

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

Denise Aparecida Barbosa

**ESTUDO DE ALMAS DE VIGAS DE AÇO ENRIJECIDAS
LONGITUDINALMENTE**

Belo Horizonte
2016

B238e	Barbosa, Denise Aparecida. Estudo de alma de vigas de aço enrijecidas longitudinalmente [manuscrito] / Denise Aparecida Barbosa. – 2016. xxviii, 274 f., enc.: il. Orientador: Rodrigo Barreto Caldas. Dissertação (mestrado) Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia. Apêndices: f. 211-274. Bibliografia: f. 205-210. 1. Engenharia de estruturas - Teses. 2. Aço - Estruturas - Teses. 3. Cisalhamento - Teses. 4. Flambagem (Mecânica) - Teses. I. Caldas, Rodrigo Barreto. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título. CDU: 624(043)

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

**“ESTUDO DE ALMAS DE VIGAS DE AÇO ENRIJECIDAS
LONGITUDINALMENTE”**

Denise Aparecida Barbosa

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de “Mestre em Engenharia de Estruturas”.

Comissão Examinadora:

Prof. Dr. Rodrigo Barreto Caldas
DEES - UFMG - (Orientador)

Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury
DEES - UFMG

Prof^a. Dr^a. Ana Lydia Reis de Castro e Silva
DEES - UFMG

Prof. Dr. Zacarias Martin Chamberlain
UPF

Belo Horizonte, 02 de dezembro de 2016

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus por ter me guiado de maneira singular nessa caminhada e me honrado grandemente.

Ao professor Rodrigo Barreto Caldas, a quem admiro muito pela sua determinação e dedicação como profissional, por ter confiado em mim e aceitado seguir comigo nessa caminhada, pelo apoio, paciência e atenção na realização deste trabalho.

Aos professores Fausto Antonio Munoz Muniz e Osvaldo Teixeira Baião Filho, pela contribuição na minha formação acadêmica e profissional, e pelas cartas de recomendação, reabrindo as portas para a realização do meu sonho.

Aos professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da UFMG, pela contribuição à minha formação acadêmica e profissional.

Aos funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, em especial a Maria Inês por toda atenção e carinho.

Aos meus pais Geraldo e Maria Madalena e aos meus irmãos Daniel e Danila, por todo amor e carinho, e pelos conselhos abençoados que me proporcionaram forças para continuar nos momentos mais difíceis.

Ao meu tio José Lourenço (*in memorian*) que sempre torceu de coração pela minha vitória.

Ao meu esposo Sérgio por estar ao meu lado nos momentos desafiadores, pelo carinho, paciência e incentivo aos meus estudos.

Aos diretores da RMG Engenharia, Carlos Luís, Gomide, Klemens e Jörn, pela colaboração no desenvolvimento deste trabalho, e aos colegas de trabalho pelo apoio.

A todos os amigos que torceram por mim.

“O sucesso nasce do querer, da determinação e persistência em se chegar a um objetivo.”
(José de Alencar)

RESUMO

A verificação das seções transversais esbeltas é complexa e pode ser obtida através de simulações numéricas utilizando-se o Método dos Elementos Finitos, porém, na prática de projeto de estruturas é comum o uso de normas técnicas com simplificações, o que afeta diretamente no peso da estrutura de aço. Portanto, considera-se necessário avaliar os métodos analíticos utilizados pelas normas empregadas na verificação das seções esbeltas de aço comumente aplicadas em estruturas de pontes, viadutos ou estruturas de edifícios industriais.

Este trabalho apresenta um estudo comparativo dos métodos analíticos utilizados pelas normas europeias na verificação de seções esbeltas: *Método da Tensão Reduzida (MTR)* conforme a recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) e a norma EN-1993-1-5:2006, e *Método da Largura Efetiva (MLE)* conforme a norma EN 1993-1-5:2006. O estudo tem como foco as almas enrijecidas de vigas esbeltas com seção transversal do tipo I de aço, submetidas a tensões normais longitudinais e de cisalhamento. Oito almas enrijecidas são estudadas, com um ou dois enrijecedores longitudinais na região comprimida.

Para realizar as verificações dos casos estudados abrangendo os métodos *MLE* e *MTR* foram utilizadas planilhas de cálculo desenvolvidas nos programas computacionais *Mathcad 2001 Professional* e *Microsoft Office Excel*, e o programa computacional *EBPlate 2.01*. Os resultados obtidos são comparados entre si, para cada caso de alma enrijecida estudada e cada norma utilizada, avaliando assim as diferenças entre os métodos analíticos com suas vantagens e desvantagens.

Observam-se diferenças relevantes entre os valores dos dois métodos aplicados, sendo que as espessuras obtidas para as almas verificadas conforme o *MTR* da recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) são consideravelmente maiores que as obtidas conforme o *MTR* da norma EN 1993-1-5:2006, que por sua vez são maiores que as obtidas pelo *MLE* desta mesma norma.

Palavras Chave: Método da largura efetiva; método da tensão reduzida; vigas de aço de alma esbelta; tensão crítica de flambagem elástica; enrijecedores longitudinais.

ABSTRACT

Verification of slender cross sections is complex and can be performed through numerical simulations using the Finite Element Method. However, the common practice among structural designer is the use of technical standards simplifications, which directly affects the weight of the steel structure. Therefore, it is considered necessary to evaluate the analytical methods employed by the standards used in the verification of slender sections of steel commonly applied in bridges, viaducts or industrial buildings structures.

This work presents a comparative study of the analytical methods proposed by European standards to check slender sections: *reduced stress method (MTR)* according to German recommendation DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) and EN 1993-1-5:2006 and *effective width method (MLE)* according to EN 1993-1-5: 2006. The study focuses on the stiffened webs of slender steel I girders, subjected to longitudinal normal stresses and shear. Eight stiffened webs are studied, with one or two longitudinal stiffeners in the compressed region.

In order to perform the verification of the case studies covering the *MLE* and *MTR* methods spread sheets developed in computer programs *Mathcad 2001 Professional* and *Microsoft Office Excel*, and the computer program *EBPlate 2:01* (2007), were used. The results are compared with each other, for each case of stiffened webs verified and every standard used. The differences between the analytical methods with its advantages and disadvantages are evaluated.

Significant differences are observed between the values of the two methods applied. The thicknesses obtained for the webs studied as *MTR* German recommendation DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) are considerably higher than those obtained according to the *MTR* of EN 1993-1-5:2006, which are bigger than those obtained by *MLE*.

Key Words: Effective width method; reduced stress method; slender web steel girders; elastic plate critical buckling stress; longitudinal stiffeners.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Seções transversais típicas em pontes e viadutos (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007).	2
Figura 1.2 – Idealização de seção transversal caixão em placas individualizadas (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007).	2
Figura 1.3 – Alma enrijecida de uma viga de seção do tipo I	3
Figura 1.4 – Flambagem da mesa inferior comprimida, Ponte do Danúbio em Viena (SCHEER, 2010).	4
Figura 1.5 – Desenvolvimento do conjunto de normas DIN 18800 (SAFETY STANDARDS OF NUCLEAR SAFETY STANDARDS COMMITTEE <i>et al.</i> , 2005, modificado).	5
Figura 1.6 – Comparação da antiga e nova geração de normas DIN18800 (SAFETY STANDARDS OF NUCLEAR SAFETY STANDARDS COMMITTEE <i>et al.</i> , 2005, modificado).	6
Figura 1.7 – Resposta pós-crítica de placas esbeltas em compressão (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).	7
Figura 1.8 – Ideias básicas do <i>MLE</i> e <i>MTR</i> (BEG, <i>et al.</i> , 2010, modificado)	8
Figura 1.9 – Tensões atuantes na alma	11
Figura 2.1 – Flambagem de placa comprimida axialmente (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007)	13
Figura 2.2 – Coeficiente de flambagem para compressão uniaxial uniforme (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007).	15
Figura 2.3 – Coeficientes de flambagem para várias condições de contorno (ALLEN e BULSON, 1980, modificado)	15
Figura 2.4 – Distribuição de tensões normais não uniformes (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007)	16
Figura 2.5 – Distribuição de tensões longitudinais em uma placa quadrada em regime pós-crítico (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007, modificado)	18
Figura 2.6 – Influência das condições de apoio nas bordas longitudinais, na distribuição de tensões, em placa sujeita a compressão uniaxial uniforme (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007)	19

Figura 2.7 – Comportamento pós-crítico para compressão uniaxial uniforme (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007).....	19
Figura 2.8 – Conceito de largura efetiva (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007, modificado).....	21
Figura 3.1 – Pilar equivalente em base elástica (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007, modificado).....	29
Figura 3.2 – Alma com um único enrijecedor longitudinal na parte comprimida (EN 1993-1-5, 2006, modificado).....	29
Figura 3.3 – Alma enrijecida longitudinalmente submetida a flexão (EN 1993-1-5, 2006, modificado).....	30
Figura 3.4 – Modelo com dois enrijecedores longitudinais na parte comprimida (EN 1993-1-5, 2006, modificado).....	33
Figura 3.5 – Placa submetida ao cisalhamento puro (ALLEN e BULSON, 1980, modificado).	35
Figura 3.6 – Placa submetida ao cisalhamento puro (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007).	35
Figura 3.7 – Coeficiente de flambagem por cisalhamento para placa com um único enrijecedor longitudinal centrado (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007).....	36
Figura 3.8 – Painel de alma enrijecido longitudinalmente (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007, modificado).....	37
Figura 3.9 – Painel de alma não enrijecido longitudinalmente (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007, modificado).....	38
Figura 3.10 – Enrijecedor mais a largura efetiva da placa (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007, modificado).....	38
Figura 3.11 – Alma com enrijecedores transversais e longitudinais (EN 1993-1-5, 2006, modificado).....	40
Figura 3.12 – Painel de alma com vários enrijecedores transversais flexíveis (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007, modificado).	41
Figura 3.13 – Princípio do método (GALÉA e MARTIN, 2006, modificado).	45
Figura 3.14 – Caso de enrijecedor na parte comprimida da placa (GALÉA e MARTIN, 2006).	47
Figura 4.1 – Painéis denominados uniformes (BEG <i>et al.</i> , 2010).	54
Figura 4.2 – Painel não uniforme transformado em painel uniforme equivalente (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).....	54
Figura 4.3 – Princípio da classificação para seção transversal submetida a momento fletor puro (DAVAINE <i>et al.</i> , 2007, modificado)	56

Figura 4.4 – Limites de esbeltez de seções transversais entre <i>Classe 3</i> e <i>Classe 4</i> (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).	57
Figura 4.5 – Comportamentos <i>Tipo Placa</i> e <i>Tipo Pilar</i> de placas comprimidas (EN 1993-1-5, 2006, modificado).	59
Figura 4.6 – Exemplos de elementos de placa internos (AA) e externos (AL) de seções transversais (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).	60
Figura 4.7 – Elemento comprimido interno (EN 1993-1-5, 2006, modificado).	62
Figura 4.8 – Elemento comprimido externo (EN 1993-1-5, 2006, modificado).	63
Figura 4.9 – Flambagem <i>Tipo Placa</i> de uma placa enrijecida (BEG <i>et al.</i> , 2010)	63
Figura 4.10 – Definição de A_c e $A_{c,eff,loc}$ para um elemento de placa enrijecido em compressão uniforme (EN 1993-1-5, 2006, modificado)	65
Figura 4.11 – Definição das distâncias e_1 e e_2 (BEG <i>et al.</i> , 2010)	68
Figura 4.12 – Determinação da contribuição de parte da placa (EN 1993-1-5, 2006, modificado).	68
Figura 4.13 – Comparação das curvas de χ_c e ρ (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado)	70
Figura 4.14 – Interpolação entre comportamento <i>Tipo Placa</i> e comportamento <i>Tipo Pilar</i> (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007, modificado).	71
Figura 4.15 – Evolução da seção transversal efetiva (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).	72
Figura 4.16 – Seções transversais <i>Classe 4</i> submetida a compressão pura (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).	73
Figura 4.17 – Seção transversal <i>Classe 4</i> submetida a momento fletor puro (BEG <i>et al.</i> , 2010).	73
Figura 4.18 – Localização da verificação da seção transversal - seção 1, e da verificação de instabilidade - seção 2 (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado)	75
Figura 4.19 – Flambagem de um painel submetido ao cisalhamento (LEBET e HIRT, 2013, modificado).	76
Figura 4.20 – Estados de tensões e comportamento último de uma viga I submetida ao cisalhamento (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).	77
Figura 4.21 – Visão geral de modelos de campo de tração (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007, modificado).	79
Figura 4.22 – Modelo do <i>Método do Campo de Tração Rotacionado</i> para almas sem enrijecedores (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007, modificado).	80
Figura 4.23 – Enrijecedores transversais nas extremidades (EN 1993-1-5, 2006, modificado).	84

Figura 4.24 – Fator de redução, χ_w , na contribuição da alma para a capacidade resistente à flambagem por cisalhamento (EN1993-1-5, 2006, modificado).....	84
Figura 4.25 – Fator de redução, χ_w , na capacidade resistente à flambagem por cisalhamento (EN1993-1-5, 2006, modificado).	85
Figura 4.26 – Curvas de redução para flambagem por cisalhamento (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).....	85
Figura 4.27 – Campo de tensão assegurado pela capacidade resistente à flexão das mesas (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007).	87
Figura 4.28 – Contribuição de M_f , R_d (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007).	89
Figura 4.29 – Interação força cortante - momento fletor (HOGLUND, 1997)	91
Figura 4.30 – Interação entre momento fletor e força cortante (BEG <i>et al.</i> , 2007).....	93
Figura 4.31 – Comparação entre o <i>MTR</i> e o <i>MLE</i> (BEG <i>et al.</i> , 2007, modificado).....	94
Figura 4.32 – Interação entre os comportamentos <i>Tipo Placa</i> e <i>Tipo Pilar</i> (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007).....	98
Figura 4.33 – Relação entre tensões extremas, ψ , para distribuição linear das tensões normais σ_x (SCHEER <i>et al.</i> , 1979).....	100
Figura 4.34 – Tensão relativa de flambagem σ_{vk} em função do índice de esbeltez relativo de comparação λ_v (SCHEER <i>et al.</i> , 1979, modificado).....	103
Figura 4.35 – Largura efetiva da placa para enrijecedores longitudinais comprimidos (SCHEER <i>et al.</i> , 1979)	107
Figura 5.1 – Seções transversais típicas para enrijecedores (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado)	111
Figura 5.2 – Situações típicas de cálculo para enrijecedores longitudinais e transversais (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).....	113
Figura 5.3 – Exemplos típicos de enrijecedores (MAQUOI, 1995, modificado).....	114
Figura 5.4 – Seções transversais efetivas de enrijecedores (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007, modificado).....	115
Figura 5.5 – Modelo para verificação dos enrijecedores transversais rígidos (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).....	116
Figura 5.6 – Condições de carregamento gerais para enrijecedor transversal (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007).....	117
Figura 5.7 – Detalhes de enrijecedor transversal rígido de extremidade (<i>rigid end post</i>) (BEG <i>et al.</i> , 2007, modificado).....	121
Figura 5.8 – Detalhes de enrijecedor transversal flexível de extremidade (<i>non-rigid end post</i>) (BEG <i>et al.</i> , 2007)	122

Figura 5.9 – Desenvolvimento da força axial no enrijecedor transversal intermediário (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).....	124
Figura 5.10 – Força cortante VEd em enrijecedor transversal intermediário (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).....	124
Figura 5.11 – Modelo para um enrijecedor duplo (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).....	126
Figura 5.12 – Modelo para um enrijecedor de único lado (BEG <i>et al.</i> , 2010).....	127
Figura 5.13 – Modelo para o caso geral (BEG <i>et al.</i> , 2010).....	128
Figura 5.14 – Enrijecedores transversais carregados por forças concentradas (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).....	129
Figura 5.15 – Posição de enrijecedores longitudinais (BEG <i>et al.</i> , 2010).....	130
Figura 5.16 – Descontinuidade de enrijecedor longitudinal (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007, modificado).....	131
Figura 5.17 – Definição de rigidezes mínimas γ^* (NARAYANAN, 1983).....	133
Figura 5.18 – Configuração dos tipos de rigidezes mínimas γ^*	134
Figura 5.19 – Razão limite b_{st}/t_{st} para enrijecedores retangulares sólidos para evitar a flambagem por torção (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2007).....	136
Figura 5.20 – σ_{cr} para perfil T (metade de IPE) para perfis com diferentes dimensões (BEG <i>et al.</i> , 2007, modificado).....	137
Figura 5.21 – Enrijecedor e placa sozinha (JOHANSSON <i>et al.</i> , 2010).....	137
Figura 5.22 – $c\theta$ para dois arranjos típicos de enrijecedores (BEG <i>et al.</i> , 2010, modificado).....	138
Figura 6.1 – Alma submetida à tensões normais longitudinais (σ) e tensões de cisalhamento (τ).	139
Figura 6.2 – Alma enrijecida com um enrijecedor longitudinal na região comprimida.	141
Figura 6.3 – Alma enrijecida com 2 enrijecedores longitudinais na região comprimida.	142
Figura 6.4 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr, glob} = 0,802$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Método Convencional</i>	150
Figura 6.5 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr, loc} = 1,569$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Método Convencional</i>	150
Figura 6.6 – Modo global de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Procedimento Proposto</i>	151
Figura 6.7 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr, glob} = 0,234$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.	155

Figura 6.8 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 0,374$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.....	156
Figura 6.9 – Modo global de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.....	157
Figura 6.10 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 0,7979$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Procedimento Proposto</i>	160
Figura 6.11 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 2,4767$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.....	161
Figura 6.12 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.glob} = 0,896$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Método Convencional</i>	161
Figura 6.13 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 1,353$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Método Convencional</i>	161
Figura 6.14 – Modo global de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Procedimento Proposto</i>	162
Figura 6.15 – Modo local de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.....	163
Figura 6.16 – Primeiro modo global de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 2,2952$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Procedimento Proposto</i>	167
Figura 6.17 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.glob} = 0,5354$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.	167
Figura 6.18 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.glob} = 0,6129$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Método Convencional</i>	168
Figura 6.19 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 1,1994$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Método Convencional</i>	168
Figura 6.20 – Modo global de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Procedimento Proposto</i>	169
Figura 6.21 – Modo global de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.....	170
Figura 6.22 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.glob} = 1,049$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Método Convencional</i>	174
Figura 6.23 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 1,543$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Método Convencional</i>	175
Figura 6.24 – Modo global de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Procedimento Proposto</i>	176
Figura 6.25 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.glob} = 0,545$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.	180

Figura 6.26 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 0,6492$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.....	180
Figura 6.27 – Modo global de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.....	181
Figura 6.28 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.glob} = 1,169$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Procedimento Proposto</i>	185
Figura 6.29 – Primeiro modo global de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 2,627$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.	185
Figura 6.30 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.glob} = 1,065$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Método Convencional</i>	185
Figura 6.31 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 1,4205$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Método Convencional</i>	186
Figura 6.32 – Modo global de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Procedimento Proposto</i>	187
Figura 6.33 – Modo local de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.	187
Figura 6.34 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 2,94$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Procedimento Proposto</i>	192
Figura 6.35 – Modo global de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.	192
Figura 6.36 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.glob} = 0,631$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Método Convencional</i>	192
Figura 6.37 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 1,877$ obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01 usando o <i>Método Convencional</i>	193
Figura 6.38 – Modo global de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.	194
Figura 6.39 – Modo global de flambagem obtido pelo programa <i>EBPlate</i> 2.01.	194
Figura 6.40 – Momento resistente de cálculo para almas com um enrijecedor, conforme o <i>MLE</i> e o <i>MTR</i> , conforme a norma EN 1993-1-5:2006.	197
Figura 6.41 – Momento resistente de cálculo para almas com dois enrijecedores, conforme o <i>MLE</i> e o <i>MTR</i> , conforme a norma EN 1993-1-5:2006.	197
Figura 6.42 – Dimensões da alma da seção transversal em viga I do caso de referência, em milímetros (CABALLERO e SIMÓN-TALERO, 2010).....	200
Figura 6.43 – Alma com mesas iguais. Resultados em função da altura <i>h</i> (CABALLERO e SIMÓN-TALERO, 2010)	201
Figura 6.44 – Alma com mesas diferentes. Resultados em função da altura <i>h</i> (CABALLERO e SIMÓN-TALERO, 2010)	201

LISTA DE TABELAS E QUADROS

Tabela 2.1 – Coeficientes de flambagem $k\sigma$ (ALLEN e BULSON, 1980, modificado)	17
Tabela 2.2 – Fórmulas para a largura efetiva (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007)	22
Tabela 4.1 – Valores de $\sigma_{vk\sigma k-1}$	105
Tabela 6.1 – Esforços solicitantes nominais M_y e V_z nos painéis estudados, que esgotam a capacidade resistente nominal dos painéis <i>Painel M</i> e <i>Painel V</i> , com alma de espessura $t_w = 12,5$ mm.	141
Tabela 6.2 – Esforços solicitantes de cálculo $M_{y,Ed}$ e $V_{z,Ed}$ nos painéis estudados, que esgotam a capacidade resistente de cálculo dos painéis <i>Painel M</i> e <i>Painel V</i> , com alma de espessura $t_w = 12,5$ mm.	141
Tabela 6.3 – Esforços solicitantes nominais M_y e V_z nos painéis estudados, que esgotam a capacidade resistente nominal dos painéis <i>Painel M</i> e <i>Painel V</i> , com alma de espessura $t_w = 16$ mm.	143
Tabela 6.4 – Esforços solicitantes de cálculo $M_{y,Ed}$ e $V_{z,Ed}$ nos painéis estudados, que esgotam a capacidade resistente de cálculo dos painéis <i>Painel M</i> e <i>Painel V</i> , com alma de espessura $t_w = 16$ mm.	143
Tabela 6.5 – Espessura do painel M, com um enrijecedor, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	153
Tabela 6.6 – Espessura do painel V, com um enrijecedor, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	158
Tabela 6.7 – Espessura do painel MV, com um enrijecedor, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	164
Tabela 6.8 – Espessura do painel VM, com um enrijecedor, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	171
Tabela 6.9 – Espessura do painel M, com dois enrijecedores, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	177
Tabela 6.10 – Espessura do painel V, com dois enrijecedores, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	182
Tabela 6.11 – Espessura do painel MV, com dois enrijecedores, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	189

Tabela 6.12 – Espessura do painel VM, com dois enrijecedores, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	196
Tabela 6.13 – Resultados da aplicação do <i>MLE</i> e do <i>MTR</i> , na alma da viga I com mesas superior e inferior com larguras diferentes, do caso de referência.	200

LISTA DE SÍMBOLOS

a	– comprimento de um painel; comprimento de uma placa enrijecida ou não enrijecida
b	– largura de um painel global; largura de uma placa enrijecida ou não enrijecida
t	– espessura do painel; espessura da placa enrijecida ou não enrijecida
t_w	– espessura da alma
b_i	– largura do subpainel
γ_{Mi}	– fator de segurança parcial
σ_{cr}	– tensão crítica de flambagem elástica
b_{eff}	– largura efetiva para flambagem local de uma placa
f_y	– resistência ao escoamento do aço
ρ	– fator de redução de flambagem de uma placa
σ_x	– tensão normal longitudinal
σ_z	– tensão normal transversal
τ	– tensão de cisalhamento
w	– deslocamentos transversais de uma placa
D	– rigidez à flexão da placa
$E; E_a$	– módulo de elasticidade longitudinal do aço
ν	– coeficiente de <i>Poisson</i> do aço
k_σ	– coeficiente de flambagem elástica
α	– razão de aspecto da placa
ψ	– razão de tensões extremas na largura da placa
$\bar{\lambda}$	– esbeltez normalizada da placa
$k_{\sigma,p}$	– coeficiente de flambagem elástica de placa
$\sigma_{cr,p}$	– tensão crítica de flambagem elástica <i>Tipo Placa</i>
σ_E	– tensão de referência; tensão de flambagem de Euler
γ	– rigidez à flexão relativa dos enrijecedores longitudinais
δ	– área relativa dos enrijecedores longitudinais
I_{sl}	– soma dos momentos de inércia de todos os enrijecedores longitudinais de uma placa enrijecida
I_p	– momento de inércia da placa isolada (desconsiderando os enrijecedores longitudinais)
A_{sl}	– área total de todos os enrijecedores longitudinais de uma placa enrijecida
A_p	– área bruta da placa isolada (desconsiderando os enrijecedores longitudinais)
$\sigma_{cr,sl}$	– tensão crítica de flambagem elástica <i>Tipo Pilar</i> de um único enrijecedor

- $A_{sl,1}$ – área bruta da seção transversal do enrijecedor e as partes adjacentes da placa
- $I_{sl,1}$ – momento de inércia da seção transversal bruta do enrijecedor e as partes adjacentes da placa, relacionado ao momento fletor fora do plano da placa
- $\sigma_{cr,c}$ – tensão crítica de flambagem elástica *Tipo Pilar*
- τ_{cr} – tensão crítica de flambagem elástica por cisalhamento
- k_τ – coeficiente de flambagem por cisalhamento da alma entre as mesas
- h_w – altura livre da alma entre as mesas
- ϕ_{cr} – fator crítico (mínimo) de flambagem elástica
- $\sigma_{cr,x}; \sigma_{cr,z}; \tau_{cr}$ – tensões críticas de flambagem elástica
- σ_{vki} – tensão de comparação na flambagem (tensão crítica de flambagem elástica)
- s^* – coeficiente de redução no caso da atuação conjunta de tensões normais e de cisalhamento
- σ_{vk} – tensão de comparação na flambagem reduzida
- ν_B – coeficiente de segurança à flambagem
- $b_{c,eff}$ – largura efetiva da parte comprimida de uma placa
- ρ_{loc} – fator de redução de flambagem da parte comprimida de uma placa
- $\bar{\lambda}_p$ – esbeltez normalizada da placa
- $A_{c,eff,loc}$ – áreas efetivas de todos os enrijecedores e subpainéis que estão totalmente ou parcialmente na parte comprimida
- $\rho_{loc,i}$ – fator de redução de cada subpainel i
- $b_{loc,i}$ – largura da parte comprimida de cada subpainel i
- $\bar{\lambda}_c$ – esbeltez para comportamento *Tipo Pilar*
- $A_{sl,eff}$ – soma das seções efetivas de todos os enrijecedores longitudinais com área bruta A_{sl} posicionados na parte comprimida
- $A_{sl,1,eff}$ – área da seção transversal efetiva do enrijecedor e as partes adjacentes da placa consideradas para flambagem de placa dos subpainéis
- χ_c – fator de redução para flambagem *Tipo Pilar*
- α – fator de imperfeição
- i – raio de giração do enrijecedor
- e – distância máxima da borda do enrijecedor ao eixo centroidal do enrijecedor
- ρ_c – fator de redução final, da interpolação entre os comportamentos *Tipo Placa* e *Tipo Pilar*
- $\sigma_{com,Ed}$ – tensão de compressão de cálculo máxima
- $A_{c,eff}$ – área efetiva da parte comprimida da placa enrijecida ou não enrijecida
- $b_{i,edge,eff}$ – largura efetiva das extremidades da placa
- A_{eff} – área efetiva da seção transversal
- W_{eff} – módulo elástico da seção efetiva
- N_{Ed} – força axial de cálculo

M_{Ed} – momento fletor solicitante de cálculo

η_1 – nível de utilização da capacidade resistente de cálculo devido à atuação das tensões normais

V_{Ed} – força cortante solicitante de cálculo, incluindo a força cortante de torque

f_{yw} – tensão de escoamento da alma

η – fator, com valor em função do grau do aço

$V_{bw,Rd}$ – contribuição da alma na capacidade resistente a força cortante

$V_{bf,Rd}$ – contribuição das mesas na capacidade resistente a força cortante

$V_{b,Rd}$ – capacidade resistente à força cortante

η_3 – nível de utilização da capacidade resistente de cálculo devido à atuação de força cortante

χ_w – fator de redução para flambagem por cisalhamento

h_{wi} – altura livre do subpainel i

k_τ – coeficiente de flambagem por cisalhamento, do subpainel i

c – distância entre as rótulas plásticas nas mesas

$k_{\tau sl}$ – coeficiente de flambagem de uma alma enrijecida com enrijecedores longitudinais

$M_{pl,f}$ – momento plástico resistente das mesas

$M_{pl,w}$ – momento plástico resistente da alma

f_{yf} – tensão de escoamento das mesas

h_f – distância entre os eixos centroidais das mesas

b_f – largura da mesa

t_f – espessura da mesa

$M_{pl,Rd}$ – momento plástico resistente de cálculo da seção transversal, qualquer que seja a classe da seção transversal

$M_{pl,f,Rd}$ – momento plástico resistente de cálculo da seção transversal formada somente pelas mesas

$\sigma_{x,Ed}$; $\sigma_{z,Ed}$; τ_{Ed} – tensões de cálculo

$\sigma_{eq,Ed}$ – tensão equivalente solicitante de cálculo

$\alpha_{ult,k}$ – fator crítico (mínimo) para que as forças de cálculo alcancem o valor característico da capacidade resistente

$\alpha_{cr,x}$; $\alpha_{cr,z}$; $\alpha_{cr,\tau}$ – fatores críticos (mínimos) para que as forças de cálculo alcancem os valores críticos elásticos da placa

$\bar{\lambda}_p$ – esbeltez global modificada da placa

b_{ik} – largura do subpainel

σ_F – resistência ao escoamento do aço

σ_v – tensão de comparação na flambagem (tensão equivalente solicitante)

σ_e – tensão crítica de Euler

$\sigma_{xki}; \tau_{ki}$ – tensões críticas parciais de flambagem elástica

$\bar{\lambda}_v$ – índice de esbeltez relativo de comparação

$\bar{\sigma}_{vk}$ – tensão relativa de flambagem da placa

$\nu_B(\sigma_x)_{solicitante}; \nu_B(\tau)_{solicitante}$ – coeficientes de segurança solicitantes à flambagem, para ação isolada de σ_x ou τ ,

$\nu_B(\sigma_x)^*_{resistente}; \nu_B(\tau)^*_{resistente}$ – coeficiente de segurança resistente à flambagem, para ação simultânea de σ_x e τ

λ_F – índice de esbeltez característico do enrijecedor

F – área da seção transversal de um enrijecedor longitudinal, sem a contribuição da placa

F' – área efetiva da placa (desconsiderando os enrijecedores longitudinais)

J_s – momento de inércia da seção transversal de um enrijecedor longitudinal

J – momento de inércia da seção transversal de um enrijecedor longitudinal, com a contribuição da placa

γ_L – momento de inércia relativo da seção transversal de um enrijecedor longitudinal

δ_L – área relativa da seção transversal de um enrijecedor longitudinal

w – deslocamento elástico lateral adicional do enrijecedor transversal

q_{dev} – força transversal de desvio no enrijecedor transversal

q_{Ed} – carregamento transversal externo no enrijecedor transversal

A_e – área mínima do enrijecedor transversal de extremidade rígido, desconsiderando o enrijecedor de apoio

A_u – área mínima do enrijecedor transversal de apoio

N_{st} – força axial no enrijecedor transversal

$N_{st,ten}$ – força axial no enrijecedor transversal imposta pela ação do campo de tração

I_{st} – momento de inércia mínimo necessário de um enrijecedor transversal para este ser considerado como rígido

$I_{st,act}$ – momento de inércia do enrijecedor transversal

w_0 – imperfeição geométrica equivalente do enrijecedor

$N_{cr,st}$ – força crítica elástica de Euler do enrijecedor transversal

$N_{st,ex}$ – força axial externa no enrijecedor transversal

A_{st} – área da seção transversal bruta do enrijecedor transversal

γ^* – rigidez mínima do enrijecedor longitudinal

I_t – constante de rigidez à torção de St. Venant do enrijecedor sozinho, sem considerar a contribuição da placa

I_p – momento de inércia polar do enrijecedor sozinho em torno da borda fixada à placa

G – módulo de elasticidade transversal (de cisalhamento)

I_w – constante de empenamento da seção transversal do enrijecedor sozinho, em torno da borda fixada à placa

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANSI - *American National Standards Institute*

BSI - *British Standards Institute*

CEN - Comitê Europeu de Normalização

COMBRI – *Competitive Steel and Composite Bridges by Innovative Steel Plated Structures*

CTICM - *Centre Technique Industriel de la Construction Métallique*

DEES - Departamento de Engenharia de Estruturas

DIN - *Deutsches Institut für Normung*

EN - *Eurocode*

EN 1991 - *Eurocode 1 – Actions on structures*

EN 1993 - *Eurocode 3 – Design of steel structures*

IBM – *International Business Machines Corporation*

INMETRO - Instituto Nacional de Metrologia

ISO - Organização Internacional de Padrões

MLE - Método da Largura Efetiva

MTR - Método da Tensão Reduzida

UFMG - Universidade Federal de Minas Gerais

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS.....	iv
RESUMO	vi
ABSTRACT	vii
LISTA DE FIGURAS	viii
LISTA DE TABELAS E QUADROS	xv
LISTA DE SÍMBOLOS	xvii
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS.....	xxi
SUMÁRIO	xxii
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 Aspectos gerais sobre estruturas de aço em placas	1
1.2 Breve histórico da evolução dos modelos analíticos das normas europeias para verificação de estruturas de aço em placas	3
1.3 Métodos de verificação	7
1.4 Motivação, objetivo e metodologia	10
1.4.1 Motivação.....	10
1.4.2 Objetivo.....	10
1.4.3 Metodologia	11
2 CONCEITOS INICIAIS SOBRE O COMPORTAMENTO ELÁSTICO NA COMPRESSÃO DE PLACAS	13
2.1 Comportamento elástico na compressão de placas não enrijecidas comprimidas uniaxialmente	13
2.2 Comportamento elástico na compressão de placas não enrijecidas submetidas à compressão e flexão uniaxiais.....	16
2.2.1 Comportamento pós-crítico elástico na compressão de placas não enrijecidas.	17
2.3 Comportamento elástico último de placas não enrijecidas	20

2.3.1	Efeito de imperfeições e tensões residuais	20
2.3.2	Conceito de largura efetiva.....	20
3	COMPORTAMENTO ELÁSTICO DE ALMAS ENRIJECIDAS E NÃO ENRIJECIDAS.....	24
3.1	Introdução	24
3.2	Procedimento da norma europeia EN 1993-1-5:2006	24
3.2.1	Tensão crítica de flambagem elástica devido às tensões normais	24
3.2.1.1	Comportamento Tipo Placa	25
3.2.1.2	Comportamento Tipo Pilar	33
3.2.2	Tensão crítica de flambagem elástica devido às tensões de cisalhamento	34
3.3	Programa computacional para análise elástica de flambagem de placas, <i>EBPlate</i> 2.01.....	41
3.3.1	Introdução	41
3.3.2	Modelo analítico para cálculo das tensões críticas	41
3.3.3	Procedimento Proposto no <i>EBPlate</i> 2.01(2007).....	45
3.4	Gráficos e tabelas apropriados de Klöppel e Scheer (1960), e Klöppel e Möller (1968)....	47
3.4.1	Introdução	47
3.4.2	O uso dos gráficos e tabelas no cálculo das tensões críticas	48
4	COMPORTAMENTO ÚLTIMO (PLÁSTICO) – VERIFICAÇÃO DE SEÇÕES ESBELTAS ENRIJECIDAS LONGITUDINALMENTE	53
4.1	Procedimentos de verificação da norma europeia EN 1993-1-5:2006	53
4.1.1	Capacidade resistente aos efeitos das tensões normais	53
4.1.1.1	Introdução	53
4.1.1.2	Método da Largura Efetiva (MLE).....	55
4.1.2	Capacidade resistente à força cortante.....	75
4.1.2.1	Introdução	75
4.1.2.2	Comportamento pré-crítico.....	76
4.1.2.3	Comportamento pós-crítico	76

4.1.2.4	Comportamento último	78
4.1.2.5	Modelo de capacidade resistente ao cisalhamento Método do Campo de Tração Rotacionado adotado pela EN 1993-1-5:2006.....	78
4.1.2.6	Capacidade resistente ao cisalhamento	81
4.1.3	Interação entre força axial, momento fletor e força cortante na alma em painel.....	90
4.1.4	Método da tensão reduzida (MTR)	93
4.1.4.1	Introdução	93
4.1.4.2	Verificação	94
4.2	Verificação conforme a recomendação alemã DASt Richtlinie 012 (SCHEER <i>et al.</i> , 1979)	99
4.2.1	Introdução	99
4.2.2	Formulação para subpainéis.....	100
4.2.2.1	Coeficiente de segurança à flambagem para ação isolada da tensão normal ou de cisalhamento.....	104
4.2.2.2	Coeficiente de segurança à flambagem para ação simultânea da tensão normal e de cisalhamento.....	105
4.2.2.3	Verificação da segurança à flambagem	106
4.2.3	Formulação para painel global.....	106
4.2.3.1	Ação isolada da tensão normal ou de cisalhamento.....	108
4.2.3.2	Ação simultânea das tensões normal e de cisalhamento.....	110
4.2.3.3	Verificação da segurança à flambagem	110
5	ENRIJECEDORES	111
5.1	Conceitos gerais conforme a norma EN 1993-1-5:2006.....	111
5.2	Enrijecedores transversais	115
5.2.1	Tensões normais: Painéis enrijecidos carregados somente por forças de compressão longitudinais (tensões normais), N_{Ed}	115
5.2.2	Tensões de cisalhamento.....	119
5.2.2.1	Enrijecedores transversais de extremidade	120

5.2.2.2	Enrijecedores transversais intermediários	122
5.2.3	Ação simultânea de tensões normais e de cisalhamento: Painéis enrijecidos carregados por forças longitudinais de compressão N_{Ed} , e forças axiais no enrijecedor transversal $N_{st,Ed}$ (N_{st} e/ou $N_{st,ten}$)	125
5.2.3.1	Enrijecedores duplos (ambos os lados)	125
5.2.3.2	Enrijecedores de único lado.....	127
5.2.3.3	Caso geral	128
5.2.4	Atuação de forças de reação e outras forças localizadas elevadas	128
5.3	Enrijecedores longitudinais.....	129
5.3.1	Tensões normais	129
5.3.2	Tensões de Cisalhamento	131
5.3.3	Rigidez mínima de enrijecedores longitudinais	132
5.4	Flambagem por torção de enrijecedores transversais ou longitudinais	134
6	ESTUDOS DE CASOS – APLICAÇÕES DOS MÉTODOS DE VERIFICAÇÃO PARA SEÇÕES ESBELTAS	139
6.1	Casos estudados	139
6.1.1	Alma de perfil I, com 1 enrijecedor longitudinal na região comprimida	140
6.1.2	Alma de perfil I, com dois enrijecedores longitudinais na região comprimida	142
6.2	Desenvolvimento dos estudos.....	143
6.2.1	Verificação pelo <i>Procedimento 1</i>	144
6.2.2	Verificação pelo <i>Procedimento 2</i>	145
6.2.3	Verificação pelo <i>Procedimento 3</i>	146
6.3	Resultados.....	147
6.3.1	Alma com um enrijecedor longitudinal na região comprimida.....	147
6.3.1.1	Procedimento1 para Painel M com alma de espessura 12,5 mm.....	147
6.3.1.2	Procedimento 2 para Painel M com alma de espessura 12,5mm.....	149
6.3.1.3	Procedimento 3 para Painel M com alma de espessura 5,5mm.....	151
6.3.1.4	Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	153

6.3.1.5	Procedimento 1 para Painel V com alma de espessura 12,5mm.....	153
6.3.1.6	Procedimento 2 para Painel V com alma de espessura 7,4mm.....	155
6.3.1.7	Procedimento 3 para Painel V com alma de espessura 7,3 mm.....	156
6.3.1.8	Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	158
6.3.1.9	Procedimento 1 para Painel MV com alma de espessura 11,2 mm	158
6.3.1.10	Procedimento 2 para Painel MV com alma de espessura 10,5mm.....	160
6.3.1.11	Procedimento 3 para Painel MV com alma de espessura 3,6 mm.....	162
6.3.1.12	Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	164
6.3.1.13	Procedimento 1 para Painel VM com alma de espessura 11,6 mm.....	165
6.3.1.14	Procedimento 2 para Painel VM com alma de espessura 8,9 mm.....	166
6.3.1.15	Procedimento 3 para Painel VM com alma de espessura 6,2 mm.....	169
6.3.1.16	Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	171
6.3.2	Alma com dois enrijecedores longitudinais na região comprimida.....	172
6.3.2.1	Procedimento 1 para Painel M com alma de espessura 16 mm.....	172
6.3.2.2	Procedimento 2 para Painel M com alma de espessura 15,6 mm.....	173
6.3.2.3	Procedimento 3 para Painel M com alma de espessura 8,4 mm.....	175
6.3.2.4	Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	177
6.3.2.5	Procedimento 1 para Painel V com alma de espessura 16 mm.....	177
6.3.2.6	Procedimento 2 para Painel V com alma de espessura 12,5mm.....	179
6.3.2.7	Procedimento 3 para Painel V com alma de espessura 12,3 mm.....	181
6.3.2.8	Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.	182
6.3.2.9	Procedimento 1 para Painel MV com alma de espessura 14 mm	182
6.3.2.10	Procedimento 2 para Painel MV com alma de espessura 13,5 mm.....	184
6.3.2.11	Procedimento 3 para Painel MV com alma de espessura 4,6 mm.....	186

6.3.2.12	Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.....	189
6.3.2.13	Procedimento 1 para Painel VM com alma de espessura 14,9 mm	189
6.3.2.14	Procedimento 2 para Painel VM com alma de espessura 11,6 mm	191
6.3.2.15	Procedimento 3 para Painel VM com alma de espessura 10,3 mm	193
6.3.2.16	Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.....	196
6.4	Avaliação dos resultados	196
6.4.1	Diferenças entre o <i>MLE</i> e o <i>MTR</i> , ambos da norma EN 1993-1-5:2006.....	198
6.4.2	Diferenças entre o <i>MTR</i> da norma EN 1993-1-5:2006, e o <i>MTR</i> da recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER <i>et al.</i> , 1979).....	199
6.5	Estudo comparativo entre o <i>MLE</i> e o <i>MTR</i> conforme a norma EN 1993-1-5:2006, por Caballero e Simón-Talero (2010).....	199
7	CONCLUSÕES.....	203
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	205
9	BIBLIOGRAFIA COMPLEMENTAR.....	209
10	APÊNDICE	211
10.1	Validação da planilha de cálculo desenvolvida no programa computacional <i>Mathcad 2001 Professional</i> , baseada na norma EN 1993-1-5:2006.....	211
10.1.1	Exemplo 4.2 (pág. 243) apresentado por Da Silva e Gervásio (2006)	211
10.1.1.1	Planilha de cálculo	211
10.1.1.2	Validação.....	246
10.1.2	Exemplo 4.3-b (pág.281) apresentado por Da Silva e Gervásio (2006).....	247
10.1.2.1	Planilha de Cálculo.....	247
10.1.2.2	Validação.....	257
10.1.3	Exemplo 2.4-3 (pág.62) apresentado por Beg <i>et al.</i> (2010) segundo a norma EN 1993-1-5:2006.....	258
10.1.3.1	Planilha de Cálculo.....	258
10.1.3.2	Validação.....	270

10.2	Validação da planilha de cálculo desenvolvida no <i>Microsoft Office Excel</i> , baseada na recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER <i>et al.</i> , 1979)	271
10.2.1	Exemplo 4.2.1 (pág.101) apresentado pela recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER <i>et al.</i> , 1979).....	271
10.2.1.1	Planilha de Cálculo	271
10.2.1.2	Validação	274

1

INTRODUÇÃO

1.1 Aspectos gerais sobre estruturas de aço em placas

As estruturas de aço de grandes dimensões, com seções esbeltas, são comumente fabricadas com chapas de aço soldadas entre si, visto que a utilização de perfis laminados torna-se inviável devido às suas limitações geométricas de fabricação.

