{ee}}{t_{ee}}\right)^2} = \frac{0{,}90 \times 20.000 \times 0{,}35}{25 \times \left(\frac{50}{2{,}5}\right)^2} = 0{,}63$$

$$N_e = \frac{\pi^2 EI}{(KL)^2} = \frac{\pi^2 \times 20.000 \times 65{,}10}{20^2} = 32.125{,}56\ kN$$

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{Q A_g f_y}{N_e}} = \sqrt{\frac{0{,}63 \times 125 \times 25}{32.125{,}56}} = 0{,}2476 < 1{,}5$$

Neste caso se utiliza a equação 3.109:

$$\chi = 0{,}658^{\lambda_0^2} = 0{,}658^{0{,}2476^2} = 0{,}9747$$

Uma vez que $F_{c,Sd}/F_{c,Rd} \geq 0{,}2$ se aplica o critério de resistência dado pela equação 3.115:

$$\frac{F_{c,Sd}}{F_{c,Rd}} = \frac{705{,}52}{1.744{,}49} = 0{,}4044 > 0{,}20$$

$$\frac{F_{c,Sd}}{F_{c,Rd}} + \frac{8}{9}\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \leq 1{,}0$$

$$\frac{705{,}52}{1.744{,}49} + \frac{8}{9} \times \frac{660}{1.775{,}57} = 0{,}7348 < 1{,}0$$

$$M_{Sd} = F_{v,Sd} l = 66 \times 10 = 660\ kN.cm$$

$$M_{Rd} = \frac{f_y Z}{\gamma_{a1}} = \frac{f_y (b_{ee} t_{ee}^2/4)}{\gamma_{a1}}$$

$$M_{Rd} = \frac{25 \times (50 \times 2{,}5^2/4)}{1{,}1} = 1.775{,}57\ kN.cm$$

Portanto, o enrijecedor de apoio da viga de rolamento proposta atende ao critério de resistência para o ELU flexo-compressão com taxa de trabalho de 73,48%.

4.13 ELS de fadiga

O ELS de fadiga para a viga de rolamento é calculado de acordo com as equações apresentadas no capítulo 04 deste trabalho.

De acordo com a equação 3.133, tem-se:

$$\sigma_q = \frac{M_q}{W_x^{inf}} = \frac{9.360,0}{9.247,98} = 1,0121\ kN/cm^2$$

onde:

$$q = PP + CP_M + SC = 2,5 + 1,5 + 1,2 = 5,2\ kN/m$$

$$M_q = \frac{qL^2}{8} = \frac{5,2 \times 12^2}{8} = 93,6\ kN.m = 9.360,0\ kN.cm$$

4.13.1 Fadiga na face externa da mesa inferior

Consideração 01 - Viga submetida à flexão simples:

A faixa de variação de tensão para a face externa da mesa inferior submetida à flexão simples é dada pela equação 3.136:

$$\Delta\sigma = \frac{M_{CV}y}{I_x} = \frac{107.811,0 \times 50,82}{469.964,83} = 11,66\ kN/cm^2$$

onde:

Para $D < 0,5858L \Rightarrow\ D = 4,6m < 0,5858 \times 12 = 7,03m$, tem-se:

$M_{CV} = \frac{CV_m}{8L}(2L - D)^2 = \frac{275}{8 \times 12}(2 \times 12 - 4,6)^2 = 1.078,11\ kN.m$

$M_{CV} = 107.811,0\ kN.cm$

$y = y_{cg} = 50,82\ cm;$

Consideração 02 - Viga submetida à flexo-tração:

A faixa de variação de tensão para a face externa da mesa inferior submetida à flexo-tração é dada pela equação 3.137:

$$\Delta\sigma = \frac{\left[M_{CV} - H_L\left(d_{tr} + d - y_{cg}\right)\right]y}{I_x} + \frac{H_L}{A_g}$$

$$\Delta\sigma = \frac{[107.811{,}0 - 22(14{,}3 + 100 - 50{,}82)] \times 50{,}82}{469.964{,}83} + \frac{22}{276{,}63}$$

$$\Delta\sigma = 11{,}59\ kN/cm^2$$

Consideração 03 - Viga submetida à flexo-compressão:

A faixa de variação de tensão para a face externa da mesa inferior submetida à flexo-compressão é dada pela equação 3.138:

$$\Delta\sigma = \frac{\left[M_{CV} + H_L\left(d_{tr} + d - y_{cg}\right)\right]y}{I_x} - \frac{H_L}{A_g}$$

$$\Delta\sigma = \frac{[107.811{,}0 + 22(14{,}3 + 100 - 50{,}82)] \times 50{,}82}{469.964{,}83} - \frac{22}{276{,}63}$$

$$\Delta\sigma = 11{,}73\ kN/cm^2$$

Assim, a maior faixa de variação de tensão da mesa tracionada foi obtida para a consideração da viga submetida à flexo-compressão: $\Delta\sigma = 11{,}73\ kN/cm^2 = 117{,}3\ MPa$.

A verificação do nível máximo de tensão de tração na fibra mais externa da mesa inferior é feita de acordo com a equação 3.139:

$$\sigma_{d,fad} = \sigma_q + \Delta\sigma \leq 0{,}66 f_y$$

$$\sigma_{d,fad} = 1{,}0121 + 11{,}73 = 12{,}74\ kN/cm^2$$

$$0{,}66 f_y = 0{,}66 \times 25 = 16{,}5\ kN/cm^2$$

$$\therefore \sigma_{d,fad} = 12{,}74\ kN/cm^2 < 16{,}5\ kN/cm^2$$

$$Taxa = \frac{\sigma_{d,fad}}{0{,}66 f_y} = \frac{12{,}74}{16{,}5} = 77{,}21\%$$

Portanto, a mesa tracionada da viga de rolamento proposta atende à limitação de tensão total máxima de fadiga no metal-base com taxa de trabalho de $77{,}21\%$.

A faixa admissível de variação de tensões, em megapascal, para a mesa tracionada é dada pela equação 3.135:

$$\sigma_{TH} \leq \sigma_{SR} = \left(\frac{327 C_f}{N}\right)^{0{,}333} \leq 0{,}66 f_y$$

$$165\ MPa \leq \sigma_{SR} \leq 165\ MPa$$

$$\sigma_{SR} = \left(\frac{327 \times 250 \times 10^8}{1.642.500}\right)^{0{,}333} = 169{,}86\ MPa$$

$$\therefore\ \sigma_{SR} = 165\ MPa$$

onde:

$N = n_d \times 356\ dias\ \times 50\ anos = 90 \times 365 \times 50 = 1.642.500\ ciclos$;

$\sigma_{TH} = 165\ MPa$;

$C_f = 250 \times 10^8$;

$0{,}66 f_y = 0{,}66 \times 250 = 165\ MPa$

Na verificação da mesa tracionada à fadiga, o critério de resistência é estabelecido de acordo com a equação 3.134:

$$\Delta\sigma \leq \sigma_{SR}$$

$$\Delta\sigma = 117{,}3\ MPa < \sigma_{SR} = 165\ MPa$$

$$Taxa = \frac{\Delta\sigma}{\sigma_{SR}} = \frac{117{,}3}{165} = 71{,}09\%$$

Portanto, como a máxima faixa de variação de tensão solicitante está abaixo da faixa admissível de variação de tensões, com taxa de trabalho de 71,09%, conclui-se que a mesa tracionada da viga de rolamento proposta não apresentará problemas de fadiga durante sua vida útil de projeto.

4.13.2 Fadiga na região da solda entre mesa inferior e alma

Consideração 01 - Viga submetida à flexão simples:

A faixa de variação de tensão para a região da solda entre mesa inferior e alma submetida à flexão simples é dada pela equação 3.136:

$$\Delta\sigma = \frac{M_{CV}\,y}{I_x} = \frac{107.811{,}0\ \times 48{,}92}{469.964{,}83} = 11{,}22\ kN/cm^2$$

onde:

Para $D < 0{,}5858L \Rightarrow\ D = 4{,}6m < 0{,}5858 \times 12 = 7{,}03m$, tem-se:

$M_{CV} = \frac{CV_m}{8L}(2L - D)^2 = \frac{275}{8 \times 12}(2 \times 12 - 4{,}6)^2 = 1.078{,}11\ kN.m$

$M_{CV} = 107.811{,}0\ kN.cm$

$y = y_{cg} - t_{fi} = 50{,}82 - 1{,}9 = 48{,}92\ cm$;

Consideração 02 - Viga submetida à flexo-tração:

A faixa de variação de tensão para a região da solda entre mesa inferior e alma submetida à flexo-tração é dada pela equação 3.137:

$$\Delta\sigma = \frac{\left[M_{CV} - H_L\left(d_{tr} + d - y_{cg}\right)\right]y}{I_x} + \frac{H_L}{A_g}$$

$$\Delta\sigma = \frac{[107.811{,}0 - 22(14{,}3 + 100 - 50{,}82)] \times 48{,}92}{469.964{,}83} + \frac{22}{276{,}63}$$

$$\Delta\sigma = 11{,}16\ kN/cm^2$$

Consideração 03 - Viga submetida à flexo-compressão:

A faixa de variação de tensão para a região da solda entre mesa inferior e alma submetida à flexo-compressão é dada pela equação 3.138:

$$\Delta\sigma = \frac{\left[M_{CV} + H_L\left(d_{tr} + d - y_{cg}\right)\right]y}{I_x} - \frac{H_L}{A_g}$$

$$\Delta\sigma = \frac{[107.811{,}0 + 22(14{,}3 + 100 - 50{,}82)] \times 48{,}92}{469.964{,}83} - \frac{22}{276{,}63}$$

$$\Delta\sigma = 11{,}29\ kN/cm^2$$

Assim, a maior faixa de variação de tensão na região da solda entre mesa inferior e alma foi obtida para a consideração da viga submetida à flexo-compressão: $\Delta\sigma = 11{,}29\ kN/cm^2 = 112{,}9\ MPa$.

A faixa admissível de variação de tensões, em megapascal, na região da solda entre mesa inferior e alma é dada pela equação 3.135:

$$\sigma_{TH} \leq \sigma_{SR} = \left(\frac{327C_f}{N}\right)^{0{,}333} \leq 0{,}66f_y$$

$$110\ MPa \leq \sigma_{SR} \leq 165\ MPa$$

$$\sigma_{SR} = \left(\frac{327 \times 120 \times 10^8}{1.642.500}\right)^{0{,}333} = 133{,}03\ MPa$$

$$\therefore \sigma_{SR} = 133{,}03\ MPa$$

onde:

$N = n_d \times 356\ dias\ \times 50\ anos = 90 \times 365 \times 50 = 1.642.500\ ciclos$

$\sigma_{TH} = 110\ MPa$;

$C_f = 120 \times 10^8$

Na verificação da região da solda entre mesa inferior e alma à fadiga o critério de resistência é estabelecido de acordo com a equação 3.134:

$$\Delta\sigma \leq \sigma_{SR}$$

$$\Delta\sigma = 112{,}9\ MPa < \sigma_{SR} = 133{,}03\ MPa$$

$$Taxa = \frac{\Delta\sigma}{\sigma_{SR}} = \frac{112{,}9}{133{,}03} = 84{,}87\%$$

Portanto, como a máxima faixa de variação de tensão solicitante está abaixo da faixa admissível de variação de tensões, com taxa de trabalho de 84,87%, conclui-se que a região da solda entre mesa inferior e alma da viga de rolamento proposta não apresentará problemas de fadiga durante sua vida útil de projeto.

4.13.3 Fadiga na região da solda entre o enrijecedor intermediário e alma

Consideração 01 - Viga submetida à flexão simples:

A faixa de variação de tensão para a região da solda entre o enrijecedor intermediário e a alma submetida à flexão simples é dada pela equação 3.136:

$$\Delta\sigma = \frac{M_{CV}\,y}{I_x} = \frac{107.811{,}0 \times 40{,}92}{469.964{,}83} = 9{,}3871\ kN/cm^2$$

onde:

Para $D < 0{,}5858L \Rightarrow\ D = 4{,}6m < 0{,}5858 \times 12 = 7{,}03m$, tem-se:

$M_{CV} = \frac{CV_m}{8L}(2L - D)^2 = \frac{275}{8 \times 12}(2 \times 12 - 4{,}6)^2 = 1.078{,}11\ kN.m$;

$M_{CV} = 107.811\ kN.cm$;

$y = y_{cg} - t_{fi} - e_i = 50{,}82 - 1{,}9 - 8{,}0 = 40{,}92\ cm$;

Consideração 02 - Viga submetida à flexo-tração:

A faixa de variação de tensão para a região da solda entre o enrijecedor intermediário e a alma submetida à flexo-tração é dada pela equação 3.137:

$$\Delta\sigma = \frac{\left[M_{CV} - H_L\left(d_{tr} + d - y_{cg}\right)\right]y}{I_x} + \frac{H_L}{A_g}$$

$$\Delta\sigma = \frac{[107.811{,}0 - 22(14{,}3 + 100 - 50{,}82)] \times 40{,}92}{469.964{,}83} + \frac{22}{276{,}63}$$

$$\Delta\sigma = 9{,}3451\ kN/cm^2$$

Consideração 03 - Viga submetida à flexo-compressão:

A faixa de variação de tensão para a região da solda entre o enrijecedor intermediário e a alma submetida à flexo-compressão é dada pela equação 3.138:

$$\Delta\sigma = \frac{\left[M_{CV} + H_L\left(d_{tr} + d - y_{cg}\right)\right]y}{I_x} - \frac{H_L}{A_g}$$

$$\Delta\sigma = \frac{[107.811{,}0 + 22(14{,}3 + 100 - 50{,}82)] \times 40{,}92}{469.964{,}83} - \frac{22}{276{,}63}$$

$$\Delta\sigma = 9{,}4292\ kN/cm^2$$

Assim, a maior faixa de variação de tensão na região da solda entre o enrijecedor intermediário e a alma foi obtida para a consideração da viga submetida à flexo-compressão: $\Delta\sigma = 9{,}4292\ kN/cm^2 = 94{,}29\ MPa$.