Em elementos estruturais com grande razão largura/espessura como vigas de pontes e viadutos, ou vigas de rolamento para pontes rolantes pesadas em edifícios industriais, as chapas são os elementos básicos, e, portanto, a instabilidade das chapas (denominadas placas neste trabalho) é um dos pontos mais críticos nesses tipos de estrutura.

Conforme exemplifica Da Silva e Gervásio (2007), as seções transversais típicas mostradas na Figura 1.1 são descritas como um conjunto de placas retangulares ligadas longitudinalmente de forma a constituir um sistema estrutural tridimensional (Figura 1.2a e Figura 1.2b). No caso comum em que o elemento estrutural é solicitado por um carregamento que gera flexão em relação ao eixo de maior inércia (Figura 1.2c), cada placa constituinte da seção transversal (alma e mesas) está solicitada por tensões normais ou tensões de cisalhamento, no seu plano principal (Figura 1.2d e Figura 1.2e). Assim, de forma simplificada, é possível estudar o comportamento de cada parte da seção transversal isoladamente, desde que seja considerado para cada placa as condições de contorno adequadas. Portanto pode-se avaliar a flambagem local de cada placa que compõe a seção transversal de forma simplificada, sendo desta forma um pré-requisito fundamental o conhecimento do comportamento de placas comprimidas.

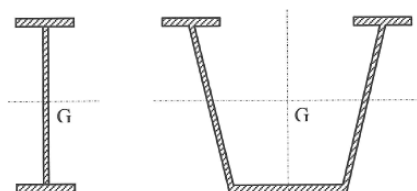


Figura 1.1 – Seções transversais típicas em pontes e viadutos (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007).

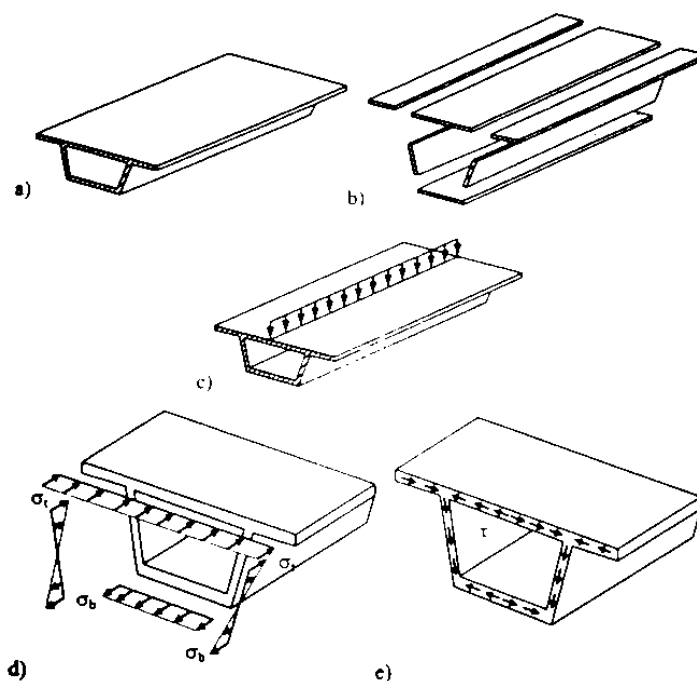


Figura 1.2 – Idealização de seção transversal caixão em placas individualizadas (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007).

A utilização de seções transversais esbeltas (elementos da seção transversal, como alma de viga do tipo I ou caixão, ou mesa de viga caixão) constitui uma alternativa competitiva, pois otimiza o dimensionamento. No entanto torna-se necessário determinar a força ou tensão crítica que leva à flambagem, visto que nas seções esbeltas ocorre a flambagem local antes de se atingir a resistência ao escoamento do aço.

Na prática, a forma de contornar o problema da instabilidade das placas das seções esbeltas é através do reforço destas placas por meio de enrijecedores transversais e/ou longitudinais. Logo, dentre as estruturas esbeltas de aço, destacam-se as formadas pela associação de placas e enrijecedores, ou seja, por painéis enrijecidos, como o caso de almas esbeltas enrijecidas de vigas de seção transversal do tipo I ou caixão; ou mesa esbelta enrijecida de seção transversal caixão.

A estrutura típica de um painel enrijecido é composta por placas, enrijecedores transversais e longitudinais. Uma alma enrijecida de uma viga de seção do tipo I, foco de estudo deste trabalho, é constituída de um painel global que por sua vez contém os subpainéis. O denominado painel global (chamado somente de painel em outras partes deste trabalho) é delimitado pelos enrijecedores transversais da alma e pelas mesas da viga de seção do tipo I, tendo comprimento a , largura b e espessura t . Já os painéis isolados denominados subpainéis neste trabalho, são delimitados pelos enrijecedores longitudinais e transversais da alma, tendo comprimento a , largura b_i e espessura t , conforme ilustra a Figura 1.3.

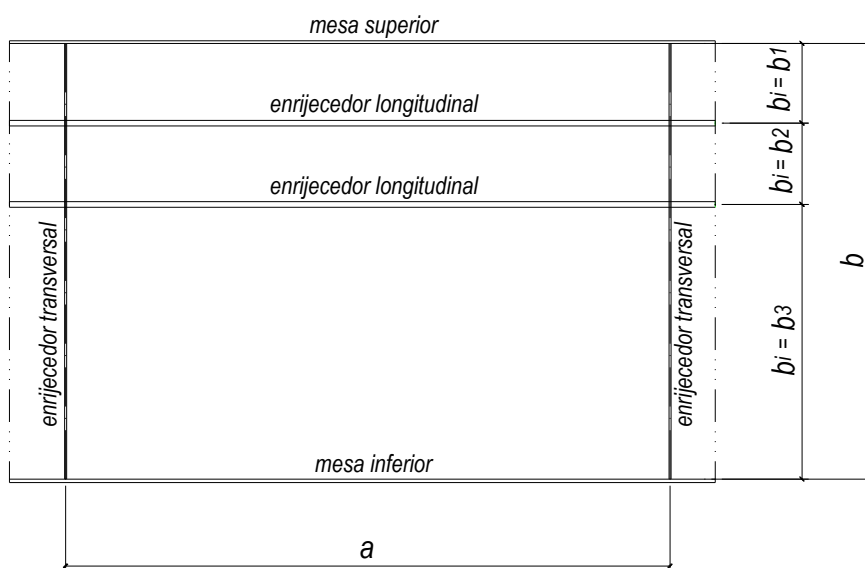


Figura 1.3 – Alma enrijecida de uma viga de seção do tipo I .

1.2 Breve histórico da evolução dos modelos analíticos das normas europeias para verificação de estruturas de aço em placas

Segundo Vayas e Iliopoulos (2013), durante a expansão da construção de estradas na década de 1960, uma solução comum para pontes se tratava do uso de viga com seção transversal caixão. Porém este uso tornou-se uma decepção após uma sequência de cinco desastres graves, onde pontes novas falharam ou entraram em colapso, sendo: Ponte do Danúbio em Viena em 1969; Ponte West Gate em Melbourne e Ponte Cleddau em Gales, ambas em 1970; Ponte do Reno em Koblenz, em 1971; e Zeulenroda em 1973. Todos os acidentes ocorreram durante as construções destas pontes, em suas montagens realizadas por meio de lançamento incremental, processo no qual os novos segmentos são colocados sobre as partes concluídas da ponte até a superestrutura da ponte ser completada. As falhas verificadas eram principalmente devidas à flambagem das mesas inferiores sujeitas à compressão na região do

apoio da viga em balanço, conforme ilustra a Figura 1.4. Logo, tornou-se evidente a necessidade de análises durante a construção, e desde então, um grande esforço tem sido feito para fornecer critérios de dimensionamento seguros.

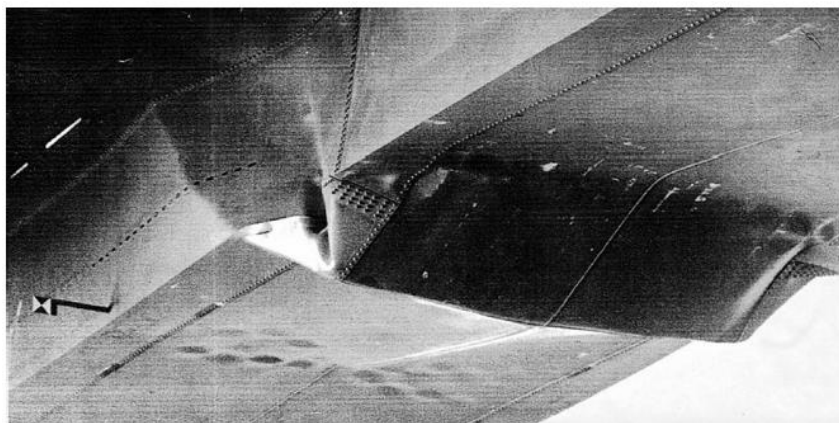


Figura 1.4 – Flambagem da mesa inferior comprimida, Ponte do Danúbio em Viena
(SCHEER, 2010)

Fundado em 1917, o Instituto Alemão de Normalização (*Deutsches Institut für Normung* – DIN, anteriormente conhecido por *Deutsche Industrie Norm*) é filiado à ISO (Organização Internacional de Padrões) e ao CEN (Comitê Europeu de Normalização). Os membros da ISO são os representantes das entidades máximas de normalização nos respectivos países como, por exemplo, ANSI (*American National Standards Institute*), BSI (*British Standards Institute*) e o brasileiro INMETRO (Instituto Nacional de Metrologia).

A Alemanha, no que diz respeito às estruturas de aço, já tinha começado em 1990 a adaptação em nível nacional das suas normas DIN para os Eurocódigos correspondentes, conforme mostra a Figura 1.5. Sendo assim, as normas que tratam de estruturas de aço, DIN 4114-1:1952-07, DIN 4114-2:1953-02 e a recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) foram substituídas pela norma DIN 18800-3:1990-11, e em seguida pela norma DIN 18800-3:2008-11.

Normas técnicas antigas	Normas técnicas novas
DIN 18800-1 (1981)	DIN 18800-1 (1990)
Projeto e construção	Projeto e construção
DAST Ri 008 (1973)	
Método de carga última	
DIN 4114-1, -2 (1952, 1953)	DIN 18800-2 (1990)
Estabilidade	Flambagem de barras
DAST Ri 012 (1978)	DIN 18800-3 (1990)
Estabilidade: Flambagem de placa	Estabilidade: Flambagem de placa
DAST Ri 013 (1980)	DIN 18800-4 (1990)
Flambagem: Flambagem de casca	Estabilidade: Flambagem de casca

Figura 1.5 – Desenvolvimento do conjunto de normas DIN 18800 (SAFETY STANDARDS OF NUCLEAR SAFETY STANDARDS COMMITTEE *et al.*, 2005, modificado).

As diferenças essenciais entre as antigas e as novas normas descritas na Figura 1.5 para a engenharia estrutural em aço são apresentadas na Figura 1.6.

O objetivo da revisão dessas normas foi criar um conceito de coeficiente de segurança parcial que abrangesse todos os tipos de estruturas e materiais, e que substituísse o conceito de coeficiente de segurança global em que se basearam as antigas normas alemãs. As premissas básicas para este conceito de fator de segurança que abrange todos os tipos de estruturas e materiais são especificadas na norma DIN EN 1990:2010-12, que substituiu a norma DIN 1055-100:2001-03.

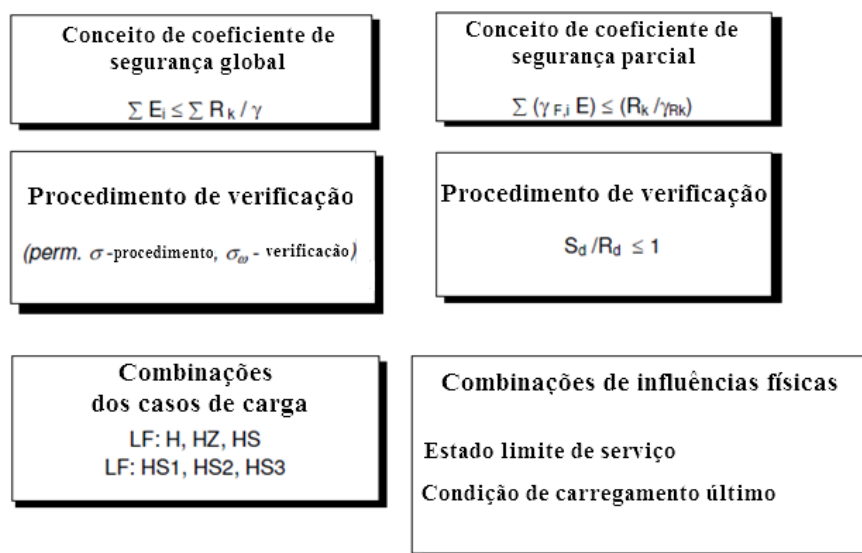


Figura 1.6 – Comparação da antiga e nova geração de normas DIN18800 (SAFETY STANDARDS OF NUCLEAR SAFETY STANDARDS COMMITTEE *et al.*, 2005, modificado).

Os alemães, entre os anos de 2003 e 2010, projetaram estruturas de aço usando a norma DIN-*Fachbericht* 103:2003 e mais tarde a norma DIN-*Fachbericht* 103:2009. Em 2010 a norma DIN-*Fachbericht* 103 foi substituída pela versão pertencente ao conjunto de normas EN 1993 (Eurocódigo 3), com anexos dos parâmetros de segurança a nível nacional, tornando-se norma DIN EN 1993. Portanto, atualmente os critérios de projeto para elementos estruturais de aço formados por placas são encontrados na norma europeia EN 1993-1-5:2006/AC:2009, e no caso da Alemanha, no anexo nacional alemão DIN EN 1993-1-5/NA:2016-04, que neste ano de 2016 substituiu os anexos nacionais DIN EN 1993-1-5/NA:2007-02, DIN EN 1993-1-5/NA:2010-12 e DIN EN 1993-1-5/NA/A1:2015-07.

Como as recomendações das normas europeias foram adotadas em vários países da Europa (como Bélgica, França, Alemanha, Espanha e Suécia) em substituição às normas nacionais, a norma EN 1993-1-5:2006 pode ser usada nos diversos países membros do Comitê Europeu de Normalização (CEN), porém com os parâmetros determinados a nível nacional. A norma EN 1993-1-5:2006 por ser uma norma europeia geral, não fornece os valores dos coeficientes parciais γ_{M0} e γ_{M1} . Estes valores devem ser obtidos a partir de normas europeias específicas ou, de anexos nacionais caso os valores sejam diferentes dos recomendados pelas normas específicas. Isto significa que, por exemplo, para edifícios os valores γ_{M0} e γ_{M1} devem ser obtidos a partir da EN 1993-1-1:2005, no projeto de pontes a partir da EN 1993-2:2006, e no projeto de vigas de rolamento a partir da EN 1993-6:2007.

Desde a norma DIN 18800-3, em seguida na norma DIN-Fachbericht 103, e por último na norma EN 1993-1-5:2006, no caso da Alemanha, DIN EN 1993-1-5/NA:2016-04; dois métodos de verificação de elementos estruturais em placa são apresentados: o *Método da Largura Efetiva (MLE)* e o *Método da Tensão Reduzida (MTR)*.

1.3 Métodos de verificação

Os problemas relacionados à instabilidade de placas em estruturas de aço exigem soluções complexas, que envolvem análise de estabilidade no estado pós-crítico (placas “esbeltas” em compressão possuem capacidade resistente pós-crítica significativa), interação de diferentes modos de falha, e imperfeições. Uma resposta típica de placas esbeltas em compressão é mostrada Figura 1.7.

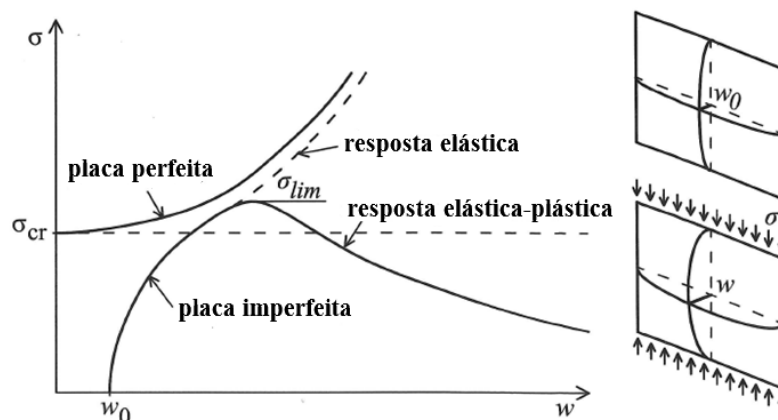


Figura 1.7 – Resposta pós-crítica de placas esbeltas em compressão (BEG *et al.*, 2010, modificado)

Para placas sem imperfeições geométricas, o comportamento pré-crítico e pós-crítico são muito evidentes, enquanto que para placas com imperfeições a transição entre o comportamento pré-crítico e pós-crítico é gradual, e para imperfeições maiores é quase imperceptível. Depois de alcançada a tensão crítica de flambagem elástica σ_{cr} , a capacidade resistente não se esgota, e ainda aumenta mais até que ocorra o escoamento de partes da placa. No estado pós-crítico a redistribuição das tensões de compressão realiza-se com a redução de tensões na parte do meio do painel que flambou onde a rigidez axial é diminuída, e com o aumento das tensões perto das extremidades longitudinais apoiadas da placa, conforme ilustra a Figura 1.8. A capacidade resistente última é alcançada logo após a tensão máxima na extremidade da placa ter atingido a resistência ao escoamento do aço da placa, visto que em geral placas esbeltas não têm qualquer ductilidade para redistribuir as tensões por meio do

desenvolvimento de partes com deformações plásticas. Pelo fato de não ser prático lidar com distribuição não linear de tensões reais, σ_{act} , dois métodos simplificados foram desenvolvidos. A ideia principal destes métodos é mostrada na Figura 1.8.

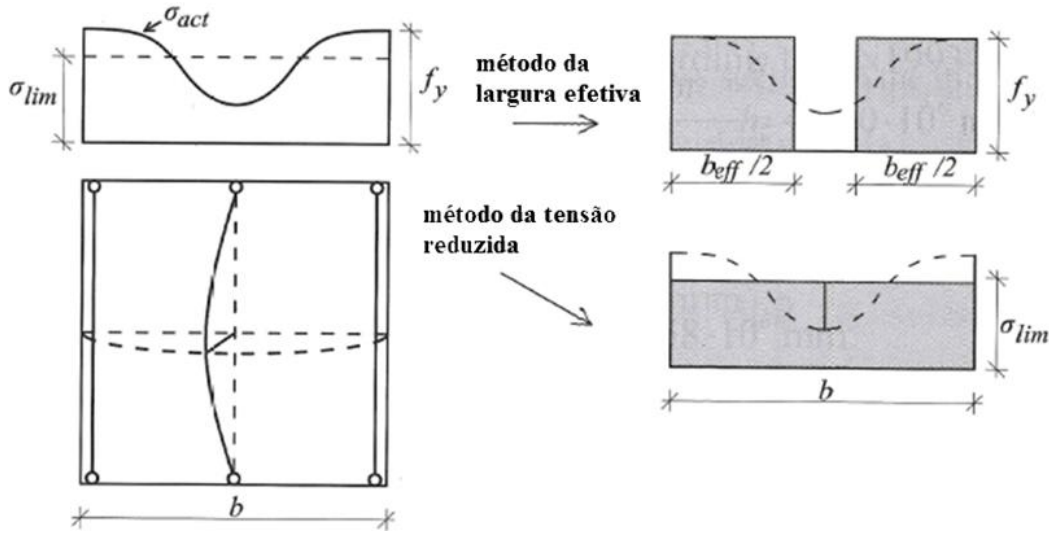


Figura 1.8 – Ideias básicas do MLE e MTR (BEG, *et al.*, 2010, modificado)

O MLE tem por base a redução apropriada da seção transversal na região central da placa onde ocorre a flambagem, assumindo larguras efetivas, b_{eff} , adjacentes às extremidades como totalmente efetivas e com tensões iguais a f_y , em toda a largura efetiva. Entretanto, o MTR baseia-se na tensão média, σ_{lim} , da distribuição de tensões reais, σ_{act} , no estado limite último.

A redução de uma seção transversal ou a redução de tensões é tal que o equilíbrio com a atual distribuição de tensões é mantida.

$$P_{ult} = \int_0^b \sigma_{act} dx = b_{eff} f_y = b \sigma_{lim} = \rho b f_y \quad (1.1)$$

Conforme Winter (1947)¹ *apud* Beg *et al.* (2010), o fator de redução de flambagem de placa ρ , determinado por testes, é dado por:

$$\rho = \frac{b_{eff}}{b} = \frac{\sigma_{lim}}{f_y} \quad (1.2)$$

¹ WINTER, G. Strength of thin steel compression flanges. Transactions of the American Society of Civil Engineers, v. 112, p. 527-554, 1947.

Ambos os métodos dão os mesmos resultados para placas individuais e para seções transversais formadas por várias placas, carregadas em compressão pura. Para outros casos, o *MLE* fornece maior capacidade resistente, porque com o *MTR* o elemento mais “fraco” em placa é o que governa a verificação (por exemplo, almas esbeltas *Classe 4*, de um perfil I com mesas *Classe 3*). Uma desvantagem do *MTR* em relação ao *MLE* é que este subestima a tensão máxima na placa devido à desconsideração de redistribuição da tensão ao longo da seção transversal, e à consideração da seção transversal total para a reserva pós-crítica em um elemento individual. Porém é mais adequado para a automatização da verificação.

O efeito de flambagem de placa na rigidez em análise global elástica pode também ser levado em conta por meio do *MLE*. Este efeito pode ser desprezado quando a área da seção transversal efetiva de um elemento comprimido é maior que ρ_{lim} vezes a área bruta da seção transversal do mesmo elemento, exceto para as placas muito esbeltas que não seguem esse critério. O valor recomendado na EN 1993-1-5:2006 é $\rho_{lim} = 0,5$, mas valores diferentes podem ser dados no Anexo Nacional.

A EN 1993-1-5:2006 descreve também os princípios gerais das análises via Método dos Elementos Finitos – MEF que podem ser utilizadas para calcular as tensões críticas elásticas ou determinar a capacidade resistente por meio de uma análise não linear considerando as imperfeições.

1.4 Motivação, objetivo e metodologia

1.4.1 Motivação

A verificação das seções transversais esbeltas é complexa e pode ser obtida através de simulações numéricas utilizando-se o Método dos Elementos Finitos, porém, na prática de projeto de estruturas este método implica em maior tempo gasto, onerando o projeto, o que leva ao uso de normas técnicas com simplificações. A verificação de instabilidade das seções esbeltas, como por exemplo, das vigas esbeltas com seção transversal do tipo I, permite determinar a espessura da alma, e o uso ou não de enrijecedores longitudinais, o que afeta diretamente no peso da estrutura de aço. Portanto, considera-se necessário avaliar os métodos analíticos utilizados pelas normas empregadas na verificação das seções esbeltas.

A recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) utiliza somente um método, o *Método da Tensão Reduzida (MTR)*, porém dois métodos de verificação de elementos estruturais em placa (*Método da Largura Efetiva (MLE)*) e o *Método da Tensão Reduzida (MTR)* são utilizados desde a norma DIN 18800-3, em seguida na norma DIN-Fachbericht 103, e por último na norma EN 1993-1-5:2006 (no caso da Alemanha, DIN EN 1993-1-5/NA:2016-04).

Este primeiro trabalho desenvolvido no Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Universidade Federal de Minas Gerais (PROPEES-UFMG), sobre o comportamento de seções esbeltas de aço aplicadas em estruturas de pontes e viadutos (como por exemplo, almas de vigas com seção transversal do tipo I e mesas de seção transversal em caixão) ou estruturas de edifícios industriais (como por exemplo, almas de vigas de rolamento com seção transversal do tipo I para pontes rolantes pesadas), contribuirá para estudos futuros, como por exemplo, a análise da atuação de tensões normais transversais (σ_z) devidas à atuação de forças localizadas (*patch loading*), do efeito de imperfeições e tensões residuais, entre outros casos.

1.4.2 Objetivo

O objetivo deste trabalho consistiu em avaliar por meio de um estudo comparativo, os métodos utilizados pelas normas europeias na verificação de seções transversais esbeltas de aço. O estudo tem como foco as almas esbeltas enrijecidas de vigas com seção transversal do tipo I de aço, sendo as almas enrijecidas submetidas a tensões normais longitudinais (σ_x) e de cisalhamento (τ), conforme a Figura 1.9.

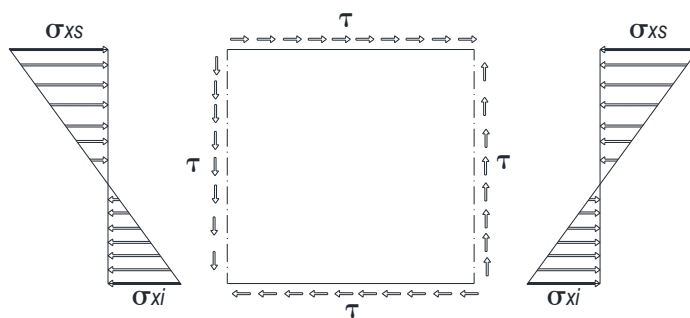


Figura 1.9 – Tensões atuantes na alma

1.4.3 Metodologia

Os métodos analíticos da recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) e da norma EN-1993-1-5:2006 são avaliados por meio de estudos de painéis enrijecidos, mais especificamente almas de vigas esbeltas com seção transversal do tipo I de aço, enrijecidas com um ou dois enrijecedores longitudinais na região comprimida, e submetidas a tensões normais longitudinais e de cisalhamento.

Para realizar as verificações dos casos estudados foram utilizados: uma planilha de cálculo desenvolvida no programa computacional *Mathcad 2001 Professional*, baseada na norma EN 1993-1-5:2006, abrangendo os dois métodos fornecidos por esta norma (*Método da Largura Efetiva - MLE* e *Método da Tensão Reduzida - MTR*); uma planilha de cálculo desenvolvida no *Microsoft Office Excel* baseada na recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979); e o programa computacional *EBPlate 2.01*.

Os casos estudados compreendem oito diferentes painéis enrijecidos, que são verificados por três procedimentos diferentes:

- a) procedimento 1, no qual a tensão crítica de flambagem elástica é determinada por meio dos gráficos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960), e a verificação da seção transversal do tipo I com alma enrijecida é realizada pelo *MTR* da recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979);
- b) procedimento 2, no qual a tensão crítica de flambagem elástica é determinada por meio do programa computacional *EBPlate 2.01*, e a verificação da seção transversal do tipo I com alma enrijecida é realizada pelo *MTR* da norma EN 1993-1-5:2006;
- c) procedimento 3, no qual a tensão crítica de flambagem elástica também é determinada por meio do programa computacional *EBPlate 2.01*, e a verificação da seção

transversal do tipo I com alma enrijecida é realizada pelo *MLE* da norma EN 1993-1-5:2006.

Os resultados obtidos são comparados entre si, para cada caso de alma enrijecida analisada e conforme cada norma estudada, avaliando assim as diferenças entre os métodos analíticos das normas europeias que tratam sobre elementos estruturais de aço formados por placas, com suas vantagens e desvantagens.

2

CONCEITOS INICIAIS SOBRE O COMPORTAMENTO ELÁSTICO NA COMPRESSÃO DE PLACAS

2.1 Comportamento elástico na compressão de placas não enrijecidas comprimidas uniaxialmente

É citado em Da Silva e Gervásio (2007), que Bryan (1891)² estudou a flambagem de uma placa retangular, com espessura t , simplesmente apoiada no seu contorno e sujeita a uma tensão normal de compressão longitudinal uniforme, σ_x , conforme mostra a Figura 2.1.

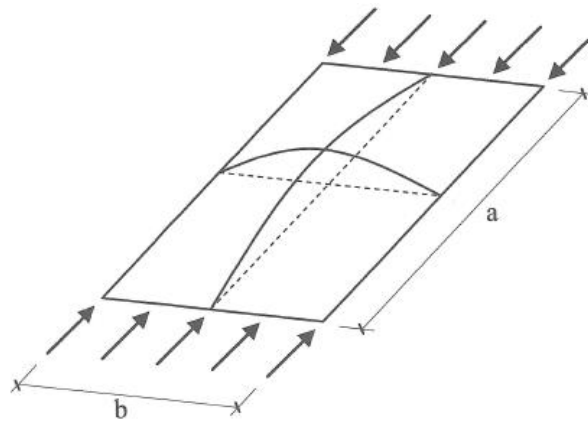


Figura 2.1 – Flambagem de placa comprimida axialmente (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007)

A tensão crítica de flambagem elástica pode ser obtida a partir da equação diferencial:

² BRYAN, G. K. On the Stability of a Plane Plate under Thrusts in its Own Plane with Application on the Buckling of the Sides of a Ship. Math. Soc. Proc, v. 54, 1891.

$$\nabla^4 w = -\sigma_x \frac{t}{D} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (2.1)$$

onde:

– D é a rigidez à flexão da placa, sendo dada por:

$$D = \frac{E \cdot t^3}{12 (1 - \nu^2)} \quad (2.2)$$

obtendo-se,

$$w = a_{mn} \operatorname{sen} \frac{m\pi x}{a} \operatorname{sen} \frac{n\pi y}{b} \quad (2.3)$$

e,

$$\sigma_{cr} = \frac{k_\sigma \pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (2.4)$$

onde:

- k_σ é o coeficiente de flambagem elástica;
- σ_{cr} é a tensão crítica de flambagem elástica.

O coeficiente de flambagem elástica é dado por:

$$k_\sigma = \left(\frac{m}{\alpha} + \frac{n^2 \alpha}{m} \right)^2 \quad (2.5)$$

onde:

- α é a razão de aspecto da placa, ou seja, a razão entre as dimensões da placa retangular, $\alpha = a/b$;
- m é o número de semi-ondas na direção da compressão;
- n é o número de semi-ondas na direção transversal.

O k_σ que interessa é o de valor mais baixo, sendo assim o valor de n deve ser considerado igual à unidade, o que significa que o modo de flambagem da placa apresenta uma onda semi-senoidal na direção transversal. A Figura 2.2 ilustra a variação do coeficiente de flambagem com α , o qual exibe um valor mínimo de $k_{\sigma,min} = 4$. Observa-se que quando uma placa for relativamente “curta” na direção das tensões de compressão ($a/b \ll 1$), as tensões críticas

podem ser estimadas considerando que uma largura unitária da placa se comporta como um pilar.

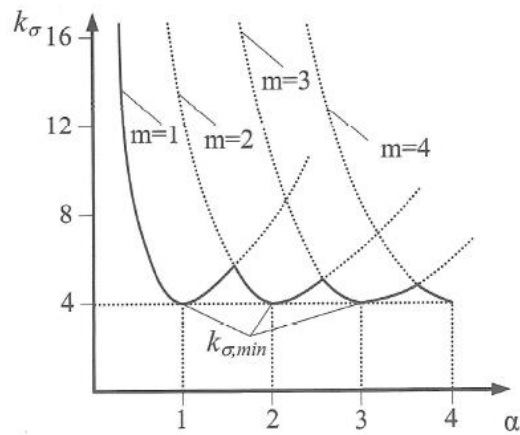


Figura 2.2 – Coeficiente de flambagem para compressão uniaxial uniforme (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007)

Para condições de contorno diferentes das simplesmente apoiadas, a Eq. (2.4) mantém-se válida, sendo os respectivos coeficientes de flambagem ilustrados na Figura 2.3.

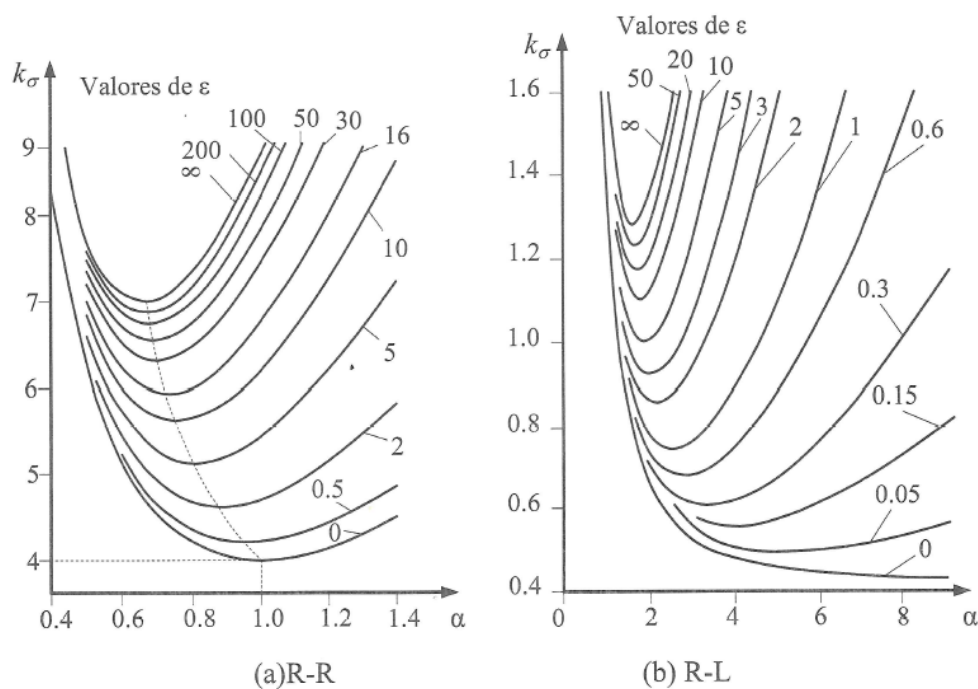


Figura 2.3 – Coeficientes de flambagem para várias condições de contorno (ALLEN e BULSON, 1980, modificado)

Observa-se que no caso de placas constituintes de seções transversais de elementos metálicos, as bordas longitudinais não são nem simplesmente apoiadas nem engastadas, mas sim sujeitas

a uma restrição rotacional elástica. Em termos práticos, para seções transversais típicas em pontes e viadutos da Figura 1.1, não é possível estimar a restrição rotacional, então é comum considerar em uma seção do tipo I, a alma simplesmente apoiada e da mesma forma a mesa simplesmente apoiada.

2.2 Comportamento elástico na compressão de placas não enrijecidas submetidas à compressão e flexão uniaxiais

Conforme apresentado em Da Silva e Gervásio (2007), uma placa simplesmente apoiada quando é submetida a uma tensão normal de compressão e a uma flexão, esta desenvolve um diagrama de tensões normais que varia linearmente entre uma tensão máxima de compressão que atua na borda superior σ_1 , e uma tensão mínima de compressão ou máxima de tração que atua na borda inferior σ_2 , conforme a Figura 2.4.

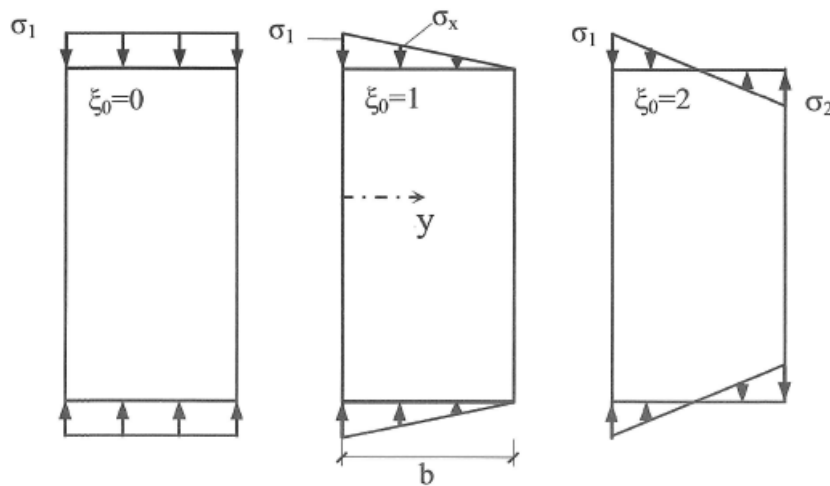


Figura 2.4 – Distribuição de tensões normais não uniformes (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007)

A tensão longitudinal σ_x , a uma distância y da origem é dada por:

$$\sigma_{x(y)} = \sigma_1 \left(1 - \frac{\xi_0}{b} y \right) \quad (2.6)$$

E a razão entre as tensões normais de compressão e tração, é definida como:

$$\psi = \frac{\sigma_1}{\sigma_2} = 1 - \xi_0 \quad (2.7)$$

lembrando que para $\xi_0 = 2$, as tensões σ_1 e σ_2 têm valores iguais.

Para uma placa não enrijecida, simplesmente apoiada nas quatro bordas, a Eq. (2.4) mantém-se válida, e o coeficiente de flambagem k_σ é dado como a seguir:

$$k_\sigma = \frac{8,4}{2,1 - \xi_0} \quad \text{para } 0,0 \leq \xi_0 \leq 1,0 \quad (2.8)$$

e,

$$k_\sigma = 10 \xi_0^2 - 13,736 \xi_0 + 11,372 \quad \text{para } 1,0 \leq \xi_0 \leq 2,0 \quad (2.9)$$

onde, $\xi_0 = 0$ para compressão pura e $\xi_0 = 2$ para flexão pura.

Na Tabela 2.1 são apresentados os valores dos coeficientes de flambagem para diferentes casos de solicitação e condições de contorno, sendo SS: simplesmente apoiado, E: engastado, L: livre.

Tabela 2.1 – Coeficientes de flambagem k_σ (ALLEN e BULSON, 1980, modificado)

ψ	ξ_0	Condições de contorno			
		SS-SS	E-E	L-SS	L-E
-1	2	23,9	39,6	0,85	2,15
-2/3	1,67	15,7			
-1/3	1,33	11,0			
0	1	7,8	13,6	0,57	1,61
1/3	0,67	5,8			
1	0	4,0	6,97	0,42	1,33

2.2.1 Comportamento pós-crítico elástico na compressão de placas não enrijecidas

Conforme Dym e Hsu (1975)³ *apud* Da Silva e Gervásio (2007), a ocorrência da flambagem por compressão uniaxial provoca uma perda de rigidez e uma redistribuição de tensões caracterizada pela transformação de energia potencial de membrana em energia de flexão. O comportamento pós-crítico é caracterizado pelo alongamento progressivo das fibras à medida que a placa se deforma em dupla curvatura.

³ DYM, C. L.; HSU, C. S. Stability Theory and Its Applications to Structural Mechanics. Journal of Applied Mechanics, v. 42, p. 749, 1975.

Os deslocamentos transversais w , e as tensões normais longitudinais σ_x , de uma placa quadrada ($a = b$), simplesmente apoiada nas suas bordas, em que o carregamento é aplicado como um deslocamento imposto u , e assume-se que as bordas longitudinais se mantêm retas, são dados por:

$$w = \frac{2b}{\pi} \sqrt{u - u_{cr}} \operatorname{sen} \frac{\pi x}{a} \operatorname{sen} \frac{\pi y}{b} \quad (2.10)$$

onde:

$$\sigma_x = Eu + \frac{E}{2} (u - u_{cr}) \left(1 - \cos \frac{2\pi y}{b} \right) \quad (2.11)$$

e,

$$u_{cr} = \frac{4\pi^2}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (2.12)$$

A Figura 2.5 ilustra a variação das tensões σ_x com a largura da placa b , e permite definir a tensão longitudinal média:

$$\sigma_x^{med} = \frac{1}{b} \int_0^b \sigma_x dy = \frac{E}{2} (u + u_{cr}) \quad (2.13)$$

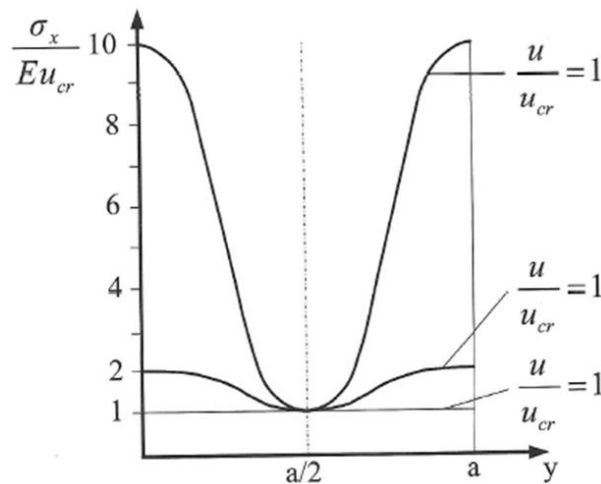
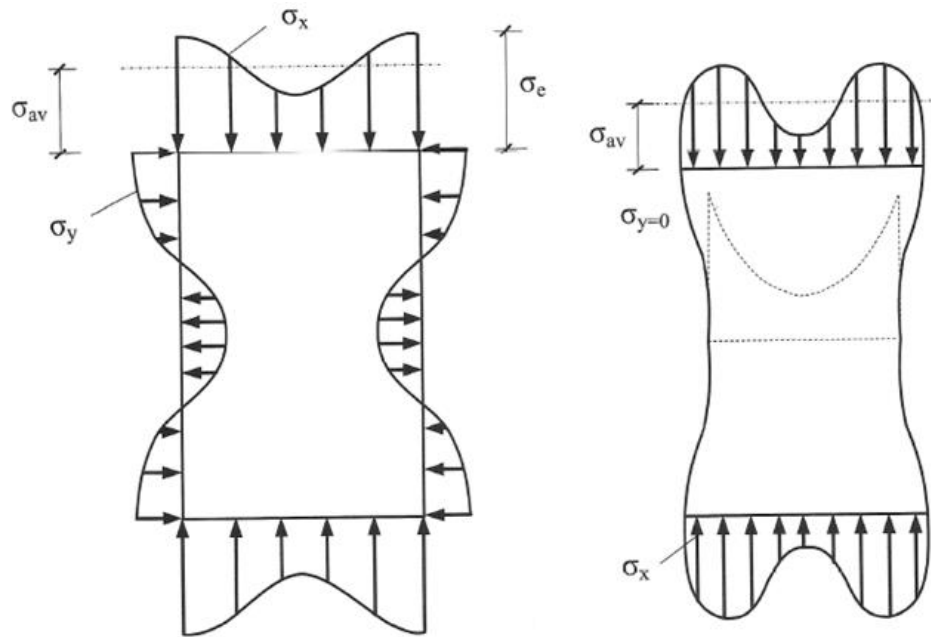


Figura 2.5 – Distribuição de tensões longitudinais em uma placa quadrada em regime pós-crítico (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007, modificado)

A Figura 2.6 mostra a influência das condições de apoio de membrana nas bordas longitudinais da placa na distribuição de tensões normais em regime pós-crítico. De forma

geral, o comportamento pós-crítico elástico de uma placa é estável, assumindo tipicamente a forma da Figura 2.7.



(a) bordas laterais permanecem retas (b) bordas laterais livres para deformarem

Figura 2.6 – Influência das condições de apoio nas bordas longitudinais, na distribuição de tensões, em placa sujeita a compressão uniaxial uniforme (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007)

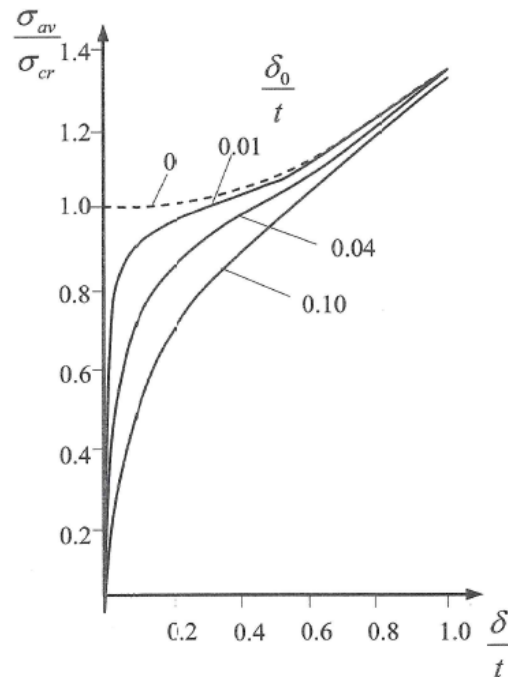


Figura 2.7 – Comportamento pós-crítico para compressão uniaxial uniforme (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007)

2.3 Comportamento elástico último de placas não enrijecidas

2.3.1 Efeito de imperfeições e tensões residuais

Segundo Maquoi (1995), a carga crítica de flambagem elástica de uma placa não constitui uma estimativa real da sua capacidade resistente. O comportamento é afetado por imperfeições geométricas e materiais e, pelos efeitos de plasticidade e estabilidade. As imperfeições geométricas consistem fundamentalmente em deformações iniciais fora do plano, as quais resultam numa diminuição de rigidez da placa. Estas deformações iniciais afetam também a capacidade resistente da placa. As tensões residuais constituem as imperfeições materiais mais significativas e contribuem para uma diminuição adicional da rigidez, afetando também a capacidade resistente da placa. Genericamente, a diminuição da capacidade resistente é última, devido a imperfeições geométricas e tensões residuais, quando $f_y = \sigma_{cr}$, onde a interação entre plasticidade e estabilidade é máxima. Por outro lado, a maior redução de rigidez devido a tensões residuais é observada para placas com esbeltez moderada a baixa ($b/t \leq 60$). Finalmente, imperfeições geométricas iniciais geralmente reduzem a capacidade resistente à compressão e produzem uma perda significativa de capacidade resistente pós-limite, especialmente para esbeltezes intermediárias. Verifica-se ainda que a menor capacidade resistente em compressão uniaxial ocorre para placas em que $a/b = 1$. As placas longas exibem uma rigidez inicial e uma capacidade resistente maiores, mas uma descarga pós-limite mais acentuada.

2.3.2 Conceito de largura efetiva

Segundo Da Silva e Gervásio (2007), o conceito da largura efetiva foi introduzido por *von Kármán et al.* em 1932 como um método semi-empírico para a avaliação da capacidade resistente última de uma placa comprimida uniaxialmente, segundo o qual essa capacidade resistente pode ser estabelecida como o produto da resistência ao escoamento do aço f_y , por uma largura efetiva b_{eff} .

$$N_u = b_{eff} t f_y \quad (2.14)$$

Esta abordagem simplificada decorre da constatação de que, em placas esbeltas, a maior parte do carregamento é resistida pelas partes adjacentes às bordas longitudinais da placa. Conforme mostra a Figura 2.8, *von Kármán* deduziu que a capacidade resistente última é obtida igualando a tensão crítica de uma placa equivalente com uma largura reduzida b_{eff} à

resistência ao escoamento do aço, sendo assim, a placa efetivamente é substituída por duas partes com tensão constante e uma parte central descarregada:

$$\frac{k_{\sigma}\pi^2 E}{12(1-\nu^2)}\left(\frac{t}{b_{eff}}\right)^2 = \frac{k_{\sigma}\pi^2 E}{12(1-\nu^2)}\left(\frac{t}{b}\right)^2\left(\frac{b}{b_{eff}}\right)^2 = \sigma_{cr}\left(\frac{b}{b_{eff}}\right)^2 = f_y \quad (2.15)$$

onde, $\rho = \frac{b_{eff}}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}}$, sendo possível definir uma tensão média constante, σ_{av} , dada por:

$$\sigma_{av} = \frac{b_{eff}}{b} f_y = \sqrt{\sigma_{cr} f_y} \quad (2.16)$$

Definindo a esbeltez normalizada da placa, $\bar{\lambda}$, como:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{b/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_{\sigma}}} \quad (2.17)$$

em que, $\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$, obtém-se:

$$\rho = \frac{b_{eff}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}} \quad (2.18)$$

que constitui a fórmula de *von Kármán*. No caso de placas simplesmente apoiadas, $k_{\sigma} = 4$, pelo que a largura efetiva, b_{eff} , se pode escrever com a forma tal como originalmente proposto por *von Kármán*:

$$b_{eff} = 1,9 t \sqrt{\frac{E}{\sigma_y}} \quad (2.19)$$

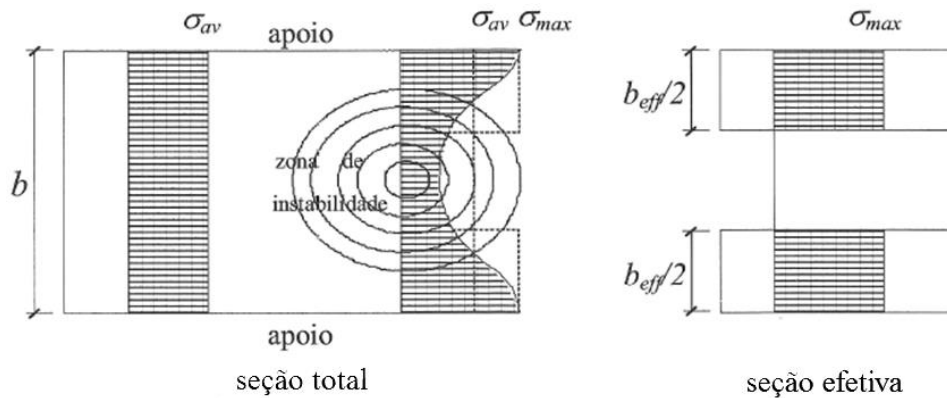


Figura 2.8 – Conceito de largura efetiva (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007, modificado)

A influência de imperfeições geométricas e o efeito de tensões residuais afetam a capacidade resistente última de placas comprimidas. Esta influência pode ser enquadrada através de uma simples modificação da fórmula de *von Kármán*, resultante de vários estudos aprofundados validados por um grande número de ensaios experimentais e que conduziram às expressões reproduzidas na Tabela 2.2.

Tabela 2.2 – Fórmulas para a largura efetiva (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007)

Autor	Ano	
Winter	(1947, 1968)	$\frac{b_{eff}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}} \left(1 - \frac{0,22}{\bar{\lambda}} \right)$ para $\bar{\lambda} \geq 0,67$
Faulkner	(1965, 1977)	$\frac{b_{eff}}{b} = \frac{1,05}{\bar{\lambda}} \left(1 - \frac{0,26}{\bar{\lambda}} \right)$ para $\bar{\lambda} \geq 0,55$
Gerard	(1957)	$\frac{b_{eff}}{b} = \frac{0,82}{\bar{\lambda}^{0,85}}$
Johansson	(1999)	$\frac{b_{eff}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}} \left(1 - \frac{0,1875}{\bar{\lambda}} \right)$ para $\bar{\lambda} \geq 0,75$

Segundo Maquoi (1995), classicamente a fórmula de Winter foi a que obteve maior aceitação, podendo ser igualmente aplicada a placas sujeitas a uma distribuição linear de tensões normais, desde que a relação $\psi = \sigma_2/\sigma_1$ seja levada em consideração. A sua aplicação à situações em que se verifica uma inversão de sinal na distribuição de tensões normais ao longo da largura b deve considerar a largura b_c , a qual representa a largura sujeita a tensões de compressão, assumindo-se que a largura tracionada $b_t = b - b_c$ é completamente efetiva.

Conforme Dubas e Gehri (1986), para este caso uma vez que a influência das imperfeições é menos severa do que no caso de compressão pura, pode-se utilizar a seguinte expressão alternativa para a largura efetiva, a qual incorpora explicitamente a influência da razão ψ :

$$\frac{b_{eff}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}} \left(1 - \frac{0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}} \right) \quad (2.20)$$

Observa-se que uma vez determinada a largura efetiva b_{eff} correspondente à largura comprimida b_c é necessário atribuí-la a cada um dos lados, de modo a que $b_{eff} = b_{e1} + b_{e2}$, em que b_{e1} e b_{e2} são adjacentes, respectivamente, às fibras mais e menos comprimidas da parte comprimida. Esta repartição deve ser efetuada, para elementos internos (AA), de acordo com as seguintes expressões:

$$b_{e1} = \frac{2 \rho b}{5 - \psi} \leq 0,4 b_c \quad (2.21)$$

e,

$$b_{e2} = \frac{(3 - \psi) \rho b}{5 - \psi} \leq 0,6 b_c \quad (2.22)$$

em que, $\rho = \frac{b_{eff}}{b_c}$

Para elementos externos (AL), a largura efetiva total da parte comprimida é adjacente à fibra menos comprimida ou mais comprimida, de acordo com o gradiente de tensões.

3

COMPORTAMENTO ELÁSTICO DE ALMAS ENRIJECIDAS E NÃO ENRIJECIDAS

3.1 Introdução

Vayas e Iliopoulos (2013) afirmam que o primeiro passo na análise de flambagem de placa é a determinação da tensão crítica de flambagem elástica, que é a tensão na qual uma placa ideal sem imperfeições e com comportamento elástico torna-se instável. E afirmam também que as tensões críticas podem ser determinadas pela aplicação da teoria linear de flambagem de placa, na qual se considera pequenos deslocamentos.

O coeficiente de flambagem para comportamento *Tipo Placa*, $k_{\sigma,p}$, pode ser obtido por meio de: gráficos, tabelas, expressões simplificadas, programas computacionais específicos ou técnicas numéricas.

3.2 Procedimento da norma europeia EN 1993-1-5:2006

3.2.1 Tensão crítica de flambagem elástica devido às tensões normais

Vayas e Iliopoulos (2013) afirmam que a determinação do coeficiente de flambagem, k_{σ} , para placa enrijecida longitudinalmente é bastante complexa. Este coeficiente depende não somente da razão de aspecto e condições de apoio, mas também de outros parâmetros, como as propriedades (axial, flexão e torção relativas da seção transversal dos enrijecedores - são chamadas relativas porque são comparadas às propriedades similares da placa isolada) e as posições dos enrijecedores.

Os coeficientes de flambagem e as tensões críticas de flambagem elástica obtidos pela norma EN 1993-1-5:2006 assumem que:

- a) os enrijecedores transversais são considerados rígidos, logo esta norma não contempla enrijecedores flexíveis;
- b) os enrijecedores longitudinais não são considerados *Classe 4*, dessa forma, nenhuma redução devido à flambagem local é considerada;
- c) a rigidez à torção dos enrijecedores longitudinais é considerada nula, assim, a falha associada à flambagem por torção dos enrijecedores longitudinais é prevista de forma conservadora. Com esta consideração, a norma é conservadora para painéis com enrijecedores de seção aberta, e ainda mais conservadora no caso de painéis com enrijecedores fechados;
- d) os painéis não têm aberturas.

Para avaliar a capacidade resistente de uma placa enrijecida longitudinalmente submetida a tensões normais longitudinais, a norma EN 1993-1-5:2006 diferencia dois tipos de comportamento, sendo comportamento *Tipo Placa* e *Tipo Pilar*, no entanto ambos devem ser considerados.

3.2.1.1 Comportamento *Tipo Placa*

A verificação do comportamento *Tipo Placa*, conforme a EN 1993-1-5:2006 requer o cálculo da denominada tensão crítica de flambagem elástica para o comportamento *Tipo Placa*, ou tensão crítica de flambagem global, $\sigma_{cr,p}$. Esta é a tensão crítica associada com o modo de flambagem *Tipo Placa* que corresponde ao modo no qual a flambagem local, ou seja dos subpainéis, não é avaliada. Este modo pode ser considerado como o resultado da flexão dos enrijecedores fora do plano da placa.

Para a determinação desta tensão crítica de flambagem elástica para placas enrijecidas, o Anexo A da norma EN 1993-1-5:2006 fornece dois métodos analíticos de acordo com o número de enrijecedores longitudinais posicionados na parte comprimida da placa:

- a) placa com um ou dois enrijecedores longitudinais na parte comprimida e demais enrijecedores na parte tracionada;
- b) placa com pelo menos três enrijecedores longitudinais comprimidos, iguais e igualmente espaçados, caso no qual é denominado de múltiplos enrijecedores.

Esses dois métodos cobrem os casos mais comuns, visto que na prática da engenharia os painéis submetidos à compressão uniforme (razão de tensões, $\psi = 1$), como mesas inferiores de vigas caixão submetidas a momento negativo, são enrijecidos por enrijecedores longitudinais igualmente espaçados, enquanto que em almas de vigas do tipo I com partes

comprimidas e tracionadas, um pequeno número de enrijecedores individuais é inserido somente na parte comprimida.

Desta forma, a norma fornece fórmulas para casos específicos, porém não sugere um método geral, isto é, para qualquer que seja o número e a localização dos enrijecedores longitudinais.

3.2.1.1.1 Procedimento para placa com múltiplos enrijecedores longitudinais comprimidos, conforme o Anexo A (A.1) da norma EN 1993-1-5:2006

O Anexo A (A.1) da EN 1993-1-5:2006 considera como placas ortotrópicas equivalentes, os elementos de placas retangulares enrijecidas com razão de aspecto $\alpha \geq 0,5$, razão de tensões $\psi \geq 0,5$ (todo o painel comprimido), e com pelo menos três enrijecedores longitudinais iguais e espaçados igualmente.

Portanto, neste caso denominado de múltiplos enrijecedores longitudinais, a placa enrijecida é tratada como uma placa ortotrópica, ou seja, uma placa com enrijecedores distribuídos, ao invés de enrijecedores posicionados discretamente como é na realidade.

A denominação enrijecedores distribuídos indica que a rigidez total de todos os enrijecedores é distribuída ao longo da largura da placa, b , de modo a considerá-la como uma placa fictícia (ortotrópica equivalente) na qual o estado crítico de flambagem corresponde ao modo global.

A tensão crítica de flambagem elástica da placa enrijecida, $\sigma_{cr,p}$, calculada na extremidade do painel onde ocorre a máxima tensão de compressão, é definida como a menor tensão crítica que leva à flambagem os enrijecedores longitudinais no sistema contínuo elástico da placa, sem ocorrer qualquer instabilidade local dos subpainéis, sendo dada por:

$$\sigma_{cr,p} = k_{\sigma,p} \sigma_E \quad (3.1)$$

onde:

- $k_{\sigma,p}$ é o coeficiente de flambagem de acordo com a teoria de placa ortotrópica, com os enrijecedores distribuídos sobre a placa;
- σ_E é a tensão de referência, que é a tensão de flambagem de Euler com a rigidez à flexão de barra substituída pela rigidez de placa. A tensão de referência (em MPa) é dada por:

$$\sigma_E = \frac{\pi^2 E t^2}{12 (1 - \nu^2) b^2} = 190000 \left(\frac{t}{b} \right)^2 \text{ em (MPa)} \quad (3.2)$$

onde:

- E é o módulo de elasticidade do aço ($E = 210000$ MPa, conforme a EN 1993-1-5:2006);
- t é a espessura da placa;
- ν é o coeficiente de Poisson do aço ($\nu = 0,3$);
- b é a largura da placa, ou a altura da alma (h_w).

O coeficiente de flambagem global do painel enrijecido é aproximado por:

$$k_{\sigma,p} = \frac{2[(1 + \alpha^2)^2 + \gamma - 1]}{\alpha^2(\psi + 1)(1 + \delta)} \quad \text{se } \alpha \leq \sqrt[4]{\gamma} \quad (3.3)$$

ou,

$$k_{\sigma,p} = \frac{4(1 + \sqrt{\gamma})}{(\psi + 1)(1 + \delta)} \quad \text{se } \alpha > \sqrt[4]{\gamma} \quad (3.4)$$

onde:

- α é a razão de aspecto da placa;
- γ é a rigidez à flexão relativa dos enrijecedores longitudinais;
- ψ é a razão de tensões (compressão linear) extremas na largura da placa, b ;
- δ é a área relativa dos enrijecedores longitudinais.

A razão de aspecto da placa é dada por:

$$\alpha = \frac{a}{b} \geq 0,5 \quad (3.5)$$

onde:

- a é o comprimento da placa.

A rigidez à flexão relativa dos enrijecedores longitudinais é dada por:

$$\gamma = \frac{I_{sl}}{I_p} \quad (3.6)$$

onde:

- I_{sl} é o momento de inércia do painel enrijecido (placa e enrijecedores longitudinais);
- I_p é o momento de inércia da placa isolada (desconsiderando os enrijecedores longitudinais) para flexão fora do plano.

O momento de inércia da placa isolada para flexão fora do plano é dado por:

$$I_p = \frac{bt^3}{12(1 - \nu^2)} = \frac{bt^3}{10,92} \quad (3.7)$$

A razão entre as tensões normais (compressão linear positiva) nas extremidades da largura da placa é dada por:

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \geq 0,5 \quad (3.8)$$

onde:

- σ_1 é a maior tensão extrema (de borda longitudinal);
- σ_2 é a menor tensão extrema (de borda longitudinal).

A área relativa dos enrijecedores longitudinais é dada por:

$$\delta = \frac{A_{sl}}{A_p} \quad (3.9)$$

onde:

- A_{sl} é a soma das áreas brutas somente dos enrijecedores longitudinais (sem as partes adjacentes da placa);
- A_p é a área bruta somente da placa ($b.t$).

O Anexo A (A.1 - Nota 1) da EN 1993-1-5:2006 salienta que os valores de $k_{\sigma,p}$ podem ser obtidos por gráficos apropriados para enrijecedores distribuídos, ou por simulações computacionais, e que alternativamente podem ser usados gráficos para enrijecedores posicionados discretamente, mas desde que a flambagem local nos subpainéis não seja avaliada.

3.2.1.1.2 Procedimento para placa com um ou dois enrijecedores longitudinais na parte comprimida, conforme o Anexo A (A.2) da norma EN 1993-1-5:2006

No caso de uma placa enrijecida longitudinalmente por um ou dois enrijecedores e uma distribuição não uniforme de tensões normais (tal como ocorre normalmente em uma alma de uma viga do tipo I ou caixão) a EN 1993-1-5:2006 apresenta um procedimento simplificado em seu Anexo A (A.1) - *Placa Ortotrópica Equivalente* para determinar a tensão crítica de flambagem elástica para uma placa simplesmente apoiada em todas as bordas. Esse método conhecido como *Método do Pilar Fictício* baseia-se em substituir a placa enrijecida por um pilar equivalente fictício restringido por um apoio contínuo elástico (no caso, a placa), conforme ilustra a Figura 3.1.

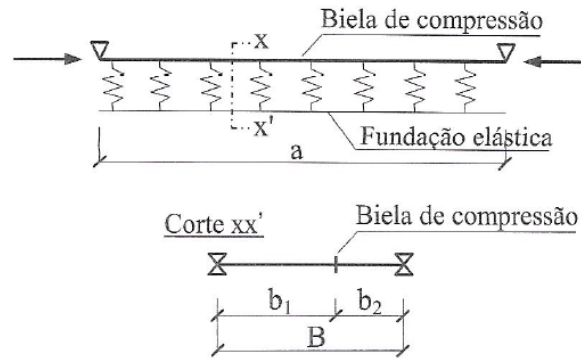


Figura 3.1 – Pilar equivalente em base elástica (JOHANSSON *et al.*, 2007, modificado).

Portanto, a tensão crítica de flambagem elástica de placa, $\sigma_{cr,p}$, é obtida a partir da tensão crítica elástica deste pilar equivalente, $\sigma_{cr,sl}$. A área da seção transversal bruta do pilar equivalente, $A_{sl,1}$, é composta pela área bruta da seção transversal do enrijecedor mais próximo à borda com a maior tensão de compressão mais as partes adjacentes de contribuição da placa (Figura 3.2 e Figura 3.3).

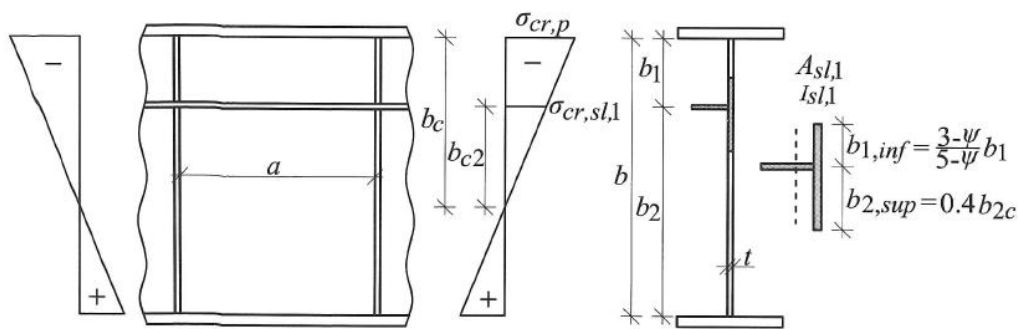


Figura 3.2 – Alma com um único enrijecedor longitudinal na parte comprimida (EN 1993-1-5, 2006, modificado).

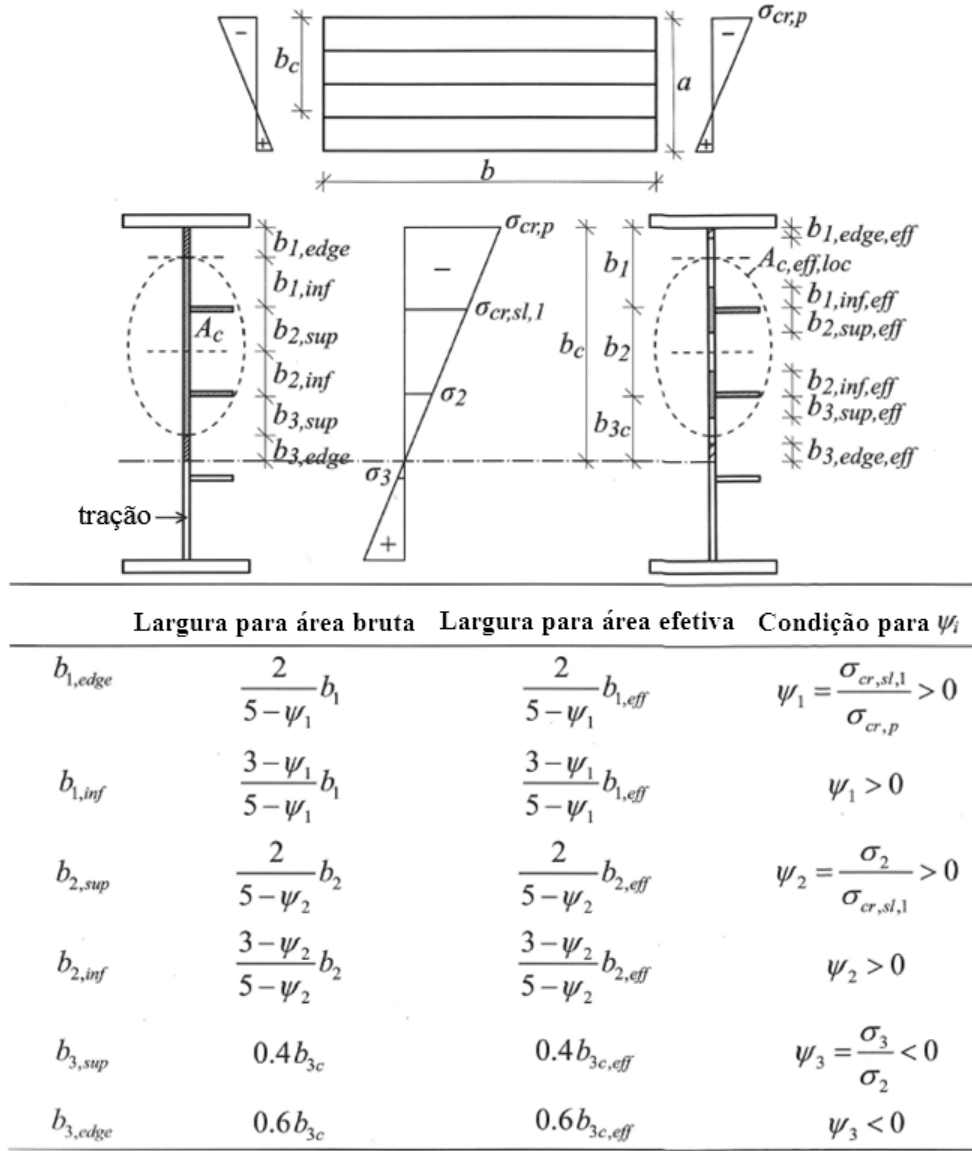


Figura 3.3 – Alma enrijecida longitudinalmente submetida a flexão (EN 1993-1-5, 2006, modificado).

A base deste método simplificado corresponde à flambagem deste pilar supondo-o como carregado axialmente e continuamente apoiado em uma base elástica, que representa a rigidez à flexão da placa. Essa base elástica considera os efeitos estabilizadores causados pela flexão da placa na direção perpendicular ao enrijecedor, quando este é submetido à compressão e tende a flambar.

A tensão crítica de flambagem elástica do pilar equivalente é dada por:

$$\sigma_{cr,sl} = \frac{1,05E}{A_{sl,1}} \frac{\sqrt{I_{sl,1}} t^3 b}{b_1 b_2} \text{ se } a \geq a_c \quad (3.10)$$

ou,

$$\sigma_{cr,sl} = \frac{\pi^2 E I_{sl,1}}{A_{sl,1} a^2} + \frac{E t^3 b a^2}{4\pi^2 (1 - \nu^2) A_{sl,1} b_1^2 b_2^2} \text{ se } a < a_c \quad (3.11)$$

onde:

- $A_{sl,1}$ é a área bruta do pilar equivalente;
- $I_{sl,1}$ é o momento de inércia da seção bruta do pilar equivalente, em torno de um eixo centroidal e paralelo ao plano da placa;
- b_1, b_2 são as distâncias entre as bordas longitudinais da alma e o enrijecedor longitudinal;
- b é a soma de b_1 com b_2 ;
- a_c é o comprimento de flambagem.

O comprimento de flambagem, assumindo que os enrijecedores transversais são rígidos, é dado por:

$$a_c = 4,33 \sqrt[4]{\frac{I_{sl,1} b_1^2 b_2^2}{t^3 b}} \quad (3.12)$$

Se $a < a_c$, existem várias meia ondas senoidais ao longo do comprimento do painel a , entretanto se $a > a_c$, o comprimento de flambagem será considerado igual ao comprimento do painel a .

Para obter a tensão crítica de flambagem elástica de placa, $\sigma_{cr,p}$, definida como a maior tensão de compressão na placa, no caso de uma tensão gradiente sobre a largura da placa, deve-se extrapolar a tensão crítica obtida no pilar equivalente, $\sigma_{cr,sl}$ na posição do enrijecedor comprimido para a borda mais comprimida da placa, conforme representado na Eq. (3.13):

$$\sigma_{cr,p} = \frac{b_c}{b_{c2}} \sigma_{cr,sl} \quad (3.13)$$

onde:

- b_c e b_{c2} são valores geométricos da distribuição de tensões usados para a extrapolação, conforme a Figura 3.2.

Beg *et al.* (2010) chamam a atenção para o fato de que quando um enrijecedor está localizado na linha neutra ou muito próximo a esta, o valor de b_{c2} é zero ou um valor muito pequeno, e $\sigma_{cr,p}$ tende ao infinito. Os autores salientam que à primeira vista este resultado parece

estranho, mas este simplesmente indica que a flambagem de placa global do painel enrijecido não ocorrerá, porque não há força de compressão no enrijecedor. Neste caso, a flambagem local do subpainel de largura b_1 (Figura 3.2) prevalece, e o enrijecedor pode até ser desprezado. Neste contexto, os autores ressaltam que a partir das Eqs. (3.10) a (3.12) observa-se claramente que quando um enrijecedor está muito perto da mesa comprimida, o valor b_1 (Figura 3.2) tende para um valor muito pequeno, e conseqüentemente, $\sigma_{cr,sl}$ tende ao infinito, e que isto mais uma vez indica que a flambagem global da placa enrijecida não ocorrerá porque o enrijecedor está totalmente restringido na alma.

No caso de uma placa enrijecida com dois enrijecedores longitudinais posicionados na parte comprimida, a tensão crítica de flambagem elástica para placa simplesmente apoiada em todas as bordas, $\sigma_{cr,p}$, é determinada com o mesmo procedimento usado para o caso de um único enrijecedor na parte comprimida. Porém, este procedimento deve ser repetido três vezes, e a tensão crítica será dada pelo menor valor dentre os obtidos para os três casos, conforme descrito a seguir e ilustrado na Figura 3.4:

- o enrijecedor I é considerado como um pilar em base elástica contínua representando a placa, e assume-se que o enrijecedor II atua como um apoio rígido;
- o enrijecedor II é considerado como um pilar em base elástica contínua fornecida pela placa, e assume-se que o enrijecedor I atua como um apoio rígido;
- um enrijecedor único fictício equivalente aos enrijecedores I e II é considerado para simular a flambagem de ambos os enrijecedores simultaneamente.

O enrijecedor fictício equivalente é posicionado no ponto de aplicação da resultante das forças nos enrijecedores individuais I e II, conforme ilustra a Figura 3.4 e informa a Eq. (3.14):

$$b_1^{I+II} = \frac{A_{sl,2} b_{c,2}}{A_{sl,1} b_{c,1} + A_{sl,2} b_{c,2}} b_2^I b_1^{II} \quad (3.14)$$

onde:

- $A_{sl,1}$ é a área da seção do enrijecedor I;
- $b_{c,1}$ é a distância entre a linha neutra da alma e o enrijecedor I;
- $A_{sl,2}$ é a área da seção do enrijecedor II;
- $b_{c,2}$ é a distância entre a linha neutra da alma e o enrijecedor II;
- b_2^I é a posição do enrijecedor I;
- b_1^{II} é a posição do enrijecedor II.

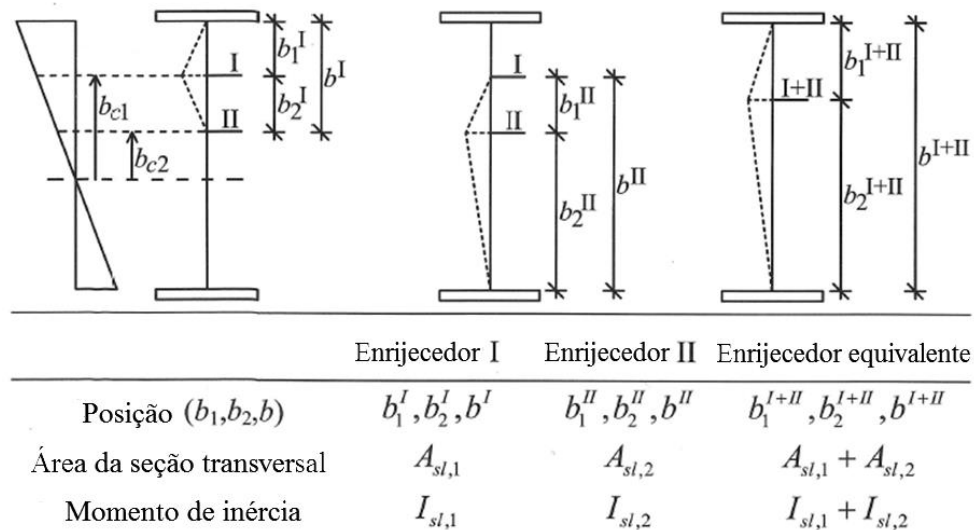


Figura 3.4 – Modelo com dois enrijecedores longitudinais na parte comprimida (EN 1993-1-5, 2006, modificado).

Como este enrijecedor substitui ambos os enrijecedores I e II, as propriedades da sua seção transversal são a soma das propriedades dos enrijecedores individuais.

Neste método os enrijecedores posicionados na parte tracionada são desprezados.

Da mesma forma que para um único enrijecedor na parte comprimida, conforme a Eq. (3.13), no caso de uma tensão gradiente sobre a largura da placa, a tensão crítica de flambagem de placa deve ser extrapolada da posição do enrijecedor à borda mais comprimida da placa.

Beg *et al.* (2010) alertam que este procedimento pode fornecer resultados muito conservadores, especialmente para os enrijecedores localizados perto da mesa comprimida ou perto da linha neutra, e recomendam usar, por exemplo, o programa computacional *EBPlate* 2.01, ao invés deste procedimento simplificado.

3.2.1.2 Comportamento Tipo Pilar

Conforme o item 4.5.3(1) da EN 1993-1-5:2006, a tensão crítica de flambagem elástica para elemento de placa enrijecida, para comportamento *Tipo Pilar*, $\sigma_{cr,c}$, é dada pela tensão de flambagem do elemento de placa com os apoios removidos ao longo das bordas longitudinais.

Para placas com enrijecedores longitudinais, a tensão crítica elástica para comportamento *Tipo Pilar* é a tensão crítica de flambagem, $\sigma_{cr,sl,1}$, para um pilar birrotulado carregado axialmente, formado por um único enrijecedor (no caso aquele que for o mais próximo da

borda do painel com a maior tensão de compressão) mais as partes adjacentes da placa, conforme a Eq. (3.15).

$$\sigma_{cr,sl,1} = \frac{\pi^2 E I_{sl,1}}{A_{sl,1} a^2} \quad (3.15)$$

onde:

- $A_{sl,1}$ é a área bruta da seção transversal do enrijecedor mais as partes adjacentes da placa;
- $I_{sl,1}$ é o momento de inércia da seção transversal bruta do enrijecedor mais as partes adjacentes da placa, para flexão fora do plano da placa;
- a é o comprimento de flambagem de um enrijecedor, normalmente igual a distância entre enrijecedores transversais rígidos, ou seja, o comprimento do painel.

Para compressão uniforme, a tensão crítica de flambagem elástica para comportamento *Tipo Pilar* vale:

$$\sigma_{cr,c} = \sigma_{cr,sl,1} \quad (3.16)$$

Para outras razões de tensões, a tensão crítica $\sigma_{cr,c}$, é obtida extrapolando a tensão crítica, $\sigma_{cr,sl}$, até a borda mais comprimida do painel enrijecido, dada por:

$$\sigma_{cr,c} = \frac{b_c}{b_{sl,1}} \sigma_{cr,sl,1} \quad (3.17)$$

onde:

- b_c e $b_{sl,1}$ são valores geométricos da distribuição de tensões usados para a extrapolação, conforme a Figura 3.2, considerando $b_{sl,1} = b_{c2}$.

3.2.2 Tensão crítica de flambagem elástica devido às tensões de cisalhamento

Segundo Allen e Bulson (1980), uma placa retangular com as bordas simplesmente apoiadas, submetida a cisalhamento puro, Figura 3.5, apresenta uma tensão crítica elástica dada por:

$$\tau_{cr} = \frac{k_\tau \pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 = \frac{k_\tau \pi^2 D}{t b^2} \quad (3.18)$$

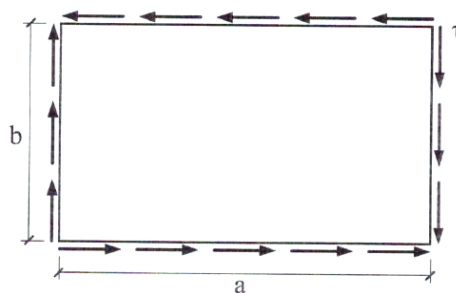


Figura 3.5 – Placa submetida ao cisalhamento puro (ALLEN e BULSON, 1980, modificado).

Segundo Stein e Fralich (1949)⁴ e, Cook e Rockey (1962)⁵, *apud* Da Silva e Gervásio (2007), no caso de placas enrijecidas transversalmente, a tensão crítica elástica ao cisalhamento (Figura 3.6) é também dada pela Eq. (3.18), em que os enrijecedores transversais de seção aberta por apresentarem rigidez à torção desprezível (giram quando a placa flamba), sob a atuação de tensões de cisalhamento que aparecem com a torção, a flambagem destes pode produzir modos simétricos e assimétricos em relação ao eixo de cada painel.

A rigidez à flexão do enrijecedor transversal é mensurada pelo parâmetro γ_s , dado por:

$$\gamma_s = \frac{EI_s}{bD} \quad (3.19)$$

onde:

– EI_s é a rigidez a flexão fora do plano da placa, do enrijecedor.

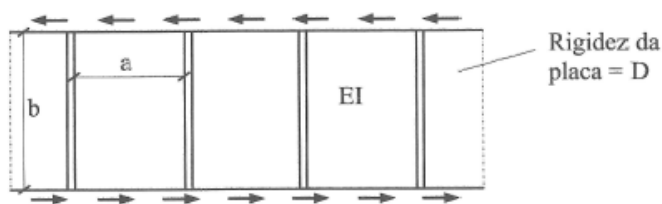


Figura 3.6 – Placa submetida ao cisalhamento puro (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007).

No caso de placas enrijecidas longitudinalmente, conforme Crate e Lo (1948)⁶, *apud* Da Silva e Gervásio (2007), o coeficiente de flambagem para um painel de alma longo, simplesmente

⁴ STEIN, M.; FRALICH, R. W. Critical shear stress of infinitely long, simply supported plate with transverse stiffeners. NATIONAL AERONAUTICS AND SPACE ADMINISTRATION WASHINGTON DC, 1949.

⁵ COOK, I. T.; ROCKEY, K. C. Shear Buckling of Clamped and Simply-Supported Infinitely Long Plates Reinforced by Transverse Stiffeners. The Aeronautical Quarterly, v. 13, n. 1, p. 41-70, 1962.

⁶ CRATE, H.; LO, Hsu. Effect of longitudinal stiffeners on the buckling load of long flat plates under shear. 1948.

apoiado nas bordas longitudinais, e com um enrijecedor longitudinal central, em função do parâmetro de rigidez γ_s dado na Eq. (3.19), com h_w ao invés de b , é dado por:

$$k_\tau = 5,34 + 1,36\sqrt[3]{\gamma_s} \quad (3.20)$$

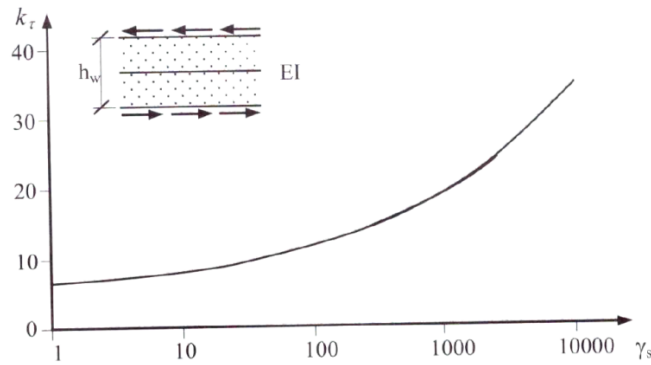


Figura 3.7 – Coeficiente de flambagem por cisalhamento para placa com um único enrijecedor longitudinal centrado (DA SILVA e GERVÁSIO, 2007).

Segundo Seydel (1933)⁷, *apud* Da Silva e Gervásio (2007), no caso de placas enrijecidas com vários enrijecedores longitudinais e transversais, por meio da utilização da teoria de placas ortotrópicas, obtém-se uma tensão crítica elástica ao cisalhamento, dada por:

$$\tau_{cr} = \frac{k_\tau \pi^2}{t b^2} (D_x)^{1/4} (D_y)^{3/4} \quad (3.21)$$

onde:

– D_x e D_y são as rigidezes à flexão da placa nas direções x e y, respectivamente.

A norma EN 1993-1-5:2006 não fornece fórmulas para determinar os coeficientes de flambagem por cisalhamento, k_τ , para placas enrijecidas com enrijecedores transversais intermediários flexíveis. Neste caso, o valor de k_τ pode ser obtido por meio de gráficos apropriados, análise de autovalores da placa enrijecida, ou programa adequado.

Segundo Beg *et al.* (2010), nas estruturas de aço atuais, os enrijecedores transversais intermediários flexíveis não são aplicados com frequência na prática, uma vez que o aumento proporcionado da capacidade resistente ao cisalhamento pode ser muito baixo. Enrijecedores transversais são considerados rígidos quando previnem deslocamentos transversais dos

⁷ SEYDEL, E. Über das Ausbeulen von rechteckigen, isotropen oder orthogonalen isotropen Platten bei Schubbeanspruchung. Ingenieur-Archiv, v. 4, n. 2, p. 169-191, 1933.

painéis da alma ao longo da linha de união entre a alma e o enrijecedor, e permanecem em linha reta na fase pós-crítica da placa. Por outro lado, os enrijecedores flexíveis flambam juntamente com a alma em placa, apesar de aumentar a resistência e rigidez dos painéis da alma.

O Anexo A (A.3) da norma EN 1993-1-5:2006 fornece as fórmulas para o cálculo do coeficiente de flambagem por cisalhamento de placa, k_τ , para os seguintes casos: placas com enrijecedores transversais rígidos; e placas enrijecidas longitudinalmente entre enrijecedores transversais rígidos, sendo que:

- a) para painéis sem enrijecedores longitudinais tais como subpainéis de painéis enrijecidos, Figura 3.8, ou para painéis somente com enrijecedores transversais rígidos (assumindo as bordas simplesmente apoiadas), Figura 3.9, tem-se:

$$k_\tau = 4,00 + 5,34 \left(\frac{h_w}{a} \right)^2 \quad \text{para} \quad \frac{a}{h_w} < 1,0 \quad (3.22)$$

ou,

$$k_\tau = 5,34 + 4,00 \left(\frac{h_w}{a} \right)^2 \quad \text{para} \quad \frac{a}{h_w} \geq 1,0 \quad (3.23)$$

onde:

- h_w é a largura do painel, no caso, a altura da alma do perfil;
- a é o comprimento do painel, ou seja, a distância entre os enrijecedores transversais rígidos.