A faixa admissível de variação de tensões, em megapascal, na região da solda entre o enrijecedor intermediário e a alma é dada pela equação 3.135:

$$\sigma_{TH} \leq \sigma_{SR} = \left(\frac{327C_f}{N}\right)^{0{,}333} \leq 0{,}66f_y$$

$$69\ MPa \leq \sigma_{SR} \leq 165\ MPa$$

$$\sigma_{SR} = \left(\frac{327 \times 44 \times 10^8}{1.642.500}\right)^{0{,}333} = 95{,}25\ MPa$$

$$\therefore \sigma_{SR} = 95{,}25\ MPa$$

onde:

$N = n_d \times 356\ dias\ \times 50\ anos = 90 \times 365 \times 50 = 1.642.500\ ciclos$

$\sigma_{TH} = 69\ MPa$;
$C_f = 44 \times 10^8$

Na verificação da região da solda entre o enrijecedor intermediário e a alma à fadiga o critério de resistência é estabelecido de acordo com a equação 3.134:

$$\Delta\sigma \leq \sigma_{SR}$$
$$\Delta\sigma = 94{,}29\ MPa < \sigma_{SR} = 95{,}25\ MPa \Rightarrow Ok!$$

$$Taxa = \frac{\Delta\sigma}{\sigma_{SR}} = \frac{94{,}29}{95{,}25} = 98{,}99\%$$

Portanto, como a máxima faixa de variação de tensão solicitante está abaixo da faixa admissível de variação de tensões, com taxa de trabalho de 98,99%, conclui-se que a região da solda entre o enrijecedor intermediário e a alma da viga de rolamento proposta não apresentará problemas de fadiga durante sua vida útil de projeto.

4.14 Resumo da avaliação da viga de rolamento

Na tabela 4.1 tem-se o resumo da avaliação da viga de rolamento proposta neste trabalho.

Tabela 4. 1- Resumo da avaliação da viga de rolamento.

Viga de rolamento: PS1000x500x400x16x12,5x19 **PP = 2,5859 kN/m**		**Taxa de trabalho**
Flecha vertical sem contraflecha		99,33%
Flecha vertical com contraflecha		92,66%
Flecha horizontal		67,77%
ELU de FLT		73,89%
ELU de FLM		88,39%
ELU de FLA		73,89%
Esforço cortante na alma		41,39%
Esforço cortante na mesa superior		4,17%
Tensão normal ELU de flambagem		94,82%
Forças transversais localizadas	ELU de Escoamento local da alma	34,61%
	ELU de enrugamento da alma	63,21%
	ELU de flambagem lateral da alma	Não há
	ELU de flambagem da alma por compressão	Não há
Enrijecedor de apoio externo	ELU de compressão centrada	24,83%
	ELU de esmagamento	16,93%

à viga	ELU de escoamento por cisalhamento	3,87%
	ELU de ruptura por cisalhamento	2,97%
	ELU flexo-compressão	73,48%
Fadiga	Máxima tensão normal total de tração	77,21%
	$\Delta\sigma$ na mesa inferior	71,09%
	$\Delta\sigma$ entre mesa inferior e alma	84,87%
	$\Delta\sigma$ na extremidade do enrijecedor intermediário	98,99%

4.15 Croqui da viga de rolamento

Na Figura 4.7 tem-se um croqui da viga de rolamento proposta e verificada neste trabalho.

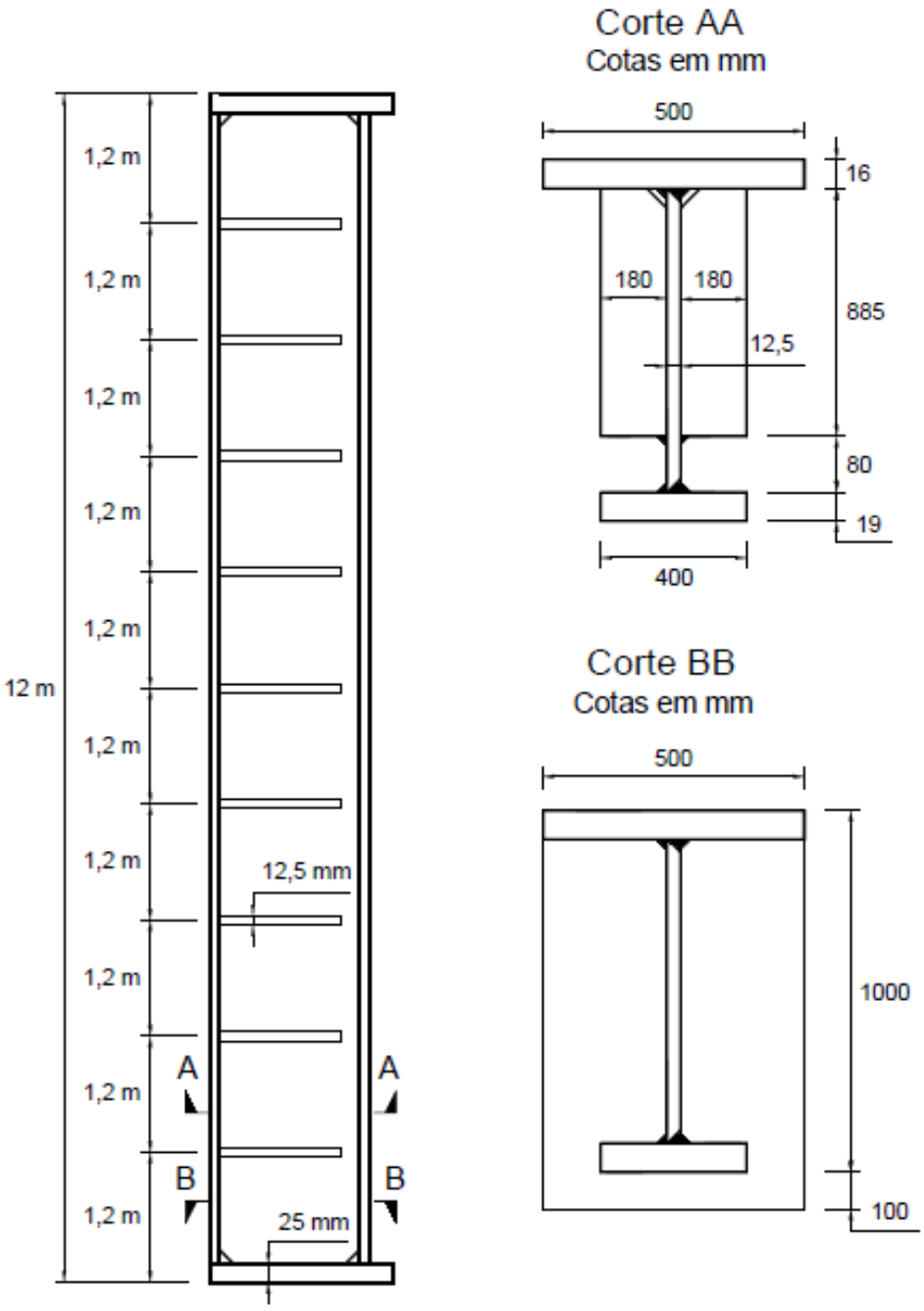


Figura 4. 7 - Croqui da viga de rolamento.

CAPÍTULO 5

Conclusões

5.1 Considerações finais

Neste trabalho apresentou-se, de maneira detalhada e didática, a metodologia de dimensionamento de vigas de rolamento em aço conforme a NBR 8800 (ABNT, 2008). São contempladas vigas de rolamento biapoiadas, com perfis soldados ou laminados, de alma esbelta ou não esbelta, com seções I monossimétricas ou duplamente simétricas, com enrijecedores transversais duplos soldados à alma, sendo estas vigas contidas lateralmente com o uso de treliça nivelada à mesa superior do perfil.

No caso de um trem tipo de duas rodas, foram determinados os critérios para o cálculo dos esforços solicitantes de momento fletor, esforço cortante, tensão normal solicitante e deslocamento. Os esforços resistentes de cálculo foram estabelecidos segundo os critérios normativos apresentados na NBR 8800 (ABNT, 2008), embora também sejam mencionadas referências estrangeiras, para fins de complementação. Foram apresentadas as verificações de forças transversais localizadas, necessárias ao dimensionamento das chamadas de vigas de alma cheia tais quais as vigas de rolamento.

Outro ponto importante tratado neste trabalho foram os parâmetros de dimensionamento dos enrijecedores transversais e dos enrijecedores de apoio, necessários às vigas de rolamento para a transferência de cargas e para evitar empenamentos na alma da viga.

Também foram apresentadas as considerações relativas à avaliação do estado-limite de serviço de fadiga, de acordo com a NBR 8800 (ABNT, 2008), para vigas de rolamento biapoiadas.

A formulação apresentada para as verificações de vigas de rolamento foi aplicada em um exemplo didático ilustrativo, composto por uma viga biapoiada com vão de 12 m a qual suporta uma ponte rolante com capacidade de carga de 250 kN.

Todo o desenvolvimento dos cálculos deste exemplo foi apresentado com requintes de detalhamento, possibilitando a qualquer leitor deste trabalho uma reprodução precisa dos resultados obtidos.

De acordo com os critérios aqui apresentados, desenvolveu-se uma planilha eletrônica, a qual possibilita a verificação e o entendimento de todos os cálculos realizados, bem como de todos os dados utilizados para a execução das verificações. O uso da ferramenta computacional permite uma maior agilidade no dimensionamento dessas vigas e possibilita que o usuário execute o cálculo estrutural sem a necessidade de conhecer um programa comercial de elementos finitos.

Para a validação do programa de cálculo utilizou-se quatro exemplos de dimensionamento de vigas de rolamento disponíveis na literatura: MACHADO (2014), LEITE (2017), FISHER (2005) e BELLEI (2010). Os dois primeiros exemplos são dimensionados de acordo com a NBR 8800 (ABNT, 2008), já os dois últimos são dimensionados pelas normas americanas AISC-LRFD (1999) e ANSI/AISC 360-05-ASD (2005), respectivamente. Também é apresentada uma análise comparativa entre as taxas de trabalho calculadas manualmente para o exemplo didático ilustrativo, que consta no capítulo 4, e estas mesmas taxas calculadas com a utilização da planilha. Observa-se que a planilha desenvolvida foi capaz de reproduzir de maneira satisfatória os exemplos disponíveis na literatura, onde as diferenças encontradas foram devidamente justificadas, bem como reproduziu os valores calculados manualmente para o exemplo didático ilustrativo. Esta validação está apresentada no Anexo C deste trabalho.

Por fim, conclui-se que este trabalho atendeu plenamente os objetivos aos quais se dispunha. Os quais eram de auxiliar estudantes de engenharia e engenheiros calculistas que se deparam com o projeto estrutural de um galpão metálico com ponte rolante a determinar os carregamentos provenientes da ponte e atuantes nas vigas de rolamento e nos pórticos do galpão. Assim como determinar as combinações de carregamento com ponte rolante, além das verificações pertinentes ao dimensionamento de vigas de rolamento em aço, biapoiadas e contidas lateralmente com o uso de treliças niveladas com a mesa superior do perfil.

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

Como propostas para trabalhos futuros sugerem-se:

- Desenvolvimento de programas para o dimensionamento de vigas de rolamento com outras ferramentas computacionais, como por exemplo, a utilização do método dos elementos finitos, para simular o trabalho conjunto da viga de rolamento com sua treliça de contenção lateral, além de realizar as verificações desta treliça;
- Realizar um estudo comparativo entre os critérios de cálculo das normas brasileira, americana e europeia;
- Implementar rotinas para o levantamento de custos na fabricação e de materiais;
- Adequar a formulação para as verificações de vigas de rolamento sem treliça de contenção lateral, as quais seriam contidas lateralmente por um perfil C soldado na mesa superior ou por cantoneiras longitudinais, tendo-se em vista que estas soluções são adequadas para vigas de pequenos vãos e com pontes de baixa capacidade de carga;
- Desenvolver os estudos necessários para as verificações de vigas de rolamento com dois vãos contínuos;
- Abordar as verificações necessárias ao dimensionamento de vigas de rolamento treliçadas;
- Desenvolver um estudo analisando pórticos metálicos de galpões com ponte rolante, especificando como proceder em casos de análise de 1ª ordem e em casos de análise de 2ª ordem, ao depender do grau de deslocabilidade desta estrutura.

Referências Bibliográficas

AGARAWAL, KRISHNA M., STAFIEJ, and ANDREW P., "Calculation of Effective Lengths of Stepped Columns", American Institute of Steel Construction, Engineering Journal, Vol. 17, No. 4, 1980.

ARAÚJO, F.A. (2016). PEC1112 Estruturas Metálicas. Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil. Universidade Federal do Rio Grande do Norte. Notas de Aula.

Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), 2008. Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. NBR 8800. Rio de Janeiro, 2008.

Association of Iron and Steel Engineers, Technical Report nº 13, 2003. Guide for Design and Construction of Mill Building, AISE, Pittsburg, PA.

BELLEI, I. H., 2010. Edifícios industriais em aço: projeto e cálculo. São Paulo: PINI.

BONFÁ, José Luiz Zanin. Análise das vigas de rolamento para pontes rolantes. 1980. 170 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Civil, Departamento de Estruturas, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1980.

CAGLAYAN, O. et al. Fatigue life prediction of existing crane runway girders. Journal of Constructional Steel Research, v. 66, n. 10, p 1164-1173, 2010.

CANNON, R.W., GODFREY, D.A. and MOREADITH, F.L., "Guide to the Design of Anchor Bolts and Other Steel Embedments", Concrete International, Vol. 3, No. 7, July, 1981.

ELLIFRITT, D. S.; LUE, D. M. Design of Crane Runway Beam with Channel Cap. Engineering Journal, v. 35, n. 2, p. 41-49, 1998.

EULER, M.; KUHLMANN, U. Crane runways: Fatigue evaluation of crane rail welds using local concepts. International Journal of Fatigue, v. 33, n.8, p. 1119-1126, 2011.

FABEANE, R.; FICANHA, R. A.; PRAVIA, Z. M. C. Verificação a fadiga de vigas de rolamento de pontes industriais. CONSTRUMETAL, 2012.

FAKURY,R.H.; SILVA,A.L.R.C.; CALDAS,R.B.(2016). Dimensionamento de Elementos de Aço e Mistos de Aço e Concreto. 1ª ed. Editora Pearson. São Paulo-SP.

FISHER, J. M., 2005. Steel Design Guide 7. Industrial Buildings – Roofs to Anchor Rods. , 2 ed. AISC, Inc.

FRUCHTENGARTEN, J. Sobre a estabilidade de perfis de seção aberta. 1995. 273p. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 1995.

FRUCHTENGARTEN, J. Sobre o estudo da flambagem lateral de vigas de aço por meio da utilização de uma teoria não-linear geometricamente exata. 2005. 251p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2005.

LAGO, L. B. Estudo dos efeitos constitutivos sobre a estabilidade elástica de perfis metálicos. 2012. 66p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2012.

LAMAN, J. A.; JOHNSON, P. C. Singly symmetric combination section crane girder design aids. Engineering Journal, v. 47, n. 4, p. 21-268, 2010.