Conforme mostra a Figura 3.8, quando uma parte de uma placa de alma encontra-se somente contornada por enrijecedores transversais e longitudinais, ou enrijecedores transversais e mesas rígidas, esta parte pode ser tratada simplesmente como uma placa isolada, ou seja, um subpainel.

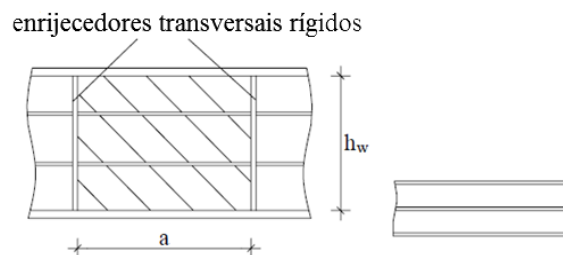


Figura 3.8 – Painel de alma enrijecido longitudinalmente (JOHANSSON *et al.*, 2007, modificado).

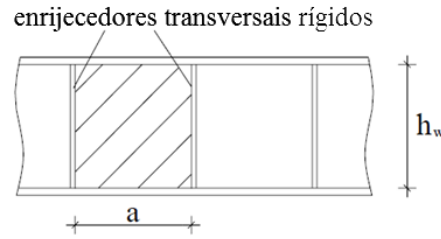


Figura 3.9 – Painel de alma não enrijecido longitudinalmente (JOHANSSON *et al.*, 2007, modificado).

- b) para painéis enrijecidos com um ou dois enrijecedores longitudinais, e razão de aspecto $\alpha < 3$:

$$k_{\tau} = 4,1 + \frac{6,3 + 0,18 \left(\frac{I_{sl}}{t^3 \cdot h_w} \right)}{\alpha^2} + 2,2 \sqrt[3]{\frac{I_{sl}}{t^3 h_w}} \quad (3.24)$$

onde:

– I_{sl} é o momento de inércia para a flambagem perpendicular ao plano da placa, sendo determinado com o enrijecedor mais uma largura efetiva da placa, de $15 \varepsilon t$, em cada lado do enrijecedor, até à largura geométrica máxima existente sem partes sobrepostas, conforme a Figura 3.10.

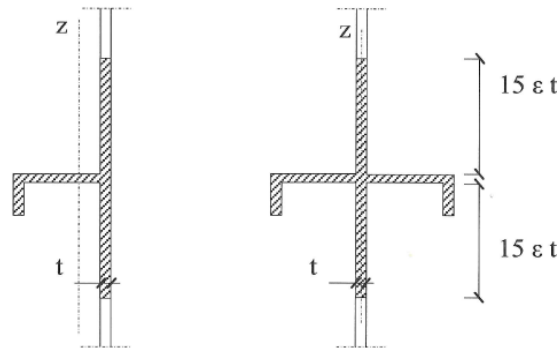


Figura 3.10 – Enrijecedor mais a largura efetiva da placa (JOHANSSON *et al.*, 2007, modificado).

- c) para painéis enrijecidos com enrijecedores transversais rígidos e, um ou dois enrijecedores longitudinais, e razão de aspecto $\alpha \geq 3$; ou para painéis enrijecidos com mais do que dois enrijecedores longitudinais:

$$k_{\tau} = 4 + 5,34 \left(\frac{h_w}{a} \right)^2 + k_{\tau sl} \quad \text{para} \quad \frac{a}{h_w} < 1,0 \quad (3.25)$$

ou,

$$k_{\tau} = 5,34 + 4 \left(\frac{h_w}{a} \right)^2 + k_{\tau sl} \quad \text{para} \quad \frac{a}{h_w} \geq 1,0 \quad (3.26)$$

onde:

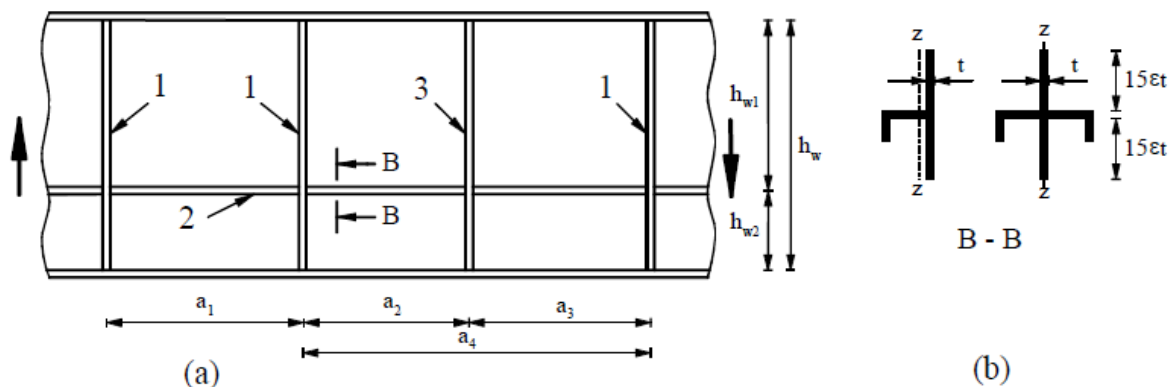
$$k_{\tau sl} = 9 \left(\frac{h_w}{a} \right)^2 \sqrt[4]{\left(\frac{I_{sl}}{t^3 h_w} \right)^3} \geq \frac{2,1}{t} \sqrt[3]{\frac{I_{sl}}{h_w}} \quad (3.27)$$

No caso de painéis com dois ou mais enrijecedores longitudinais iguais, mas não necessariamente igualmente espaçados, o valor de I_{sl} é dado pela soma das rigidezes individuais dos enrijecedores.

A norma EN 1993-1-5:2006 em seu item 5.3(4) exige uma redução do momento de inércia do enrijecedor longitudinal, $I_{sl,1}$, para 1/3 do atual valor, ao calcular o valor de k_{τ} . As Eqs. (3.24), (3.25), (3.26) e (3.27) já consideram o valor de 1/3 de redução no momento de inércia do enrijecedor longitudinal.

Segundo Johansson *et al.* (2007) e Beg *et al.* (2010), em almas enrijecidas longitudinalmente, os enrijecedores longitudinais aumentam a capacidade resistente total, mas alivia o desenvolvimento do campo de tração, o que proporciona um comportamento pós-crítico menos acentuado em comparação com este comportamento nas almas não enrijecidas longitudinalmente. Portanto, a redução em 1/3 do momento de inércia do enrijecedor longitudinal é explicada pela reserva pós-crítica reduzida das placas enrijecidas em comparação às placas não enrijecidas. Porém, salienta-se que resultados de pesquisas de Pavlovic *et al.* (2007) mostram que essa redução só é necessária para enrijecedores com uma pequena rigidez à torção, como enrijecedores retangulares sólidos. E que em relação aos enrijecedores longitudinais com uma grande rigidez à torção, como enrijecedores trapezoidais, o valor do momento de inércia pode ser considerado sem ser reduzido em 1/3.

Os enrijecedores rígidos e flexíveis podem ser utilizados, porém quando pelo menos um dos enrijecedores é flexível, painéis maiores contendo enrijecedores flexíveis também devem ser verificados. As notas 3 e 5 do item 5.3 da EN 1993-1-5:2006 fornecem esquemas de verificação para enrijecedores transversais intermediários flexíveis. Estes esquemas foram explicitados por Johansson *et al.* (2007), conforme descrito a seguir:



- 1 Enrijecedor transversal rígido
 2 Enrijecedor longitudinal
 3 Enrijecedor transversal não-rígido

Figura 3.11 – Alma com enrijecedores transversais e longitudinais (EN 1993-1-5, 2006, modificado).

- a) no caso em que um enrijecedor transversal flexível é posicionado entre enrijecedores transversais rígidos, por exemplo o enrijecedor transversal de número três no painel ($a_4 \times h_w$) é posicionado entre os enrijecedores transversais rígidos de número 1, conforme ilustra a Figura 3.11, os painéis individuais adjacentes ($a_2 \times h_w$ e $a_3 \times h_w$) ao enrijecedor transversal flexível, e o painel total ($a_4 \times h_w$) entre os enrijecedores transversais rígidos, devem ser verificados para o valor mínimo de k_τ , obtido da seguinte maneira: para os painéis individuais adjacentes ($a_2 \times h_w$ e $a_3 \times h_w$) ao enrijecedor transversal flexível, o valor de k_τ pode ser determinado conforme o Anexo A (A.3) da EN 1993-1-5:2006. Já para o painel ($a_4 \times h_w$) que contém um enrijecedor transversal intermediário flexível, o valor de k_τ pode ser determinado a partir de gráficos apropriados ou utilizando um análise de autovalores do painel, conforme sugere o Anexo C da EN 1993-1-5:2006, uma vez que as fórmulas do Anexo A (A.3) da EN 1993-1-5:2006 não cobrem casos com enrijecedores transversais intermediários flexíveis.
- b) para as almas com vários enrijecedores transversais flexíveis a seguinte simplificação no cálculo de k_τ pode ser usada, conforme ilustra a Figura 3.12: os dois painéis adjacentes com um enrijecedor transversal flexível, painel ($a_1 \times h_w$), e também os três painéis adjacentes com dois enrijecedores transversais flexíveis, painel ($a_2 \times h_w$), devem ser verificados, e em seguida adotado o menor dos dois valores como k_τ . Em ambos os casos, os painéis são considerados com bordas rigidamente apoiadas.

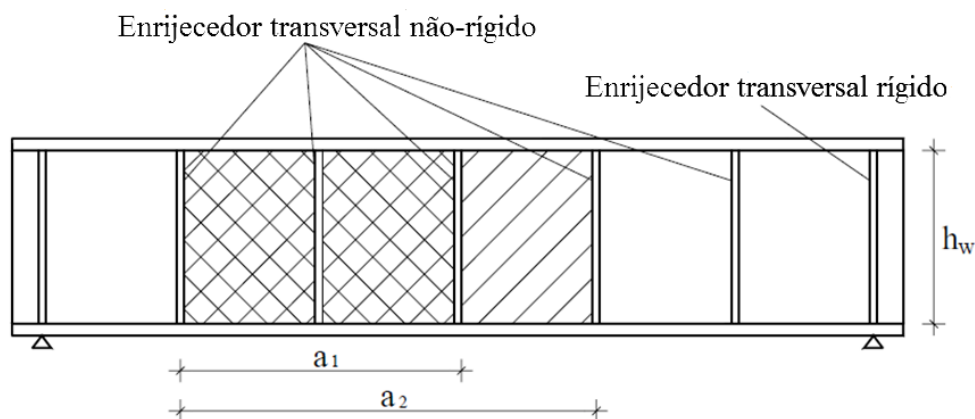


Figura 3.12 – Pannel de alma com vários enrijecedores transversais flexíveis (JOHANSSON *et al.*, 2007, modificado).

3.3 Programa computacional para análise elástica de flambagem de placas, *EBPlate 2.01*

3.3.1 Introdução

O programa *EBPlate 2.01*, *Elastic Buckling of Plates*, foi escrito em linguagem *Visual Basic* (VB) para o sistema *Windows*. O *EBPlate 2.01* foi desenvolvido pelo *Centre Technique Industriel de la Construction Métallique* (CTICM) no âmbito do projeto de investigação europeu “RFS-CR-03018 (2003 a 2006)”, como parte do projeto *Competitive Steel and Composite Bridges by Innovative Steel Plated Structures* (COMBRI), e foi financiado parcialmente pelo *European Research Fund for Coal and Steel* (RFCS).

O *EBPlate 2.01* apresenta os modos de flambagem e calcula as tensões críticas correspondentes de flambagem elástica, de placas retangulares com várias condições de contorno, espessura uniforme, carregadas no seu plano e com comportamento isotrópico ou ortotrópico. Também o programa considera placas com enrijecedores longitudinais (seções abertas ou fechadas) e/ou transversais, ou placas não enrijecidas.

3.3.2 Modelo analítico para cálculo das tensões críticas

No *EBPlate 2.01*, as tensões podem ser tratadas como tensões definidas “analiticamente” ou como tensões definidas por meio de “malha”, ou ambas. Para tensões definidas em “malha”, a placa é dividida em uma “malha” global formada por retângulos uniformes e as tensões são definidas no centro de cada “malha” isolada.

Neste trabalho, as tensões serão tratadas como “analíticas”. As tensões normais “analíticas” são interpoladas linearmente, a partir dos valores fornecidos para as bordas da placa. O cisalhamento “analítico” é suposto como constante ao longo de toda a placa.

O processo de cálculo é dividido em três etapas: a preparação das matrizes, a resolução do problema de autovetores e autovalores, e o cálculo das linhas de contorno que definem os modos de flambagem.

O usuário fornece os parâmetros da forma deformada (parâmetros de Fourier) especificando o número máximo de meia ondas do modo de flambagem para cada direção da placa, o que indica a complexidade do modo de flambagem. Quanto ao número de modos, há as seguintes opções: pesquisar o primeiro modo de flambagem, os vinte primeiros, ou todos os modos de flambagem.

Conforme Galéa e Martin (2006), o programa *EBPlate* 2.01 calcula o fator crítico (mínimo), ϕ_{cr} , por meio de uma solução aproximada pelo método de energia semi-analítico de Rayleigh-Ritz. Este fator é tal que ao ser aplicado às tensões σ_x , σ_y e τ , definidas pelo usuário e que atuam na placa, resulta na tensão de flambagem elástica da placa. Logo, as tensões críticas são dadas por:

$$\sigma_{x,cr} = \phi_{cr} \sigma_x \quad (3.28)$$

e,

$$\sigma_{y,cr} = \phi_{cr} \sigma_y \quad (3.29)$$

e,

$$\tau_{cr} = \phi_{cr} \tau \quad (3.30)$$

As tensões críticas, obtidas através dos coeficientes de flambagem, são dadas por:

$$\sigma_{x,cr} = k_{\sigma x} \sigma_E \quad (3.31)$$

e,

$$\sigma_{y,cr} = k_{\sigma y} \sigma_E \quad (3.32)$$

e

$$\tau_{cr} = k_{\tau} \sigma_E \quad (3.33)$$

onde:

– σ_E é a tensão de referência, dada pela Eq.(3.2).

O modo de flambagem da placa é descrito utilizando séries de Fourier:

$$w(x, y) = \sum_{m=1}^{m_{max}} \sum_{n=1}^{n_{max}} \left(a_{mn} \operatorname{sen}\left(\frac{m\pi x}{a}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{n\pi y}{b}\right) \right) \quad (3.34)$$

onde:

- m_{max} é o número máximo de meia ondas consideradas na direção x;
- n_{max} é o número máximo de meia ondas consideradas na direção y;
- a_{mn} são os parâmetros de deslocamento ou graus de liberdade do sistema (componentes do autovetor).

Portanto, as variações de energia calculadas para instabilidade são dadas por:

$$\Delta U - \Delta W_{int}(S_{cr}) = 0 = \text{mínimo} \quad (3.35)$$

onde:

- ΔU é a variação de energia de deformação da placa;
- $\Delta W_{int}(S_{cr})$ é a variação de trabalho interno de tensões críticas;
- S_{cr} são as tensões críticas.

As tensões críticas são dadas por:

$$S_{cr} = \phi_{cr} S \quad (3.36)$$

onde:

- ϕ_{cr} são os fatores críticos;
- S são as tensões solicitantes.

Logo, o seguinte problema de autovalores pode resolvido:

$$\det[R_0 - \phi_{cr} R_G(S)] = 0 \quad (3.37)$$

onde:

- R_0 é a matriz de rigidez inicial (de energia de deformação);
- R_G é a matriz de rigidez geométrica (de trabalho interno de tensões).

O elemento na linha i e coluna j de cada matriz é obtido de:

$$r_{ij}^0 = \frac{\partial^2(\Delta U)}{\partial a_i \partial a_j} \text{ para } R_0 \quad (3.38)$$

e,

$$r_{ij}^G = \frac{\partial^2(\Delta W_{int}(S))}{\partial a_i \partial a_j} \text{ para } R_G \quad (3.39)$$

Por meio de um trabalho de análise intensiva pelo CTICM foram calculados todos os termos r_{ij} através da realização de todas as integrações necessárias (energias) e derivações (termos R_{ij}).

Portanto, no final do processo, o programa fornece como resultados os seguintes valores: o fator crítico, ϕ_{cr} , as tensões críticas $\sigma_{ij,cr}$ e os coeficientes de flambagem $k_{\sigma ij}$.

O procedimento comum do usuário no *EBPlate* 2.01 consiste na avaliação dos modos de flambagem e escolha do modo global com o mínimo valor de ϕ_{cr} , o qual corresponde ao comportamento *Tipo Placa*; e em seguida no cálculo da tensão crítica de flambagem de placa.

Segundo Beg *et al.* (2010), normalmente para placas com enrijecedores “mais rígidos”, modos globais são muito difíceis de serem calculados devido ao grande número de modos locais (a flambagem local dos subpainéis predomina). O cálculo da tensão de flambagem de placa por meio de análises de modos de flambagem leva a um problema sem solução quando os enrijecedores são “mais rígidos”. Por esta razão, foi proposto um procedimento no *EBPlate* 2.01 para obter já no primeiro modo, a tensão crítica elástica correspondente ao comportamento *Tipo Placa*, $\sigma_{cr,p}$. Usando o Procedimento Proposto no *EBPlate* 2.01, o modo de flambagem global de placa pode ser facilmente obtido.

Portanto, o cálculo da tensão crítica elástica para o comportamento *Tipo Placa*, $\sigma_{cr,p}$, usando o programa *EBPlate* 2.01, pode ser realizado de duas maneiras:

- a) método Convencional (procedimento usual) que consiste na avaliação dos modos de flambagem para o cálculo da tensão crítica;
- b) procedimento Proposto no *EBPlate* 2.01.

3.3.3 Procedimento Proposto no *EBPlate* 2.01(2007)

Um procedimento utilizando o programa *EBPlate* 2.01 foi proposto para o caso de placas submetidas às tensões normais longitudinais, com enrijecedores longitudinais independentemente da sua quantidade e localização, sendo o seu princípio apresentado na Figura 3.13. Este procedimento foi desenvolvido com o propósito de obter o valor da tensão crítica da placa enrijecida longitudinalmente para o comportamento do *Tipo Placa*, $\sigma_{cr,p}$, definida como a primeira tensão crítica que fornece a flambagem dos enrijecedores longitudinais no contínuo elástico da placa com todas as flambagens locais dos subpainéis sendo evitadas.

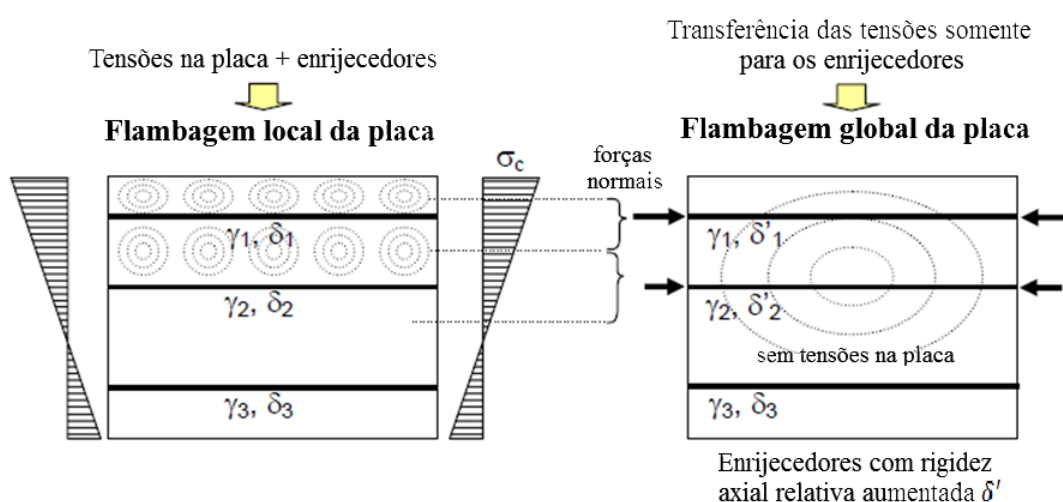


Figura 3.13 – Princípio do método (GALÉA e MARTIN, 2006, modificado).

Conforme Galéa e Martin (2006), o procedimento consiste em evitar a instabilidade local nos subpainéis, sem desprezar os efeitos desestabilizadores das tensões na própria placa, por meio do recurso de “transferência” dessas tensões para os enrijecedores. As tensões são “transferidas” da placa para os enrijecedores pela modificação da rigidez axial relativa de cada enrijecedor longitudinal na parte comprimida. Os autores apresentam as operações que devem ser realizadas no programa *EBPlate* 2.01 para que esta “transferência” seja efetivada:

- a) exclusão de todas as tensões longitudinais na própria placa

A placa deve ser considerada como uma placa ortotrópica fictícia, com seu coeficiente ortotrópico na direção x , η_x , sendo definido como -1, que é um valor de referência que significa que o programa não considerará as tensões longitudinais na própria placa e, portanto a flambagem local nos subpainéis não ocorrerá. Todos os outros coeficientes ortotrópicos são definidos como zero (β_x, η_y, β_y), o que significa que a própria placa é isotrópica.

b) transferência das tensões da placa para os enrijecedores

As tensões na placa são consideradas pela transferência destas aos enrijecedores, por meio do recurso de aumentar a área bruta da seção (parâmetro δ) do enrijecedor na parte comprimida da placa, enquanto os parâmetros γ e θ são mantidos inalterados. Os enrijecedores na parte tracionada da placa não são ignorados, e os seus parâmetros são mantidos inalterados, incluindo o parâmetro δ .

O aumento do parâmetro δ para os enrijecedores na parte comprimida da placa, conforme ilustrado na Figura 3.14, é dado por:

$$\delta' = \delta + \left(\frac{3 - \psi_{top}}{5 - \psi_{top}} \frac{b_i}{b_{ij}} + \frac{2}{5 - \psi_{bot}} \frac{b_j}{b_{ij}} \right) \text{ se } \psi_{bot} \geq 0 \quad (3.40)$$

ou,

$$\delta' = \delta + \left(\frac{3 - \psi_{top}}{5 - \psi_{top}} \frac{b_i}{b_{ij}} + \frac{0,4}{1 - \psi_{bot}} \frac{b_j}{b_{ij}} \right) \text{ se } \psi_{bot} < 0 \quad (3.41)$$

onde:

– ψ_{top} , ψ_{bot} , ψ são as razões das tensões.

As razões das tensões são dadas por:

$$\psi_{top} = \frac{\sigma_{st}}{\sigma_{top}} \quad (3.42)$$

e,

$$\psi_{bot} = \frac{\sigma_{bot}}{\sigma_{st}} \quad (3.43)$$

e,

$$\psi = \frac{\sigma_{bot}}{\sigma_{top}} = \psi_{bot} \psi_{top} \quad (3.44)$$

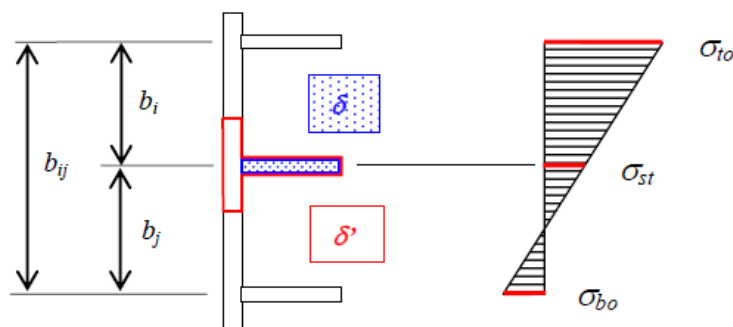


Figura 3.14 – Caso de enrijecedor na parte comprimida da placa (GALÉA e MARTIN, 2006).

O Procedimento Proposto para calcular $\sigma_{cr,p}$ com *EBPlate* 2.01 para uma placa com enrijecedores longitudinais tem as seguintes vantagens:

- o procedimento é geral, atende a qualquer que seja o número e a localização dos enrijecedores;
- o procedimento evita as lacunas que existem entre as fórmulas da EN 1993-1-5:2006 para casos específicos;
- os enrijecedores na parte tracionada não são ignorados, portanto o seu efeito vantajoso de rigidez à flexão é levado em conta;
- a busca pelo primeiro modo global (com deformação global do enrijecedor) entre todos os modos de flambagem deixa de ser necessária, o que evita erros notáveis e valores inseguros.

3.4 Gráficos e tabelas apropriados de Klöppel e Scheer (1960), e Klöppel e Möller (1968)

3.4.1 Introdução

Em 1960, os professores alemães Kurt Klöppel e Joachim Scheer programaram a teoria de flambagem de placas retangulares enrijecidas por meio de um critério de equilíbrio, que consiste em admitir que ocorra flambagem (perda de estabilidade do equilíbrio) da placa devido à atuação de forças em seu plano; e em seguida obter as forças nas quais a placa se mantém em equilíbrio em sua configuração deformada.

Klöppel e Scheer usaram a solução de Navier para placas retangulares simplesmente apoiadas, que é uma solução analítica (equação diferencial parcial de 4ª ordem) pelo método da energia por séries duplas trigonométricas. A placa quando submetida à ação de uma carga distribuída,

$p(x_1, x_2)$, pode ser representada através de séries trigonométricas duplas de Fourier do seguinte modo:

$$p(x_1, x_2) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} p_{mn} \operatorname{sen}\left(\frac{m\pi x_1}{a}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{n\pi x_2}{b}\right) \quad (3.45)$$

onde:

- p_{mn} são constantes;
- m e n são números inteiros.

Uma solução possível para a equação de Lagrange é a chamada solução de Navier para a qual se considera $\omega(x_1, x_2)$, uma função do tipo série dupla de senos que verifica simultaneamente a equação de Lagrange e as condições de contorno. Logo, obtém-se a equação da deformada com a seguinte forma:

$$\omega(x_1, x_2) = -\frac{1}{\pi^4 D} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{p_{mn}}{\left(\frac{m^2}{a^2} + \frac{n^2}{b^2}\right)} \operatorname{sen}\left(\frac{m\pi x_1}{a}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{n\pi x_2}{b}\right) \quad (3.46)$$

Com a ajuda do computador IBM 704 doado para Darmstadt TH pela IBM Deutschland, em 1958, Kurt Klöppel e Joachim Scheer calcularam os coeficientes de flambagem para casos padronizados. Os autores publicaram gráficos utilizados na prática diária da engenharia de estruturas de aço para determinar os coeficientes de flambagem e, portanto, analisar as tensões críticas de flambagem elástica de placas.

Em 1968, um segundo volume foi publicado por Kurt Klöppel e Karl Heinrich Möller. A última revisão ocorreu em 2001.

Estes gráficos possibilitam obter as tensões críticas elásticas para casos práticos comuns, uma vez que têm um número limitado de configurações (geometria da placa; posições, quantidade e propriedades dos enrijecedores; distribuição de tensão), além disso, nestes gráficos a rigidez à torção dos enrijecedores longitudinais é considerada nula.

3.4.2 O uso dos gráficos e tabelas no cálculo das tensões críticas

A tensão de comparação na flambagem (tensão crítica de flambagem elástica), σ_{vki} , para os casos de solicitações simples ou combinadas, é determinada com os ábacos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960), e Klöppel e Möller (1968), sendo dada por:

$$\sigma_{vki} = k\sigma_E \quad (3.47)$$

onde:

- k é o coeficiente de flambagem;
- σ_E é a tensão de referência, dada pela Eq. (3.2).

O coeficiente de flambagem é dado por:

$$k = k_1 k_2 k_3 k_4 \quad (3.48)$$

onde:

- k_1 é o coeficiente para atuação isolada de tensões longitudinais, σ_x , ou de cisalhamento, τ ;
- k_2 é um coeficiente de redução no caso de efeito conjunto de tensões longitudinais, σ_x , e de cisalhamento, τ ;
- k_3 é um coeficiente que traduz a predominância de uma das tensões, τ ou σ_x , respectivamente, sobre a outra, na determinação da tensão de comparação na flambagem (tensão crítica de flambagem elástica);
- k_4 é um coeficiente definido pelas Eqs. (3.67) e (3.68).

Os coeficientes k_1 , k_2 , k_3 e k_4 representam o estado de carregamento e a influência dos enrijecedores e das dimensões da placa.

Klöppel e Scheer (1960) e Klöppel e Möller (1968) apresentam quatro casos de flambagem:

a) Caso 1

Para as relações,

$$\frac{\tau}{\sigma_1} \leq 1 \text{ e } \frac{\tau}{\sigma_1} \frac{k_\sigma}{k_\tau} \leq 1 \quad (3.49)$$

A tensão de comparação na flambagem (tensão crítica de flambagem elástica) é dada por:

$$\sigma_{vki} = k_\sigma s^* Z_1 \sigma_E \quad (3.50)$$

O coeficiente de segurança à flambagem é dado por:

$$\nu_B = \frac{\sigma_{vk}}{\sigma_1 Z_1} \quad (3.51)$$

onde:

- σ_1 é a tensão máxima de compressão.

b) Caso 2

Para as relações,

$$\frac{\sigma_1}{\tau} \leq 1 \quad \text{e} \quad \frac{\tau}{\sigma_1} \frac{k_\sigma}{k_\tau} \leq 1 \quad (3.52)$$

a tensão de comparação na flambagem (tensão crítica de flambagem elástica) é dada por:

$$\sigma_{vki} = k_\sigma s^* Z_2 \frac{\tau}{\sigma_1} \sigma_E \quad (3.53)$$

O coeficiente de segurança à flambagem é dado por:

$$\nu_B = \frac{\sigma_{vk}}{\tau Z_2} \quad (3.54)$$

c) Caso 3

Para as relações,

$$\frac{\tau}{\sigma_1} \leq 1 \quad \text{e} \quad \frac{\sigma_1}{\tau} \frac{k_\tau}{k_\sigma} \leq 1 \quad (3.55)$$

a tensão de comparação na flambagem (tensão crítica de flambagem elástica) é dada por:

$$\sigma_{vki} = k_\tau s^* Z_1 \frac{\sigma_1}{\tau} \sigma_E \quad (3.56)$$

O coeficiente de segurança à flambagem é dado por:

$$\nu_B = \frac{\sigma_{vk}}{\sigma_1 Z_1} \quad (3.57)$$

d) Caso 4

Para as relações:

$$\frac{\sigma_1}{\tau} \leq 1 \quad \text{e} \quad \frac{\sigma_1}{\tau} \frac{k_\tau}{k_\sigma} \leq 1 \quad (3.58)$$

a tensão de comparação na flambagem (tensão crítica de flambagem elástica) é dada por:

$$\sigma_{vki} = k_\tau s^* Z_2 \sigma_E \quad (3.59)$$

O coeficiente de segurança à flambagem é dado por:

$$\nu_B = \frac{\sigma_{vk}}{\tau Z_2} \quad (3.60)$$

Ao comparar a Eqs. (3.47) e (3.48), com as Eqs. (3.50), (3.53), (3.56) e (3.59), constata-se que:

- a) os coeficientes para atuação isolada de tensões longitudinais, σ_x ($\tau = 0$); ou atuação isolada de tensões de cisalhamento, τ ($\sigma_x = 0$); respectivamente são dados por:

$$k_1 = k_\sigma \text{ ou } k_1 = k_\tau \quad (3.61)$$

- b) o coeficiente de redução no caso da atuação conjunta de tensões normais longitudinais, σ_x , e de cisalhamento, τ , é dado por:

$$k_2 = s^* (s^* \leq 1) \quad (3.62)$$

No caso de tensões de cisalhamento $\tau = 0$, ou tensões longitudinais $\sigma_x = 0$, o coeficiente k_2 é igual a 1, visto que $s^* = 1$.

- c) o coeficiente que traduz a predominância de uma das tensões, τ ou σ_x , respectivamente, sobre a outra, na determinação da tensão de comparação na flambagem (tensão crítica de flambagem elástica), é dado por:

$$k_3 = Z_1 \text{ para } \frac{\tau}{\sigma_1} \leq 1 \quad (3.63)$$

onde:

$$Z_1 = \sqrt{1 + 3 \left(\frac{\tau}{\sigma_1} \right)^2}, \text{ logo } 1 \leq Z_1 \leq 2 \quad (3.64)$$

ou,

$$k_3 = Z_2 \text{ para } \frac{\sigma_1}{\tau} \leq 1 \quad (3.65)$$

onde:

$$Z_2 = \sqrt{\left(\frac{\sigma_1}{\tau} \right)^2 + 3}, \text{ logo } \sqrt{3} \leq Z_2 \leq 2 \quad (3.66)$$

O coeficiente k_4 é dado por:

$$k_4 = \frac{\tau}{\sigma_1} \text{ ou } k_4 = \frac{\sigma_1}{\tau} \quad (3.67)$$

ou,

$$k_4 = 1 \quad (3.68)$$

A definição dos ábacos e tabelas dos trabalhos de Klöppel e Scheer (1960), e Klöppel e Möller (1968) a serem utilizados, ocorre após a definição dos parâmetros dos enrijecedores, δ e γ , de acordo com a quantidade e a posição dos enrijecedores. Em seguida, obtêm-se os coeficientes k_1 (k_σ ou k_τ) e k_2 (s^*) por meio dos ábacos correspondentes; e o coeficiente k_3 por meio da Eq. (3.63) ou Eq. (3.65) considerando que não há forças localizadas, $\sigma_z = 0$.

Os parâmetros de entrada nos ábacos para obter o valor de k_1 são a razão de aspecto, α , e a razão de tensões, ψ .

E para obter o valor de k_2 calcula-se o parâmetro de entrada exposto na Eq. (3.69), e se este for maior que 1, toma-se o seu inverso. E o parâmetro das curvas é a razão de tensões, ψ .

$$\frac{\tau}{\sigma_1} \frac{k_\sigma}{k_\tau} \leq 1 \quad (3.69)$$

Nos casos de placas com enrijecedores, os ábacos de Klöppel e Scheer (1960) destacam os painéis que devem ser verificados à flambagem isoladamente por meio de hachuras, ou seja, os subpainéis desfavoráveis.

4

COMPORTAMENTO ÚLTIMO (PLÁSTICO) - VERIFICAÇÃO DE SEÇÕES ESBELTAS ENRIJECIDAS LONGITUDINALMENTE

4.1 Procedimentos de verificação da norma europeia EN 1993-1-5:2006

4.1.1 Capacidade resistente aos efeitos das tensões normais

4.1.1.1 Introdução

A verificação da capacidade resistente de seções transversais esbeltas pode ser realizada pelo *Método da Largura Efetiva (MLE)* ou pelo *Método da Tensão Reduzida (MTR)*.

A verificação pelo *MLE* da norma EN 1993-1-5:2006 para os efeitos de flambagem de placa devido a tensões normais no *estado limite último*, deve cumprir os seguintes requisitos:

- a) painéis e subpainéis são retangulares ou “quase retangulares”, neste último o ângulo α não deve exceder 10° (Figura 4.1). Se o ângulo α for maior que 10° , logo o painel pode ser considerado conservadoramente como retangular com a largura igual a maior das larguras em ambas as extremidade do painel, conforme mostra a Figura 4.2;
- b) enrijecedores (caso existam) posicionados na direção das tensões normais longitudinais (enrijecedores longitudinais) e/ou na direção perpendicular à anterior (enrijecedores transversais);
- c) as aberturas não enrijecidas ou entalhes (caso existam) devem ser pequenos, com diâmetros inferiores a $0,05 \cdot b$, onde b é a largura do painel;
- d) painéis são supostos com seção transversal constante. Quando a espessura do painel não é constante, pode ser adotada a menor espessura;

- e) flambagem da alma induzida pela flambagem da mesa comprimida é prevenida pela escolha apropriada da esbeltez da alma (razão h_w/t_w) ou por enrijecimento apropriado.

Sendo assim, o *MLE* abrange elementos estruturais com seções transversais típicas (viga I ou caixão) formadas por placas enrijecidas ou não enrijecidas (painel de alma de viga I ou caixão, ou mesa de viga caixão) com largura uniforme, entre enrijecedores transversais rígidos.

Entretanto, o *MTR* não se aplica somente às seções transversais típicas formadas por placas de aço (viga I ou caixão) fornecendo assim uma possibilidade mais geral para as seções transversais não uniformes; por exemplo, vigas com mísulas, painéis não retangulares, almas de viga com aberturas grandes (diâmetro maior que $0,05.b$, onde b é a largura do painel) regulares ou irregulares, elementos com mesas não paralelas e placas com enrijecedores não ortogonais. Portanto, pode ser mais apropriado para uma situação mais complicada (por exemplo, estado complexo de tensão, ou diferentes fases de construção).

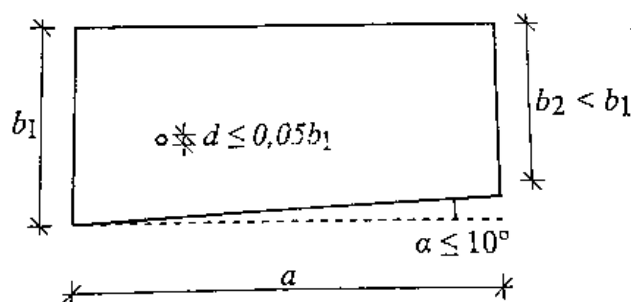


Figura 4.1 – Painéis denominados uniformes (BEG *et al.*, 2010).

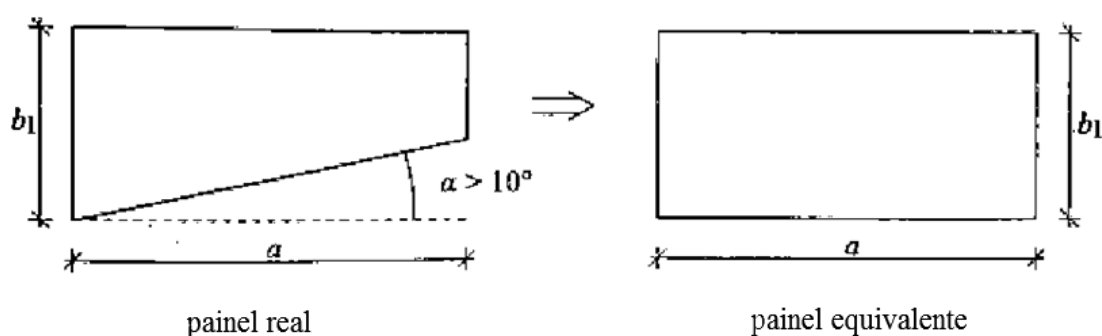


Figura 4.2 – Painel não uniforme transformado em painel uniforme equivalente (BEG *et al.*, 2010, modificado).

4.1.1.2 Método da Largura Efetiva (MLE)

Conforme a norma EN 1993-1-1:2005 quatro classes de seções transversais são definidas:

- a) seções transversais *Classe 1*: são aquelas que podem formar uma rótula plástica com a capacidade de rotação necessária a partir da análise plástica, sem redução da capacidade resistente;
- b) seções transversais *Classe 2*: são aquelas que podem desenvolver o seu momento resistente plástico, mas têm capacidade de rotação limitada por causa da flambagem local;
- c) seções transversais *Classe 3*: são aquelas em que assumindo uma distribuição de tensões elástica, a tensão de compressão na fibra extrema do elemento de aço pode alcançar a resistência ao escoamento, mas a flambagem local impede o desenvolvimento do momento fletor resistente plástico;
- d) seções transversais *Classe 4*: são aquelas em que a flambagem local irá ocorrer antes da tensão de compressão na fibra extrema alcançar a resistência ao escoamento, em uma ou mais partes da seção transversal.

A Figura 4.3 ilustra as definições da EN 1991-1-1:2005. Esta norma fornece os limites de esbeltez (razão entre a largura e a espessura) de elementos que compõem seções transversais *Classe 3* (Figura 4.4).

A norma EN 1993-1-5:2006 determina a capacidade resistente à flambagem de seções transversais *Classe 4* submetidas a tensões normais de forma similar ao que é feito para os elementos de seções *Classe 3*, assumindo uma distribuição linear de deformações elásticas e tensões, porém, sobre uma seção transversal efetiva (área efetiva, inércia efetiva e módulo resistente elástico efetivo).

Sendo assim, a determinação da capacidade resistente da seção transversal é dada, Figura 4.3, da seguinte maneira:

- a) para uma seção transversal *Classe 3* submetida a tensões normais, uma distribuição elástica de tensões ao longo da seção transversal “totalmente efetiva” (bruta) é considerada, e a capacidade resistente da seção é determinada pelo início do escoamento na fibra mais comprimida;
- b) para uma seção de *Classe 4* submetida a tensões normais, uma distribuição de tensão elástica ao longo da seção transversal denominada “efetiva” (“reduzida”) é

considerada, e a capacidade resistente da seção é governada pelo início do escoamento na fibra mais comprimida da seção transversal “efetiva”.

Normalmente a seção transversal “reduzida” é designada como seção transversal “efetiva” porque se baseia no conceito de “largura efetiva”, segundo o qual ao ocorrer uma flambagem local de placa, na parte comprimida da seção, esta parte deixa de ser eficiente (não efetiva) na transmissão de tensões normais.