LEITE, L. R. S. Análise numérica de vigas de rolamento de aço sem contenção lateral entre apoios. 2017. 144 f. Dissertação (Mestrado em Estruturas), Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Paulo. 2017.

LIM, N. H. et al. Elastic buckling of I-beams under linear moment gradient. International Journal of Solids and Structures, v.40, n. 21, p. 5635-5647, 2003.

MACHADO, C. S. Vigas de rolamento com perfis estruturais Gerdau. *Artigo Técnico Gerdau,* fev. 2014. Disponível em: https://www.gerdau.com/br/pt/productsservices/products/Document%20Gallery/Artigo%20Vigas%20de%20Rolamento.pdf. Acesso em: janeiro de 2016.

MACCRIMMON, R.A., 2009. Guide for the Design of Crane-Supporting Steel Structures. Toronto, Quadratone Graphics Ltd., 1ª ed, CISC.

MAHDY, G.M.; EL-SAADAWY, M. M. Ultimate strength of singly symmetrical i-section steel beams with variable flange ratio. Thin-Walled Structures, v. 87, p. 149-157, 2015.

MOHEBKHAH, A. Lateral buckling resistance of inelastic I-beams under off-shear center loading. Thin-Walled structures, v. 49, n. 3, p. 431-436, 2011.

MOTTA, A. F. A. Tensões locais em vigas de rolamentos de instalações siderúrgicas. 1981. 251p. Dissertação (Mestrado em Ciências) – Programa de Pós-Graduação de Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 1981.

PFEIL, W. PFEIL, M. Estruturas de Aço – Dimensionamento Prático. 8º ed. Rio de Janeiro, 2009.

RIBEIRO NETO, Juliano Geraldo. Vigas de alma cheia: Cisalhamento. 29 de Abril de 2014, Notas de aula.

SALGADO, R. A.; Calenzani, A. F. G.; Ferreira, W. G. Análise estrutural e dimensionamento de vigas de rolamento de aço de acordo com a NBR 8800:2008. XXXIV CILAMCE, 2013. Pirenópolis, Goiás.

SALMON,C.G.; JOHNSON,J.E.; MALHAS,F.A. (2009). Steel Structures Design and Behavior - Emphasizing Load and Resistance Factor Design. 5 edição. New Jersey - USA. Editora Pearson Education, Inc.

SUSSEKIND, J.C. Curso de Análise Estrutural – Vol. 1: Estruturas Isostáticas, Editora Globo, Porto Alegre, 1981.

TRAHAIR, N. S. Inelastic buckling design of monosymmetric I-beams. Engineering Structures, v. 34, p. 564-571, 2012.

ANEXO A – Cargas móveis

A.1 Introdução

As rodas do carro da ponte rolante aplicam cargas móveis sobre os trilhos das vigas de rolamento. Estas cargas móveis aplicadas de um mesmo lado do caminho de rolamento recebem o nome de trem tipo. Cada ponte rolante tem o seu trem tipo característico, o qual é constituído por cargas móveis concentradas de valores conhecidos (fornecidas pelo fabricante da ponte rolante ou estimadas com o auxílio da Tabela 2.1 do Capítulo 02 deste trabalho) e a distâncias fixas umas das outras.

Quando a ponte rolante se desloca ao longo do galpão, os esforços que o seu trem tipo aplica sobre a viga de rolamento não são determinados apenas pelos procedimentos convencionais de análise estrutural. Pois haveria a necessidade de calcular estes esforços para uma quantidade infinita de posições que o trem tipo poderia ocupar sobre a viga de rolamento. Neste anexo serão apresentados os esforços máximos provocados por um trem tipo de apenas duas rodas em uma viga de rolamento biapoiada.

A.2 Equação na linha de influência da reação no apoio A:

Aplicando-se uma equação da Estática para a viga da Figura A.1:

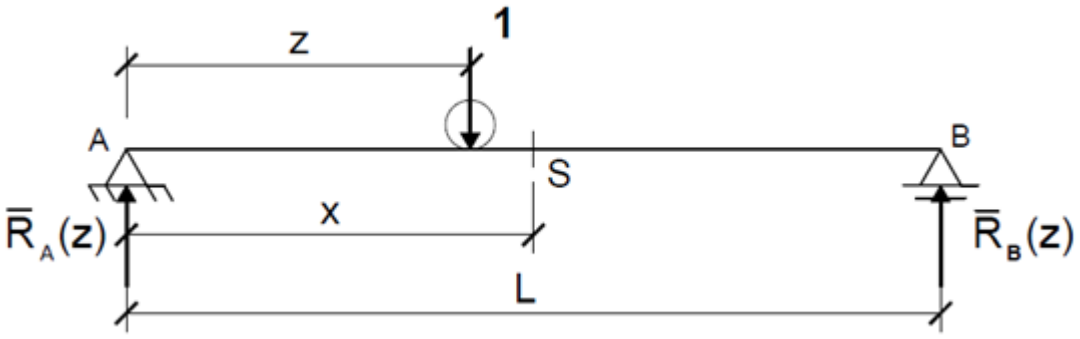


Figura A. 1 – Viga biapoiada submetida à carga móvel unitária.

$$\oplus\circlearrowleft \quad \Sigma M_B = 0 \Rightarrow -\bar{R}_A(z) \times L + 1 \times (L - z) = 0$$

$$\bar{R}_A(z) = \frac{-1}{L}z + 1\,, \qquad para\ \ 0 \le z \le L \qquad \text{A.1}$$

A equação A.1 é a equação de uma linha reta no domínio $(0 \le z \le L)$ de aplicação da carga móvel unitária.

A.3 Linha de influência da reação no apoio B

No caso da seção S ser a seção B do apoio direito e do efeito elástico ser sua reação de apoio, tem-se:

A.3 Equação na linha de influência da reação no apoio B:

Aplicando-se outra equação da Estática para a viga da Figura A.1, tem-se:

$\oplus\circlearrowleft \quad \Sigma M_A = 0 \Rightarrow -1 \times z + \bar{R}_B(z) \times L = 0$

$$\bar{R}_B(z) = \frac{1}{L}z\,, \qquad para\ \ 0 \le z \le L \qquad \text{A.2}$$

A equação A.2 é a equação de uma linha reta no domínio $(0 \le z \le L)$ de aplicação da carga móvel unitária.

A.3 Linha de influência do esforço cortante na seção S

Para a linha de influência do esforço cortante na seção S de uma viga biapoiada, tem-se:

$$\bar{V}_s(z) = \begin{cases} \dfrac{-1}{L}z\,, & para\ \ 0 \le z < x \\ \dfrac{-1}{L}z + 1, & para\ \ x < z \le L \end{cases} \qquad \text{A.3}$$

A.4 Linha de influência do momento fletor na seção S

Para a linha de influência do momento fletor na seção S de uma viga biapoiada tem-se:

$$\bar{M}_s(z) = \begin{cases} \frac{z}{L}(L-x)\,, & para\ \ 0 \le z \le x \\ \frac{-x}{L}z + x\ , & para\ \ x \le z \le L \end{cases} \qquad \text{A.4}$$

A.5 Reação de apoio máxima

A linha de influência da reação $\mathrm{R_A}$ tem um ponto anguloso sobre a própria seção A. Assim a partir da equação A.1, reproduzida novamente a seguir, a reação máxima no caso de um trem tipo de apenas duas rodas é obtida para o posicionamento apresentado na Figura A.2.

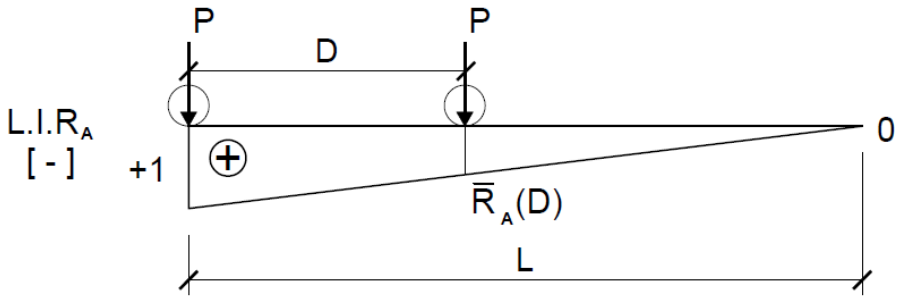


Figura A. 2 – Linha de influência da reação R_A.

$$\bar{R}_A(z) = \frac{-1}{L}z + 1\,, \qquad para\ \ 0 \le z \le L$$

Aplicando-se o teorema geral[1], para a reação máxima no apoio A tem-se a equação A.5, conforme detalhado:

$$R_A^{max} = P + P\left(\frac{L-D}{L}\right) \qquad \text{A.5}$$

Para a reação R_B o raciocínio é análogo e o resultado é similar.

A.6 Esforço cortante máximo

De acordo com a equação A.3 a linha de influência do esforço cortante na seção S tem uma descontinuidade tipo salto na posição desta seção, ver Figura A.3. Entretanto, se a seção S estiver em um dos extremos da viga, ou seja, para $x = 0$ ou para $x = L$, a descontinuidade da linha de influência do esforço cortante passa a ser do tipo ponto anguloso nestas seções.

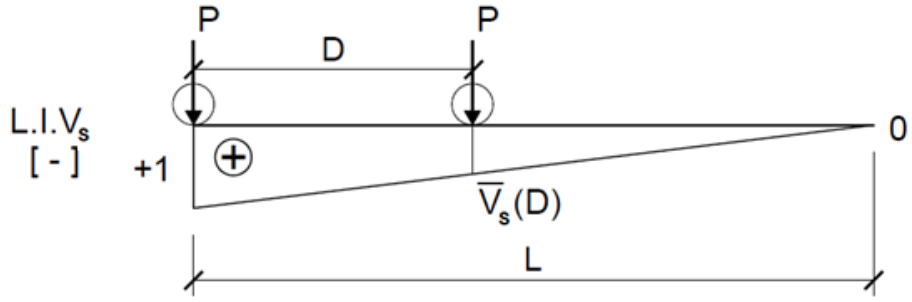


Figura A. 3 – Linha de influência para a obtenção do esforço cortante máximo.

A partir da equação A.3, observa-se que para $x = 0$ tem-se uma única expressão de cálculo para $\bar{V}_S(z)$ e há um ponto anguloso nesta seção. Para $x = 0$ tem-se:

---

[1] O terema geral afirma que: "*ocorrerá um efeito elástico máximo quando uma das cargas concentradas do trem tipo estiver sobre um dos pontos angulosos da linha de influencia em questão*".

$$\bar{V}_s(z) = \frac{-1}{L}z + 1, \qquad para\ \ 0 < z \leq L$$

Assim, com a seção S em $x = 0$, no caso de um trem tipo de apenas duas rodas, o esforço cortante máximo é obtido para o posicionamento apresentado na Figura A.3.

Aplicando-se o teorema geral, para o esforço cortante máximo tem-se a equação A.14, conforme detalhado:

$$V_s^{max} = P + P\left(\frac{L - D}{L}\right) \qquad \text{A.6}$$

Ao se considerar $x = L$ o raciocínio é análogo e o resultado é o mesmo.

A.7 Momento fletor máximo

A.7.1 Momento fletor máximo para o trem tipo de apenas duas rodas

A equação A.7 fornece o momento fletor máximo absoluto de uma viga biapoiada submetida a um trem tipo de apenas duas rodas, para o caso de ambas as rodas estarem sobre o vão da viga.

$$M_s^{max} = \frac{P}{8L}(2L - D)^2 \qquad \text{A.7}$$

Entretanto, deve-se analisar a possibilidade do M_s^{max} ocorrer com apenas uma das rodas sobre a viga. Neste caso, só há uma carga móvel sobre o vão da viga e esta é ao mesmo tempo eixo crítico e resultante, portanto $d = 0$ e $x = L/2$. Ou seja, o momento fletor máximo absoluto ocorre no meio da viga e com a carga móvel única sobre esta seção.

Sendo a expressão da linha de influência do momento fletor para a seção S de uma viga biapoiada dada pela equação A.2. Neste caso $x = z = L/2$, M_s^{max} é dado por:

$$M_s^{max} = \frac{PL}{4} \qquad \text{A.8}$$

Deve-se avaliar qual das hipóteses descritas ou pela equação A.7 (as duas rodas sobre a viga), ou pela equação A.8 (apenas uma roda sobre a viga), fornece o momento fletor máximo absoluto. Observa-se que a equação A.7 depende da distância D entre as duas rodas do trem tipo, assim deve-se determinar para que valores de D o M_s^{max} dado pela equação A.7 é maior que o M_s^{max} dado pela equação A.1:

$$\frac{P}{8L}(2L - D)^2 > \frac{PL}{4}$$

$$\therefore D < 0{,}5858L$$

Portanto, se $D < 0{,}5858L$ o momento fletor máximo absoluto da viga ocorre com as duas rodas do trem tipo sobre esta viga, enquanto se $D > 0{,}5858L$ o momento fletor máximo absoluto da viga ocorre para apenas uma das rodas do trem tipo sobre esta viga, ver equação A.9.

$$M_s^{max} = \begin{cases} \dfrac{P}{8L}(2L - D)^2\,, & para \quad D < 0{,}5858L \\ \dfrac{PL}{4}\,, & para \quad D > 0{,}5858L \end{cases} \qquad \text{A.9}$$

Na Figura A.4 tem-se o diagrama de momento fletor para o caso do momento fletor máximo absoluto da viga ocorrer com as duas rodas do trem tipo sobre o vão desta viga, ou seja, no caso de $D < 0{,}5858L$.

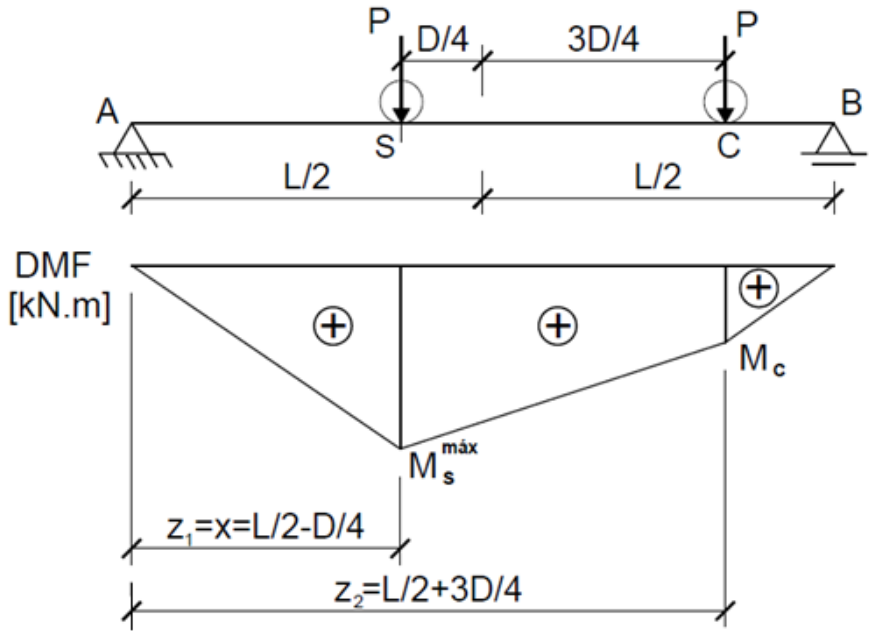


Figura A. 4 – DMF para $D < 0{,}5858L$.

Na Figura A.5 tem-se o diagrama de momento fletor para o caso do momento fletor máximo absoluto da viga ocorrer com apenas uma das rodas do trem tipo sobre o vão desta viga, ou seja, no caso de $D > 0{,}5858L$.

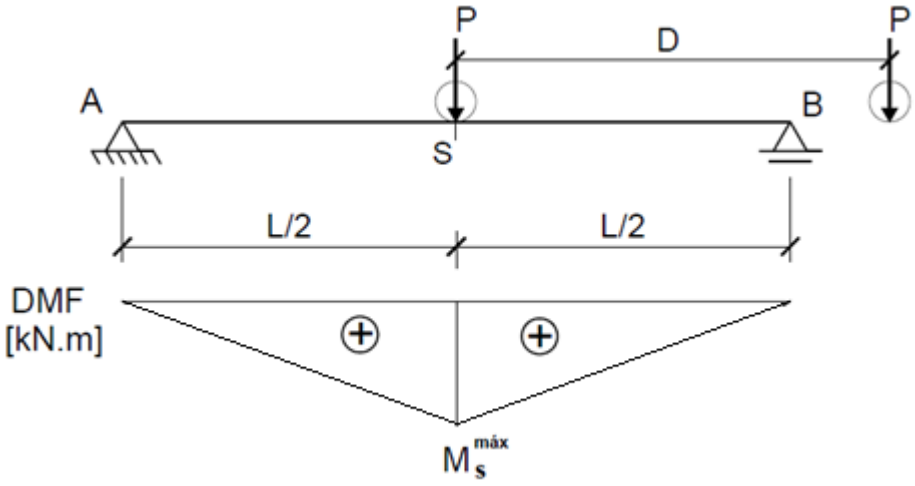


Figura A. 5 – DMF para $D > 0{,}5858L$.

ANEXO B – Guia de utilização da planilha

B.1 Abrangência e limitações

A planilha eletrônica para verificação de vigas de rolamento foi desenvolvida através do programa comercial Excel (Microsoft Corporation). Esta ferramenta se limita aos casos de vigas biapoiadas com seção I monossimétrica ou com dupla simetria, com alma esbelta ou não esbelta, com perfis laminados ou soldados. No que se refere à contenção lateral, são considerados somente os casos com enrijecedores transversais duplos soldados à alma e os casos com contenção lateral com uso de treliça nivelada à mesa superior do perfil.

B.2 Apresentação

A planilha de verificação possui sete abas (RE, VR, ES, Perfis, Trilhos, Ponte e Flecha), conforme ilustrado na Figura B.1, entretanto o usuário deverá inserir os dados apenas na aba VR.

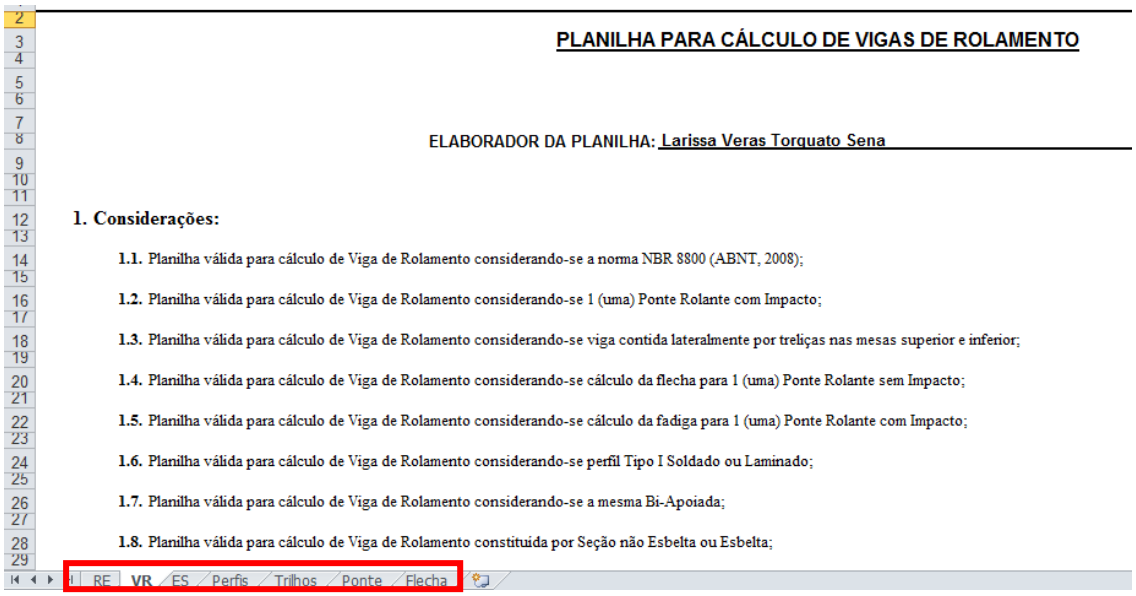
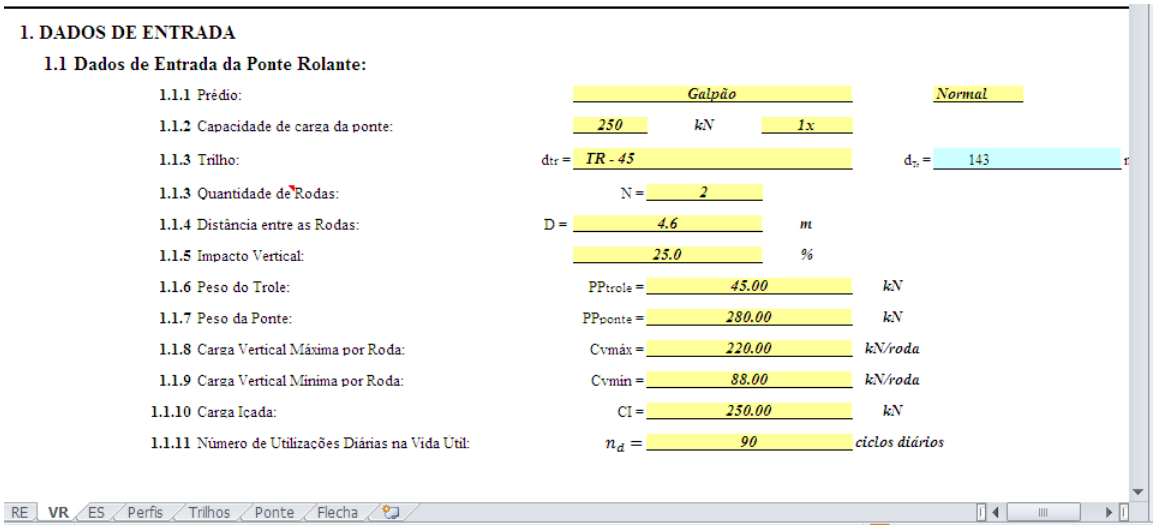


Figura B. 1 - Abas da planilha.

Na aba VR, o usuário deverá inserir todos os dados de entrada da ponte rolante, do tipo de aço e da viga de rolamento. As células destacadas em amarelo são destinadas a inserção de dados, conforme as Figuras B.2, B.3 e B.4.



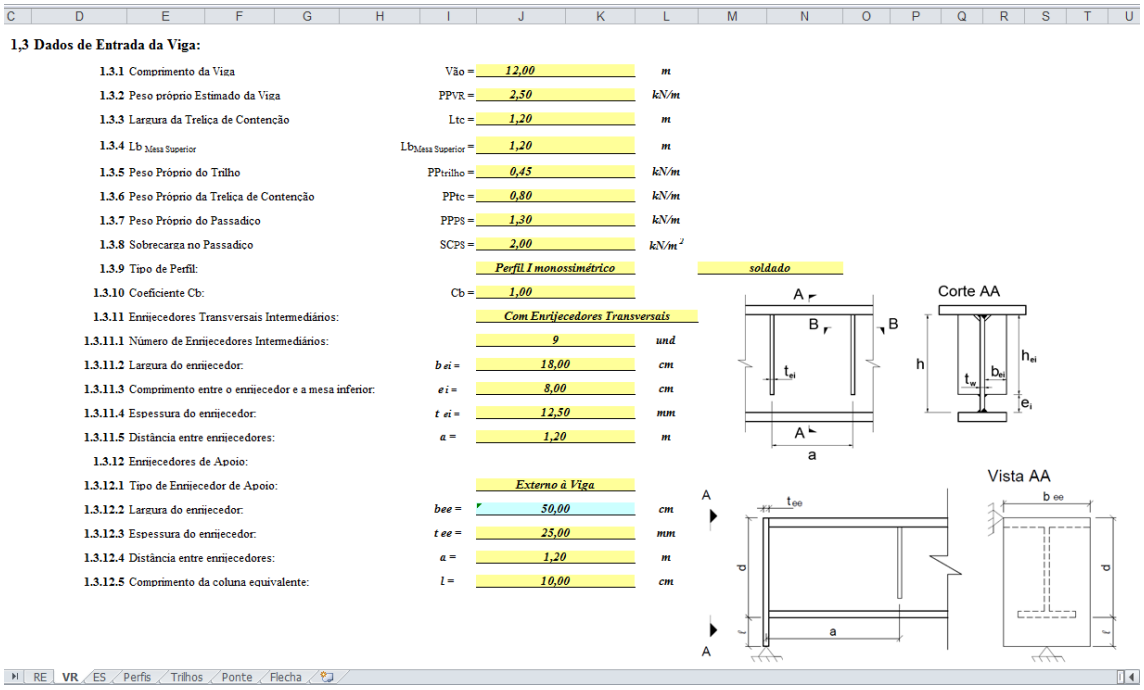
1. DADOS DE ENTRADA

1.1 Dados de Entrada da Ponte Rolante:

1.1.1 Prédio:	Galpão			Normal
1.1.2 Capacidade de carga da ponte:	250	kN	1x	
1.1.3 Trilho:	d_{tr} = TR - 45		d_{Tr} =	143
1.1.3 Quantidade de Rodas:	N =	2		
1.1.4 Distância entre as Rodas:	D =	4.6	m	
1.1.5 Impacto Vertical:		25.0	%	
1.1.6 Peso do Trole:	PPtrole =	45.00	kN	
1.1.7 Peso da Ponte:	PPponte =	280.00	kN	
1.1.8 Carga Vertical Máxima por Roda:	Cvmáx =	220.00	kN/roda	
1.1.9 Carga Vertical Mínima por Roda:	Cvmín =	88.00	kN/roda	
1.1.10 Carga Içada:	CI =	250.00	kN	
1.1.11 Número de Utilizações Diárias na Vida Útil:	n_d =	90	ciclos diários	

RE | VR | ES | Perfis | Trilhos | Ponte | Flecha

Figura B. 2 – Dados de entrada da ponte.



1,3 Dados de Entrada da Viga:

1.3.1 Comprimento da Viga	Vão =	12,00	m
1.3.2 Peso próprio Estimado da Viga	PPVR =	2,50	kN/m
1.3.3 Largura da Treliça de Contenção	Ltc =	1,20	m
1.3.4 Lb Mesa Superior	$Lb_{Mesa\ Superior}$ =	1,20	m
1.3.5 Peso Próprio do Trilho	PPtrilho =	0,45	kN/m
1.3.6 Peso Próprio da Treliça de Contenção	PPtc =	0,80	kN/m
1.3.7 Peso Próprio do Passadiço	PPPS =	1,30	kN/m
1.3.8 Sobrecarga no Passadiço	SCPS =	2,00	kN/m²
1.3.9 Tipo de Perfil:		Perfil I monossimétrico	soldado
1.3.10 Coeficiente Cb:	Cb =	1,00	
1.3.11 Enrijecedores Transversais Intermediários:		Com Enrijecedores Transversais	
1.3.11.1 Número de Enrijecedores Intermediários:		9	und
1.3.11.2 Largura do enrijecedor:	b_{ei} =	18,00	cm
1.3.11.3 Comprimento entre o enrijecedor e a mesa inferior:	e_i =	8,00	cm
1.3.11.4 Espessura do enrijecedor:	t_{ei} =	12,50	mm
1.3.11.5 Distância entre enrijecedores:	a =	1,20	m
1.3.12 Enrijecedores de Apoio:			
1.3.12.1 Tipo de Enrijecedor de Apoio:		Externo à Viga	
1.3.12.2 Largura do enrijecedor:	bee =	50,00	cm
1.3.12.3 Espessura do enrijecedor:	tee =	25,00	mm
1.3.12.4 Distância entre enrijecedores:	a =	1,20	m
1.3.12.5 Comprimento da coluna equivalente:	l =	10,00	cm

RE | VR | ES | Perfis | Trilhos | Ponte | Flecha

Figura B. 3 - Dados de entrada do aço e da viga de rolamento.

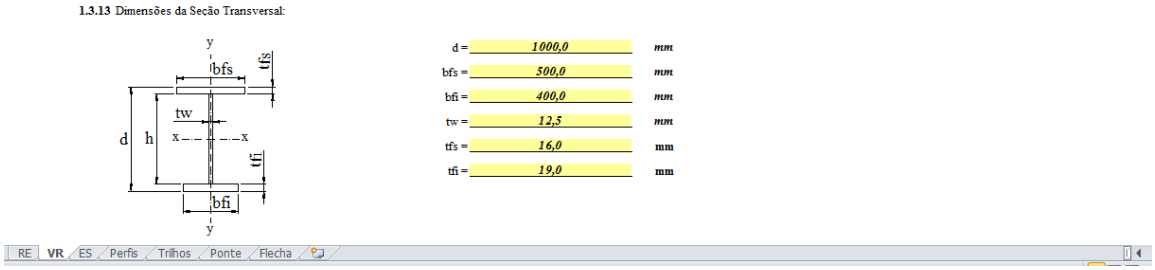


Figura B. 4 – Dimensões da seção da viga a ser verificada.

É importante salientar que, para o caso de pontes rolantes com trem tipo de apenas duas rodas, os esforços solicitantes são calculados automaticamente (ver Figuras B.5 e B.6) e ilustrados detalhadamente na aba ES, conforme ilustrado nas Figuras B.7, B.8 e B.9.