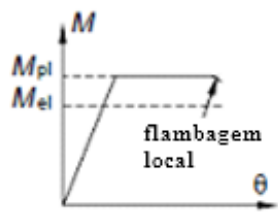
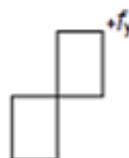
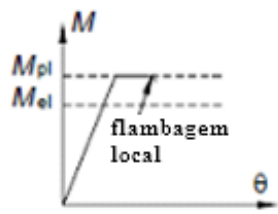
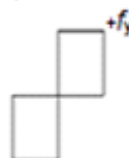
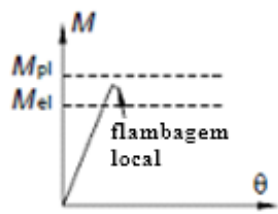
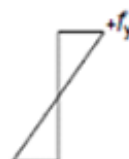
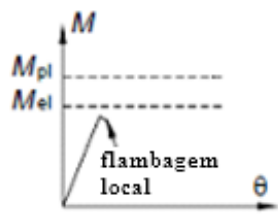
			
CLASSE	MODELO DO COMPORTAMENTO	RESISTÊNCIA DE CÁLCULO	CAPACIDADE DE ROTAÇÃO PLÁSTICA
1		COMPORTAMENTO PLÁSTICO da seção transversal bruta 	Significativo
2		COMPORTAMENTO PLÁSTICO da seção transversal bruta 	Limitado
3		COMPORTAMENTO ELÁSTICO da seção transversal bruta 	Nenhum
4		COMPORTAMENTO ELÁSTICO da seção transversal efetiva 	Nenhum

Figura 4.3 – Princípio da classificação para seção transversal submetida a momento fletor puro
(DAVAINE *et al.*, 2007, modificado)

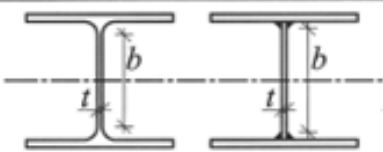
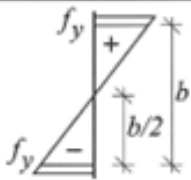
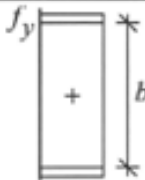
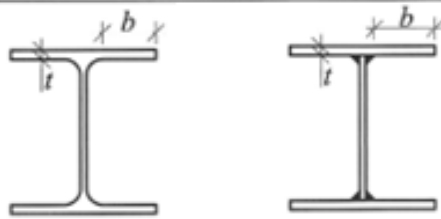
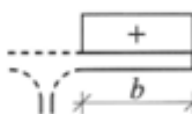
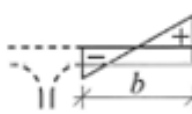
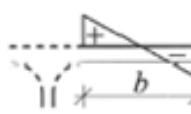
Partes internas comprimidas						
						Eixo de flexão
Classe	Parte submetida a momento fletor	Parte submetida a compressão	Parte submetida a momento fletor e compressão			
Tensão distribuída em partes (compressão positiva)						
3	$b/t \leq 124\epsilon$	$b/t \leq 42\epsilon$	quando $\psi > -1$: $\frac{b}{t} \leq \frac{42\epsilon}{0.67 + 0.33\psi}$ quando $\psi \leq -1$: $\frac{b}{t} \leq \left[\frac{62\epsilon(1-\psi)}{\sqrt{-\psi}} \right]$			
$\epsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y(\text{N/mm}^2)}}$	f_y	235	275	355	420	460
	ϵ	1.00	0.92	0.81	0.75	0.71
Elementos externos (mesas)						
						
		Seções laminadas	Seções soldadas			
Classe	Parte submetida a compressão	Parte submetida a momento fletor e compressão				
		Parte comprimida	Parte tracionada			
Tensão distribuída em partes (compressão positiva)						
3	$b/t \leq 14\epsilon$	$b/t \leq 21\epsilon\sqrt{k_\sigma}$ Para k_σ veja EN 1993-1-5				

Figura 4.4 – Limites de esbeltez de seções transversais entre *Classe 3* e *Classe 4* (BEG et al., 2010, modificado).

A verificação de elementos com seção *Classe 4*, sujeitos às tensões normais é efetuada de maneira similar à verificação de elementos com seção *Classe 3*. As verificações da capacidade resistente das seções transversais para o *estado limite último* e da instabilidade à

compressão devem ser efetuadas utilizando-se as propriedades geométricas das correspondentes seções efetivas. Portanto, para as seções esbeltas, definidas como de *Classe 4*, os itens 2.2(1), 2.2(4) e 4.3 da norma EN 1993-1-5:2006 recomendam a utilização de seções efetivas (áreas efetivas dos elementos comprimidos) como forma de incorporar os efeitos de flambagem local na análise elástica global de placas comprimidas, submetidas às tensões no seu plano. Sendo assim, neste método a flambagem local da placa é contabilizada por meio de larguras “efetivas” na seção transversal, ou seja, por uma seção transversal “reduzida”.

4.1.1.2.1 Seções efetivas de elementos de placa

A seção efetiva deve ser calculada levando em consideração as condições de apoio nas extremidades, a razão de tensões normais e, também, no caso de elementos comprimidos, se o efeito *shear lag* for relevante, deve-se combinar este efeito ao da flambagem da placa. Para elementos tracionados as larguras efetivas são provenientes somente do efeito *shear lag*, se este for relevante.

A área efetiva de cada subpainel deve ser determinada a partir de um coeficiente de redução para contemplar a possibilidade de flambagem local. Em seguida, determina-se a redução da área da placa enrijecida relativamente à possibilidade de flambagem global e, finalmente, tem-se a área efetiva da parte comprimida da placa enrijecida.

Segundo Beg *et al.* (2010), as placas esbeltas possuem uma capacidade resistente pós-crítica significativa. Para placas “curtas” com “baixa” razão de aspecto α , esta capacidade resistente pós-crítica diminui gradualmente, porque o comportamento “bidimensional” *Tipo Placa* muda para comportamento “unidimensional” *Tipo Pilar* que não possui qualquer capacidade resistente pós-crítica, conforme ilustra a Figura 4.5b. Para painéis não enrijecidos isto ocorre para razão de aspecto “muito” abaixo de 1,0; mas para painéis enrijecidos longitudinalmente com propriedades ortotrópicas pronunciadas, tal mudança de comportamento pode iniciar para razão de aspecto maior do que 1,0 ($\alpha > 1,0$), conforme ilustra a Figura 4.5c.

Os autores salientam que na EN 1993-1-5:2006, para flambagem *Tipo Pilar* as placas são consideradas com as bordas longitudinais não apoiadas, e portanto, as tensões críticas para flambagem *Tipo Placa* são sempre maiores que tensões críticas para flambagem *Tipo Pilar*. E, que a capacidade resistente para placas “curtas” depende de ambos os tipos de flambagem (*Tipo Placa* assim como *Tipo Pilar*), sendo assim uma interpolação apropriada entre ambos os tipos de comportamento é apresentada na norma EN 1993-1-5:2006.

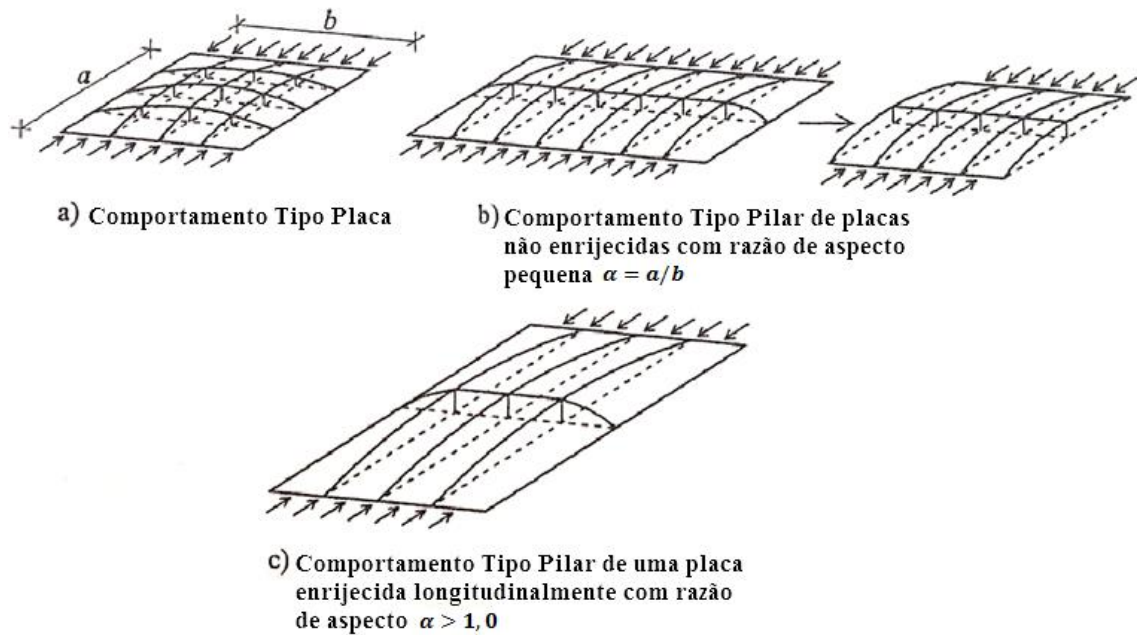


Figura 4.5 – Comportamentos *Tipo Placa* e *Tipo Pilar* de placas comprimidas (EN 1993-1-5, 2006, modificado).

4.1.1.2.1.1 Flambagem global *Tipo Placa*, para placas não enrijecidas longitudinalmente

A largura efetiva da parte comprimida, $b_{c,eff}$, de uma placa não enrijecida é uma proporção $\rho = \rho_{loc}$ da atual largura geométrica da parte comprimida desta placa, b_c :

$$b_{c,eff} = \rho_{loc} b_c \quad (4.1)$$

Logo a área efetiva da parte comprimida, $A_{c,eff}$, de uma placa não enrijecida com área bruta da parte comprimida, A_c , é dada por:

$$A_{c,eff} = \rho_{loc} A_c \quad (4.2)$$

O fator de redução para flambagem de placa, ρ_{loc} , refere-se a um painel simples, ou no caso de placas enrijecidas, a um subpainel. Este fator de redução dado na norma EN1993-1-5:2006 é obtido de uma fórmula de Winter modificada. Este fator de redução depende da distribuição de tensão normal longitudinal, ψ , ao longo da largura do elemento de placa, b , e das condições de contorno ao longo das bordas longitudinais.

A EN1993-1-5:2006 fornece dois coeficientes de redução, um para elementos comprimidos internos (AA), como em almas de vigas do tipo I ou caixão, e uma para elementos comprimidos externos (AL), como em mesas de vigas do tipo I, conforme ilustra a Figura 4.6, sendo dados por:

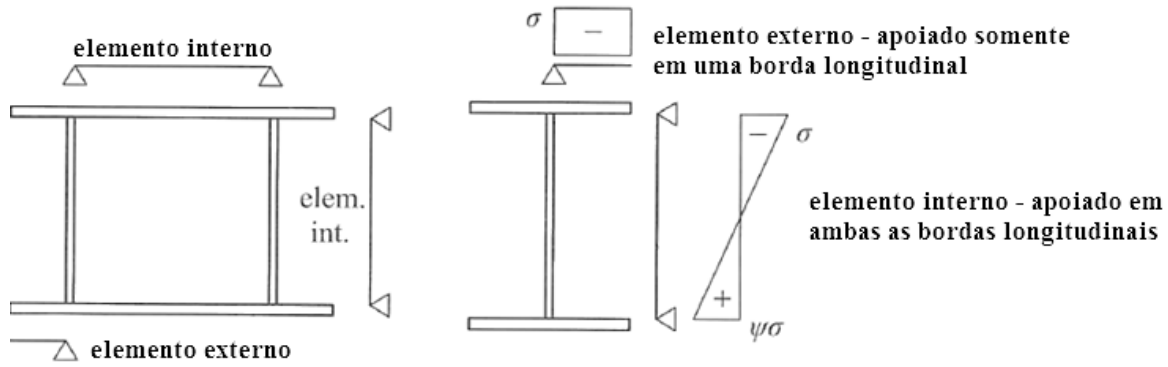


Figura 4.6 – Exemplos de elementos de placa internos (AA) e externos (AL) de seções transversais (BEG *et al.*, 2010, modificado).

a) Elementos de placa comprimidos internos (duas bordas longitudinais apoiadas - AA)

$$\rho_{loc} = 1,0 \quad \text{para} \quad \bar{\lambda}_p \leq 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \quad (4.3)$$

e,

$$\rho_{loc} = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,0055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 \quad \text{para} \quad \bar{\lambda}_p > 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \quad (4.4)$$

onde:

– ψ é a razão de tensões na duas bordas da placa, com a máxima tensão de compressão no denominador;

– $\bar{\lambda}_p$ é a esbeltez da placa.

b) Elementos de placa comprimidos externos (uma borda longitudinal apoiada e a outra livre - AL)

$$\rho_{loc} = 1,0 \quad \text{para} \quad \bar{\lambda}_p \leq 0,748 \quad (4.5)$$

e,

$$\rho_{loc} = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 \quad \text{para} \quad \bar{\lambda}_p > 0,748 \quad (4.6)$$

A esbeltez relativa da placa é definida de modo similar que para a esbeltez de pilares, como a raiz quadrada da razão entre a força de escoamento e a força crítica elástica da parte comprimida da placa isolada (sem os enrijecedores), dada por:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{A_c f_y}{A_c \sigma_{cr,p}}} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,p}}} \quad (4.7)$$

onde:

– $\sigma_{cr,p}$ é a tensão crítica de flambagem elástica da placa.

Para placas “longas”, ou seja, com razão de aspecto, $\alpha = a_i/b_i \geq 1,0$, o coeficiente de flambagem, k_σ , é dado pelas Figura 4.7 e Figura 4.8, enquanto que para placas com razão de aspecto, $\alpha \leq 1,0$ e submetida à compressão uniforme, o coeficiente de flambagem, k_σ , é dado como:

$$k_\sigma = \left(\alpha + \frac{1}{\alpha} \right)^2 \quad (4.8)$$

Em todos os casos, os elementos de placa são considerados como simplesmente apoiados ao longo das bordas.

Considerando $E = 210000$ MPa e $\nu = 0,3$, ao substituir a Eq. (2.4 **Erro! Fonte de referência não encontrada.**) na Eq. (4.7), a esbeltez da placa pode ser escrita como:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b}{t} \frac{1}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} \quad (4.9)$$

onde:

– ε é o fator de escoamento, dado por:

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y(\text{MPa})}} \quad (4.10)$$

Ao aplicar as Figura 4.7 e Figura 4.8 para obter as larguras efetivas, b_{eff} , a razão ψ deve ser baseada:

- nas propriedades da seção bruta (porém, considerando os efeitos de *shear lag* nas mesas sempre que relevante), para verificação de mesas de seções do tipo I ou caixão;
- em uma distribuição de tensões considerando a seção transversal com a área efetiva da mesa comprimida e a área bruta da alma, para verificação de almas de seções do tipo I ou caixão.

A EN 1993-1-5:2006 esclarece que se a distribuição de tensões resultar de estágios diferentes de construção (por exemplo, em uma ponte mista de aço e concreto), as tensões dos vários estágios podem ser obtidas inicialmente com uma seção transversal (do tipo I) formada por mesas efetivas e alma bruta, e em seguida serem somadas. Esta distribuição de tensões resultante determina uma seção transversal formada por mesas efetivas e alma efetiva, que pode ser usada para todas as fases para calcular a distribuição de tensão final, e assim analisar as tensões.

Para placas simplesmente apoiadas não enrijecidas em compressão, incluindo enrijecedores longitudinais em placas, submetidas à distribuição linear de tensão, as larguras efetivas são determinadas conforme as Figura 4.7 e Figura 4.8. Salienta-se que se uma parte da placa está tracionada, a largura de toda a placa é usada no cálculo da esbeltez, Eq. (4.9), porém, somente a parte comprimida da largura, b_c , é usada para calcular a largura efetiva, $b_{c,eff}$, dada na Eq.(4.1).

Conforme Beg *et al.* (2010), os valores limites das razões b/t entre seções transversais *Classe 3* e *Classe 4* da Figura 4.4, geralmente não correspondem exatamente às razões b/t calculadas nas Eqs. (4.3) e (4.5) onde $\rho = 1,0$. Os valores na Figura 4.4 foram determinados a partir de testes e em alguns casos eles são mais favoráveis (elemento de placa interno sob compressão pura: $b/t = 42\varepsilon$ ao invés de $38,2\varepsilon$; elemento de placa interno sob flexão pura: $b/t = 124\varepsilon$ ao invés de $121,4\varepsilon$).

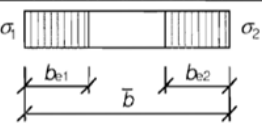
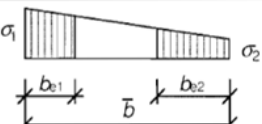
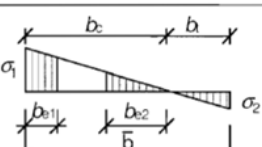
Distribuição de tensão (compressão positiva)				Largura efetiva b_{eff}		
				$\psi = 1$: $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{c1} = 0,5 b_{eff}$ $b_{c2} = 0,5 b_{eff}$		
				$1 > \psi \geq 0$: $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{c1} = \frac{2}{5 - \psi} b_{eff}$ $b_{c2} = b_{eff} - b_{c1}$		
				$\psi < 0$: $b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi)$ $b_{c1} = 0,4 b_{eff}$ $b_{c2} = 0,6 b_{eff}$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$\frac{\bar{A}C_1}{\bar{A}C_1} - 1 > \psi \geq -3 \frac{\bar{A}C_1}{\bar{A}C_1}$
Coef. de flambagem k_σ	4,0	$8,2 / (1,05 + \psi)$	7,81	$7,81 - 6,29\psi + 9,78\psi^2$	23,9	$5,98 (1 - \psi)^2$

Figura 4.7 – Elemento comprimido interno (EN 1993-1-5, 2006, modificado).

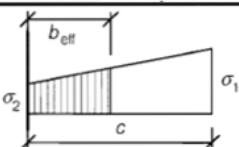
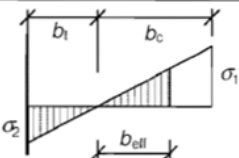
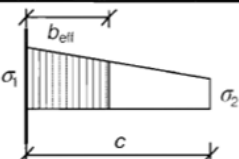
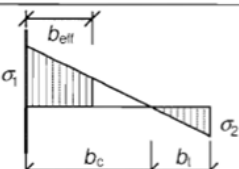
Distribuição de tensão (compressão positiva)		Largura efetiva beff			
		$1 > \psi \geq 0$: $b_{eff} = \rho c$			
		$\psi < 0$: $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$			
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	0	-1	$1 \geq \psi \geq -3$	
Coef. de flambagem k_{σ}	0,43	0,57	0,85	$0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$	
		$1 > \psi \geq 0$: $b_{eff} = \rho c$			
		$\psi < 0$: $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$			
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1
Coef. de flambagem k_{σ}	0,43	$0,578 / (\psi + 0,34)$	1,70	$1,7 - 5\psi + 17,1\psi^2$	23,8

Figura 4.8 – Elemento comprimido externo (EN 1993-1-5, 2006, modificado).

4.1.1.2.1.2 Flambagem global *Tipo Placa*, para placas enrijecidas longitudinalmente

O comportamento *Tipo Placa* de placas enrijecidas longitudinalmente está associado a uma flambagem global de toda a placa, ou seja, da composição de placa e enrijecedores, conforme mostra a Figura 4.9.

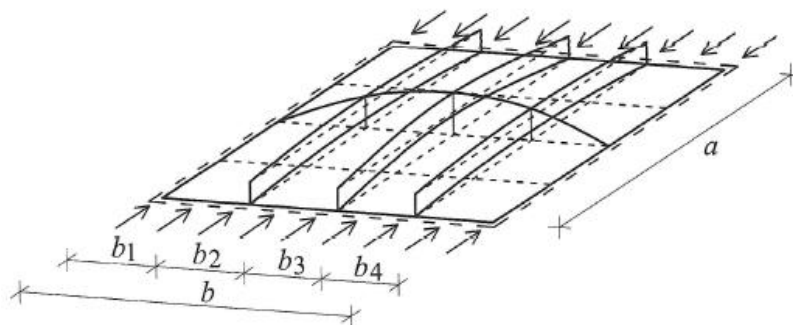


Figura 4.9 – Flambagem *Tipo Placa* de uma placa enrijecida (BEG *et al.*, 2010)

A largura efetiva, $b_{c,eff}$, da parte comprimida de uma placa enrijecida, similarmente à placa não enrijecida, é uma proporção, ρ_{loc} , da largura real b_c desta parte comprimida. A expressão do fator de redução aplicável, ρ_{loc} , é a mesma que para placa não enrijecida, como segue:

$$\rho_{loc} = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,0055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 \quad \text{para} \quad \bar{\lambda}_p > 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \quad (4.11)$$

Quando os subpainéis de largura b_i são esbeltos e submetidos à flambagem local (na placa, entre enrijecedores longitudinais), a interação de flambagem local e global deve ser considerada. Esta interação é obtida por meio da modificação da esbeltez relativa da placa equivalente, sendo assim, a força de escoamento resulta da resistência ao escoamento aplicada na área da seção transversal efetiva, $A_{c,eff,loc}$, por causa dos efeitos de flambagem local da placa. Esta esbeltez normalizada é, portanto:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\beta_{A,c} f_y}{\sigma_{cr,p}}} \quad (4.12)$$

onde:

– $\sigma_{cr,p}$ é a tensão crítica de flambagem elástica da placa enrijecida, que pode ser obtida de gráficos para placas com enrijecedores distribuídos, gráficos para placas com enrijecedores discretos ou simulações computacionais, em que a flambagem local da placa não é avaliada.

O valor de $\beta_{A,c}$ é dado por:

$$\beta_{A,c} = \frac{A_{c,eff,loc}}{A_c} \quad (4.13)$$

onde:

– $A_{c,eff,loc}$ é a soma das áreas efetivas dos subpainéis e enrijecedores total ou parcialmente comprimidos, exceto as partes efetivas de bordas com larguras $b_{edge,eff}$, em que são suportadas por um outro elemento de placa adjacente. Subpainéis são assumidos para serem totalmente suportados pelos enrijecedores (não ocorre flambagem global dos enrijecedores), conforme ilustra a Figura 4.10;

– A_c é a área bruta da parte comprimida da placa enrijecida, exceto as partes efetivas de bordas com larguras b_{edge} , em que são suportadas por um outro elemento de placa adjacente, conforme ilustra a Figura 4.10.

A área efetiva, $A_{c,eff,loc}$, é dada por:

$$A_{c,eff,loc} = A_{sl,eff} + \sum_i \rho_{loc,i} b_{loc,i} t \quad (4.14)$$

onde:

- $A_{sl,eff}$ é a soma das áreas efetivas dos enrijecedores longitudinais;
- $\rho_{loc,i}$ é o fator de redução de cada subpainel i , conforme o item 4.1.1.2.1.1;
- $b_{loc,i}$ é a largura da parte comprimida de cada subpainel i individualmente.

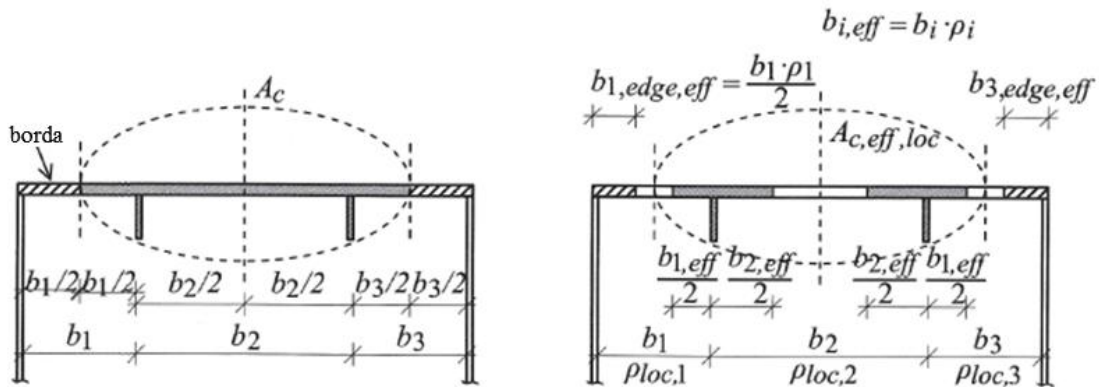


Figura 4.10 – Definição de A_c e $A_{c,eff,loc}$ para um elemento de placa enrijecido em compressão uniforme (EN 1993-1-5, 2006, modificado)

Quando a placa é submetida a um gradiente de tensões, as larguras efetivas e larguras de contribuição da área bruta são determinadas conforme as Figura 4.7 e Figura 4.8. Para uma placa que é alma de uma viga, o princípio para a determinação dos valores das áreas $A_{c,eff,loc}$ e A_c é mostrado na Figura 3.3.

4.1.1.2.1.3 Flambagem global *Tipo Pilar*

A flambagem global *Tipo Pilar*, representada pelo fator de redução χ_c , é determinada de acordo com o item 4.5.3 da EN1993-1-5:2006, que corresponde à metodologia de cálculo da capacidade resistente à flambagem por compressão do item 6.3.1.2 da EN 1993-1-1:2005.

A esbeltez normalizada para o comportamento *Tipo Pilar*, é definida a partir de:

- a) um pilar composto por uma “faixa” da placa de largura unitária, para placas não enrijecidas longitudinalmente:

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,c}}} \quad (4.15)$$

- b) um pilar composto por um enrijecedor (mais próximo da borda com maior tensão de compressão) e as partes adjacentes da placa, para placas enrijecidas longitudinalmente:

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{\frac{A_{sl,1,eff} f_y}{A_{sl,1} \sigma_{cr,c}}} = \sqrt{\frac{\beta_{A,c} f_y}{\sigma_{cr,c}}} \quad (4.16)$$

O valor de $\beta_{A,c}$ é dado por:

$$\beta_{A,c} = \frac{A_{sl,1,eff}}{A_{sl,1}} \quad (4.17)$$

onde:

- $A_{sl,1}$ é a área bruta da seção transversal do enrijecedor mais as partes adjacentes da placa (Figura 3.2);
- $A_{sl,1,eff}$ é a área efetiva da seção transversal do enrijecedor mais as partes adjacentes da placa levando em conta a flambagem dos subpainéis (Figura 3.3).

A equação para o fator de redução χ_c é a mesma que para a flambagem de pilar:

$$\chi_c = \frac{1}{\phi + (\phi^2 - \bar{\lambda}_c^2)^{0,5}} \quad (4.18)$$

onde:

$$\phi = 0,5 \left[1 + \alpha(\bar{\lambda}_c - 0,2) + \bar{\lambda}_c^2 \right] \quad (4.19)$$

onde:

- α é o fator de imperfeição.

O fator de imperfeição, α , tem valor igual a 0,21 (curva a) para placas não enrijecidas. No entanto, no caso de placas enrijecidas longitudinalmente, para representar a excentricidade dos enrijecedores em relação à placa isolada (Figura 4.11), o valor do fator de imperfeição α deve ser ampliado e substituído por um fator de imperfeição equivalente (modificado), α_e , que representa uma imperfeição geométrica inicial, dada por:

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09}{i/e} \quad (4.20)$$

onde:

– α é igual a 0,34 para enrijecedores longitudinais com seção fechada vazada (curva b) e 0,49 para seção aberta (curva c). O valor de α é menor para seção fechada em comparação com seção aberta, porque a seção fechada fornece maior estabilidade e tensões residuais menores (por ter paredes finas e soldas de filete de um lado);

– i é o raio de giração do enrijecedor;

– e é, conforme a Figura 4.11, a maior distância entre: o centro de gravidade da placa isolada à linha neutra do pilar efetivo (enrijecedor mais placa); ou o centro de gravidade do enrijecedor à linha neutra do pilar efetivo (enrijecedor mais placa).

O raio de giração do enrijecedor é dado por:

$$i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}} \quad (4.21)$$

onde:

– $I_{sl,1}$ é o momento de inércia do enrijecedor mais uma contribuição da placa isolada, em relação à flexão fora do plano da placa enrijecida (Figura 3.2).

A distância e é dada por:

$$e = \max(e_1, e_2) \quad (4.22)$$

onde:

– e_1 é a distância entre os centros de gravidade do enrijecedor sozinho $G_{st}(G_1)$ e do enrijecedor mais a contribuição da placa $G_{sl}(G)$, para enrijecedores de um lado da placa, (Figura 4.11a);

– e_2 é a distância entre os centros de gravidade da contribuição da placa sozinha $G_p(G_2)$ e do enrijecedor mais a contribuição da placa $G_{sl}(G)$.

Para enrijecedores simétricos e em ambos os lados da placa, $e_1 = e_2$, (Figura 4.11b). É comum utilizar enrijecedores longitudinais de um lado da placa, o que resulta em uma excentricidade entre o plano médio da placa isolada e o centro de gravidade da placa enrijecida, (Figura 4.11a).

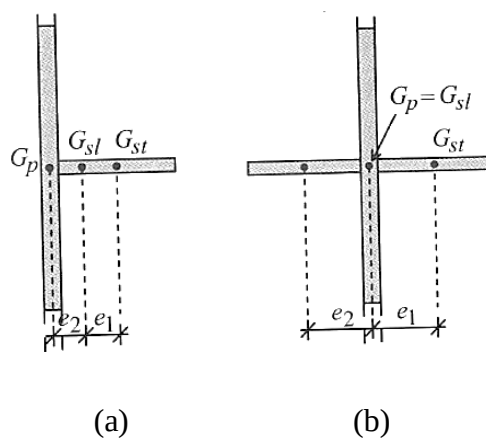
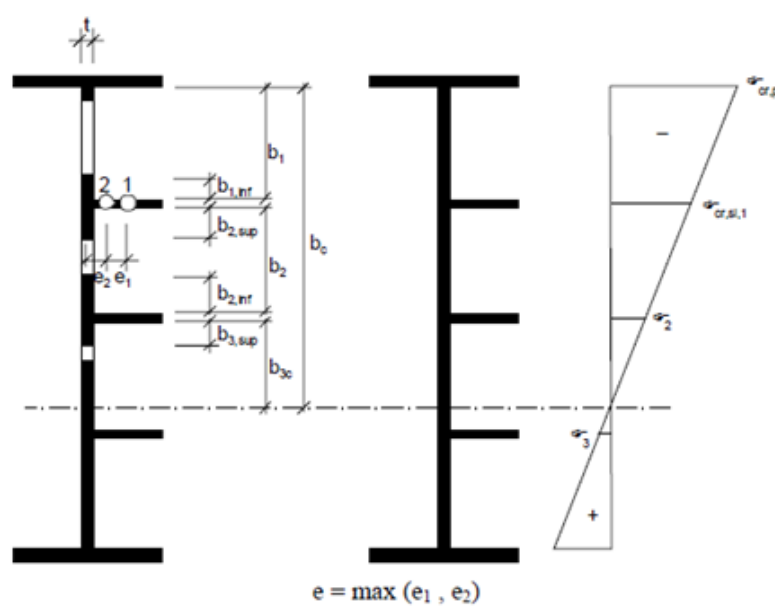


Figura 4.11 – Definição das distâncias e_1 e e_2 (BEG *et al.*, 2010)



	largura para área bruta	largura para área efetiva conforme a EN 1993-1-5, Tabela 4.1	condição para ψ_i
$b_{1,inf}$	$\frac{3-\psi_1}{5-\psi_1} b_1$	$\frac{3-\psi_1}{5-\psi_1} b_{1,eff}$	$\psi_1 = \frac{\sigma_{\alpha,sl,1}}{\sigma_{\alpha,p}} > 0$
$b_{2,sup}$	$\frac{2}{5-\psi_2} b_2$	$\frac{2}{5-\psi_2} b_{2,eff}$	$\psi_2 = \frac{\sigma_2}{\sigma_{\alpha,sl,1}} > 0$
$b_{2,inf}$	$\frac{3-\psi_2}{5-\psi_2} b_2$	$\frac{3-\psi_2}{5-\psi_2} b_{2,eff}$	$\psi_2 > 0$
$b_{3,sup}$	$0,4 b_{3c}$	$0,4 b_{3c,eff}$	$\psi_3 = \frac{\sigma_3}{\sigma_2} < 0$

Figura 4.12 – Determinação da contribuição de parte da placa (EN 1993-1-5, 2006, modificado).

4.1.1.2.1.4 Interpolação entre os comportamentos *Tipo Placa* e *Tipo Pilar*

Os fatores de redução para flambagem global são calculados baseados em um comportamento *Tipo Placa* (fator de redução ρ) e um comportamento *Tipo Pilar* (fator de redução χ_c).

Conforme Johansson *et al.* (2007), frequentemente o comportamento real se situa entre as situações extremas de comportamento *Tipo Placa* e comportamento *Tipo Pilar*. Logo, a capacidade resistente de uma placa enrijecida longitudinalmente computa este comportamento intermediário, por meio de um fator de redução final, ρ_c , tal que, $\chi_c \leq \rho_c \leq \rho$.

A fórmula de interpolação para obter o fator de redução final, ρ_c , é dada por:

$$\rho_c = (\rho - \chi_c) \xi (2 - \xi) + \chi_c \quad (4.23)$$

onde:

- ξ é o parâmetro que indica a “susceptibilidade” de flambagem *Tipo Placa* ou *Tipo Pilar*, ou o quanto a tensão crítica elástica *Tipo Placa* está “distante” da tensão crítica elástica *Tipo Pilar*;
- ρ é o fator de redução devido à flambagem global com comportamento *Tipo Placa*, baseado em $\bar{\lambda}_p$;
- χ_c é o fator de redução devido à flambagem global com comportamento *Tipo Pilar*, baseado em $\bar{\lambda}_c$ e α_e , de placas enrijecidas ou não enrijecidas.

O parâmetro ξ é dado por:

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p}}{\sigma_{cr,c}} - 1 \quad \text{sendo } 0 \leq \xi \leq 1 \quad (4.24)$$

onde:

- $\sigma_{cr,p}$ é a tensão crítica de flambagem elástica para comportamento *Tipo Placa* de placas não enrijecidas e enrijecidas;
- $\sigma_{cr,c}$ é a tensão crítica de flambagem elástica para comportamento *Tipo Pilar* de placas não enrijecidas e enrijecidas.

De acordo com Johansson *et al.* (2007), como por definição a $\sigma_{cr,p}$ é sempre maior ou igual a $\sigma_{cr,c}$, logo obtém-se como resultado um valor sempre positivo de ξ , o que significa que o comportamento *Tipo Placa* não pode ser mais crítico do que o comportamento *Tipo Pilar*. Na comparação da esbeltez por meio das Eqs. (4.12) e (4.16), a esbeltez *Tipo Placa* é sempre menor que a esbeltez *Tipo Pilar*, ou seja, $\bar{\lambda}_p < \bar{\lambda}_c$, visto que o valor de $\beta_{A,c}$ é igual em ambos os casos.

Sendo assim, para uma mesma placa ao comparar os fatores de redução, o ρ será sempre maior que o χ_c , porque a curva de flambagem mais favorável χ_c (curva *a*, placa não enrijecida), sempre se encontra abaixo da curva mais desfavorável ρ (placa em compressão uniforme), conforme ilustra a Figura 4.13.

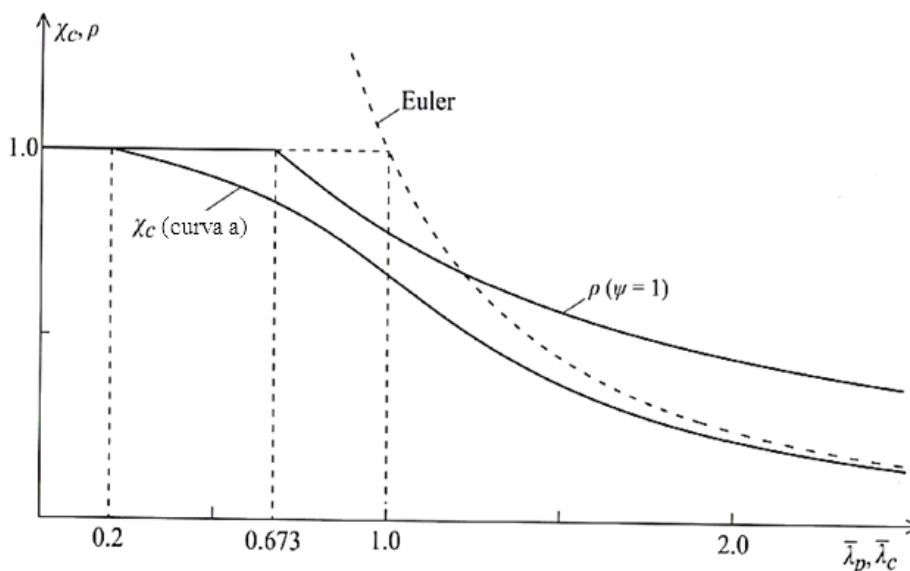


Figura 4.13 – Comparação das curvas de χ_c e ρ (BEG *et al.*, 2010, modificado)

Entretanto, Johansson *et al.* (2007) salientam que na prática ao usar métodos simplificados para calcular a $\sigma_{cr,p}$, pode ocorrer da $\sigma_{cr,p}$ encontrada ser menor do que a $\sigma_{cr,c}$. Tal situação não é fisicamente possível, mas não afeta muito o procedimento de cálculo porque a menor capacidade resistente de flambagem *Tipo Pilar* prevalece de qualquer maneira.

A Figura 4.14 mostra os limites atribuídos ao parâmetro ξ , que representam fisicamente o seguinte: para placas “curtas” ($\alpha \leq 1,0$) onde prevalece a flambagem *Tipo Pilar* ($\rho_c = \chi_c$), a razão $\sigma_{cr,p}/\sigma_{cr,c}$ é próxima de 1,0 e o valor de ξ é próximo de zero; para placas “longas” ($\alpha > 1,0$) a razão $\sigma_{cr,p}/\sigma_{cr,c}$ aumenta para um valor maior ou igual a 2, e $\xi \geq 1$, logo prevalece a flambagem *Tipo Placa* ($\rho_c = \rho$).

Uma simplificação é possível, ao se considerar ρ_c igual a χ_c , levando a um procedimento conservador para o cálculo de placas enrijecidas, visto que a capacidade resistente pós crítica da placa enrijecida à flambagem global é desconsiderada completamente, mas a capacidade resistente pós crítica dos subpainéis continua sendo quantificada. Para placas “longas” tal procedimento pode ser muito conservador, pois, em alguns casos a razão ρ/χ_c pode exceder o

valor 2. Mas para placas “curtas” tal procedimento não faz diferença relevante na capacidade resistente final e o cálculo da $\sigma_{cr,p}$ pode ser desprezado.

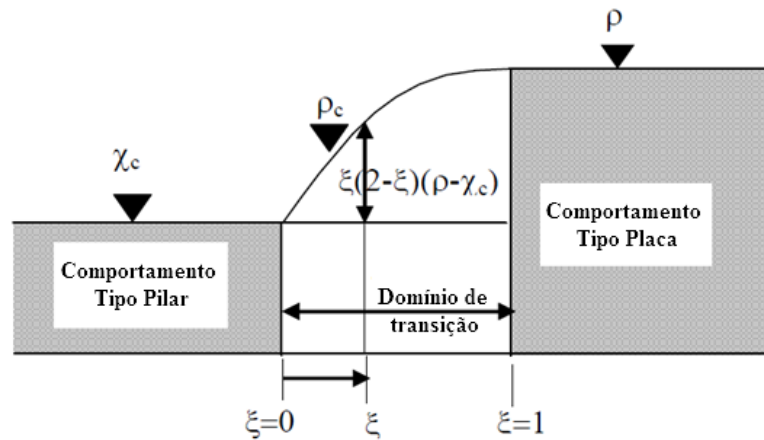


Figura 4.14 – Interpolação entre comportamento *Tipo Placa* e comportamento *Tipo Pilar* (JOHANSSON *et al.*, 2007, modificado).

Conforme Beg *et al.* (2010), se $\rho_c = 1,0$ significa que os enrijecedores são totalmente efetivos e que a flambagem global com enrijecedores envolvidos não ocorre. Para valores $\rho_c < 1,0$, os enrijecedores não são totalmente efetivos e se envolvem na flambagem global da placa. Isto é considerado por meio da redução da área efetiva do enrijecedor proporcionalmente ao valor de ρ_c , sendo assim, ao calcular as propriedades geométricas da seção transversal efetiva (A_{eff} , W_{eff} e I_{eff}), substituem-se as espessuras dos enrijecedores t_{st} e da contribuição da placa t , pelas espessuras reduzidas $t_{st} \rho_c$ e $t \rho_c$, respectivamente, conforme ilustra a Figura 4.15.

Quando um método simplificado para um ou dois enrijecedores longitudinais na parte comprimida é aplicado para calcular a tensão crítica de flambagem elástica, a redução devido ao fator de redução ρ_c deve ser considerada somente se $\rho_c f_y / \gamma_{M1}$ for menor que a tensão média no pilar (enrijecedor), $\sigma_{com,Ed}$. A área efetiva do pilar deve ser reduzida, conforme a Eq. (4.25):

$$A_{c,eff,loc} = \frac{\rho_c f_y A_{sl,1}}{\sigma_{com,Ed} \gamma_{M1}} \quad (4.25)$$

A tensão média $\sigma_{com,Ed}$ deve ser calculada baseada na área efetiva da placa enrijecida. Este procedimento beneficia painéis de alma em flexão onde devido ao gradiente de tensão, a tensão média no enrijecedor é menor que f_y .

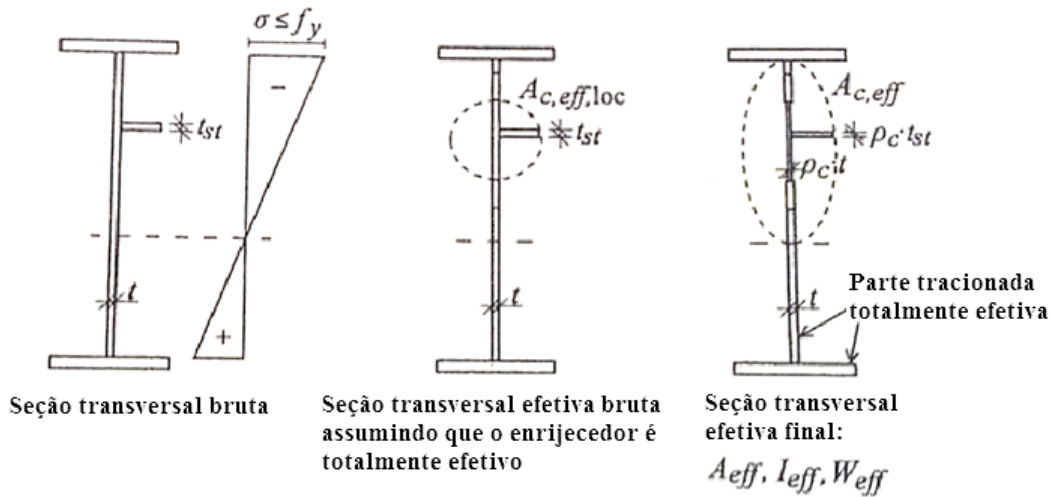


Figura 4.15 – Evolução da seção transversal efetiva (BEG *et al.*, 2010, modificado).

De posse do fator de redução final, ρ_c , a área efetiva final da parte comprimida de uma placa enrijecida longitudinalmente é dada por:

$$A_{c,eff} = \rho_c A_{c,eff,loc} + \sum_i b_{i,edge,eff} t \quad (4.26)$$

onde:

- $A_{c,eff,loc}$ é a área efetiva, dada pela Eq. (4.14);
- $b_{i,edge,eff}$ é a largura efetiva de extremidade, dada pela Figura 4.10.

4.1.1.2.2 Verificação da seção transversal no estado limite último

No caso em que atuam simultaneamente força axial, N , e momento fletor, M , a norma EN 1993-1-5:2006 segue um procedimento simplificado em que as propriedades efetivas da seção transversal são determinadas para cada tipo de esforço de forma independente, ao invés de determiná-las baseando-se na distribuição resultante de tensão, devido à força axial mais o momento fletor.