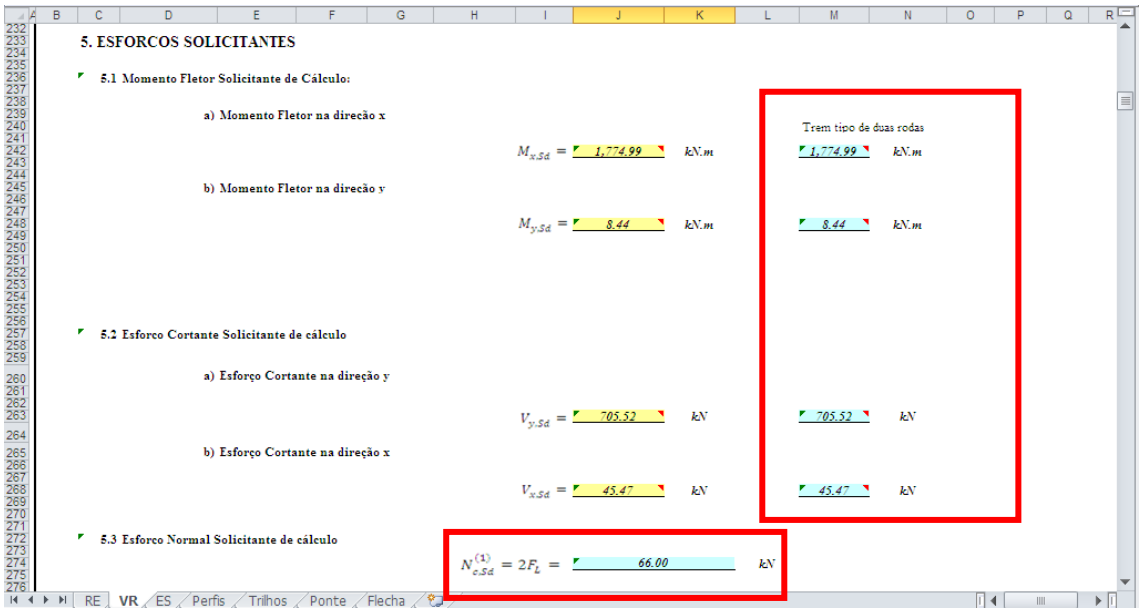


Figura B. 5 - Esforços solicitantes para trem tipo de duas rodas.

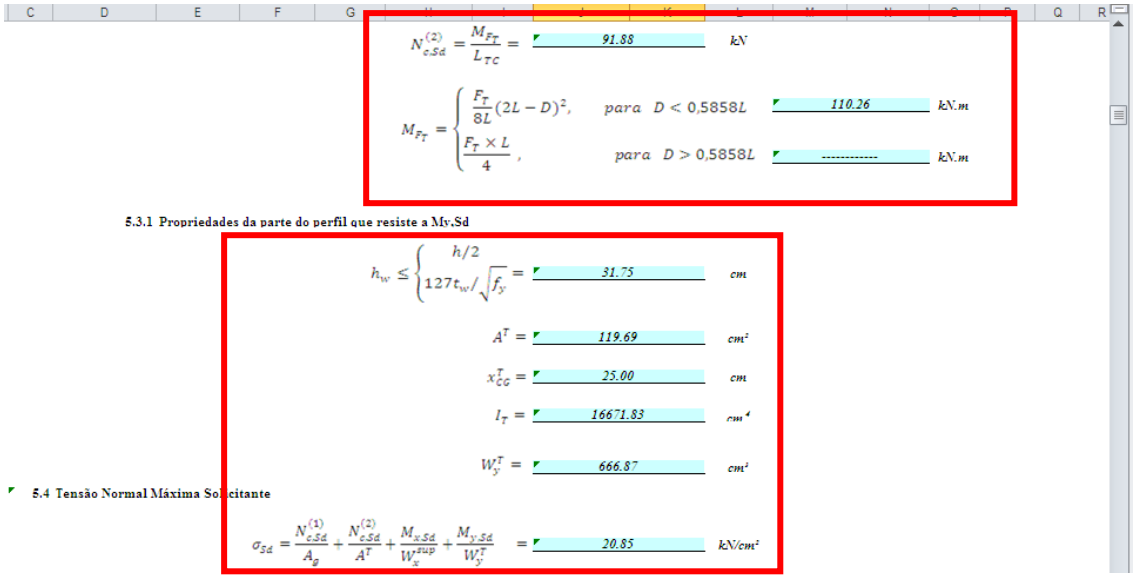


Figura B. 6 - Esforços solicitantes 2 para trem tipo de duas rodas.

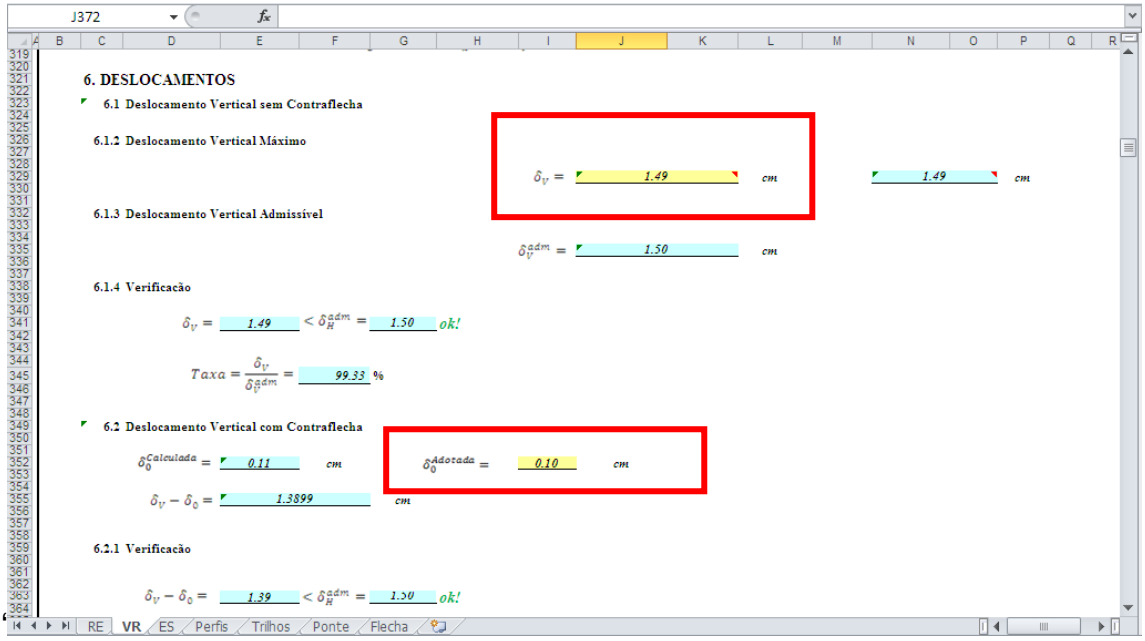


Figura B. 7 – Deslocamento vertical para trem tipo de duas rodas.

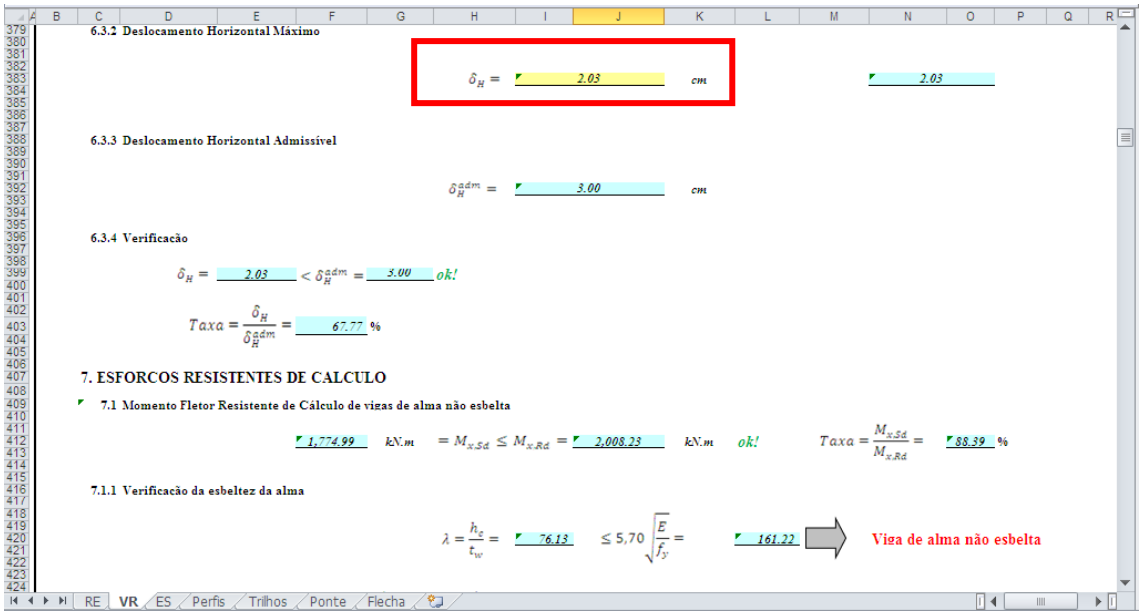


Figura B. 8 - Deslocamento horizontal para trem tipo de duas rodas.

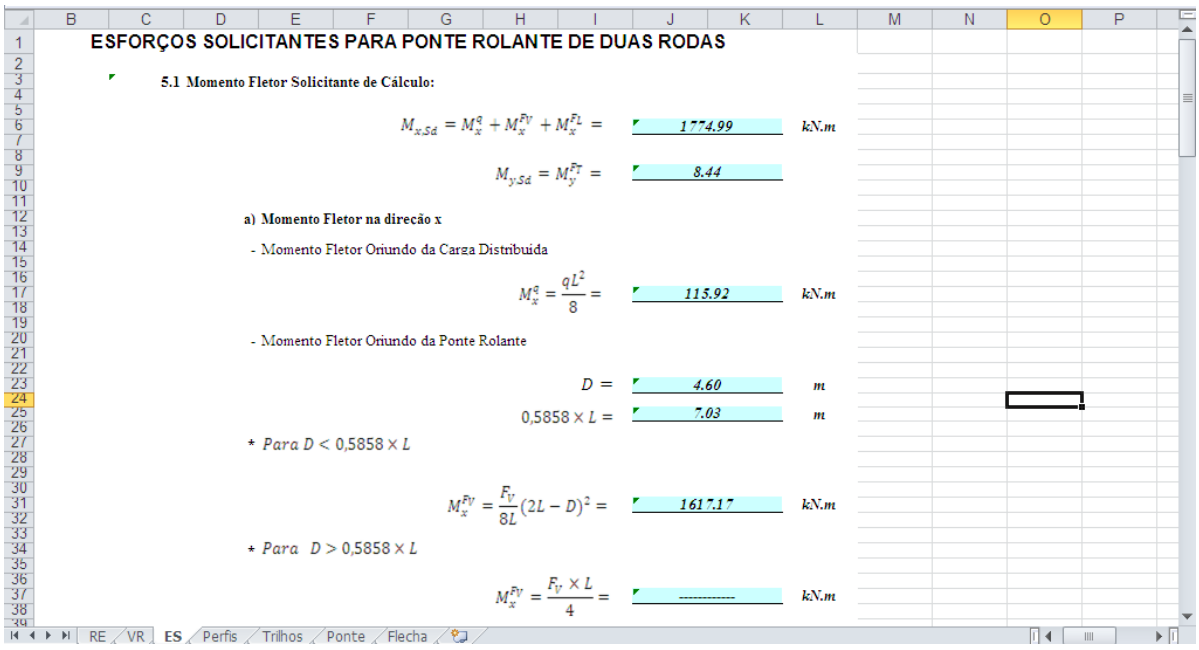


Figura B. 9 – Cálculo dos esforços solicitantes para trem tipo de duas rodas.

Entretanto, para os casos de trem tipo com mais de duas rodas, o momento fletor solicitante e o esforço cortante solicitante devem ser inseridos na aba em amarelo, conforme destacado na Figura B.10.

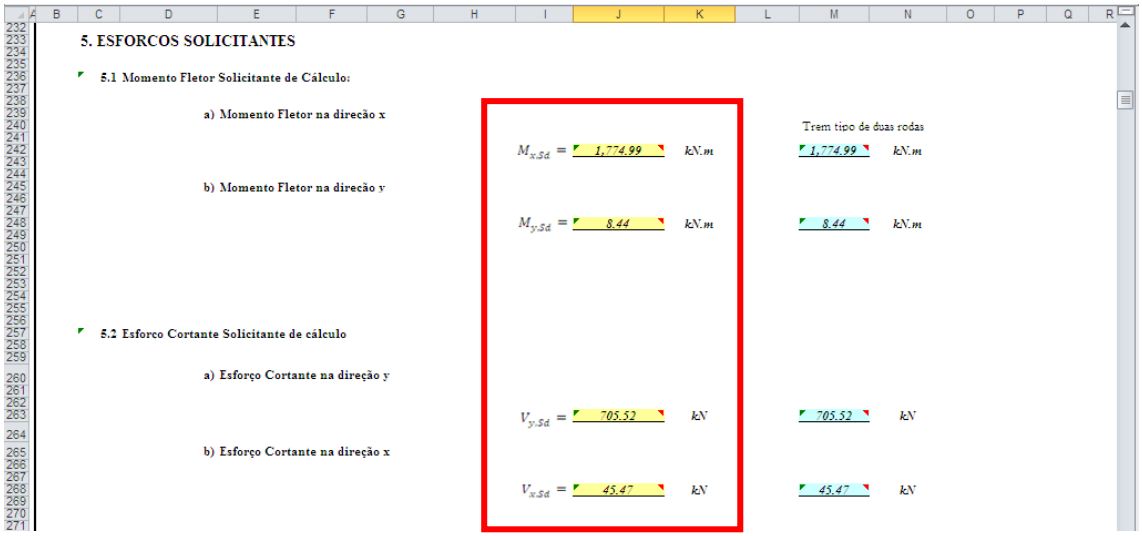


Figura B. 10 - Esforços solicitantes para trem tipo com mais de duas rodas.

Após a inserção de todos os dados de entrada a planilha realizará automaticamente os cálculos pertinentes a verificação da viga de rolamento, são eles: 7.1 e 7.2 - Momento fletor resistente de cálculo, 7.3 - Esforço cortante resistente de cálculo, 7.4 - Tensão normal solicitante, 8 - Forças transversais localizadas, 9 - Dimensionamento de enrijecedores, 10 - Fadiga e 11 - Reações nas colunas provenientes da viga de rolamento e da contenção lateral. Em cada item supracitado, onde se aplica, tem-se o cálculo da taxa de trabalho conforme exemplificado na Figura B.11. Através do cálculo dessas taxas, o usuário poderá verificar se o modelo utilizado resiste aos esforços solicitantes e a porcentagem de trabalho do mesmo.

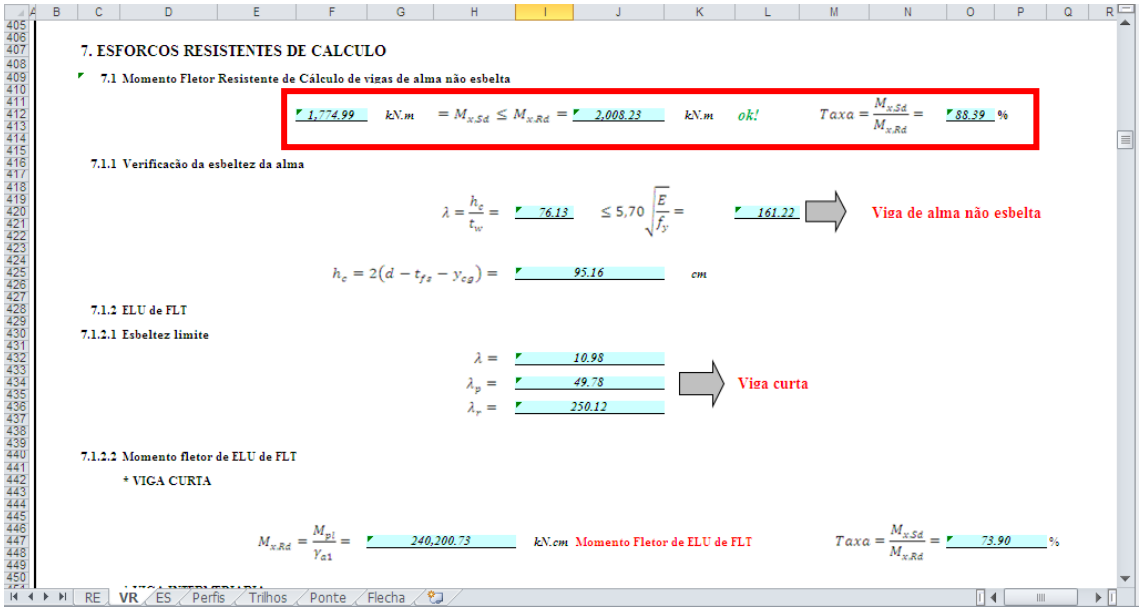
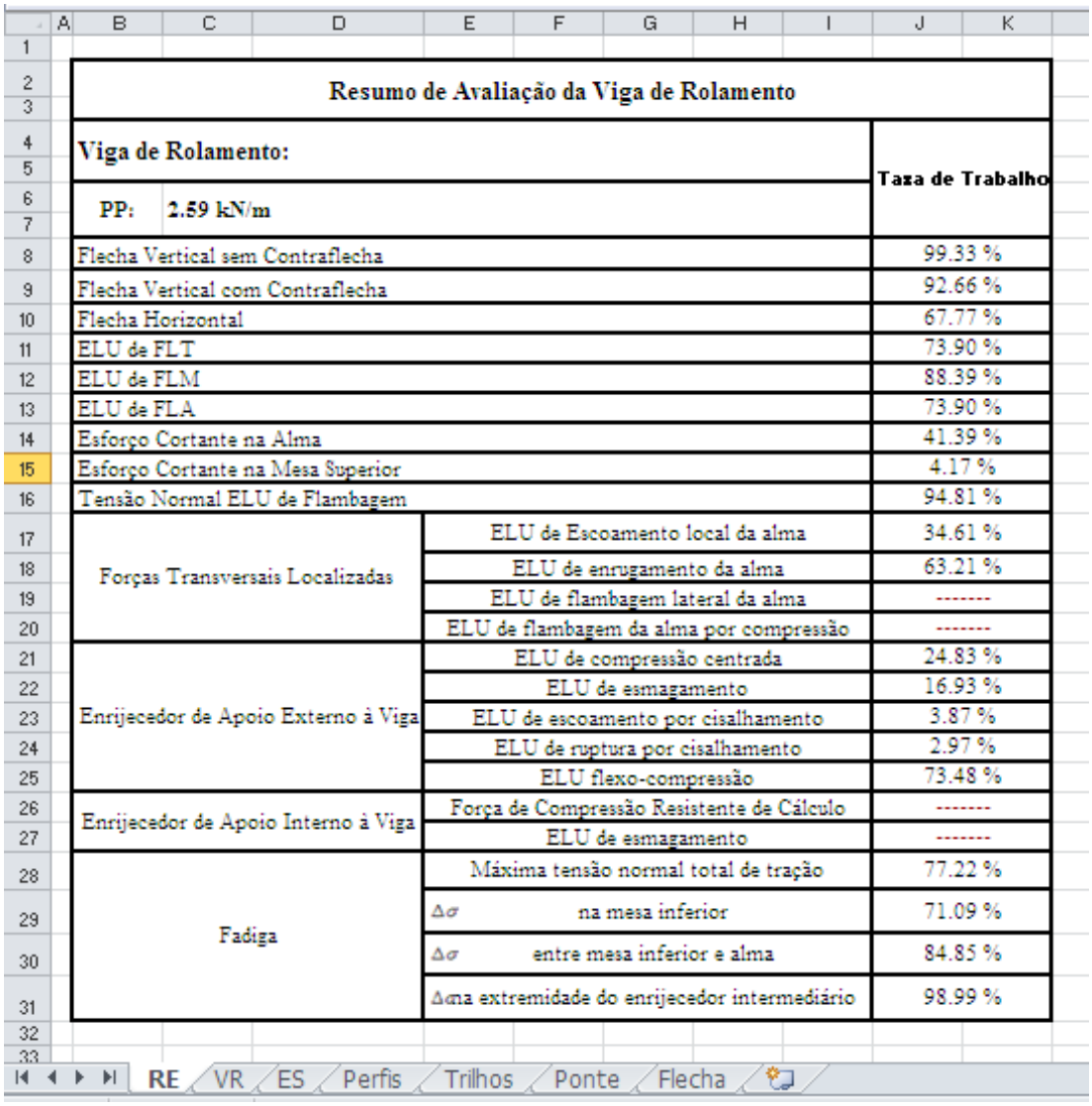


Figura B. 11 - Cálculo da taxa de trabalho.

A aba “RE”, ver Figura B.12, tem uma tabela ilustrando o resumo da avaliação da viga de rolamento adotada e suas respectivas taxas de trabalho.



Resumo de Avaliação da Viga de Rolamento		
Viga de Rolamento:		**Taxa de Trabalho**
PP: 2.59 kN/m		
Flecha Vertical sem Contraflecha		99.33 %
Flecha Vertical com Contraflecha		92.66 %
Flecha Horizontal		67.77 %
ELU de FLT		73.90 %
ELU de FLM		88.39 %
ELU de FLA		73.90 %
Esforço Cortante na Alma		41.39 %
Esforço Cortante na Mesa Superior		4.17 %
Tensão Normal ELU de Flambagem		94.81 %
Forças Transversais Localizadas	ELU de Escoamento local da alma	34.61 %
	ELU de enrugamento da alma	63.21 %
	ELU de flambagem lateral da alma	-------
	ELU de flambagem da alma por compressão	-------
Enrijecedor de Apoio Externo à Viga	ELU de compressão centrada	24.83 %
	ELU de esmagamento	16.93 %
	ELU de escoamento por cisalhamento	3.87 %
	ELU de ruptura por cisalhamento	2.97 %
	ELU flexo-compressão	73.48 %
Enrijecedor de Apoio Interno à Viga	Força de Compressão Resistente de Cálculo	-------
	ELU de esmagamento	-------
Fadiga	Máxima tensão normal total de tração	77.22 %
	$\Delta\sigma$ na mesa inferior	71.09 %
	$\Delta\sigma$ entre mesa inferior e alma	84.85 %
	$\Delta\sigma$ na extremidade do enrijecedor intermediário	98.99 %

Figura B. 12 - Tabela resumo de avaliação da viga de rolamento.

É importante salientar que caso um desses itens não atenda ao critério de segurança, ou seja, o parâmetro solicitante seja maior que o admissível, o valor da taxa de trabalho acima de 100% ficará vermelho, exigindo uma reavaliação do perfil utilizado por parte do usuário.

B.2.1 Impressão do memorial de cálculo

A aba “VR” apresenta o memorial de cálculo com toda a formulação utilizada na verificação da viga de rolamento. Caso o usuário tenha interesse em imprimir este memorial, as configurações de impressão desta aba da planilha já estão

formatadas para impressão em folha A4, portanto é só utilizar o comando Ctrl+P, ver Figura B.13.

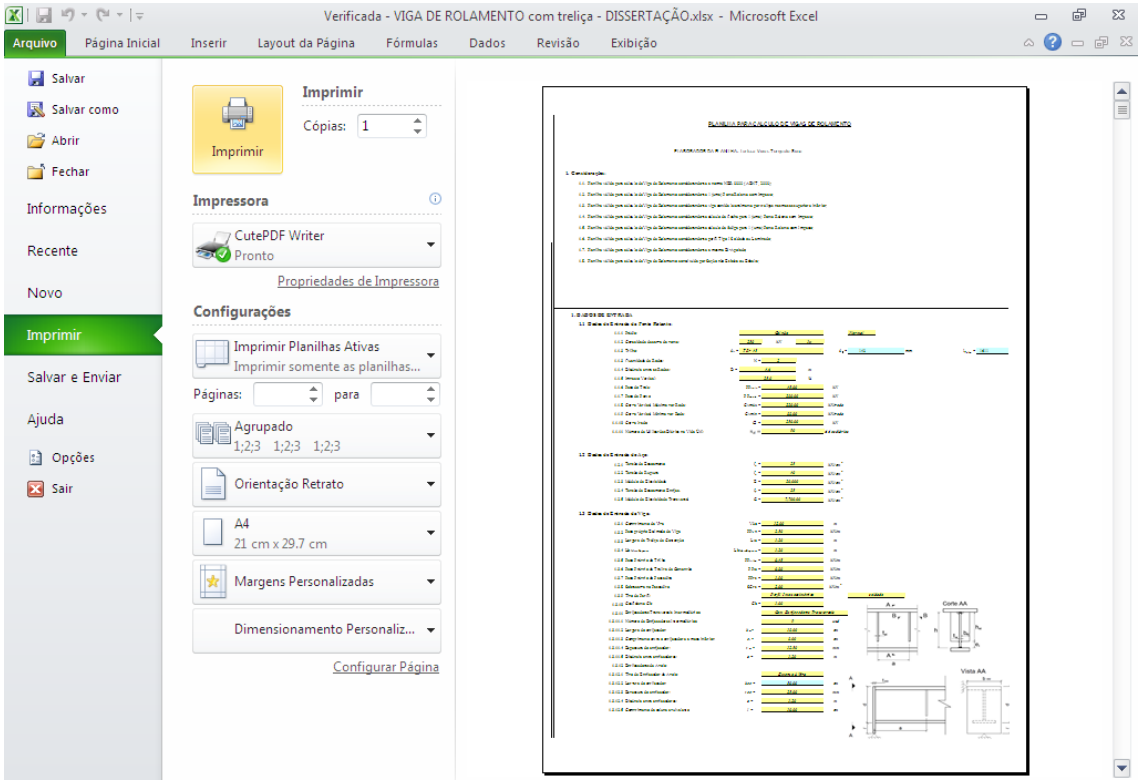


Figura B. 13 - Impressão do memorial de cálculo.

ANEXO C – Validação da planilha

C.1 Introdução

Para a validação da planilha de verificação de vigas de rolamento em aço utilizou-se quatro exemplos de dimensionamento destas vigas disponíveis na literatura: MACHADO (2014), LEITE (2017), FISHER (2005) e BELLEI (2010). Os dois primeiros exemplos são dimensionados de acordo com a NBR 8800 (ABNT, 2008), já os dois últimos são dimensionados pelas normas americanas AISC-LRFD (1999) e ANSI/AISC 360-05-ASD (2005), respectivamente. Também é apresentada uma análise comparativa entre as taxas de trabalho calculadas manualmente para o exemplo didático ilustrativo e estas mesmas taxas calculadas com a utilização da planilha.

C.2 Exemplo de MACHADO (2014)

O exemplo de MACHADO (2014) contempla o dimensionamento de uma viga de rolamento pela NBR 8800 (ABNT, 2008), biapoiada, em aço ASTM A572 Gr50, com seção em perfil laminado W610x155 da Gerdau, sem contenção lateral entre os apoios e sem enrijecedores intermediários. As informações relativas à ponte rolante utilizada no exemplo são:

- Carga içada: CI = 10 tf;
- Vão entre trilhos: A = 24 m;
- Peso do trole: PP_{trole} = 2,5 tf;
- Carga vertical máxima por roda: CV_{PR} = 7,5 tf;
- Impacto vertical: 25%;
- Distância entre rodas do trem tipo: D = 3,4 m;

O vão da viga é de 8 m, assim como o seu comprimento destravado L_b, e o perfil W610x155 tem peso próprio de 155 kgf/m, as dimensões da seção da viga estão ilustradas na Figura C.1.

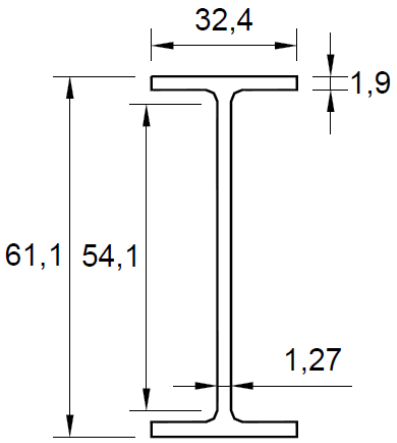


Figura C. 1 – Dimensões em centímetro da seção da viga de rolamento de MACHADO (2014).

A tabela C.1 apresenta uma comparação entre os resultados fornecidos por MACHADO (2014) e os calculados através da planilha para: deslocamentos, momentos fletores para flexão em torno do eixo de maior inércia, esforços cortantes vertical e horizontal e as verificações quanto às forças localizadas e à fadiga.

Tabela C. 1 – Validação da planilha com o exemplo de MACHADO (2014).