Portanto, nas equações de verificação, Eqs. (4.27), (4.28) e (4.29), a área efetiva da seção, A_{eff} , é determinada considerando que a seção está submetida unicamente a uma força axial (tensões devidas à compressão pura), e o módulo efetivo da seção, W_{eff} , é calculado considerando que a seção está submetida apenas a um momento fletor (tensões devidas ao momento fletor puro). Em seguida, deve ser realizada uma verificação adicional para os esforços solicitantes combinados, por meio de equações de interação que envolvem os resultados das verificações separadas.

A EN 1993-1-5:2006 esclarece que como uma alternativa aos seus itens 4.3(3) e 4, uma seção efetiva única pode ser determinada considerando N_{Ed} e M_{Ed} atuando simultaneamente. Os efeitos de e_N devem ser considerados como no seu item 4.3(3). Esta alternativa requer um processo iterativo.

Conforme Beg *et al.* (2010), em seções transversais não simétricas submetidas a uma força axial de cálculo, N_{Ed} , uma excentricidade e_N ocorre (do centro de gravidade G' da área efetiva A_{eff} , relativa ao centro de gravidade G da área bruta), conforme mostra a Figura 4.16. Esta excentricidade resulta em um momento fletor adicional, $\Delta_M = N_{Ed}e_N$, que deve ser levado em conta na verificação da seção transversal. A excentricidade e_M , do centro de gravidade devido ao momento fletor puro, M , conforme indica a Figura 4.17, pode ser desconsiderada no cálculo de Δ_M , mesmo se a seção transversal é submetida à combinação de força axial e momento fletor.

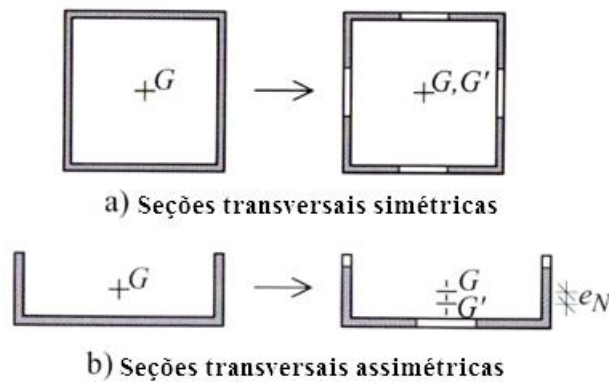


Figura 4.16 – Seções transversais *Classe 4* submetida a compressão pura (BEG *et al.*, 2010, modificado).

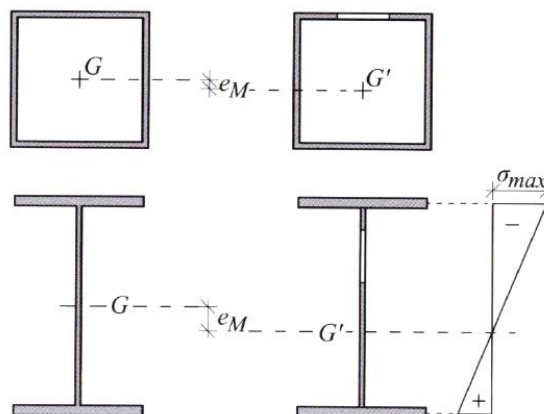


Figura 4.17 – Seção transversal *Classe 4* submetida a momento fletor puro (BEG *et al.*, 2010).

Conforme o item 4.6(1) da EN 1993-1-1:2005 a verificação de seções transversais formadas por placas não enrijecidas ou enrijecidas é realizada de acordo com as seguintes equações:

a) esforço axial

$$\eta_1 = \frac{N_{Ed}}{A_{eff} f_y / \gamma_{M0}} \leq 1 \quad (4.27)$$

b) momento fletor uniaxial com esforço axial

$$\eta_1 = \frac{(M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{y,N})}{W_{eff,y} f_y / \gamma_{M0}} \leq 1 \quad (4.28)$$

c) momento fletor biaxial com esforço axial

$$\eta_1 = \frac{N_{Ed}}{A_{eff} f_y / \gamma_{M0}} + \frac{(M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{y,N})}{W_{eff,y} f_y / \gamma_{M0}} + \frac{(M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{z,N})}{W_{eff,z} f_y / \gamma_{M0}} \leq 1 \quad (4.29)$$

onde:

- A_{eff} é a área efetiva da seção transversal devido à compressão pura;
- $e_{y,N}, e_{z,N}$ são as variações na posição da linha neutra elástica calculada em compressão pura, em relação aos eixos y e z, respectivamente;
- $M_{y,Ed}, M_{z,Ed}$ são os momentos fletores de cálculo, em relação aos eixos y e z, respectivamente;
- N_{Ed} é o esforço axial de cálculo;
- $W_{y,eff}, W_{z,eff}$ é o módulo elástico da seção efetiva devido ao momento fletor puro, em relação aos eixos y e z, respectivamente;
- γ_{M0} é o fator parcial.

As verificações das Eqs. (4.27), (4.28) e (4.29) estão relacionadas à instabilidade no comprimento total do painel a entre enrijecedores transversais e, portanto, não precisa ser efetuada na seção com tensões normais máximas localizada a uma distância da extremidade do painel inferior à dada pelo mínimo entre $0,4a$ e $0,5b$ (Figura 4.18). Adicionalmente, a capacidade resistente da seção transversal bruta deve ser avaliada na extremidade do painel com as máximas tensões normais.

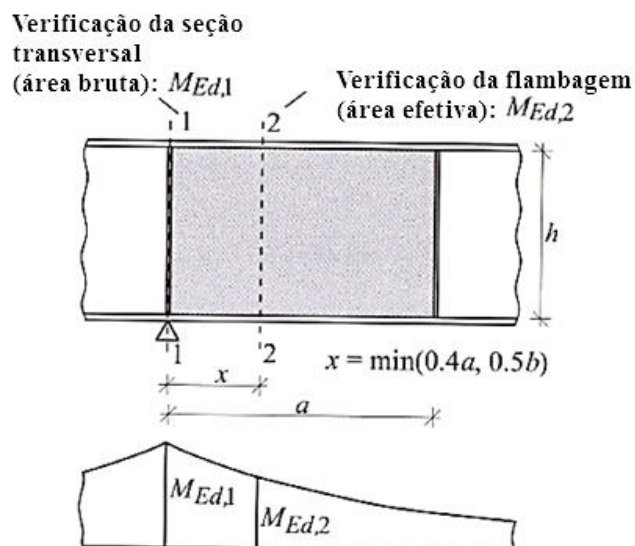


Figura 4.18 – Localização da verificação da seção transversal - seção 1, e da verificação de instabilidade - seção 2 (BEG *et al.*, 2010, modificado)

No caso de um painel sendo uma alma enrijecida longitudinalmente ou mesa enrijecida, mesmo se todos os subpainéis forem classificados como elementos de *Classe 1* ou *Classe 2* (levando à uma placa enrijecida de *Classe 1* ou *Classe 2*), uma análise plástica da seção transversal não deve ser usada de forma automática sem antes realizar a verificação da flambagem global do painel enrijecido.

4.1.2 Capacidade resistente à força cortante

4.1.2.1 Introdução

Conforme Lebet e Hirt (2013), a capacidade resistente ao cisalhamento de uma viga com seção do tipo I é primeiramente fornecida pela alma. No caso de pontes e viadutos de aço, a alma normalmente é esbelta, sendo, portanto mais suscetível à flambagem, devido ao efeito do cisalhamento.

A teoria elástica linear para flambagem local não permite determinar diretamente a real capacidade resistente última de um painel sujeito à compressão ou ao cisalhamento.

A capacidade resistente última ao cisalhamento, somente pode ser calculada considerando o comportamento pós-crítico da alma, que é a capacidade resistente avaliada através da obtenção da tensão crítica de flambagem elástica ao cisalhamento, τ_{cr} . O comportamento de um painel ao cisalhamento, portanto, compreende duas fases: pré-crítica (estado de tensão de cisalhamento puro) e pós-crítica (campo de tração), conforme ilustra a Figura 4.19.

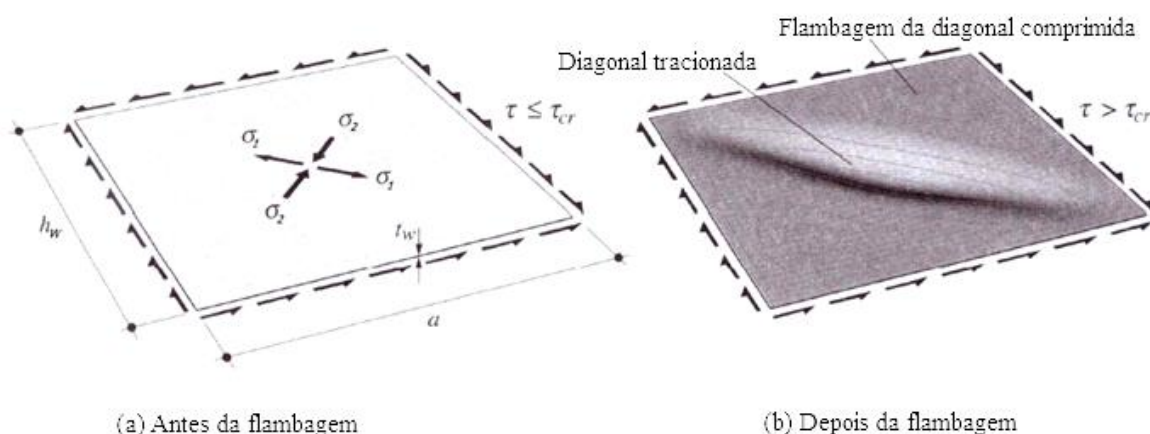


Figura 4.19 – Flambagem de um painel submetido ao cisalhamento (LEBET e HIRT, 2013, modificado).

4.1.2.2 Comportamento pré-crítico

No comportamento elástico pré-crítico, ou seja, antes da tensão crítica elástica ser alcançada e ocorrer a flambagem local, há tensões de cisalhamento puro, τ , na placa. Se essas tensões de cisalhamento são transformadas em tensões principais, o estado plano de tensões de uma placa quadrada ao cisalhamento será uma combinação de tensões principais de tração σ_1 e de compressão σ_2 , de igual intensidade, formando diagonais à 45° em relação às bordas, ou seja, em relação à direção do enrijecedor transversal, Figura 4.20a. Portanto, a tensão crítica de flambagem elástica ao cisalhamento, τ_{cr} , é determinada usando a teoria elástica linear (comportamento pré-crítico).

4.1.2.3 Comportamento pós-crítico

As placas esbeltas sujeitas ao cisalhamento, no comportamento elástico depois da flambagem local alcançam uma reserva de capacidade resistente com este estado de tensão pós-crítica. Ocorre que, quando a tensão crítica de flambagem elástica é alcançada, resulta em um modo de flambagem com a forma de meia onda na direção de tração e de pelo menos uma onda na direção de compressão, o que indica que as tensões de compressão resultam em flambagem local do painel que pode ser visualizada como flambagem global de uma diagonal comprimida, porém não representa falha do painel. Sendo assim, devido à flambagem, a diagonal comprimida perde a capacidade de resistir a tensões normais adicionais na direção das tensões principais de compressão, σ_2 , não sendo portanto possível um aumento significativo de tensões nesta direção. Por conseguinte, a capacidade resistente adicional do painel é fornecida unicamente pela diagonal tracionada, onde as tensões de tração podem

aumentar até atingir a tensão de escoamento do aço (comportamento pós-crítico estável da placa). Essa ocorrência de valores de tensão de diferentes magnitudes (tração > compressão) implica em um desequilíbrio entre tensões principais, o que conduz a uma rotação do campo de tração (que é denominada ação do campo de tração), Figura 4.20b, e induz forças nas mesas (banzos da treliça) e enrijecedores transversais, formando-se assim um campo de trações.

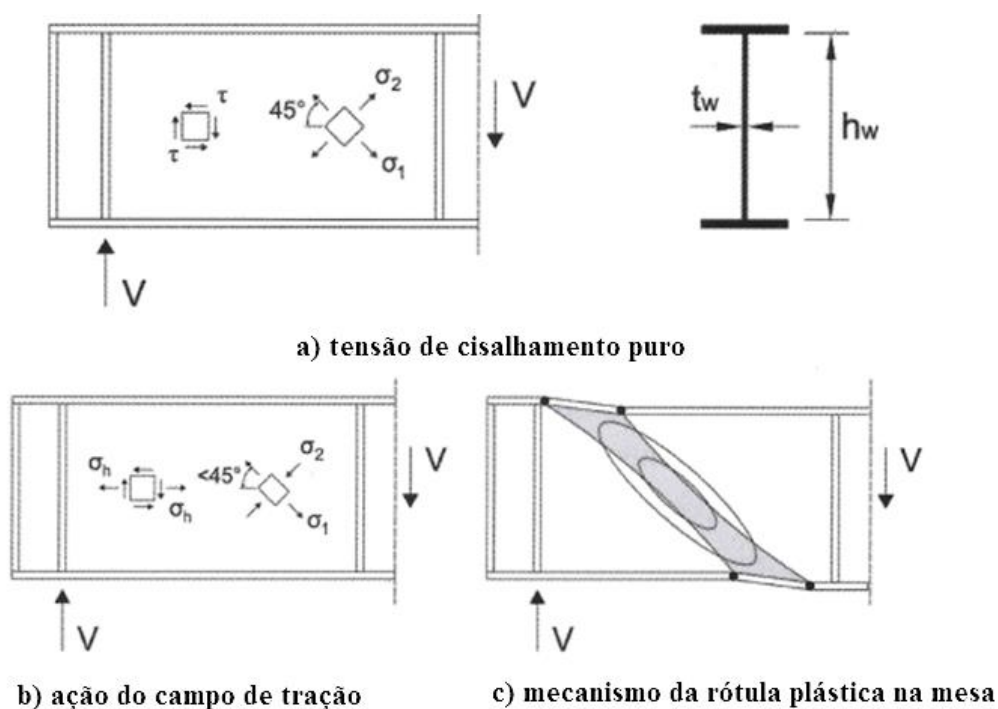


Figura 4.20 – Estados de tensões e comportamento último de uma viga I submetida ao cisalhamento (BEG *et al.*, 2010, modificado).

Lebet e Hirt (2013) afirmam que para alcançar a capacidade resistente adicional fornecida pela diagonal tracionada, o painel submetido ao cisalhamento deve ser delimitado por elementos rígidos, a fim de garantir uma ancoragem adequada de tensões de tração de membrana que se desenvolvem após a flambagem, permitindo assim o chamado efeito membrana. No caso de vigas com seção do tipo I, quando as mesas e os enrijecedores transversais são elementos efetivamente rígidos, uma treliça efetiva é formada por meio da associação dos elementos rígidos nas bordas mais a diagonal tracionada, sobreposta ao efeito pré-crítico do painel por cisalhamento.

A respeito disto, Beg *et al.* (2010) salientam que na teoria de “ação do campo de tração”, o desenvolvimento da força adicional de tração é possível somente se os elementos de contorno fornecerem uma ancoragem suficiente para as forças axiais. O valor máximo de força axial

que pode ser transferida depende da rigidez axial e da rigidez à flexão dos elementos de contorno. Desde que as mesas restrinjam a deformação relativa de um enrijecedor transversal em relação ao outro, é garantido que seja formado o campo de tração.

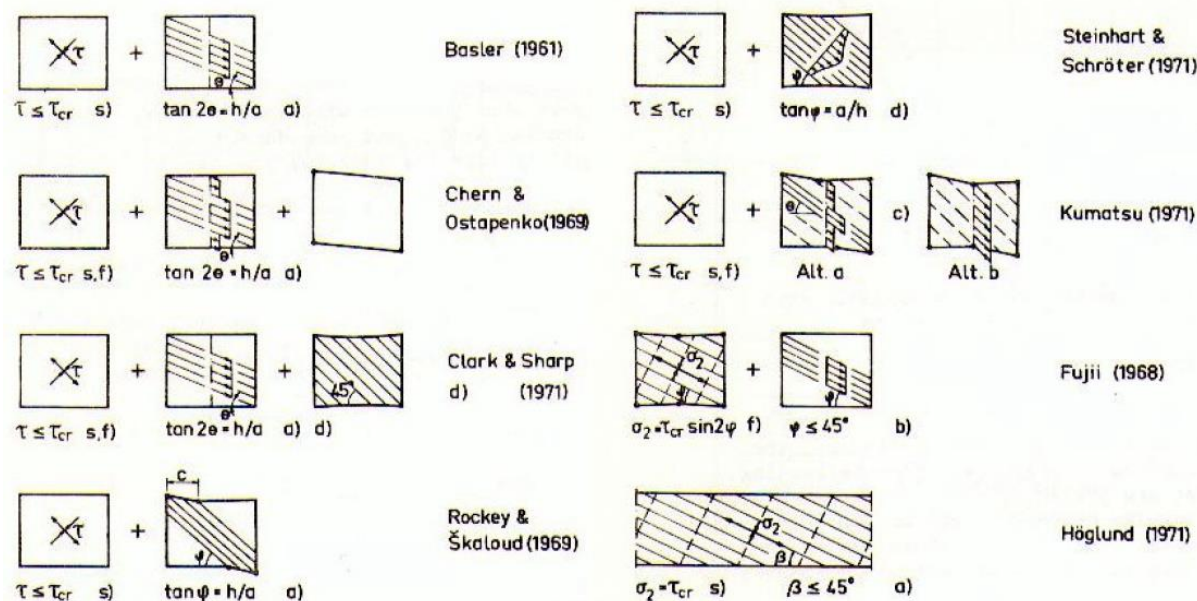
4.1.2.4 Comportamento último

Com a formação do campo de trações, a capacidade resistente à força cortante é beneficiada por uma parcela complementar providenciada pelos enrijecedores transversais e pelas mesas, mesmo após a completa plastificação do campo de trações da alma. Contudo, devem-se dimensionar os enrijecedores transversais para resistirem a estas forças, e também as mesas para suportarem as forças adicionais induzidas pela força cortante na alma.

A capacidade resistente última de placas solicitadas por cisalhamento, normalmente denominada de capacidade resistente do campo de trações, corresponde assim à sobreposição da capacidade resistente crítica elástica da placa (pré-crítica) com a contribuição do campo de trações (tração adicional adquirida na fase pós-crítica).

4.1.2.5 Modelo de capacidade resistente ao cisalhamento Método do Campo de Tração Rotacionado adotado pela EN 1993-1-5:2006

Segundo Johansson *et al.* (2007), há muitas teorias que descrevem a capacidade resistente última de placas submetidas ao cisalhamento, com base nos modelos de ação do campo de trações, conforme mostra a Figura 4.21. Estas teorias adotam em comum principalmente à superposição da carga crítica elástica (pré-crítica) com a capacidade resistente ao cisalhamento adicional (pós-crítica), e diferem-se quanto à definição da ação do campo de trações.



Notas:

Considerações para τ_{cr} :

s) Apoio simples

f) Fixo para rotação

s, f) Restrição elástica

Crítério de escoamento:

a) von Mises

b) Tresca

Miscelâneas:

c) Duas alternativas de campos de tração

d) Alumínio

Figura 4.21 – Visão geral de modelos de campo de tração (JOHANSSON *et al.*, 2007, modificado).

Conforme explica Johansson *et al.* (2007), devido à falta de um método único para almas não enrijecidas e enrijecidas longitudinalmente, a EN 1993-1-5:2006 adotou como base o modelo proposto por Höglund (1997), conhecido como *Método do Campo de Tração Rotacionado*.

O *Método do Campo de Tração Rotacionado* foi apresentado inicialmente no contexto de almas não enrijecidas (almas sem enrijecedores transversais intermediários, mas somente com enrijecedores transversais nos apoios) de vigas com grandes comprimentos e, portanto grandes razões de aspecto ($\alpha > 3,0$), caso em que outras teorias de campo de tração existentes fornecem resultados muito conservadores. Posteriormente ocorreram adaptações no *Método do Campo de Tração Rotacionado* para levar em conta os enrijecedores transversais e longitudinais, e a contribuição das mesas. Sendo assim, este método foi bem aceito na norma EN 1993-1-5:2006, uma vez que fornece resultados adequados para capacidade resistente à flambagem, independentemente da razão de aspecto, ou seja, para qualquer espaçamento entre enrijecedores transversais (painéis “curtos” ou “longos”), e também atende placas com enrijecedores longitudinais e transversais intermediários.

Neste método, com a redistribuição de tensões que ocorre após a flambagem, as tensões de membrana de compressão σ_2 , não podem aumentar mais, mas as tensões de membrana de tração σ_1 , ainda podem aumentar até que a capacidade resistente última seja alcançada. Sob tais condições o equilíbrio requer a rotação do campo de tração, Figura 4.22g, isto porque quando aumentam as tensões principais de tração, ocorre uma distribuição não uniforme das tensões de cisalhamento ao longo das bordas ao invés de tensões diagonais, o que resulta em um campo de trações que muda (rotaciona, pois o ângulo ϕ diminui) ao longo da altura da alma (Figura 4.22h).

Na Figura 4.22, a força longitudinal total existente na alma na etapa pós-crítica a ser suportada pela extremidade rígida é representada por N_h , e a tensão normal correspondente na direção longitudinal, por σ_h . Como neste caso apenas a alma impede a aproximação das mesas, as tensões normais de membrana na direção transversal do painel da alma, σ_z , são nulas.

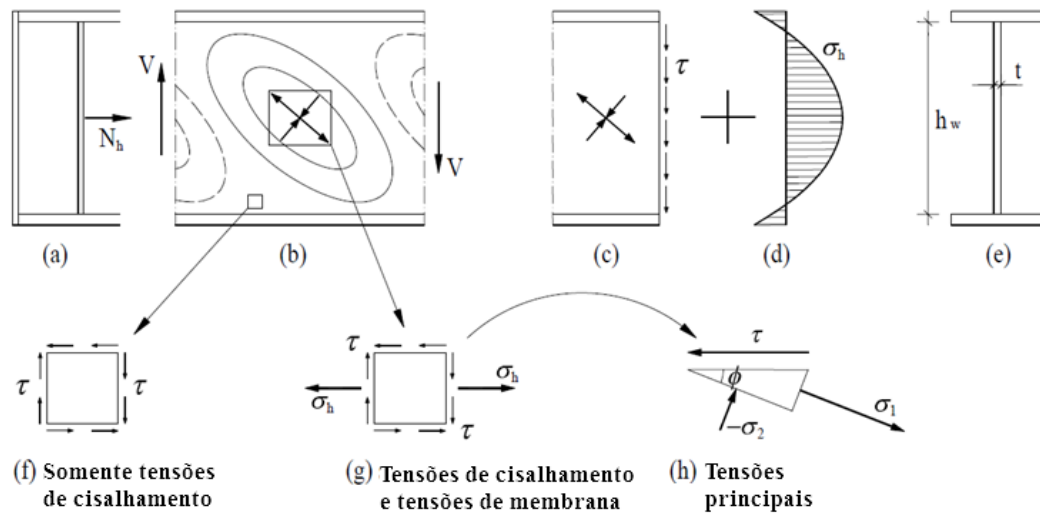


Figura 4.22 – Modelo do *Método do Campo de Tração Rotacionado* para almas sem enrijecedores (JOHANSSON *et al.*, 2007, modificado).

As tensões principais são dadas a partir do equilíbrio do triângulo:

$$\sigma_1 = \frac{\tau}{\operatorname{tg} \phi} \quad (4.30)$$

e,

$$\sigma_2 = -\tau \operatorname{tg} \phi \quad (4.31)$$

onde:

– ϕ é o ângulo que corresponde à direção principal das tensões máximas (tração).

Aplicando o critério de *von Mises*:

$$\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2 = f_{yw}^2 \quad (4.32)$$

Considerando que a tensão principal de compressão, σ_2 , permanece igual à tensão crítica de flambagem por força cortante:

$$\sigma_2 = -\tau_{cr} = -k_\tau \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{h_w} \right)^2 \quad (4.33)$$

Eliminando σ_1 , σ_2 e $\tan \phi$, a seguinte capacidade resistente ao cisalhamento (tensão de cisalhamento última da alma), τ_u , normalizada em relação à resistência ao escoamento ao cisalhamento, $f_{yw}/\sqrt{3}$, é obtida:

$$\frac{\tau_u}{f_{yw}/\sqrt{3}} = \frac{1}{\bar{\lambda}_w^2} \sqrt{\left(\sqrt{3\bar{\lambda}_w^4 - \frac{3}{4}} \right) - \frac{1}{2}} \quad (4.34)$$

onde:

– $\bar{\lambda}_w$ é a esbeltez normalizada da placa.

$$\bar{\lambda}_w = \sqrt{\frac{f_{yw}/\sqrt{3}}{\tau_{cr}}} = 0,76 \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr}}} \quad (4.35)$$

Os autores salientam que a capacidade resistente teórica obtida por meio do *Método do Campo de Tração Rotacionado* baseia-se na presença de uma extremidade rígida.

4.1.2.6 Capacidade resistente ao cisalhamento

A capacidade resistente da alma de uma viga à flambagem por força cortante deve ser verificada e, além disso, enrijecedores transversais devem ser previstos nos apoios, sempre que a relação entre a altura da alma e a sua espessura, h_w/t_w , for maior que os seguintes valores:

- a) para almas não enrijecidas longitudinalmente

$$\frac{h_w}{t_w} > \frac{72}{\eta} \varepsilon \quad (4.36)$$

b) para almas enrijecidas longitudinalmente

$$\frac{h_w}{t_w} > \frac{31}{\eta} \varepsilon \sqrt{k_\tau} \quad (4.37)$$

onde:

– η é o coeficiente que considera o acréscimo da capacidade resistente com a menor esbeltez da alma, e depende do tipo de aço utilizado, o qual assume o valor 1,2 para aços de classe de resistência até S460 (inclusive), ou seja, $f_y \leq 460$ MPa; e 1,0 para os restantes, ou seja, $f_y > 460$ MPa. Para efeitos de classificação da seção e no caso de almas sem enrijecedores intermediários, a EN1993-1-1:2005 especifica de forma menos conservadora $\eta = 1,0$;

– k_τ é o coeficiente de flambagem por cisalhamento;

– ε é o fator de escoamento, dado pela Eq. (4.10).

Na norma EN1993-1-5:2006, a capacidade resistente total de cálculo à força cortante para almas enrijecidas ou não enrijecidas, é dada por:

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (4.38)$$

onde:

– $V_{bw,Rd}$ é a capacidade resistente da alma, ou seja, a contribuição da alma;

– $V_{bf,Rd}$ é a capacidade resistente das mesas, ou seja, a contribuição das mesas;

– h_w é a altura da alma;

– t_w é a espessura da alma;

– f_{yw} é a resistência ao escoamento da alma;

– γ_{M1} é o fator parcial de segurança para capacidade resistente relacionada à instabilidade.

A Eq. (4.38) admite que a contribuição da alma, $V_{bw,Rd}$, não é modificada pela formação do campo de tração entre as mesas, (Figura 4.27). Como visto na Eq. (4.38), a capacidade resistente total, $V_{b,Rd}$, não pode ser maior que a capacidade resistente plástica da alma isolada (dada pelo último termo da expressão).

A verificação de almas não enrijecidas ou enrijecidas à flambagem local, submetidas às forças cortantes é dada por:

$$\eta_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{b,Rd}} \leq 1,0 \quad (4.39)$$

onde:

- V_{Ed} é a força solicitante cortante de cálculo;
- $V_{b,Rd}$ é a capacidade resistente total, conforme a Eq. (4.38).

Os enrijecedores longitudinais contribuem significativamente para o aumento da capacidade resistente à flambagem por força cortante, principalmente ao dividir a alma em subpainéis que flambam individualmente (caso os enrijecedores sejam suficientemente rígidos), ou pelo menos, aumenta a tensão crítica de flambagem por cisalhamento.

Johansson *et al.* (2007) afirmam ainda que ao generalizar o *Método do Campo de Tração Rotacionado* para almas enrijecidas longitudinalmente, como a capacidade resistente pós-crítica de uma placa enrijecida é relativamente muito inferior ao de uma placa não enrijecida, é conveniente reduzir a rigidez do enrijecedor em 1/3, lembrando que as Eqs. (3.24), (3.25), (3.26) e (3.27) já consideram o valor de 1/3 de redução no momento de inércia do enrijecedor longitudinal.

Pavlovic *et al.* (2007) demonstraram que a utilização dos coeficientes de flambagem com a redução da rigidez do enrijecedor para 1/3 fornece resultados excessivamente conservadores, por outro lado, os coeficientes de flambagem obtidos por análises lineares de estabilidade pelo Método dos Elementos Finitos e sem a redução em 1/3, podem conduzir a resultados inseguros para enrijecedores com rigidez a flexão “baixa”, ou seja, $\gamma_s < 0,6\gamma_s^*$, onde γ_s^* é a rigidez ótima do enrijecedor.

4.1.2.6.1 Contribuição da alma

Conforme a EN 1993-1-5:2006, a capacidade resistente da alma é dada por:

$$V_{bw,Rd} = \chi_w \frac{f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (4.40)$$

onde:

- χ_w é o fator de redução para a capacidade resistente à flambagem por cisalhamento da alma, em função da sua esbeltez.

O fator de redução para a capacidade resistente à flambagem por cisalhamento, χ_w , para almas enrijecidas transversalmente somente nos apoios, ou enrijecidas transversalmente e/ou

longitudinalmente, é dado por meio das fórmulas da Figura 4.24 ou das curvas da Figura 4.25, nas quais a distinção é entre extremidades rígidas e não rígidas (Figura 4.23). Esta distinção deve-se ao fato de que este fator de redução considera as componentes de força cortante pura e a ancoragem de forças de membrana por meio dos enrijecedores transversais devido à ação do campo de tração (*Método do Campo de Tração Rotacionado*) e, portanto a rigidez axial e à flexão dos enrijecedores transversais de extremidade influenciam na reserva pós-crítica.

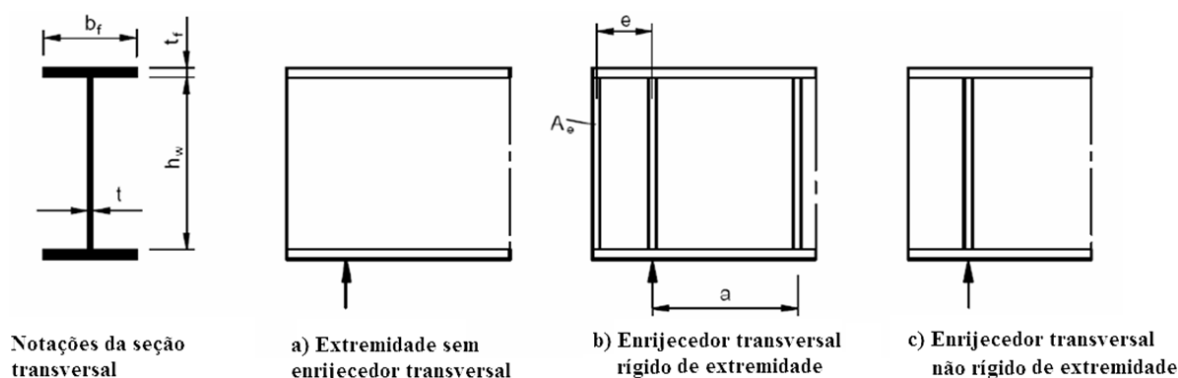


Figura 4.23 – Enrijecedores transversais nas extremidades (EN 1993-1-5, 2006, modificado).

O fator de redução pode ser dado por:

$$\chi_w = \frac{\tau_u}{f_{yw}/\sqrt{3}} \quad (4.41)$$

	Enrijecedor transversal rígido de extremidade	Enrijecedor transversal não rígido de extremidade
$\bar{\lambda}_w < 0,83/\eta$	η	η
$0,83/\eta \leq \bar{\lambda}_w < 1,08$	$0,83/\bar{\lambda}_w$	$0,83/\bar{\lambda}_w$
$\bar{\lambda}_w \geq 1,08$	$1,37/(0,7 + \bar{\lambda}_w)$	$0,83/\bar{\lambda}_w$

Figura 4.24 – Fator de redução, χ_w , na contribuição da alma para a capacidade resistente à flambagem por cisalhamento (EN1993-1-5, 2006, modificado).

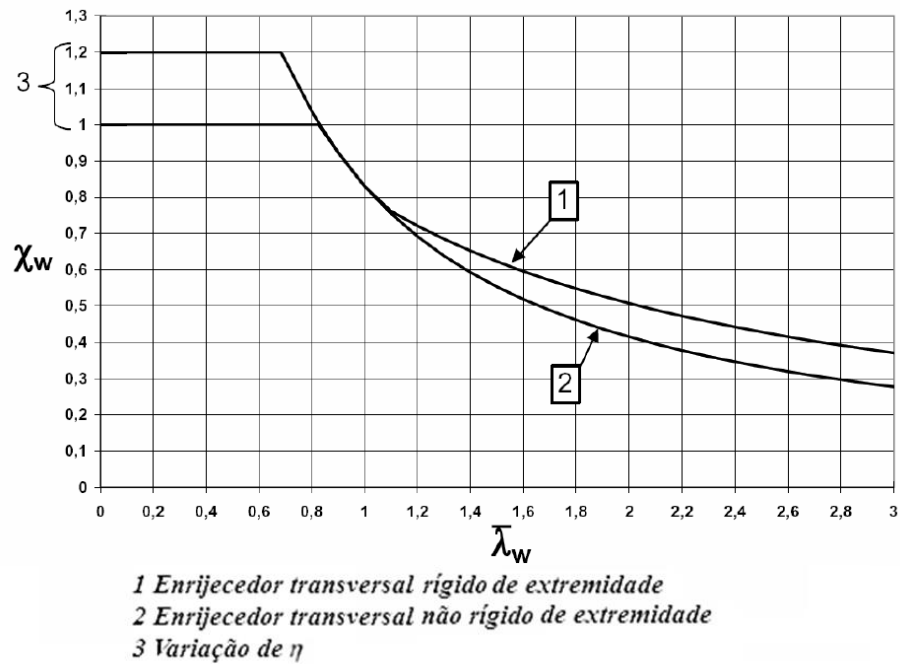


Figura 4.25 – Fator de redução, χ_w , na capacidade resistente à flambagem por cisalhamento (EN1993-1-5, 2006, modificado).

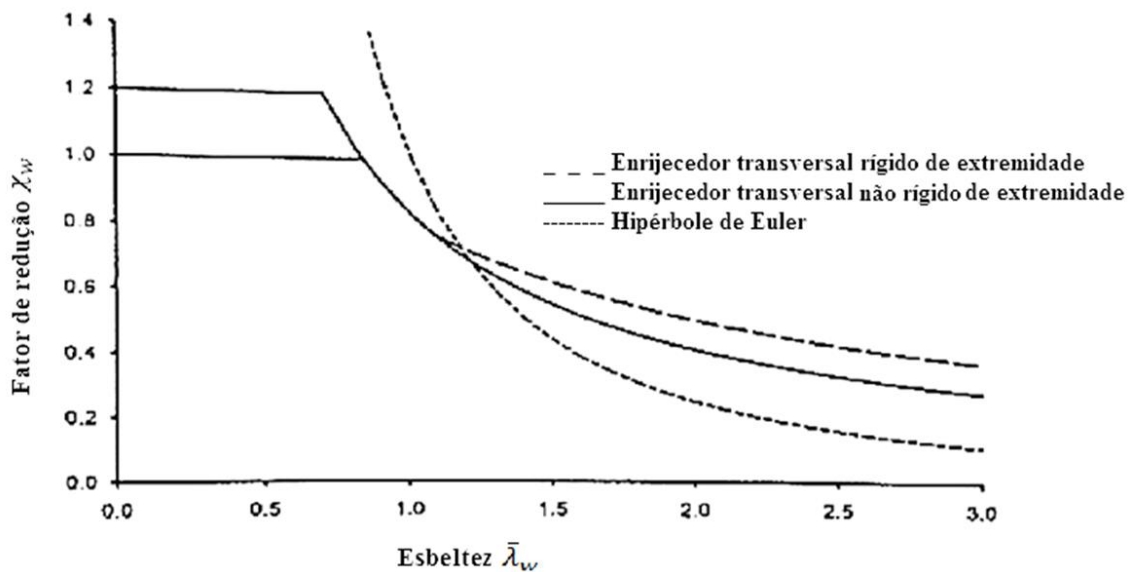


Figura 4.26 – Curvas de redução para flambagem por cisalhamento (BEG *et al.*, 2010, modificado).

Conforme mostram as Figura 4.25 e Figura 4.26, os valores de fator de redução $\chi_w = \eta$ maiores que 1,0 correspondem a valores pequenos de esbeltez $\bar{\lambda}_w$. As curvas de redução das Figura 4.25 e Figura 4.26 que representam as fórmulas da Figura 4.24, aplicam-se para a verificação tanto de almas enrijecidas quanto de não enrijecidas, e são baseadas na esbeltez da placa, $\bar{\lambda}_w$. No caso de um painel enrijecido, $\bar{\lambda}_w$ é o maior valor de esbeltez dentre todos os

subpainéis, e o painel enrijecido é que o comanda. A esbeltez normalizada da alma é dada pela Eq.(4.35), que pode ser simplificada como segue:

- a) para enrijecedores transversais somente nos apoios, em que a razão de aspecto é grande ($a/h_w \gg 1,0$) e $k_\tau = 5,34$.

$$\bar{\lambda}_w = \frac{h_w}{86,4 t \varepsilon} \quad (4.42)$$

- b) para enrijecedores transversais nos apoios, enrijecedores intermediários e/ou enrijecedores longitudinais.

$$\bar{\lambda}_w = \max \left(\frac{h_w}{37,4 t_w \varepsilon \sqrt{k_\tau}}; \frac{h_{wi}}{37,4 t_w \varepsilon \sqrt{k_{\tau i}}} \right) \quad (4.43)$$

onde:

- k_τ é o coeficiente de flambagem por cisalhamento da alma entre as mesas;
- $k_{\tau i}$ é o coeficiente de flambagem por cisalhamento de subpainéis i ;
- h_w é a altura livre da alma entre as mesas;
- h_{wi} é a altura livre de subpainéis i .

Conforme Johansson *et al.* (2007), como a reserva pós-crítica das placas enrijecidas é reduzida em comparação às placas não enrijecidas, a influência dos enrijecedores longitudinais proveniente da flambagem linear, por meio do cálculo de k_τ e χ_w , é superestimada. Diante disto, a norma EN 1993-1-5:2006 considera a redução do momento de inércia dos enrijecedores longitudinais para 1/3 do seu valor atual, a fim de aumentar adequadamente o parâmetro de esbeltez normalizada $\bar{\lambda}_w$, para então permitir o uso da mesma função de capacidade resistente, χ_w , tanto em almas enrijecidas longitudinalmente quanto não enrijecidas longitudinalmente.

4.1.2.6.2 Contribuição das mesas

Conforme Johansson *et al.* (2007), os testes em painéis de alma sujeitos a cisalhamento por Rockey e Skaloud (1969)⁸, e por Skaloud (1971)⁹ mostram que quando a carga última é

⁸ ROCKEY, K.; SKALOUD, M. Influence of the flexural rigidity of flanges upon the load-carrying capacity and failure mechanism of webs in shear (Flanges flexural rigidity effect on load carrying capacity, failure mechanism and postbuckling behavior of webs in shear, noting permissible load). Acta Technica CSAV, v. 14, n. 3, p. 295-315, 1969.

alcançada, o campo de tração entre as mesas provoca um tipo de mecanismo plástico nas mesas, por meio da formação de quatro rótulas plásticas E, H, G e K nas mesas (Figura 4.27), sendo que a distância c entre as rótulas varia entre 0,16 e 0,75 vezes o comprimento a do painel.

Considerando que este campo de tração não influencia na capacidade resistente ao cisalhamento da alma obtida com base na teoria do campo de tração rotacionado (Figura 4.27a), a capacidade resistente ao cisalhamento proveniente das mesas pode ser somada com a contribuição da alma.

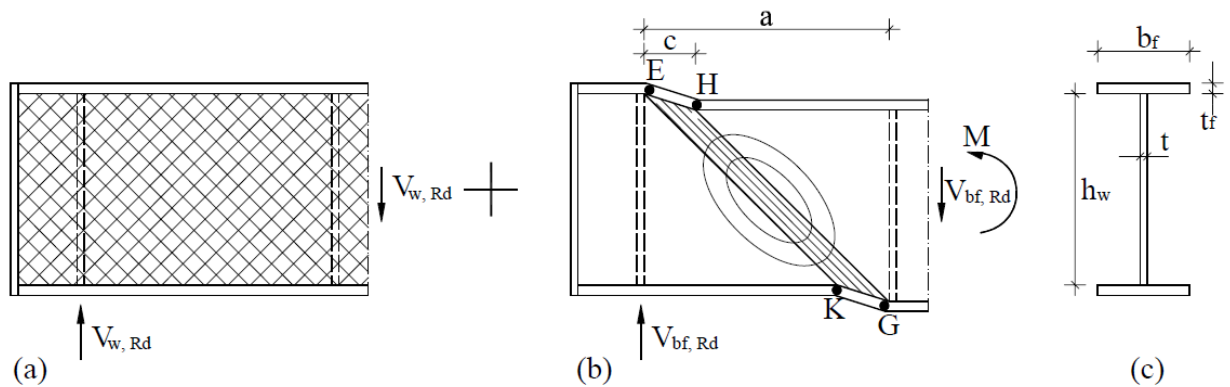


Figura 4.27 – Campo de tensão assegurado pela capacidade resistente à flexão das mesas (JOHANSSON *et al.*, 2007).

De acordo com Höglund (1997), o comprimento c de mesa entre rótulas plásticas para placas de vigas de aço pode ser aproximada da seguinte forma:

$$c = a \left(0,25 + 1,6 \frac{M_{pl,f}}{M_{pl,w}} \right) = a \left(0,25 + \frac{1,6 b_f t_f^2 f_{yf}}{t_w h_w^2 f_{yw}} \right) \quad (4.44)$$

onde:

- $M_{pl,f}$, $M_{pl,w}$ são os momentos plásticos resistentes das mesas e alma, respectivamente;
- f_{yf} é a resistência ao escoamento do material da mesa;
- b_f , t_f são as dimensões da mesa com a menor capacidade resistente axial, sendo que b_f não deve exceder $15 \cdot \epsilon \cdot t$, em cada lado da alma.

O momento plástico resistente das mesas é dado por:

⁹ SKALoud, M. Ultimate load and failure mechanism of webs in shear. In: IABSE Colloquium. IABSE London, 1971. p. 115-130.

$$M_{pl,f} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{4} \quad (4.45)$$

O momento plástico resistente da alma é dado por:

$$M_{pl,w} = \frac{t_w h_w^2 f_{yw}}{4} \quad (4.46)$$

De acordo com Johansson *et al.* (2007), o valor de c obtido pela Eq.(4.44), geralmente é menor do que os valores observados nos testes em painéis de alma sujeitos a cisalhamento, por Rockey e Skaloud (1969)¹⁰, e por Skaloud (1971)¹¹. Os autores explicam este fato ao constatar que na realidade, o mecanismo plástico nas mesas (Figura 4.27) não pode desenvolver-se livremente, porque há sempre algum apoio adicional na alma. Consequentemente, ambas as contribuições das mesas e da alma não podem ser separadas completamente.

A capacidade resistente de cálculo ao cisalhamento (força cortante resistente de cálculo) das mesas, transmitida pelo campo de tração, resulta do equilíbrio do comprimento da mesa, c , entre rótulas (mecanismo plástico nas mesas), conforme ilustra a (Figura 4.27b), sendo dada por:

$$V_{bf,Rd} = \frac{4 M_{pl,f} / \gamma_{M1}}{c} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c \gamma_{M1}} \quad (4.47)$$

A contribuição das mesas pode ser contabilizada (adicionada) à capacidade resistente ao cisalhamento da alma (contribuição da alma) somente se as mesas não estiverem completamente acionadas para resistir ao momento fletor, ou seja, quando:

$$M_{Ed} \leq M_{f,Rd} \quad (4.48)$$

onde:

- M_{Ed} é o momento fletor atuante de cálculo;
- $M_{f,Rd}$ é momento fletor resistente de cálculo da seção transversal constituída apenas pelas áreas efetivas das mesas (Figura 4.28).

O momento fletor resistente de cálculo, $M_{f,Rd}$, é dado por:

¹⁰ ROCKEY, K.; SKALOUD, M., *op. cit.*

¹¹ SKALOUD, M., *op. cit.*

$$M_{f,Rd} = \frac{M_{f,k}}{\gamma_{M0}} \quad (4.49)$$

e,

$$M_{f,k} = \min(A_{f,1} f_{yf,1} h_f; A_{f,2} f_{yf,2} h_f) \quad (4.50)$$

onde:

- $A_{f,1}$ é a área da seção transversal da mesa 1 (superior);
- $A_{f,2}$ é a área da seção transversal da mesa 2 (inferior);
- $f_{yf,1}$ é resistência ao escoamento da mesa 1 (superior);
- $f_{yf,2}$ é a resistência ao escoamento da mesa 2 (inferior);
- h_f é a distância entre os planos médios das mesas.

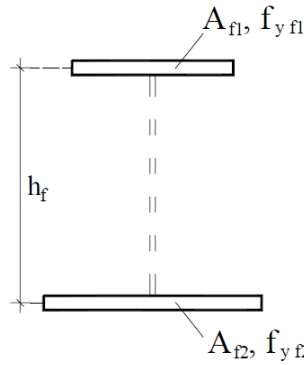


Figura 4.28 – Contribuição de $M_{f,Rd}$ (JOHANSSON *et al.*, 2007).

Pressupondo que as mesas sozinhas resistam ao momento fletor, M_{Ed} , ou seja, $M_{Ed} < M_{f,Rd}$, no caso em que as mesas resistam a tensões longitudinais devido à força normal N_{Ed} ou à influência do momento fletor, M_{Ed} , causando forças axiais nas mesas, a contribuição das mesas, $V_{bf,Rd}$, deve ser reduzida pelo fator apresentado no último termo da Eq.(4.51). Portanto, a capacidade resistente de cálculo ao cisalhamento das mesas será dada por:

$$V_{bf,Rd} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c \gamma_{M1}} \left[1 - \left(\frac{M_{Ed}}{M_{f,Rd}} \right)^2 \right] \quad (4.51)$$

A Eq. (4.51) considera uma interação entre força cortante, momento fletor e força normal para $M_{Ed} < M_{f,Rd}$. Para $M_{Ed} > M_{f,Rd}$, a interação deve ser feita conforme o item 7 da EN1993-1-5:2006.

Caso haja uma força axial atuante, N_{Ed} , supostamente transmitida apenas pelas mesas, o $M_{f,Rd}$ deve ser reduzido pelo fator apresentado no último termo da Eq. (4.51). Portanto, o momento fletor resistente de cálculo $M_{f,Rd}$, será dada por:

$$M_{f,Rd} = \frac{M_{f,k}}{\gamma_{M0}} \left[1 - \frac{N_{Ed}}{\frac{(A_{f1} + A_{f2}) f_{yf}}{\gamma_{M0}}} \right] \quad (4.52)$$

Segundo Johansson *et al.* (2007), comumente a contribuição das mesas, $V_{bf,Rd}$, é pequena e pode ser desprezada, visto que esta contribuição é relevante somente quando são usadas mesas “robustas”, que não são totalmente utilizadas pelos momentos fletores na viga com seção do tipo I, situação que pode ocorrer nos apoios extremos da viga com seção do tipo I.

4.1.3 Interação entre força axial, momento fletor e força cortante na alma em painel

Segundo Dubas e Gehri (1986), dentre os estudos numéricos sobre capacidade resistente de placas submetidas a tensões normais e de cisalhamento em seu plano, destacam-se os trabalhos de Harding e Hobbs (1979)¹² e, Harding *et al.* (1983)¹³ que produziram curvas de interação típicas tanto para tensões normais uniformes e tensões de cisalhamento, quanto para tensões normais não uniformes (momento no plano da placa) e tensões de cisalhamento, bem como fórmulas de interação.

A norma EN 1993-1-5:2006 baseia-se no *Método do Campo de Tração Rotacionado*, em que a interação entre força cortante e momento fletor é dada em duas partes, conforme ilustra a Figura 4.29:

- a) para momentos fletores $M < M_f$, em que M_f é o momento plástico da seção formada pela área efetiva das mesas, admite-se que as tensões na alma provocadas pelo momento fletor não influenciam na contribuição da alma para a capacidade resistente a força cortante, tornando-se necessário neste caso apenas reduzir a contribuição das mesas de acordo com a Eq. (4.51);

¹² HARDING, J. E.; HOBBS, R. E. The ultimate load behaviour of box girder web panels. *Structural Engineer*, v. 57, n. 3, 1979.

¹³ HARDING, J. E. The interaction of direct and shear stresses on plate panels. *Plated Structures. Stability and Strength*, 1983.

- b) para momentos fletores $M > M_f$, a alma deve resistir simultaneamente a momentos fletores e as forças cortantes, logo para valores altos de força cortante, torna-se necessário utilizar a fórmula de interação de esforços, conforme explicado a seguir.

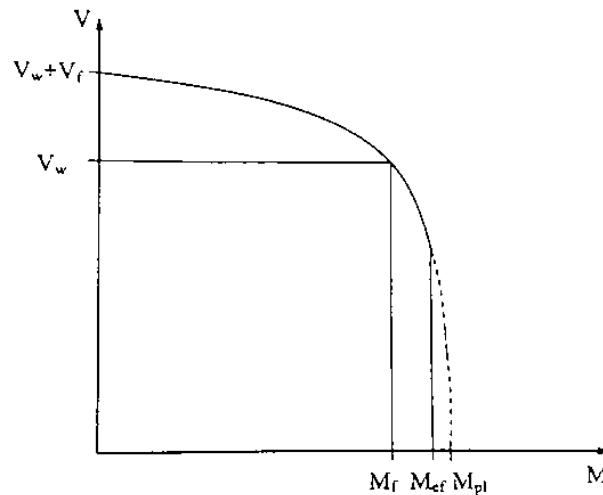


Figura 4.29 – Interação força cortante - momento fletor (HOGLUND, 1997)

O item 7.1 da EN 1993-1-5:2006 trata das seções em viga I ou viga caixão, em que duas mesas e dois enrijecedores transversais são as bordas do painel da alma onde a interação de ocorre. Desde que $\bar{\eta}_3$ não exceda 0,5, sendo $\bar{\eta}_3$ definido por,

$$\bar{\eta}_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \quad (4.53)$$

onde:

– $V_{w,Rd}$ é a contribuição da alma na capacidade resistente ao cisalhamento; a capacidade resistente de cálculo devido ao momento fletor e ao esforço axial não precisam ser reduzidas por causa da atuação simultânea da força cortante.

Porém, se o esforço axial e o momento fletor não puderem ser resistidos pelas mesas sozinhas ($M_{Ed} > M_{f,Rd}$), ou se a força cortante não puder ser resistida pela alma sozinha ($\bar{\eta}_3 > 0,5$), logo a seguinte fórmula de interação deve ser verificada para os efeitos combinados de momento e força cortante na alma de viga com seção do tipo I ou caixão:

$$\bar{\eta}_1 + \left[1 - \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}} \right] [2\bar{\eta}_3 - 1]^2 \leq 1,0 \quad (4.54)$$

para,

$$\bar{\eta}_1 \geq \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}} \quad (4.55)$$

onde:

- $M_{f,Rd}$ é o momento fletor resistente de plastificação de cálculo da seção composta pela área efetiva apenas das mesas;
- $M_{pl,Rd}$ é o momento fletor resistente de plastificação de cálculo da seção composta pela área efetiva das mesas e pela área total da alma, independentemente da classe da seção.

A razão $\bar{\eta}_1$ é dada por:

$$\bar{\eta}_1 = \frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}} \quad (4.56)$$

O momento fletor resistente de plastificação de cálculo, $M_{f,Rd}$, pode ser considerado como o produto da resistência ao escoamento f_y , pela área efetiva da mesa com o menor valor de $A_f \cdot f_y / \gamma_{M0}$, e pela distância entre os centros de gravidade das mesas.

Se uma parte da alma estiver em tração, ou seja, se a força axial N_{Ed} (tração ou compressão) é aplicada em adição ao momento fletor, M_{Ed} , a equação de interação entre momento fletor e força cortante deve ser utilizada com os valores de $M_{f,Rd}$ e $M_{pl,Rd}$ reduzidos, ou seja, com os valores $M_{N,f,Rd}$ e $M_{N,pl,Rd}$ ao invés de $M_{f,Rd}$ e $M_{pl,Rd}$, conforme o item 6.2.9 da norma EN 1993-1-1:2005. Quando o esforço axial for dominante de tal forma que toda a alma esteja comprimida, a equação de interação é dada conforme o item 7.1(5) da norma EN 1993-1-5:2006.

Conforme Beg *et al.* (2010), em estruturas de pontes o caso mais comum em que se verifica a interação de esforços é para o painel de alma mais próximo de um apoio de uma viga contínua com seção do tipo I ou caixão, caso em que a força cortante e o momento fletor não são constantes ao longo do painel da alma (Figura 4.30). Os valores dos esforços máximos (nos apoios) são usualmente superestimados visto que são calculados desprezando-se o efeito benéfico da real largura do aparelho de apoio. A flambagem por cisalhamento ($\bar{\eta}_3$) é um modo de falha do painel com uma deformação usualmente inclinada em um ângulo menor que 45 graus, enquanto que $\bar{\eta}_1$ é um único critério de seção. Consequentemente, o item 7.1(2) da EN 1993-1-5:2006 indica que o critério de interação deve ser verificado para todas as seções, exceto as localizadas a uma distância menor que $h_w/2$ de um apoio com enrijecedores transversais. Os autores enfatizam que esta regra na realidade é válida somente para almas sem enrijecedores longitudinais, o que não é indicado na EN 1993-1-5:2006, no entanto para

almas com enrijecedores longitudinais é recomendado ao invés desta regra, usar a metade da altura do maior subpainel.

Conforme a Figura 4.30, o momento fletor $M_{y,Ed,left}$ deve ser verificado na seção transversal bruta (capacidade resistente elástica). E da mesma maneira, o painel deve ser verificado para capacidade resistente para flambagem por cisalhamento, assumindo que a máxima força cortante $V_{Ed,left}$ aplica-se ao comprimento total do painel.

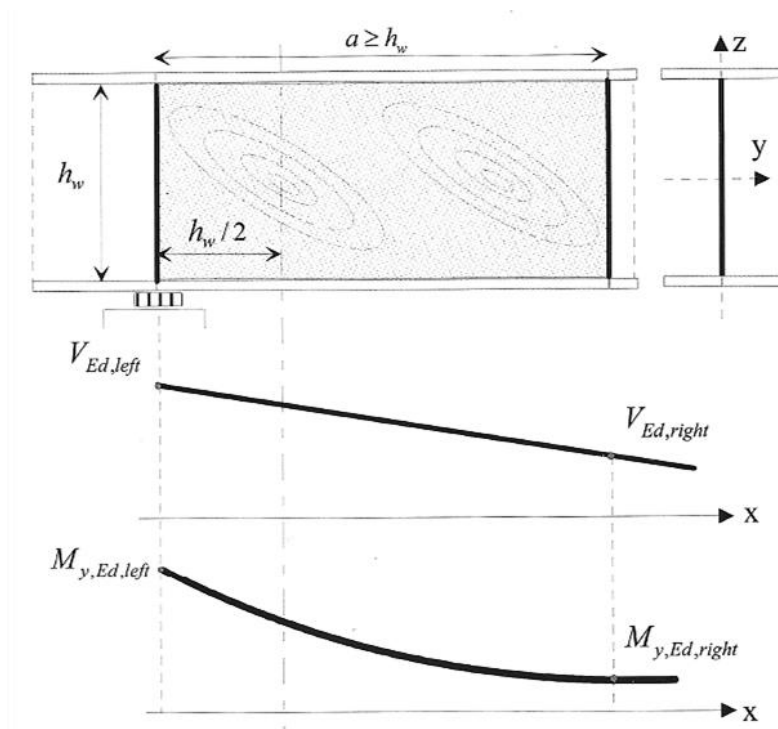


Figura 4.30 – Interação entre momento fletor e força cortante (BEG *et al.*, 2007)

4.1.4 Método da tensão reduzida (MTR)

4.1.4.1 Introdução

O *Método da Tensão Reduzida (MTR)* usa o critério de *von Mises* para analisar a interação entre os diferentes tipos de tensões, e compara as tensões solicitantes (a análise da placa é realizada com base no campo de tensão total) no painel com tensões limites definidas pelo elemento de placa que flamba primeiro. Enquanto que no *MLE*, é realizada uma verificação para cada tipo de esforço e em seguida uma verificação para a combinação desses tipos de esforços por meio de uma equação de interação; no *MTR* a capacidade resistente é determinada em um único passo de verificação, conforme mostra a Figura 4.31.

Ao contrário do *MLE*, o *MTR* assume uma distribuição linear de tensões até alcançar o limite de tensão da região da placa que flamba primeiro. Até esta tensão limite ser alcançada, a seção transversal é totalmente efetiva. Logo, as seções transversais verificadas conforme o *MTR* podem ser consideradas como membros de *Classe 3*. Portanto, o elemento de placa “mais fraco” em uma seção transversal de aço comanda a capacidade resistente da seção transversal inteira.

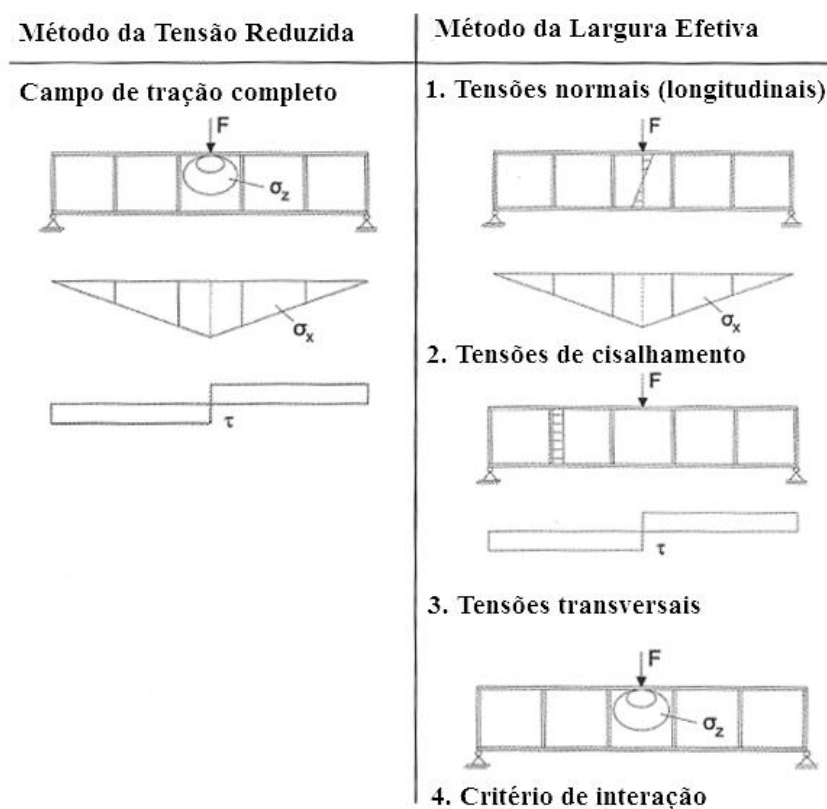


Figura 4.31 – Comparação entre o *MTR* e o *MLE* (BEG *et al.*, 2007, modificado).

Neste método, a flambagem de placa não é contabilizada por meio da diminuição das propriedades da seção transversal. Ao contrário do *MLE*, cada uma das tensões atuantes na seção transversal não deve exceder a um determinado valor chamado de “resistência reduzida” (menos do que a resistência ao escoamento) e a verificação do efeito global do campo de tensões deve ser obtida através do critério de escoamento de *von Mises*.

4.1.4.2 Verificação

Considerando um campo de tensão no plano da placa, a tensão equivalente $\sigma_{eq,Ed}$ é definida como:

$$\sigma_{eq,Ed} = \sqrt{\sigma_{x,Ed}^2 + \sigma_{z,Ed}^2 - \sigma_{x,Ed} \sigma_{z,Ed} + 3 \tau_{Ed}^2} \quad (4.57)$$

onde:

- $\sigma_{x,Ed}, \sigma_{z,Ed}$ são as tensões normais solicitantes de cálculo, baseadas nas propriedades da seção transversal bruta;
- τ_{Ed} é a tensão de cisalhamento solicitante de cálculo, baseada nas propriedades da seção transversal bruta.

Para painéis não enrijecidos e enrijecidos submetidos a tensões combinadas $\sigma_{x,Ed}, \sigma_{z,Ed}$ e τ_{Ed} , as propriedades de seção *Classe 3* podem ser consideradas, sendo que:

$$\frac{\rho \alpha_{ult,k}}{\gamma_{M1}} \geq 1 \quad (4.58)$$

onde:

- $\alpha_{ult,k}$ é o fator crítico (mínimo) para o qual a tensão equivalente de cálculo, $\sigma_{eq,Ed}$, deve ser aumentada afim de atingir a resistência ao escoamento característica, f_y , no ponto mais crítico ponto da placa, sem levar em conta a instabilidade fora do plano, conforme a Eq.(4.59);
- ρ é o fator de redução de flambagem de placa dependendo da esbeltez da placa, $\bar{\lambda}_p$, para levar em conta a flambagem fora do plano.

O valor de $\alpha_{ult,k}$ pode ser obtido a partir do critério de *von Mises*:

$$\frac{1}{\alpha_{ult,k}^2} = \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y} \right)^2 - \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y} \right) \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y} \right) + 3 \left(\frac{\tau_{Ed}}{f_y} \right)^2 \quad (4.59)$$

ou,

$$\alpha_{ult,k} = \frac{f_y}{\sigma_{eq,Ed}} \quad (4.60)$$

No *MTR* todos os fatores de redução da resistência ao escoamento do aço (ρ_x, ρ_z e χ_w) são calculados com uma única esbeltez para o painel com base no campo de tensão total, a chamada esbeltez global modificada da placa $\bar{\lambda}_p$, sendo dada por:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\alpha_{ult,k}}{\alpha_{cr}}} \quad (4.61)$$

Em contrapartida, no *MLE* aplica-se uma esbeltez diferente para a determinação de cada um dos coeficientes de redução.

onde:

– α_{cr} é o fator crítico (mínimo) para o qual a tensão equivalente de cálculo, $\sigma_{eq,Ed}$, deve ser aumentada afim de atingir a tensão equivalente crítica elástica, $\sigma_{eq,cr}$, da placa submetida ao campo de tensão completo, conforme a Eq. (4.62).

$$\alpha_{cr} = \frac{1}{\frac{1+\psi_x}{4\alpha_{cr,x}} + \frac{1+\psi_z}{4\alpha_{cr,z}} + \sqrt{\left(\frac{1+\psi_x}{4\alpha_{cr,x}} + \frac{1+\psi_z}{4\alpha_{cr,z}}\right)^2 + \frac{1-\psi_x}{2\alpha_{cr,x}^2} + \frac{1-\psi_z}{2\alpha_{cr,z}^2} + \frac{1}{\alpha_{cr,\tau}^2}}} \quad (4.62)$$

ou,

$$\alpha_{cr} = \frac{\sigma_{eq,cr}}{\sigma_{eq,Ed}} \quad (4.63)$$

onde:

- $\alpha_{cr,x}, \alpha_{cr,z}$ são os fatores críticos (mínimos) para a flambagem da placa nas direções x e z, respectivamente;
- $\alpha_{cr,\tau}$ é o fator crítico (mínimo) para a flambagem da placa, para tensões de cisalhamento.

sendo:

$$\alpha_{cr,x} = \frac{\sigma_{cr,x}}{\sigma_{x,Ed}}; \alpha_{cr,z} = \frac{\sigma_{cr,z}}{\sigma_{z,Ed}}; \alpha_{cr,\tau} = \frac{\tau_{cr}}{\tau_{Ed}} \quad (4.64)$$

onde:

- $\sigma_{cr,x}, \sigma_{cr,z}, \tau_{cr}$ são as tensões críticas elásticas de flambagem.

Quando o fator de redução ρ é obtido da interpolação apropriada entre ρ_x, ρ_z e χ_w , usando a Eq.(4.59) como função de interpolação, a qual segue o critério de *von Mises*, a verificação da placa submetida ao campo de tensão completo é dada por:

$$\left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\rho_x f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{\rho_z f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\rho_x f_y / \gamma_{M1}}\right)\left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{\rho_z f_y / \gamma_{M1}}\right) + 3\left(\frac{\tau_{Ed}}{\chi_w f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 \leq 1 \quad (4.65)$$

onde:

- ρ_x é o fator de redução para flambagem de placa calculado com $\bar{\lambda}_p$, levando em conta a interação entre os comportamentos *Tipo Placa* e *Tipo Pilar*, conforme o item 4.1.1.2.1.4, na direção de σ_x (tensões normais longitudinais);
- ρ_z é o fator de redução para flambagem de placa calculado com $\bar{\lambda}_p$, levando em conta a interação entre os comportamentos *Tipo Placa* e *Tipo Pilar*, conforme o item 4.1.1.2.1.4, na direção de σ_z (tensões normais transversais);

– χ_w é o fator de redução para flambagem de placa para $\bar{\lambda}_p$, para tensões de cisalhamento τ , conforme o item 4.1.2.6.1.

Portanto, os fatores de redução são determinados somente com a esbeltez da placa, $\bar{\lambda}_p$, conforme a Eq. (4.61). O comportamento *Tipo Pilar* deve ser considerado quando for relevante.

Se conservadoramente o fator de redução ρ for obtido como o valor mínimo entre os valores de ρ_x , ρ_z ou χ_w , somente o fator de redução mínimo ρ será considerado como base da verificação e, portanto a fórmula de verificação da Eq. (4.65) simplifica-se para:

$$\left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y/\gamma_{M1}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y/\gamma_{M1}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y/\gamma_{M1}}\right)\left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y/\gamma_{M1}}\right) + 3\left(\frac{\tau_{Ed}}{f_y/\gamma_{M1}}\right)^2 \leq \rho^2 \quad (4.66)$$

A interação entre os comportamentos *Tipo Placa* e *Tipo Pilar* pode ser realizada para ambas as direções x e z, da seguinte forma:

$$\rho_x = (\rho_p - \chi_x) \xi_x (2 - \xi_x) + \chi_x \quad (4.67)$$

e,

$$\rho_z = (\rho_p - \chi_z) \xi_z (2 - \xi_z) + \chi_z \quad (4.68)$$

onde:

$$\xi_x = \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr,x}} - 1 \text{ mas } 0 \leq \xi_x \leq 1 \quad (4.69)$$

e,

$$\xi_z = \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr,z}} - 1 \text{ mas } 0 \leq \xi_z \leq 1 \quad (4.70)$$

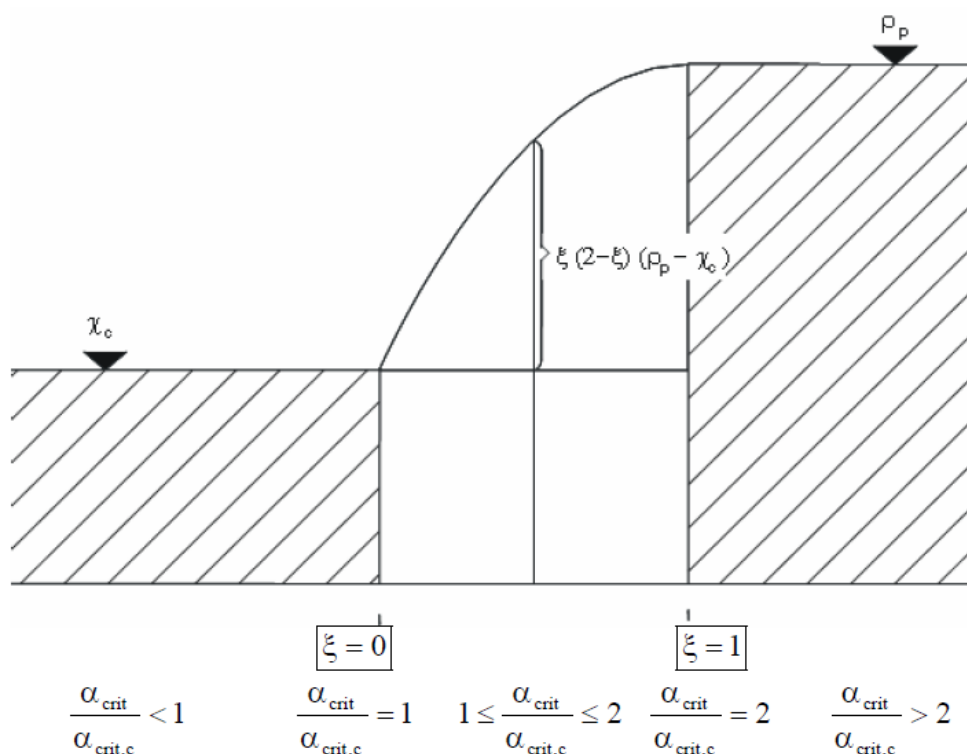


Figura 4.32 – Interação entre os comportamentos *Tipo Placa* e *Tipo Pilar* (JOHANSSON *et al.*, 2007).

Beg *et al.* (2010) salientam que os fatores de redução (ρ_x , χ_w e ρ_z) podem ser determinados também por meio do Anexo B da EN 1993-1-5:2006. Este anexo fornece curvas de flambagem com base em um formato generalizado que não considera totalmente a reserva pós-crítica, a favor de uma redução do número de curvas de flambagem.

Kuhlman *et al.* (2009), salientam que para o fator de redução ρ_z , a aplicação do item 4.5.4(1) da EN 1993-1-5:2006 e a interpolação entre os comportamentos *Tipo Placa* e *Tipo Pilar* podem levar a resultados inseguros, porque a transferência do fator de redução na direção x , ρ_x , para a direção transversal não é totalmente fundamentada. Sendo assim, os autores recomendam a determinação do fator de redução ρ_z por meio do Anexo B.1(3) da EN 1993-1-5: 2006, e relata ainda que a DIN-Fachbericht 103:2009 alterou o fator de redução ρ_z conforme o Anexo B.1(3) da EN 1993-1-5: 2006.

4.2 Verificação conforme a recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979)

4.2.1 Introdução

A recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) busca restringir o nível de tensões para não ocorrer flambagem local, portanto quando ocorre flambagem local no painel enrijecido (isto é, flambagem de um subpainel), este subpainel é considerado reprovado, mesmo se o painel enrijecido for aprovado na verificação da flambagem global. Neste caso, conforme a recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979), a solução é aumentar a quantidade de enrijecedores longitudinais para que o subpainel seja aprovado.

Sendo assim, a recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) usa um método similar ao *Método da Tensão Reduzida (MTR)* usado pela norma EN 1993-1-5:2006.

O método da recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) não contabiliza a flambagem local “descontando” partes na área da seção transversal e utilizando uma seção efetiva (reduzida), como no caso do *MLE* usado pela EN1993-1-5:2006.

A recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) trata da verificação de placas retangulares enrijecidas ou não enrijecidas em estruturas de aço, com base na teoria elástica e linear, ou seja, com validade limitada a Lei de Hooke. Considera-se o material isotrópico; a placa apoiada nas quatro bordas, plana e sem tensões residuais; e a sollicitação atuando no plano médio da placa.

As seguintes considerações devem ser levadas em conta:

- a) tensões atuantes normais extremas, com distribuição linear na largura b ou b_{ik} do painel: σ_{x1} e σ_{x2} , sendo σ_{x1} a máxima tensão normal de compressão, conforme a Figura 4.33;
- b) tensão atuante de cisalhamento constante na largura b ou b_{ik} do painel: τ ;
- c) resistência ao escoamento do aço: σ_F
- d) módulo de elasticidade longitudinal: E_a
- e) a tensão normal de tração tem sinal negativo e a de compressão tem sinal positivo;
- f) razão de aspecto (relação entre os lados do painel): α
- g) razão entre as tensões extremas (Figura 4.33): ψ

- h) casos de carregamentos: Caso H para carregamentos principais (carga permanente, protensão, retração hiperestática do concreto, retração interna do concreto, e carga móvel), Caso Hz para carregamentos principais e adicionais (temperatura, vento, fissuração do concreto, e frenagem); e Caso S para carregamentos excepcionais, o qual compreende todas as combinações de carregamentos, para as quais as tensões admissíveis podem ultrapassar as do Caso H, no mínimo em 25%, segundo a norma DIN 1072:1985-12.

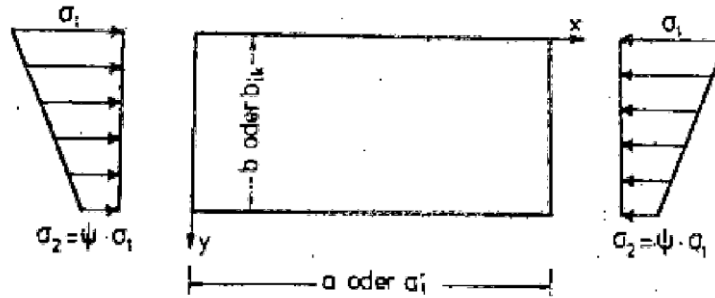


Figura 4.33 – Relação entre tensões extremas, ψ , para distribuição linear das tensões normais

σ_x (SCHEER *et al.*, 1979)

A razão de aspecto é dada por:

$$\alpha = \frac{a}{b} \text{ (painel global); } \alpha = \frac{a}{b_{ik}} \text{ (subpainel)} \quad (4.71)$$

A razão entre as tensões extremas é dada por:

$$\psi = \frac{\sigma_{x2}}{\sigma_{x1}} \quad (4.72)$$

4.2.2 Formulação para subpainéis

A tensão de comparação na flambagem (tensão equivalente solicitante) σ_v , ou seja, tensão de comparação das tensões atuantes é dada por:

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_{x1}^2 + 3\tau^2} \quad (4.73)$$

A tensão de referência de uma placa, σ_e , é igual à tensão crítica de um pilar ideal com “comprimento” b ou b_{ik} , seção transversal retangular de “largura” unitária, espessura t , e rigidez à flexão sendo a rigidez da placa. Assim, a tensão crítica de Euler é dada por:

$$\sigma_e = \frac{\pi^2 E_a}{12(1 - \mu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (4.74)$$

onde:

– μ é o coeficiente de Poisson do aço ($\mu = 0,3$).

Os coeficientes de flambagem k_σ e k_τ dependem dos seguintes parâmetros: distribuição de tensões; razão de aspecto; condições de contorno e enrijecimento do painel. Para subpainéis apoiados nas quatro bordas, conforme a norma DIN 4114-2:1953-02, esses valores são:

a) Coeficientes de flambagem k_σ :

$$\begin{aligned} 0 \leq \psi \leq 1 & \begin{cases} \alpha \geq 1 \rightarrow k_\sigma = \frac{8,4}{\psi + 1,1} \\ \alpha < 1 \rightarrow k_\sigma = \left(\alpha + \frac{1}{\alpha} \right)^2 \frac{2,1}{\psi + 1,1} \end{cases} \\ -1 < \psi < 0 & \rightarrow k_\sigma = (1 + \psi)k' - \psi k'' + 10\psi(1 + \psi) \\ \psi \leq -1 & \rightarrow \begin{cases} \alpha \geq 2/3 \rightarrow k_\sigma = 23,9 \\ \alpha < 2/3 \rightarrow k_\sigma = 15,87 + \frac{1,87}{\alpha^2} + 8,6\alpha^2 \end{cases} \end{aligned} \quad (4.75)$$

onde:

– k' é o coeficiente para a razão entre tensões $\psi = 0$;

– k'' é o coeficiente para a razão entre tensões $\psi = -1$.

O coeficiente para a razão entre tensões $\psi = 0$ é dado por:

$$k' = \frac{8,4}{1,1} \text{ para } \alpha \geq 1 \quad (4.76)$$

ou,

$$k' = \left(\alpha + \frac{1}{\alpha} \right)^2 \frac{2,1}{1,1} \text{ para } \alpha < 1 \quad (4.77)$$

O coeficiente para a razão entre tensões $\psi = -1$, é dado por:

$$k'' = 23,9 \text{ para } \alpha \geq 2/3 \quad (4.78)$$

ou,

$$k'' = 15,87 + \frac{1,87}{\alpha^2} + 8,6\alpha^2 \text{ para } \alpha < 2/3 \quad (4.79)$$

b) Coeficientes de flambagem k_τ :

$$\begin{aligned} \alpha \geq 1 &\rightarrow k_\tau = 5,34 + \frac{4,00}{\alpha^2} \\ \alpha < 1 &\rightarrow k_\tau = 4,00 + \frac{5,34}{\alpha^2} \end{aligned} \quad (4.80)$$

As tensões críticas parciais σ_{x1ki} e τ_{ki} são tensões críticas de flambagem elástica, do painel com as quatro bordas apoiadas, e solicitado separadamente por σ_x ou τ , respectivamente, sendo dadas por:

$$\sigma_{x1ki} = k_{\sigma_x} \sigma_e \quad (4.81)$$

e,

$$\tau_{ki} = k_\tau \sigma_e \quad (4.82)$$

Na nomenclatura σ_{x1ki} , o índice 1 indica valor máximo de tensão normal de compressão.

Para um subpainel retangular apoiado nas quatro bordas, solicitado por σ_x e τ , a tensão crítica de comparação na flambagem (tensão crítica elástica equivalente) σ_{vki} , é dada por:

$$\sigma_{vki} = \frac{\sigma_v}{\frac{1+\psi}{4} \frac{\sigma_{x1}}{\sigma_{x1ki}} + \sqrt{\left(\frac{3-\psi}{4} \frac{\sigma_{x1}}{\sigma_{x1ki}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{ki}}\right)^2}} \quad (4.83)$$

Salienta-se que a Eq. (4.83) é similar a Eq. (4.62) ao considerar σ_z igual a zero, e ao tomar $\frac{\sigma_{x1}}{\sigma_{x1ki}}$ e $\frac{\tau}{\tau_{ki}}$ ao invés de $\frac{1}{\alpha_{cr,x}}$ e $\frac{1}{\alpha_{cr,\tau}}$, obtendo assim a tensão crítica de comparação na flambagem (tensão crítica elástica equivalente) σ_{vki} ao invés do fator crítico α_{cr} . Isto reforça a similaridade entre o *MTR* conforme a EN 1993-1-5:2006 e o *MTR* anterior conforme a recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979).

Nos casos em que a tensão crítica de comparação na flambagem (tensão crítica elástica equivalente) σ_{vki} for maior que $0,6 \sigma_F$ (limite de proporcionalidade do aço), uma tensão crítica de comparação (tensão crítica elástica equivalente) reduzida σ_{vk} , deve ser determinada, sendo dada por:

$$\begin{aligned} \sigma_{vki} \geq 2,04 \sigma_F &\rightarrow \sigma_{vk} = \sigma_F \\ 2,04 \sigma_F > \sigma_{vki} > 0,6 \sigma_F &\rightarrow \sigma_{vk} = \sigma_F \left(1,474 - 0,677 \sqrt{\frac{\sigma_F}{\sigma_{vki}}} \right) \\ \sigma_{vki} \leq 0,6 \sigma_F &\rightarrow \sigma_{vk} = \sigma_{vki} \end{aligned} \quad (4.84)$$

Como para $\sigma_{vki} \leq 0,6 \sigma_F$ tem-se $\sigma_{vk} = \sigma_{vki}$, o índice de esbeltez relativo de comparação é dado por:

$$\bar{\lambda}_v = \sqrt{\frac{\sigma_F}{\sigma_{vk}}} \quad (4.85)$$

Através do valor de $\bar{\lambda}_v$, obtém-se a tensão crítica relativa de flambagem, $\bar{\sigma}_{vk}$, calculada por:

$$\begin{aligned} \bar{\lambda}_v &\leq 0,7 \rightarrow \bar{\sigma}_{vk} = 1,0 \\ 0,7 < \bar{\lambda}_v < 1,291 &\rightarrow \bar{\sigma}_{vk} = 1,474 - 0,677 \bar{\lambda}_v \\ \bar{\lambda}_v &\geq 1,291 \rightarrow \bar{\sigma}_{vk} = \frac{1}{\bar{\lambda}_v^2} \end{aligned} \quad (4.86)$$

A Figura 4.34 apresenta a curva de redução para flambagem, considerando a tensão crítica relativa de comparação (tensão crítica elástica relativa equivalente às tensões normais e de cisalhamento) em função do índice de esbeltez relativo de comparação $\bar{\lambda}_v$, conforme a recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979).

Tratando-se do que é estabelecido na EN 1993-1-5:2006, a Figura 4.13 apresenta curvas de redução χ_c e ρ para flambagem por tensões normais em função das esbeltezes $\bar{\lambda}_c$ e $\bar{\lambda}_p$, respectivamente. E as Figura 4.25 e Figura 4.26 apresentam curvas de redução χ_w para flambagem por cisalhamento, em função da esbeltez $\bar{\lambda}_w$.

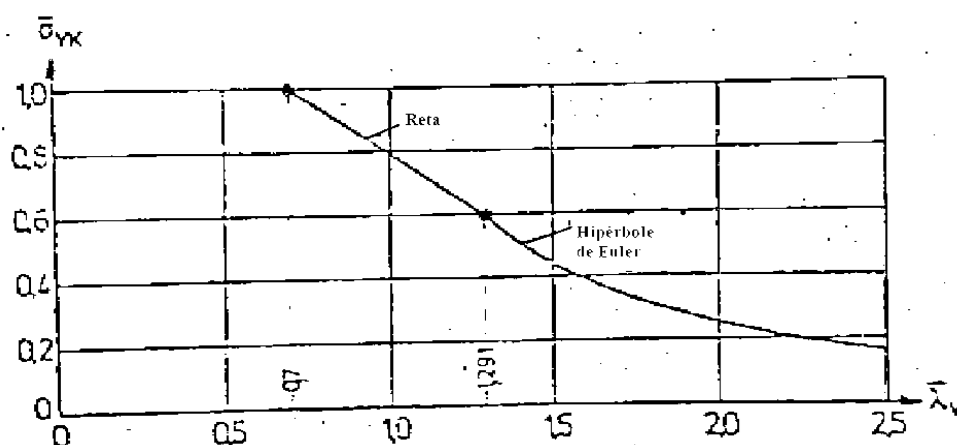


Figura 4.34 – Tensão relativa de flambagem $\bar{\sigma}_{vk}$ em função do índice de esbeltez relativo de comparação $\bar{\lambda}_v$ (SCHEER *et al.*, 1979, modificado)

4.2.2.1 Coeficiente de segurança à flambagem para ação isolada da tensão normal ou de cisalhamento

Para painéis apoiados nas quatro bordas, sujeitos à ação isolada de σ_x ou τ , os coeficientes de segurança solicitantes (“segurança necessária para evitar a flambagem”), v_B , são dados por:

$$v_B(\sigma_x)_{solicitante} = \begin{cases} H \rightarrow 1,32 + 0,09(1 + \psi_b) \\ H_Z \rightarrow 1,16 + 0,08(1 + \psi_b), \\ S \rightarrow 1,02 + 0,07(1 + \psi_b) \end{cases} \quad \psi_b \geq -1,0 \quad (4.87)$$

onde:

ψ_b é a razão entre as tensões extremas do painel considerado (painel global ou subpainel).

e,

$$v_B(\tau)_{solicitante} = \begin{cases} H \rightarrow 1,32 \\ H_Z \rightarrow 1,16 \\ S \rightarrow 1,02 \end{cases} \quad (4.88)$$

Seja a relação,

$$\frac{\sigma_{xki}}{\sigma_{x1ki}} = \frac{1}{k_{\sigma x} \alpha^2} \leq 1,0 \quad (4.89)$$

e,

$$\sigma_{xki} = \frac{1}{\alpha^2} \sigma_e \quad (4.90)$$

Sendo σ_{xki} a tensão crítica de flambagem do painel, com as bordas longitudinais livres, se esta relação for menor ou igual a 0,5 não há comportamento semelhante à flambagem de pilar; mas se este valor for superior a 0,5 (mas inferior a 1,0), há comportamento semelhante à flambagem de pilar, e o coeficiente solicitante deve ser aumentado, e logo calculado como $v_{BS}(\sigma_x)_{solicitante}$.

A tensão crítica de flambagem de placa, σ_{vk} , e a tensão crítica de flambagem de pilar, σ_k , são correspondentes à tensão crítica parcial relativa do painel analisado, $\bar{\sigma}_{x1ki}$. Logo da mesma forma que $\bar{\sigma}_{vki} = \frac{\sigma_{vki}}{\sigma_F}$ também $\bar{\sigma}_{x1ki} = \frac{\sigma_{x1ki}}{\sigma_F}$, valor com o qual obtém-se $\left(\frac{\bar{\sigma}_{vk}}{\sigma_k} - 1\right)$, através da Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Valores de $\left(\frac{\bar{\sigma}_{vk}}{\sigma_k} - 1\right)$

$\bar{\sigma}_{1ki}$	$\left(\frac{\bar{\sigma}_{vk}}{\sigma_k} - 1\right)$	$\bar{\sigma}_{1ki}$	$\left(\frac{\bar{\sigma}_{vk}}{\sigma_k} - 1\right)$	$\bar{\sigma}_{1ki}$	$\left(\frac{\bar{\sigma}_{vk}}{\sigma_k} - 1\right)$	$\bar{\sigma}_{1ki}$	$\left(\frac{\bar{\sigma}_{vk}}{\sigma_k} - 1\right)$
≥ 25	0,0	3,0	0,157	2,0	0,267	1,0	0,340
10,0	0,030	2,9	0,165	1,9	0,270	0,9	0,354
8,0	0,041	2,8	0,173	1,8	0,274	0,8	0,368
6,0	0,060	2,7	0,181	1,7	0,278	0,7	0,380
5,0	0,078	2,6	0,191	1,6	0,284	0,6	0,383
4,0	0,106	2,5	0,201	1,5	0,290	0,5	0,317
3,8	0,114	2,4	0,213	1,4	0,298	0,4	0,258
3,6	0,122	2,3	0,226	1,3	0,306	0,3	0,206
3,4	0,132	2,2	0,240	1,2	0,316	0,2	0,168
3,2	0,144	2,1	0,255	1,1	0,328	0,1	0,155

Logo, o coeficiente de segurança solicitante à flambagem é dado por:

$$\nu_{BS}(\sigma_x)_{\text{solicitante}} = \nu_B(\sigma_x)_{\text{solicitante}} \left[1 + \left(\frac{\bar{\sigma}_{vk}}{\sigma_k} - 1 \right) \left(2 \frac{\sigma_{xki}}{\sigma_{x1ki}} - 1 \right) \right] \quad (4.91)$$

Para painéis apoiados nas quatro bordas, sujeitos à ação isolada de σ_x ou τ , os coeficientes de segurança solicitantes são iguais aos resistentes, ou seja, $\nu_B(\sigma_x)^*_{\text{resistente}} = \nu_B(\sigma_x)_{\text{solicitante}}$ e $\nu_B(\tau)^*_{\text{resistente}} = \nu_B(\tau)_{\text{solicitante}}$.