Resumo de Avaliação da Viga de Rolamento				
Viga de Rolamento: W610x155 **PP: 155 kgf/m**		MACHADO (2014)	PLANILHA	DIFERENÇA
Flecha Vertical (cm)		0,5057	0,5127	1,4%
Flecha Vertical admissível (cm)		1,33	1,33	0,0%
Momento Fletor Solicitante (tf.m)		36,80	37,35	1,5%
Momento Fletor Resistente à FLT (tf.m)		101,00	100,60	0,4%
Momento Fletor Resistente à FLM (tf.m)		149,00	146,99	1,3%
Momento Fletor Resistente à FLA (tf.m)		149,00	146,99	1,3%
Esforço Cortante Solicitante da Alma (tf)		18,10	22,92	26,6%
Esforço Cortante Solicitante da Mesa Superior (tf)		1,10	1,77	61,1%
Esforço Cortante Resistente da Alma (tf)		129,20	146,02	13,0%
Esforço Cortante Resistente da Mesa Superior (tf)		115,80	115,84	0,0%
Força Localizada Solicitante (tf)		28,10	14,06	50,0%
Forças Localizada Resistentes de Cálculo	ELU de Escoamento local da alma (tf)	90,50	142,62	57,6%
	ELU de enrugamento da alma (tf)	64,90	85,65	32,0%
	ELU de flambagem lateral da alma	Não ocorre	Não ocorre	Não ocorre
Fadiga	$\Delta\sigma$ na mesa inferior (MPa)	55,60	55,93	0,6%
	σ_{SR} na mesa inferior (MPa)	165,00	165,00	0,0%

Na tabela C.1 observa-se diferenças de até 61,1% nos valores de esforços cortantes solicitantes, isso se deve ao fato de MACHADO (2014) ter apresentado valores inconsistentes para estes esforços oriundos das cargas móveis, uma vez que estes valores não correspondem ao posicionamento que ilustrou para o trem tipo. A diferença percentual apresentada no esforço cortante resistente da alma ocorre porque a autora considerou $A_w = d' \times t_w$, o que não corresponde ao recomendado no item 5.4.3.1.2 da NBR 8800 (ABNT, 2008) e adotado na planilha, que especifica $A_w = d \times t_w$, sendo d a altura total do perfil enquanto d' é apenas a altura da parte plana da alma.

MACHADO (2014) comete equívocos no cálculo das forças localizadas e de suas verificações, o que explica as discrepâncias identificadas na tabela C.1 para estes itens. Os erros cometidos pela autora estão especificados a seguir:

— No cálculo da força localizada solicitante somou erroneamente as duas cargas verticais, porém a análise é da atuação pontual de cada força

localizada e essas cargas transmitidas pelas rodas do trem tipo distam 3,4 m uma da outra, portanto deve ser considerada como força solicitante apenas uma das cargas, procedimento adotado na planilha;

— No caso das forças localizadas resistentes de cálculo, as diferenças observadas no ELU de escoamento local da alma e no ELU de enrugamento da alma se deve ao fato da autora ter adotado $l_n = (d_{tr} + t_{fs})$ e não a fórmula correta que é igual ao dobro deste valor de acordo com BELLEI (2010) e o *Tecnical Report No. 13 (AISE, 2003)*, portanto deve ser considerado $l_n = 2 \times (d_{tr} + t_{fs})$, procedimento adotado na planilha.

A partir da análise da tabela C.1 observa-se que a planilha desenvolvida nesta pesquisa foi capaz de reproduzir de maneira satisfatória os resultados coerentes apresentados por MACHADO (2014), entretanto a autora realizou alguns cálculos de maneira inconsistente e nestes casos os valores comparados apresentaram resultados discrepantes.

C.3 Exemplo de LEITE (2017)

LEITE (2017) apresentou o dimensionamento pela NBR 8800 (ABNT, 2008) de uma viga de rolamento biapoiada com seção em perfil I monossimétrico PSM600x90 com peso próprio de 0,88 kN/m, sem enrijecedores intermediários e sem travamento entre os apoios. O vão da viga é de 6 m, assim como o comprimento destravado, já que não possui contenção lateral intermediária. O número de ciclos de utilização da ponte era menor que 20.000, descartando as verificações à fadiga. A viga foi verificada quanto ao momento fletor, esforço cortante, forças transversais localizadas e tensão normal. As dimensões de sua seção transversal estão ilustradas na Figura C.2.

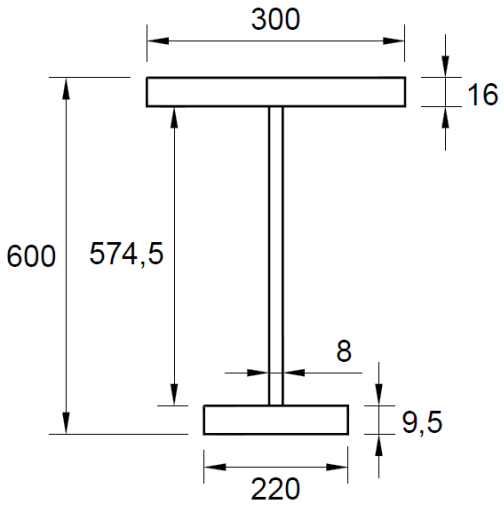


Figura C. 2 - Dimensões em milímetro da seção da viga de LEITE (2017).

A ponte rolante do exemplo de LEITE (2017) possui as seguintes especificações:

- Carga içada: CI = 133,34 kN;
- Peso do trole: PP_{trole} = 30 kN;
- Carga vertical máxima por roda: CV_{PR} = 90,91 kN;
- Impacto vertical: 10%;
- Distância entre rodas do trem tipo: D = 2,4 m;
- Peso da ponte: PP_{ponte} = 100 kN.

A tabela C.2 a seguir apresenta o comparativo entre os valores fornecidos por LEITE (2017) e os calculados através da planilha para: deslocamento vertical, momento fletor para o eixo de maior inércia, esforço cortante e forças localizadas.

Tabela C. 2 - Validação da planilha com o exemplo de LEITE (2017).

Resumo de Avaliação da Viga de Rolamento				
Viga de Rolamento: PSM600x90		**LEITE (2017)**	**PLANILHA**	**DIFERENÇA %**
PP:	**0,88 kN/m**			
Flecha Vertical (cm)		0,4973	0,5017	0,9%
Flecha Vertical admissível (cm)		1,00	1,00	0,0%
Momento Fletor Solicitante (kN.m)		295,00	304,60	3,3%
Momento Fletor Resistente à FLT (kN.m)		559,00	558,65	0,1%
Momento Fletor Resistente à FLM (kN.m)		559,00	558,65	0,1%
Momento Fletor Resistente à FLA (kN.m)		559,00	558,65	0,1%
Esforço Cortante Solicitante da Alma (kN)		245,00	244,61	0,2%
Esforço Cortante Resistente da Alma (kN)		636,00	634,11	0,3%
Força Localizada Solicitante (kN)		150,00	150,00	0,0%
Forças Localizadas Resistentes de Cálculo	ELU de Escoamento local da alma (kN)	552,00	662,00	19,9%
	ELU de enrugamento da alma (kN)	549,00	303,33	44,7%
	ELU de flambagem lateral da alma (kN)	Não ocorre	Não ocorre	Não ocorre

A diferença de 3,3% no momento fletor solicitante se deve ao fato da planilha considerar a contribuição da frenagem longitudinal para este esforço. No caso da força localizada resistente de cálculo, a diferença de 19,9% dada no ELU de escoamento local da alma ocorre porque o autor considera $l_n = 2 \times d_{tr}$ e $k = 2 \times t_{fs} \Rightarrow d_w = t_{fs}$ enquanto na planilha se considera $l_n = 2 \times (d_{tr} + t_{fs})$ e $k = t_{fs} + d_w$ com $d_w = 0{,}75t_w$, sendo este valor de l_n o recomendado tanto por BELLEI (2010) quanto pelo *Tecnical Report No. 13 (AISE, 2003)*, enquanto o valor de $d_w = 0{,}75t_w$ é uma estimativa comum em projetos. Já a diferença de 44,7% no ELU de enrugamento da alma se deve ao fato do autor ter usado a fórmula do item 5.7.4.2 a) da NBR 8800 (ABNT, 2008) a qual considera que a força atuante está a uma distância da extremidade da barra maior ou igual à metade da altura da seção transversal. Enquanto na planilha se utilizam as fórmulas do item 5.7.4.2 b), uma vez que a força solicitante por ser móvel pode chegar até a extremidade da viga.

Portanto, observa-se a partir da tabela C.2 que a planilha desenvolvida foi capaz de reproduzir de maneira satisfatória os resultados disponibilizados por LEITE (2017). Entretanto, foram encontradas duas discrepâncias de valores para os ELU das forças localizadas, as quais se devem a diferentes considerações de cálculo como foi justificado.

C.4 Exemplo de FISHER (2005)

Para mais uma aferição da planilha foi utilizado o exemplo de uma viga de rolamento dimensionada de acordo com a norma americana AISC-LRFD (1999) e disponibilizado por FISHER (2005). Dada a similaridade entre esta norma e a NBR 8800 (ABNT, 2008), foi possível proceder à validação comparando os valores nominais tanto do momento fletor solicitante quanto do momento fletor resistente para a flexão em torno do eixo de maior inércia, os quais são obtidos ao se adotar para os coeficientes de ponderação da planilha $\gamma_g = \gamma_q = \gamma_a = 1$.

O exemplo consiste numa viga com seção composta por um perfil W27x94 reforçado por um perfil C15x33,9 soldado em sua mesa superior. Esta viga possui peso próprio de 1,868 kN/m e um vão livre de 9,14 m sem contenção lateral entre os apoios. Na Tabela C.3 tem-se as dimensões dos perfis que compõem a seção reforçada considerada por FISHER (2005).

Tabela C. 3 – Dimensões dos perfis que compõem a viga de FISHER (2005).

	W27x94	C15x33,9
$d\ (mm)$	683,26	381
$b_f (mm)$	254	86,4
$t_f\ (mm)$	18,9	16,5
$t_w (mm)$	12,4	10,2

A planilha não engloba perfis compostos, por isso considerou-se um perfil I monossimétrico equivalente. As dimensões da seção da viga equivalente estão ilustradas na Figura C.3. O perfil I monossitétrico equivalente à seção reforçada da

viga foi obtido mantendo-se a mesma área total da seção transversal e adotando-se para a mesa inferior e a alma as mesmas dimensões do perfil W27x94. Quanto à mesa superior, calibrou-se o par de valores b_{fs} e t_{fs} que tornassem os momentos de inércia da seção da viga equivalente os mais próximos possíveis dos valores do perfil reforçado.

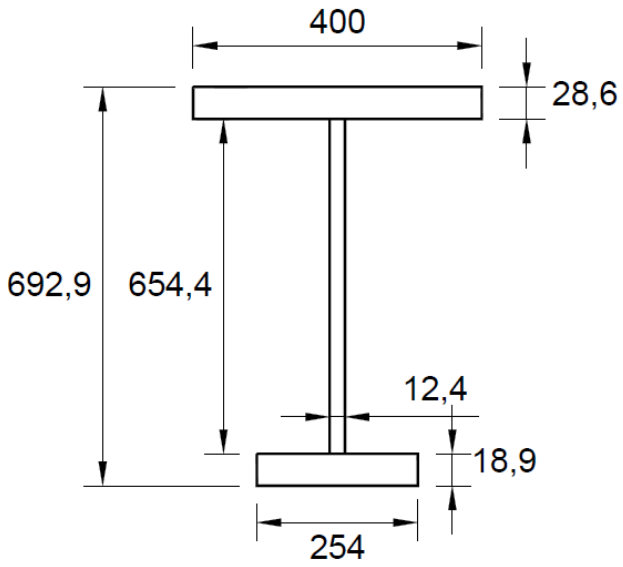


Figura C. 3 - Dimensões em milímetro da seção equivalente da viga de rolamento de FISHER (2005).

A ponte rolante do exemplo de FISHER (2005) possui as seguintes especificações:

- Carga içada: CI = 40 kips = 177,93 kN;
- Peso da ponte: PP_{Ponte} = 57,2 kips = 254,44 kN;
- Carga vertical máxima por roda: CV_{PR} = 38,1 kips = 169,48 kN;
- Impacto vertical: 25%;
- Distância entre rodas do trem tipo: D = 12 ft = 3,66 m;
- Peso do trole: PP_{trole} = 10,6 kips = 47,15 kN;

A tabela C.4 a seguir apresenta o comparativo entre os valores das propriedades geométricas identificadas no exemplo de FISHER (2005) para o perfil reforçado e as geradas pela planilha para o perfil equivalente apresentado na Figura C.4. Assim como a comparação tanto para o momento fletor solicitante em torno do eixo de maior inércia quanto para o resistente, ambos com valores nominais.

Tabela C. 4 - Validação da planilha com o exemplo de FISHER (2005).

Resumo de Avaliação da Viga de Rolamento				
Viga de Rolamento:		**FISHER (2005)**	**PLANILHA**	**DIFERENÇA %**
PP:	**1,87 kN/m**			
A (cm^2)		242,58	242,44	0,1%
y_{cg} (cm)		42,93	43,49	1,3%
y_p (cm)		59,94	60,93	1,7%
I_x (cm^4)		188533,00	189646,34	0,6%
I_y (cm^4)		18273,00	17844,55	2,3%
$W_{x,sup}$ (cm^3)		7128,00	7349,27	3,1%
$W_{x,inf}$ (cm^3)		4392,00	4361,17	0,7%
Z_x (cm^3)		5850,00	5852,33	0,0%
J (cm^4)		210,20	411,60	95,8%
$M_{x,sn}$ (kN.m)		642,25	654,72	1,9%
$M_{x,rn}$ (kN.m)		1678,00	1531,16	8,8%

No caso do ELU de FLT tanto a viga reforçada de FISHER (2005) quanto a viga equivalente considerada na planilha resultaram em vigas intermediárias, de acordo com a classificação de PFEIL (2009).

A diferença de 95,8% dada no cálculo da constante de torção da seção transversal (J) ocorre porque no caso de perfis compostos esta constante é dada pela soma individual dos valores de cada um dos perfis. E uma vez que $J = \Sigma b_i t_i^3/3$, a contribuição da mesa superior do perfil equivalente é responsável por esta diferença acentuada de valores, pois sua espessura é considerada elevada a terceira potência e esta espessura é maior que a espessura de cada um dos perfis simples que compõem a mesa reforçada do perfil composto.

Portanto, observa-se a partir da tabela C.4 que a planilha desenvolvida foi capaz de reproduzir de maneira satisfatória os resultados nominais disponibilizados por FISHER (2005). Contudo, vale salientar que a discrepância encontrada nos valores da constante de torção é uma consequência natural da substituição do perfil composto por um único perfil equivalente. Entretanto, como a viga é intermediária o valor de J não influencia no seu momento resistente.

C.5 Exemplo de BELLEI (2010) com contenção lateral

O exemplo de BELLEI (2010) com contenção lateral contempla o dimensionamento pela norma americana *ANSI/AISC 360-05-ASD (2005)* de uma viga de rolamento biapoiada, em aço, com seção em perfil I monossimétrico com contenção lateral entre os apoios e com enrijecedores intermediários. Para a utilização da planilha neste exemplo são consideradas as mesmas adaptações do exemplo anterior ($\gamma_g = \gamma_q = \gamma_a = 1$), ou seja, são comparados valores nominais tanto para os esforços solicitantes quanto para os resistentes. As informações relativas à ponte rolante e da viga utilizada no exemplo são:

- Carga içada: CI = 160 kN;
- Carga vertical máxima por roda: CV_{PR} = 110 kN;
- Impacto vertical: 25%;
- Distância entre rodas do trem tipo: D = 3,2 m;

O vão da viga é de 8 m e o perfil utilizado tem peso próprio de 1,5 kN/m, a treliça de contenção lateral trava a viga a cada 2 m ($L_b = 2\,m$) e sua largura é de 1 m. A sobrecarga do passadiço é de 2 kN/m^2 e as dimensões da seção da viga estão ilustradas na Figura C.4.

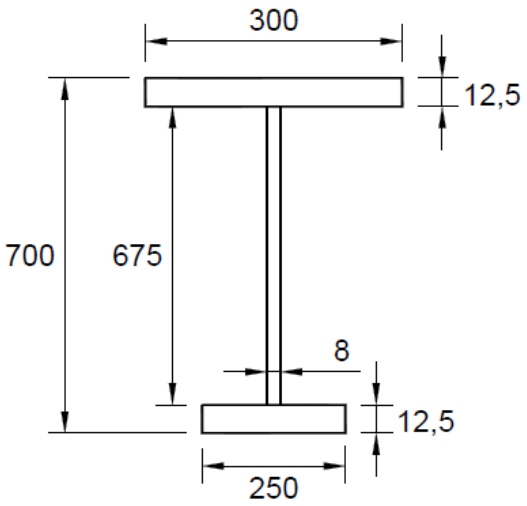


Figura C. 4 - Dimensões em milímetro da seção da viga de rolamento com contenção lateral de BELLEI (2010).

A tabela C.5 a seguir apresenta o comparativo entre os valores nominais fornecidos por BELLEI (2010) e os calculados através da planilha para: deslocamento vertical, momento fletor para o eixo de maior inércia, esforço cortante e fadiga.

Tabela C. 5 - Validação da planilha com o exemplo de BELLEI (2010).

Resumo de Avaliação da Viga de Rolamento				
Viga de Rolamento:		**BELLEI (2010)**	**PLANILHA**	**DIFERENÇA %**
PP:	**1,06 kN/m**			
Flecha Vertical (cm)		0,90	0,93	3,0%
Flecha Vertical Admissível (cm)		1,33	1,33	0,0%
Momento Fletor Solicitante (kN.m)		372,00	382,00	2,7%
Momento Fletor Resistente à FLT (kN.m)		816,50	781,78	4,3%
Esforço Cortante solicitante da Alma (kN)		230,00	230,00	0,0%
Esforço Cortante resistente da Alma (kN)		712,00	730,99	2,7%
Fadiga	σ_{SR} na mesa inferior (kN/cm²)	12,50	16,50	32,0%
	$\Delta\sigma$ na mesa inferior (kN/cm²)	12,80	12,85	0,4%

BELLEI (2010) calcula a flecha vertical apenas para o carregamento móvel, considerando assim uma contra-flecha devida às cargas permanentes e a

sobrecarga no passadiço. Enquanto na planilha a contra-flecha é considerada devida apenas às cargas permanentes uma vez que o vão da viga é menor que 20 m. No cálculo do momento fletor solicitante o autor não considera a influência da frenagem longitudinal, entretanto esta consideração é feita na planilha. No cálculo do esforço cortante resistente da alma o autor considera $A_w = h \times t_w$, porém na planilha se considera $A_w = d \times t_w$ de acordo com o item 5.4.3.1.2 da NBR 8800 (ABNT, 2008). Uma diferença considerável na tabela ocorre no cálculo da faixa admissível de variações de tensões. Isso se deve ao fato do autor ter considerado a viga não pintada, o que corresponde ao detalhe de Categoria B da tabela k.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008), e na planilha se considera que a viga seja pintada, o que corresponde ao detalhe de Categoria A da tabela k.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008), esta diferença de consideração muda o valor da constante C_f e, consequentemente, altera significativamente o valor de σ_{SR}.

Portanto, observa-se a partir da tabela C.5 que a planilha desenvolvida foi capaz de reproduzir de maneira satisfatória os resultados nominais disponibilizados por BELLEI (2010). Entretanto, foram encontradas algumas diferenças de valores, as quais se devem a diferentes considerações de cálculo como foi justificado.

A Tabela C.6 apresenta a análise da viga de BELLEI (2010) calculada pela planilha segundo a NBR 8800 (ABNT, 2008), considerando os diversos ELU contemplados nesta pesquisa ($\gamma_g = 1{,}25$; $\gamma_q = 1{,}50$; $\gamma_a = 1{,}1$). Ao analisar a tabela C.6 percebe-se que este exemplo não atende ao critério de resistência da tensão normal e da fadiga no enrijecedor intermediário.

Tabela C. 6 – Taxas de trabalho do exemplo de BELLEI (2010) com $L_b = 2\,m$.

Resumo de Avaliação da Viga de Rolamento		
Viga de Rolamento: **PP: 1,06 kN/m**		**Taxa de Trabalho**
Flecha Vertical sem Contraflecha		72,50 %
Flecha Vertical com Contraflecha		69,54 %
ELU de FLT		76,55 %
ELU de FLM		79,86 %
ELU de FLA		76,55 %
Esforço Cortante na Alma		51,51 %
Esforço Cortante na Mesa Superior		5,63 %
Tensão Normal ELU de Flambagem		114,03 %
Forças Transversais Localizadas	ELU de Escoamento local da alma	32,71 %
	ELU de enrugamento da alma	72,14 %
	ELU de flambagem lateral da alma	-------
	ELU de flambagem da alma por compressão	-------
Enrijecedor de Apoio Externo à Viga	ELU de compressão centrada	31,38 %
	ELU de esmagamento	21,39 %
	ELU de escoamento por cisalhamento	5,04 %
	ELU de ruptura por cisalhamento	3,87 %
	ELU flexo-compressão	64,99 %
Enrijecedor de Apoio Interno à Viga	Força de Compressão Resistente de Cálculo	-------
	ELU de esmagamento	-------
Fadiga	Máxima tensão normal total de tração	82,29 %
	$\Delta\sigma$ na mesa inferior	77,89 %
	$\Delta\sigma$ entre mesa inferior e alma	99,63 %
	$\Delta\sigma$ na extremidade do enrijecedor intermediário	119,41 %

Portanto, com o intuito de reduzir o nível de tensão normal sugere-se a diminuição do espaçamento entre os montantes da treliça de contenção para 1,0 m (este valor é adequado para o apoio do passadiço). A tabela C.7, onde está apresentado o resumo das taxas de trabalho da viga com $L_b = 1\,m$, mostra que o perfil, mesmo com taxa de 100,72%, pode ser considerado como atendendo ao critério de resistência da tensão normal. Entretanto, este perfil continua não atendendo ao critério de resistência à fadiga para o enrijecedor intermediário.

Tabela C. 7 – Taxas de trabalho do exemplo de BELLEI (2010) com $L_b = 1\,m$.

Resumo de Avaliação da Viga de Rolamento		
Viga de Rolamento: **PP: 1,06 kN/m**		**Taxa de Trabalho**
Flecha Vertical sem Contraflecha		72,50 %
Flecha Vertical com Contraflecha		69,54 %
ELU de FLT		76,55 %
ELU de FLM		79,86 %
ELU de FLA		76,55 %
Esforço Cortante na Alma		51,51 %
Esforço Cortante na Mesa Superior		5,63 %
Tensão Normal ELU de Flambagem		100,72 %
Forças Transversais Localizadas	ELU de Escoamento local da alma	32,71 %
	ELU de enrugamento da alma	72,14 %
	ELU de flambagem lateral da alma	-------
	ELU de flambagem da alma por compressão	-------
Enrijecedor de Apoio Externo à Viga	ELU de compressão centrada	31,38 %
	ELU de esmagamento	21,39 %
	ELU de escoamento por cisalhamento	5,04 %
	ELU de ruptura por cisalhamento	3,87 %
	ELU flexo-compressão	64,99 %
Enrijecedor de Apoio Interno à Viga	Força de Compressão Resistente de Cálculo	-------
	ELU de esmagamento	-------
Fadiga	Máxima tensão normal total de tração	82,29 %
	$\Delta\sigma$ na mesa inferior	77,89 %
	$\Delta\sigma$ entre mesa inferior e alma	99,63 %
	$\Delta\sigma$ na extremidade do enrijecedor intermediário	119,41 %

Para que o critério de resistência da fadiga no enrijecedor intermediário seja atendido propõem-se além de considerar $L_b = 1\,m$, adotar um novo perfil 15 cm mais alto ($d = 850\,mm$) e a redução de 5 cm na largura da mesa superior ($b_{fs} = 250mm$) com o intuito de alterar o mínimo possível a área total da seção transversal. Logo, tem-se as seguintes taxas de trabalho apresentadas na Tabela C.8, onde se observa tanto o atendimento do critério de resistência da tensão normal quanto da fadiga no enrijecedor intermediário.

Tabela C. 8 - Taxas de trabalho do exemplo de BELLEI (2010) com $L_b = 1\ m$ e um novo perfil $(d = 850mm\ ;\ b_{fs} = 250mm)$.

Resumo de Avaliação da Viga de Rolamento		
Viga de Rolamento:		**Taxa de Trabalho**
PP: 1,12 kN/m		
Flecha Vertical sem Contraflecha		49,98 %
Flecha Vertical com Contraflecha		47,94 %
ELU de FLT		63,11 %
ELU de FLM		63,11 %
ELU de FLA		63,49 %
Esforço Cortante na Alma		55,90 %
Esforço Cortante na Mesa Superior		6,76 %
Tensão Normal ELU de Flambagem		95,21 %
Forças Transversais Localizadas	ELU de Escoamento local da alma	32,71 %
	ELU de enrugamento da alma	78,63 %
	ELU de flambagem lateral da alma	-------
	ELU de flambagem da alma por compressão	-------
Enrijecedor de Apoio Externo à Viga	ELU de compressão centrada	37,65 %
	ELU de esmagamento	25,67 %
	ELU de escoamento por cisalhamento	6,05 %
	ELU de ruptura por cisalhamento	4,64 %
	ELU flexo-compressão	77,99 %
Enrijecedor de Apoio Interno à Viga	Força de Compressão Resistente de Cálculo	-------
	ELU de esmagamento	-------
Fadiga	Máxima tensão normal total de tração	65,70 %
	$\Delta\sigma$ na mesa inferior	62,20 %
	$\Delta\sigma$ entre mesa inferior e alma	79,93 %
	$\Delta\sigma$ na extremidade do enrijecedor intermediário	97,99 %

É importante salientar que no caso do exemplo de BELLEI (2010) ao se desprezar a existência da treliça de contenção lateral e realizar o cálculo da flecha horizontal apenas com o I_y total do perfil o deslocamento horizontal admissível não é atendido. Portanto, neste caso deve ser feita uma análise considerando a existência da treliça de contenção lateral e que o perfil T efetivo da viga de rolamento deve ser considerado como um dos banzos desta treliça. Estes cálculos não serão apresentados, pois não faz parte dos objetivos desta pesquisa dimensionar a treliça de contenção lateral para possibilitar o cálculo de seu deslocamento horizontal em conjunto com a viga de rolamento.

C.6 Exemplo didático ilustrativo

Para complementar a validação e a aferição da planilha utilizou-se o exemplo didático ilustrativo. As diferenças apresentadas entre as taxas percentuais de trabalho da viga, calculadas manualmente e apresentadas no capítulo 4 e calculadas através da planilha, podem ser identificadas na Tabela C.9. Observa-se que as pequenas diferenças encontradas são apenas na segunda casa decimal de algumas das taxas percentuais de trabalho. Acredita-se que estas pequenas diferenças se devam a erros de arredondamento, já que nos cálculos manuais foram utilizadas no máximo quatro casas decimais enquanto na planilha os cálculos são realizados com um número bem maior de casas decimais.

Observa-se que a planilha desenvolvida nesta pesquisa além de reproduzir de maneira satisfatória os exemplos disponibilizados por MACHADO (2014), LEITE (2017), FISHER (2005) e BELLEI (2010), onde as diferenças encontradas foram devidamente justificadas, também reproduziu os valores calculados manualmente para o exemplo didático ilustrativo. Portanto, pode-se considerar que esta planilha foi devidamente validada e está apta para a utilização de usuários com fins acadêmicos.

Tabela C. 9 - Validação da planilha com a viga do capítulo 4.

Viga de rolamento: **PS1000x500x400x16x12,5x19** **PP = 2,5859 kN/m**		**Taxas calculadas manualmente**	**Taxas calculadas através da planilha**
Flecha vertical sem contra-flecha		99,33%	99,33%
Flecha vertical com contra-flecha		92,66%	92,66%
Flecha horizontal		67,77%	67,77%
ELU de FLT		73,89%	73,90%
ELU de FLM		88,39%	88,39%
ELU de FLA		73,89%	73,90%
Esforço cortante na alma		41,39%	41,39%
Esforço cortante na mesa superior		4,17%	4,17%
Tensão normal ELU de flambagem		94,82%	94,81%
Forças transversais localizadas	ELU de Escoamento local da alma	34,61%	34,61%
	ELU de enrugamento da alma	63,21%	63,21%
	ELU de flambagem lateral da alma	Não há	Não há
	ELU de flambagem da alma por compressão	Não há	Não há
Enrijecedor de apoio externo à viga	ELU de compressão centrada	24,83%	24,83%
	ELU de esmagamento	16,93%	16,93%
	ELU de escoamento por cisalhamento	3,87%	3,87%
	ELU de ruptura por cisalhamento	2,97%	2,97%
	ELU flexo-compressão	73,48%	73,48%
Fadiga	Máxima tensão normal total de tração	77,21%	77,22%
	$\Delta\sigma$ na mesa inferior	71,09%	71,09%
	$\Delta\sigma$ entre mesa inferior e alma	84,87%	84,85%
	$\Delta\sigma$ na extremidade do enrijecedor intermediário	98,99%	98,99%