4.2.2.2 Coeficiente de segurança à flambagem para ação simultânea da tensão normal e de cisalhamento

Para painéis sujeitos simultaneamente a σ_x e τ , o coeficiente de segurança solicitante à flambagem (“segurança necessária para evitar a flambagem”), é calculado por:

$$\nu_B(\sigma_x)^*_{\text{solicitante}} = \sqrt{\frac{(\sigma_{x1}/\sigma_{x1ki})^2 + (\tau/\tau_{ki})^2}{\left(\frac{\sigma_{x1}/\sigma_{x1ki}}{\nu_{B,BS}(\sigma_x)_{\text{solicitante}}}\right)^2 + \left(\frac{\tau/\tau_{ki}}{\nu_B(\tau)_{\text{solicitante}}}\right)^2}} \quad (4.92)$$

Para painéis sujeitos simultaneamente a σ_x e τ , o coeficiente de segurança resistente à flambagem (“segurança existente contra a flambagem”) é dado por:

$$\nu_{B^* \text{ resistente}} = \frac{\bar{\sigma}_{vk} \sigma_F}{\sigma_v} \quad (4.93)$$

onde:

– $\bar{\sigma}_{vk}$ é a tensão crítica relativa de flambagem.

4.2.2.3 Verificação da segurança à flambagem

A verificação de segurança à flambagem é dada por $\nu_{B^* \text{ solicitante}} < \nu_{B^* \text{ resistente}}$.

4.2.3 Formulação para painel global

O painel global é enrijecido longitudinalmente, e o índice de esbeltez característico do enrijecedor é dado por:

$$\lambda_F = \pi \sqrt{\frac{E_a}{\sigma_F}} \quad (4.94)$$

A largura efetiva da placa, b'_{ik} , a ser contabilizada ao calcular o momento de inércia do enrijecedor, Figura 4.35, vale:

$$\begin{aligned} \frac{b_{ik}}{t\lambda_F} &\leq 0,424 \rightarrow b'_{ik} = b_{ik} \\ 0,424 < \frac{b_{ik}}{t\lambda_F} &\leq 0,781 \rightarrow b'_{ik} = b_{ik} \left[1,474 - 1,119 \left(\frac{b_{ik}}{t\lambda_F} \right) \right] \\ \frac{b_{ik}}{t\lambda_F} &\geq 0,781 \rightarrow b'_{ik} = \frac{b_{ik}}{2,73} \left(\frac{t\lambda_F}{b_{ik}} \right)^2 \end{aligned} \quad (4.95)$$

onde, $b'_{ik} < a/3$

Portanto, a área efetiva da placa (desconsiderando os enrijecedores longitudinais) é dada por:

$$F' = 0,5(b'_{1k} + b'_{2k})t \quad (4.96)$$

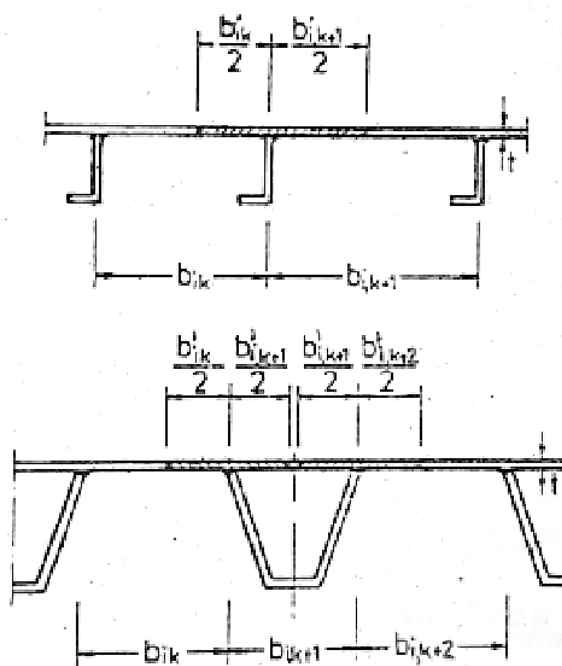


Figura 4.35 – Largura efetiva da placa para enrijecedores longitudinais comprimidos
(SCHEER *et al.*, 1979)

O momento de inércia da seção transversal de um enrijecedor longitudinal com a contribuição de parte da placa é calculado por:

$$J = J_s + \frac{F F'}{F + F'} e_x^2 \quad (4.97)$$

onde:

- J_s é o momento de inércia da seção transversal de um enrijecedor longitudinal;
- F é a área da seção transversal de um enrijecedor longitudinal, sem a contribuição de parte da placa;
- e_x é a distância do centro de gravidade do enrijecedor até o centro de gravidade da alma.

O enrijecimento de um painel é definido pela posição dos enrijecedores longitudinais, y , momento de inércia relativo da seção transversal de um enrijecedor longitudinal, γ_L , e pela área relativa da seção transversal de um enrijecedor longitudinal, δ_L , sendo:

$$\gamma_L = 12(1 - \mu^2) \frac{J}{bt^3} = 10,92 \frac{J}{bt^3} \quad (4.98)$$

e,

$$\delta_L = \frac{F}{bt} \quad (4.99)$$

Para um determinado número de nervuras n_L , calcula-se o δ_L e o γ_L de cada nervura e adota-se o $\Sigma \delta_L$ e o $\Sigma \gamma_L$.

A tensão de comparação na flambagem (tensão equivalente solicitante), σ_v , a tensão de referência, σ_e , as tensões críticas parciais σ_{x1ki} e σ_{ki} , o índice de esbeltez relativo de comparação, $\bar{\lambda}_v$, e a tensão crítica relativa de flambagem da placa $\bar{\sigma}_{vk}$, devem ser obtidos conforme as Eq. (4.73), (4.74), (4.81), (4.82), (4.85) e (4.86), respectivamente.

Para painel global com enrijecedores longitudinais, apoiado nas quatro bordas, calcula-se os coeficientes de flambagem conforme explicitado no item 3.4. Com esses gráficos e tabelas determina-se a tensão crítica de comparação na flambagem (tensão crítica de flambagem elástica), σ_{vki} , para painel global com enrijecedores longitudinais, sendo:

$$\begin{aligned} \frac{\tau}{\sigma_{x1}} \leq 1 \text{ e } \frac{\tau}{\sigma_{x1}} \frac{k_\sigma}{k_\tau} \leq 1 &\rightarrow \sigma_{vki} = k_\sigma S^* Z_1 \sigma_e \\ \frac{\sigma_{x1}}{\tau} \leq 1 \text{ e } \frac{\tau}{\sigma_{x1}} \frac{k_\sigma}{k_\tau} \leq 1 &\rightarrow \sigma_{vki} = \frac{\tau}{\sigma_{x1}} k_\sigma S^* Z_2 \sigma_e \\ \frac{\tau}{\sigma_{x1}} \leq 1 \text{ e } \frac{\sigma_{x1}}{\tau} \frac{k_\tau}{k_\sigma} \leq 1 &\rightarrow \sigma_{vki} = \frac{\sigma_{x1}}{\tau} k_\tau S^* Z_1 \sigma_e \\ \frac{\sigma_{x1}}{\tau} \leq 1 \text{ e } \frac{\sigma_{x1}}{\tau} \frac{k_\tau}{k_\sigma} \leq 1 &\rightarrow \sigma_{vki} = k_\tau S^* Z_2 \sigma_e \end{aligned} \quad (4.100)$$

onde:

$$Z_1 = \sqrt{1 + 3 \left(\frac{\tau}{\sigma_{x1}} \right)^2} \quad (4.101)$$

e,

$$Z_2 = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{x1}}{\tau} \right)^2 + 3} \quad (4.102)$$

4.2.3.1 Ação isolada da tensão normal ou de cisalhamento

Os coeficientes de segurança solicitante, para painéis sujeitos à ação isolada de σ_x ou τ , devem ser calculados por:

$$\nu_B(\sigma_x)_{\text{solicitante}} = \begin{cases} H \rightarrow 1,32 + 0,19(1 + \psi_b) \\ H_Z \rightarrow 1,16 + 0,17(1 + \psi_b), \\ S \rightarrow 1,02 + 0,15(1 + \psi_b) \end{cases} \quad \psi_b \geq -1,0 \quad (4.103)$$

e,

$$\nu_B(\tau)_{\text{solicitante}} = \begin{cases} H \rightarrow 1,32 \\ H_Z \rightarrow 1,16 \\ S \rightarrow 1,02 \end{cases} \quad (4.104)$$

Para painéis globais comprimidos ($\psi_b = 1,0$), as normas DIN 1050:1968-06 e DIN 1073:1974-07 consideram os coeficientes de segurança solicitantes sendo $\nu_B^{HZ} = 1,50$ (Caso H_Z) e $\nu_B^H = 1,71$ (Caso H), enquanto que a norma DIN 4114-2:1953-02 considera esses coeficientes como $\nu_B^{HZ} = 1,25$ (Caso H_Z) e $\nu_B^H = 1,35$ (Caso H). A recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) e a DIN 1050:1968-06 firmaram esses coeficientes de segurança solicitantes em $\nu_B^{HZ} = 1,50$ (Caso H_Z) e $\nu_B^H = 1,70$ (Caso H).

Para painel global com enrijecedores longitudinais, seja a relação,

$$\frac{\sigma_{xki}}{\sigma_{x1ki}} = \frac{1}{k_{\sigma x}} \frac{1 + \sum \gamma_L}{\alpha^2} \leq 1,0 \quad (4.105)$$

e,

$$\frac{\sigma_{xki}}{\sigma_{x1ki}} = 1,0 \quad \text{para } \sum \delta_L > 1 \quad (4.106)$$

Sendo σ_{xki} a tensão crítica parcial de flambagem do painel, com as bordas longitudinais livres. Se esta relação for menor ou igual a 0,5 não há comportamento semelhante à flambagem de pilar; mas se este valor for superior a 0,5, há comportamento semelhante à flambagem de pilar, e o coeficiente solicitante deve ser calculado como $\nu_{BS}(\sigma_x)_{\text{solicitante}}$, conforme a Eq. (4.91).

Para painéis apoiados nas quatro bordas, sujeitos à ação isolada de σ_x ou τ , os coeficientes de segurança solicitantes são iguais aos resistentes, ou seja, $\nu_B(\sigma_x)^*_{\text{resistente}} = \nu_B(\sigma_x)_{\text{solicitante}}$ e $\nu_B(\tau)^*_{\text{resistente}} = \nu_B(\tau)_{\text{solicitante}}$.

4.2.3.2 Ação simultânea das tensões normal e de cisalhamento

Para painéis sujeitos simultaneamente a σ_x e τ , o coeficiente de segurança solicitante à flambagem, é calculado pela Eq. (4.92). O coeficiente de segurança resistente é calculado pela Eq. (4.93).

4.2.3.3 Verificação da segurança à flambagem

A verificação de segurança à flambagem é dada por: $\nu_B^* \text{ solicitante} < \nu_B^* \text{ resistente}$.

5

ENRIJECEDORES

5.1 Conceitos gerais conforme a norma EN 1993-1-5:2006

As seções transversais de enrijecedores podem ser abertas ou fechadas, de um lado ou ambos os lados (Figura 5.1). Os enrijecedores transversais são usualmente de seção retangular sólida (*flat bars*) ou perfis T, sendo que os enrijecedores transversais intermediários são usualmente de um lado, a menos que eles suportem forças localizadas. Entretanto, os enrijecedores transversais nos apoios são sempre de ambos os lados para evitar excentricidade na entrada das reações. Frequentemente os enrijecedores longitudinais são fechados trapezoidais visto que têm boa rigidez à torção, mas podem ser também em seções abertas como seção retangular sólida, perfis T ou L.

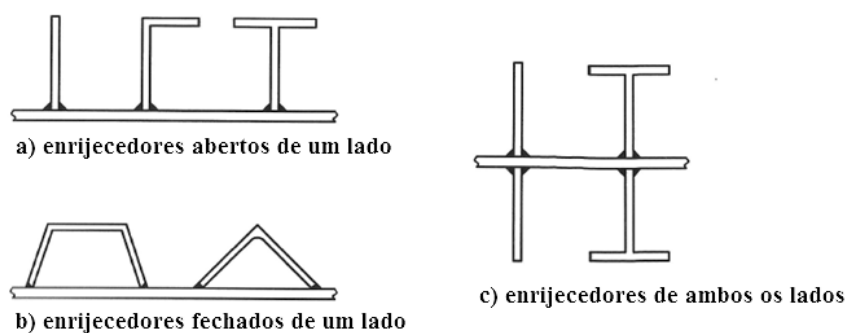


Figura 5.1 – Seções transversais típicas para enrijecedores (BEG *et al.*, 2010, modificado)

Para providenciar robustez adequada, são sempre utilizadas seções transversais abertas *Classe 3* ou inferior para os enrijecedores, o que geralmente aplica-se também aos enrijecedores fechados.

Os enrijecedores transversais aumentam a capacidade resistente ao cisalhamento, fornecem apoios laterais aos enrijecedores longitudinais, absorvem forças transversais localizadas e contribuem na redução das deformações distorcionais da seção transversal. São usualmente calculados como enrijecedores rígidos e consequentemente os painéis entre dois enrijecedores transversais rígidos podem ser analisados independentemente, sem uma interação com os painéis adjacentes. A norma EN1993-1-5:2006 considera enrijecedores transversais rígidos e não fornece regras detalhadas de cálculo para o caso de enrijecedores transversais flexíveis.

Os enrijecedores longitudinais aumentam a capacidade resistente às tensões normais e de cisalhamento e às forças localizadas (*patch loading*), sendo usualmente calculados para terem efetividade máxima, alcançada quando um novo aumento da seção transversal do enrijecedor não aumenta significativamente a capacidade resistente da placa enrijecida.

A Figura 5.2 mostra as situações típicas onde enrijecedores transversais e longitudinais são considerados no cálculo de estruturas em placa.

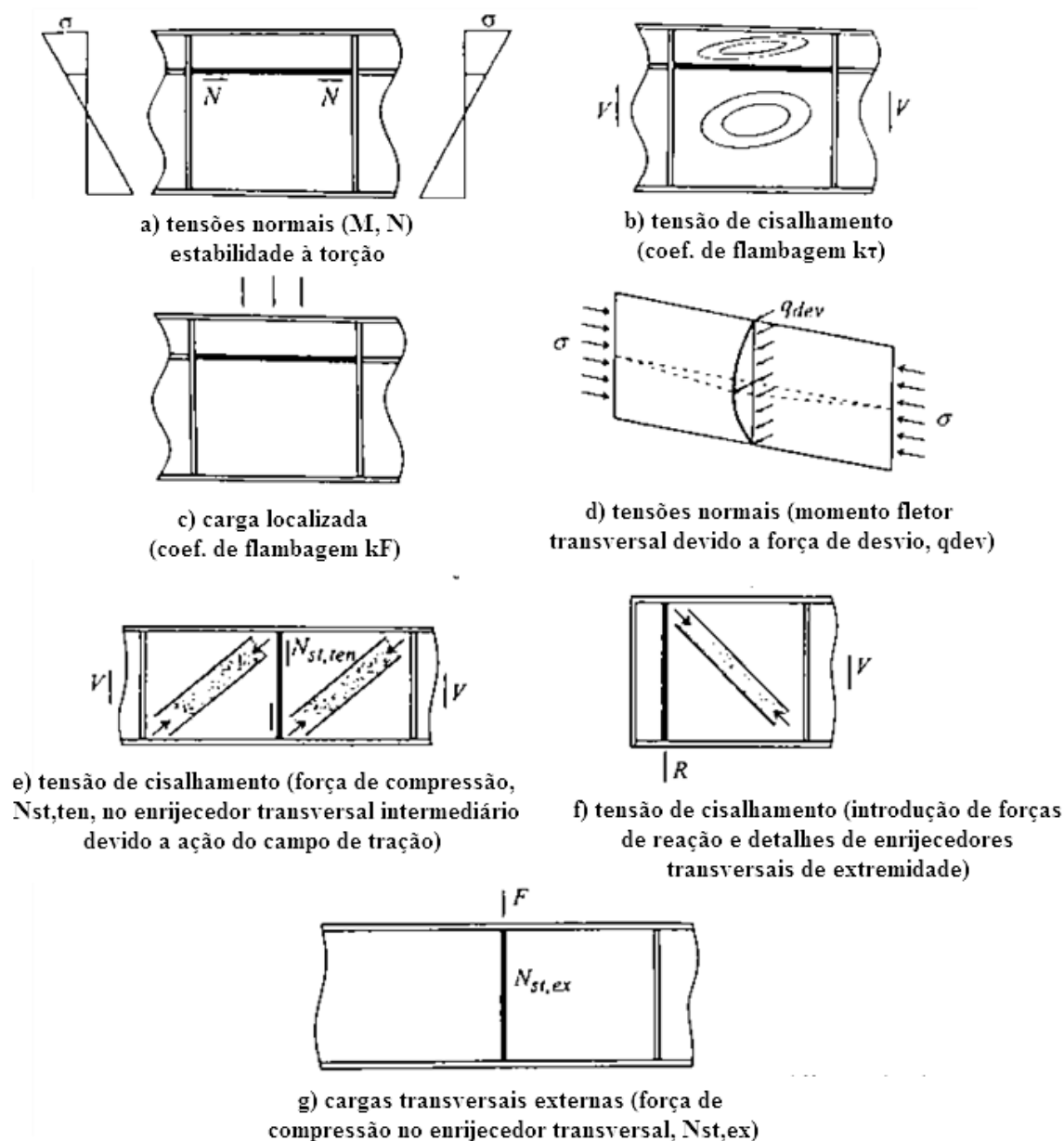


Figura 5.2 – Situações típicas de cálculo para enrijecedores longitudinais e transversais (BEG *et al.*, 2010, modificado)

Os enrijecedores devem ser dimensionados de forma a não flambarem por instabilidade, e os enrijecedores transversais devem providenciar linhas nodais para painéis enrijecidos longitudinalmente. Estes requisitos são garantidos por meio de critérios geométricos (caso de enrijecedores longitudinais) ou com a verificação direta da capacidade resistente do enrijecedor (incluindo a possibilidade de instabilidade).

Segundo Maquoi (1995) de forma a evitar flambagem à torção ou flambagem local de enrijecedores longitudinais de seção aberta, deve-se garantir que:

$$\frac{c}{t_f} \leq 12,5\varepsilon \quad (5.1)$$

e,

$$\frac{d}{t_w} \leq 30\varepsilon \left[1 - 1,25 \sqrt{0,3 - \left(1 - \frac{a/b_s}{30\varepsilon} \right)^2} \right] \quad (5.2)$$

onde:

– c, d e t_f, t_w são as larguras e a espessuras dos elementos, respectivamente, conforme ilustra a Figura 5.3.

Para os enrijecedores com seção fechada formadas a frio, deve-se ter

$$\frac{c_c}{t_f} \leq 40\varepsilon \quad (5.3)$$

e,

$$\frac{d_s}{t_w} \leq 40\varepsilon \quad (5.4)$$

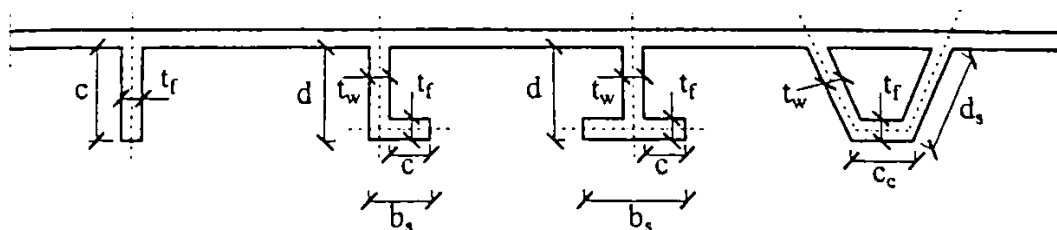


Figura 5.3 – Exemplos típicos de enrijecedores (MAQUOI, 1995, modificado)

Para verificar os requisitos específicos para enrijecedores conforme a EN1993-1-5:2006, pode ser usada uma seção transversal equivalente que consiste na seção transversal bruta do enrijecedor, A_s , mais uma largura de contribuição da placa igual a $15\varepsilon t$ em cada um dos lados do enrijecedor (Figura 5.4), onde t é a espessura da placa e o valor de ε é dado pela Eq. (4.10). Ressalta-se que a largura de contribuição de $15\varepsilon t$ é utilizada apenas para as prescrições específicas para enrijecedores dadas no item 9 da norma EN 1993-1-5:2006, lembrando que quando os enrijecedores estão envolvidos nas verificações dos painéis, são aplicadas as larguras efetivas para a placa adjacente.

A largura de contribuição da placa igual a $15\epsilon t$ deve estar dentro das dimensões reais disponíveis, e não é permitida a sobreposição das larguras de contribuição dos enrijecedores adjacentes.

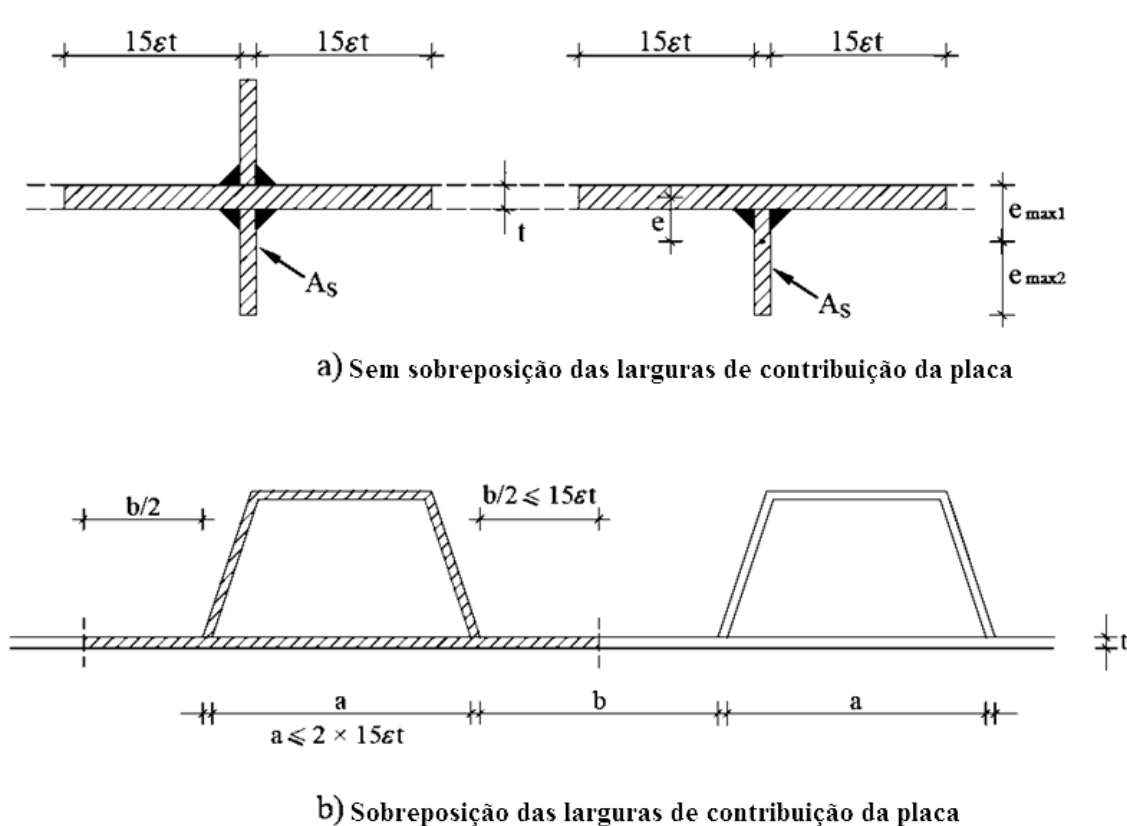


Figura 5.4 – Seções transversais efetivas de enrijecedores (JOHANSSON *et al.*, 2007, modificado)

5.2 Enrijecedores transversais

5.2.1 Tensões normais: Painéis enrijecidos carregados somente por forças de compressão longitudinais (tensões normais), N_{Ed}

Segundo Beg *et al.* (2010), os enrijecedores transversais devem preferencialmente providenciar um apoio rígido no *estado limite último* para uma placa com ou sem enrijecedores longitudinais. Os enrijecedores transversais rígidos não são diretamente carregados por tensões normais na placa, mas devido às inevitáveis imperfeições geométricas estes absorvem *forças transversais de desvio*, de painéis comprimidos adjacentes induzindo a ocorrência de momento fletor fora do plano, conforme ilustra a Figura 5.5.

Portanto, para fornecer apoio rígido para a placa, os enrijecedores transversais devem ter capacidade resistente e rigidez adequadas conforme os seguintes critérios:

- a) a máxima tensão σ_{max} no enrijecedor, não deve exceder a resistência ao escoamento f_y/γ_{M1} :

$$\sigma_{max} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (5.5)$$

- b) o deslocamento lateral adicional w , não deve exceder $b/300$, onde b é a largura da placa (Figura 5.5), portanto:

$$w \leq \frac{b}{300} \quad (5.6)$$

O modelo que deve ser usado para verificar cada enrijecedor transversal individualmente é mostrado na Figura 5.5. O enrijecedor transversal em análise é tratado como uma viga simplesmente apoiada com uma imperfeição geométrica inicial senoidal de amplitude w_0 igual a $s/300$; em que s é o valor mínimo entre a_1 , a_2 ou b (Figura 5.5), onde a_1 e a_2 são os comprimentos dos painéis adjacentes ao enrijecedor transversal e b é a largura do painel ou vão do enrijecedor transversal. Os painéis adjacentes comprimidos incluindo os enrijecedores longitudinais são considerados como simplesmente apoiados ao longo dos enrijecedores transversais, e ambos enrijecedores transversais adjacentes são supostos como retos e rígidos.

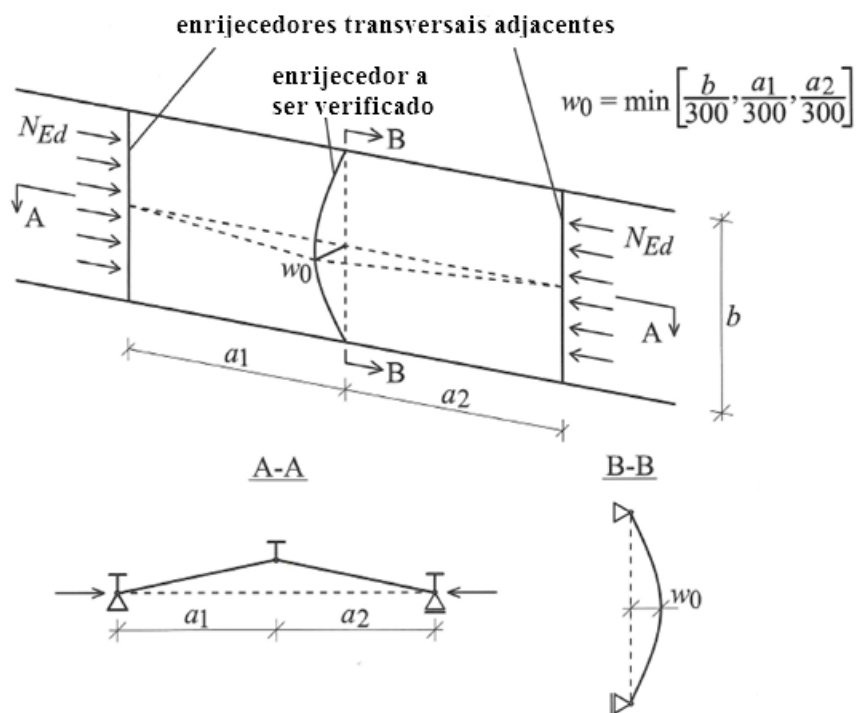


Figura 5.5 – Modelo para verificação dos enrijecedores transversais rígidos (BEG *et al.*, 2010, modificado)

A Figura 5.6 mostra os carregamentos que um enrijecedor transversal pode ser submetido:

- uma força transversal de desvio q_{dev} , proveniente da força longitudinal de compressão dos painéis adjacentes, N_{Ed} ;
- um carregamento transversal externo q_{Ed} ;
- uma força axial no enrijecedor transversal N_{st} , proveniente de uma força localizada transversal aplicada na viga;
- uma força axial $N_{st,ten}$, proveniente da diagonal do campo de tração desenvolvido devido às tensões de cisalhamento.

Também devem ser levadas em conta as excentricidades de um enrijecedor transversal na presença de forças axiais. Em uma viga com seção do tipo I, os enrijecedores transversais ficam essencialmente sujeitos a esforços de compressão, provenientes da aplicação de forças transversais localizadas N_{st} (por exemplo, *patch loading*), ou da resultante de força cortante $N_{st,ten}$, Eq. (5.16). O esforço axial total em um enrijecedor transversal $N_{st,Ed}$, deve ser considerado como a soma da resultante de força cortante, $N_{st,ten}$, com as eventuais forças axiais N_{st} .

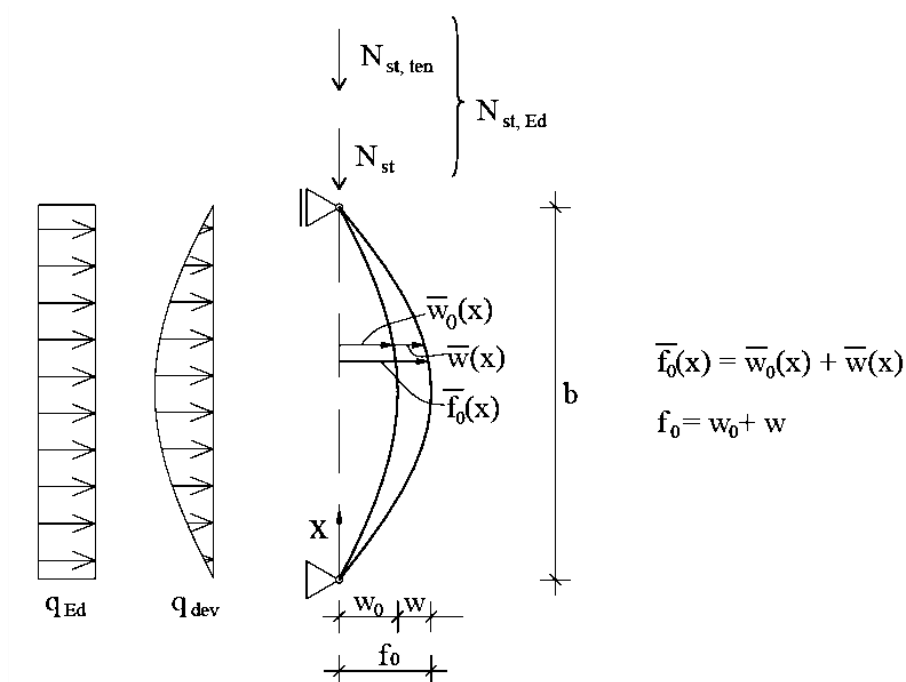


Figura 5.6 – Condições de carregamento gerais para enrijecedor transversal (JOHANSSON *et al.*, 2007)

Quando o enrijecedor transversal é carregado somente pelas forças de desvio (exemplo: almas de vigas em placa na região do meio do vão; mesas inferiores de vigas caixão perto dos apoios

intermediários no caso de não haver efeito relevante de torção), provenientes da força de compressão longitudinal nos painéis N_{Ed} , ou seja, na ausência de esforço axial no enrijecedor transversal, os requisitos fornecidos pelas Eqs. (5.5) e (5.6) são presumidamente satisfeitos pelo fornecimento do enrijecedor transversal com um momento de inércia dado por:

$$I_{st,act} \geq I_{st} = \frac{\sigma_m}{E} \left(\frac{b}{\pi} \right)^4 \left(1 + w_0 \frac{300}{b} u \right) \quad (5.7)$$

onde:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{cr,c}}{\sigma_{cr,p}} \frac{N_{Ed}}{b} \left(\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} \right) \quad (5.8)$$

e,

$$u = \frac{\pi^2 E e_{max} \gamma_{M1}}{b 300 f_y} \geq 1,0 \quad (5.9)$$

onde:

- $I_{st,act}$ é o momento de inércia do enrijecedor transversal;
- I_{st} é o momento de inércia mínimo necessário do enrijecedor transversal para que este seja considerado como rígido;
- e_{max} é a distância máxima da borda do enrijecedor ao centróide do enrijecedor;
- N_{Ed} é a máxima força de compressão de ambos os painéis adjacentes;
- $\sigma_{cr,c}$ e $\sigma_{cr,p}$ são as tensões críticas elásticas de flambagem para comportamento *Tipo Pilar* e *Tipo Placa*, dos painéis adjacentes.

A força N_{Ed} representa a resultante das tensões normais de compressão, e não deve ser inferior à máxima tensão de compressão na borda do painel multiplicada pela metade da área efetiva comprimida do painel incluindo os enrijecedores longitudinais, $A_{c,eff}$. Esta limitação pode ser decisiva, por exemplo, para vigas em placa simétricas submetidas a momento fletor puro. Quando as forças axiais nos painéis adjacentes são diferentes entre si, a maior das duas deve ser levada em consideração.

Quando o valor de u é menor que 1,0; a verificação de deslocamento é decisiva e u é tomado como 1,0. Caso contrário, a verificação de capacidade resistente predomina.

Conforme Johansson *et al.* (2007), a razão $\sigma_{cr,c}/\sigma_{cr,p}$ é introduzida na força de desvio q_{dev} , para levar em conta a influência do comportamento *Tipo Placa* dos painéis adjacentes, que

reduz as forças de desvio. Para razões de aspecto grandes, a razão $\sigma_{cr,c}/\sigma_{cr,p}$ pode tornar-se muito pequena, porém os valores inferiores a 0,5 não são aceitáveis porque estes conduzem a uma redução inaceitável da força de desvio q_{dev} e logo uma subestimação de σ_m . Como uma solução conservadora, a razão $\sigma_{cr,c}/\sigma_{cr,p}$ pode ser considerada com o seu valor máximo de 1,0. Portanto, a razão deve ser limitada em:

$$0,5 \leq \frac{\sigma_{cr,c}}{\sigma_{cr,p}} \leq 1,0 \quad (5.10)$$

Outra possibilidade de simplificar os critérios fornecidos pelas Eqs. (5.5) e (5.6) se os enrijecedores transversais não são carregados com forças axiais de compressão diretamente aplicadas, mas somente com forças de desvio, é realizar uma análise elástica de 1ª ordem. Nesta análise considera-se o enrijecedor carregado lateralmente com a carga equivalente uniformemente distribuída da força longitudinal de compressão N_{Ed} ao longo da largura do painel b , ou seja, com as forças de desvio, $q_{dev,Ed}$:

$$q_{dev,Ed} = \frac{\pi}{4} \sigma_m (w_0 + w) \quad (5.11)$$

onde:

- σ_m é a tensão definida na Eq. (5.8);
- w_0 é definido na Figura 5.5;
- w é o deslocamento elástico do enrijecedor, o qual pode ser determinado através de um processo iterativo, ou pode ser considerado como o deslocamento máximo permitido de $b/300$.

Conforme Beg *et al.* (2010), na ausência de forças axiais, ambas as aproximações fornecidas nas Eqs. (5.7) e (5.11) são igualmente válidas para enrijecedores em um lado ou ambos os lados, e elas fornecem dimensões razoáveis para os enrijecedores.

5.2.2 Tensões de cisalhamento

Conforme Beg *et al.* (2010), as tensões de cisalhamento atuantes na placa influenciam os enrijecedores transversais de duas maneiras diferentes:

- a) na placa submetida à flambagem por cisalhamento, os enrijecedores transversais devem garantir que não há movimentos laterais da placa na posição do enrijecedor, sendo assim os enrijecedores transversais adjacentes devem ter rigidez adequada. A

verificação da rigidez é necessária somente para enrijecedores intermediários, porque enrijecedores nos apoios por definição são muito “mais rígidos”.

- b) a ação do campo de tração em diagonal, desenvolvido na placa no estado pós-crítico, causa forças axiais adicionais nos enrijecedores transversais intermediários e momentos fletores adicionais nos *enrijecedores transversais de extremidade* devido à ancoragem do campo de tração nas extremidades da viga em placa. Verificações separadas para forças axiais adicionais são necessárias somente nos enrijecedores transversais intermediários. Nos enrijecedores sobre os apoios todas as ações axiais são resumidas nas forças de reação que são relevantes para o cálculo destes.

5.2.2.1 *Enrijecedores transversais de extremidade*

Os painéis de extremidade suportam as reações de apoio, e caso a alma tenha de ser verificada à flambagem por força cortante (Eqs. (4.36) e (4.37)), devem ser colocados enrijecedores transversais nos apoios. Os *enrijecedores transversais de extremidade* podem ser rígidos ou flexíveis, conforme mostra a Figura 4.23.

5.2.2.1.1 *Enrijecedor transversal rígido de extremidade (rigid end post)*

Conforme Johansson *et al.* (2007), além de atuar como um enrijecedor de apoio (*bearing*) resistindo à força de reação no apoio, um *enrijecedor transversal rígido de extremidade* deve ser capaz de proporcionar a ancoragem adequada para a componente longitudinal das tensões de tração de membrana na alma. Um *enrijecedor transversal rígido de extremidade* deve ser compreendido por dois enrijecedores transversais duplos (ambos os lados), dispostos simetricamente em relação à alma, que formam as mesas de uma “viga” em seção do tipo I (a parte de alma entre os enrijecedores constitui a alma desta “viga”) de comprimento h_w , ou alternativamente pela inserção de um perfil H laminado ligado à extremidade da viga conforme ilustra a Figura 5.7. Esta “viga” resiste às tensões de membrana longitudinais por meio da sua capacidade resistente à flexão. Outra possibilidade além do perfil H laminado para criar um *enrijecedor transversal rígido de extremidade* é a de limitar o comprimento g do último painel (painel adjacente ao apoio), de tal forma que o painel resista à força cortante máxima quando dimensionado com um *enrijecedor transversal flexível de extremidade*.

Para garantir capacidade resistente e rigidez adequadas ao *enrijecedor transversal rígido de extremidade* (Figura 5.7), os seguintes requisitos devem ser cumpridos:

- a) a distância entre eixos dos enrijecedores deve ser:

$$e > 0,1h_w \quad (5.12)$$

- b) cada enrijecedor duplo (ambos os lados) ou cada mesa do perfil H laminado, que compreende o *enrijecedor transversal rígido de extremidade*, deve ter uma área mínima de:

$$A_e > \frac{4h_w t^2}{e} \quad (5.13)$$

A área da seção transversal A_e de uma mesa da “viga” é determinada a partir da solicitação de flexão. No entanto, a mesa do perfil H laminado ou o enrijecedor duplo, com área de seção transversal A_u , deve ser verificado também como um enrijecedor de apoio capaz de absorver a força de reação de apoio R .

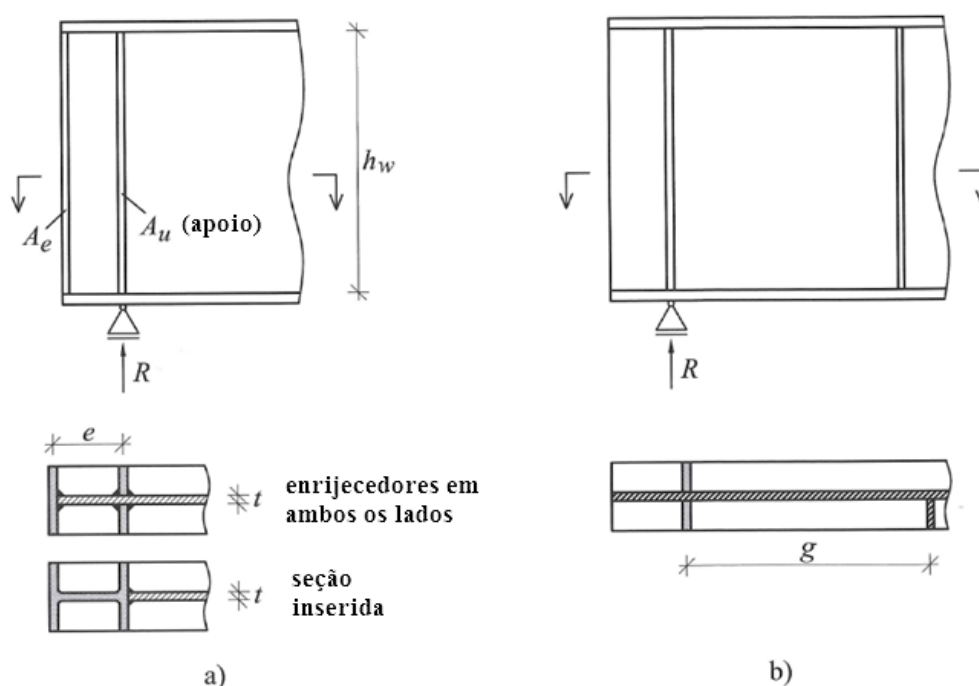


Figura 5.7 – Detalhes de enrijecedor transversal rígido de extremidade (*rigid end post*) (BEG et al., 2007, modificado)

Se um perfil laminado for usado como *enrijecedor transversal de extremidade*, o seu módulo resistente elástico para flexão em torno de um eixo horizontal perpendicular à alma deve ser superior a $4h_w t^2$.

5.2.2.1.2 Enrijecedor transversal flexível de extremidade (*non-rigid end post*)

Quando os requisitos de cálculo para *enrijecedor transversal rígido de extremidade* não forem cumpridos, os enrijecedores transversais de extremidade devem ser considerados como

flexíveis (Figura 5.8), e a capacidade resistente reduzida ao cisalhamento dos painéis de extremidade deve ser calculada de acordo com Figura 4.24.

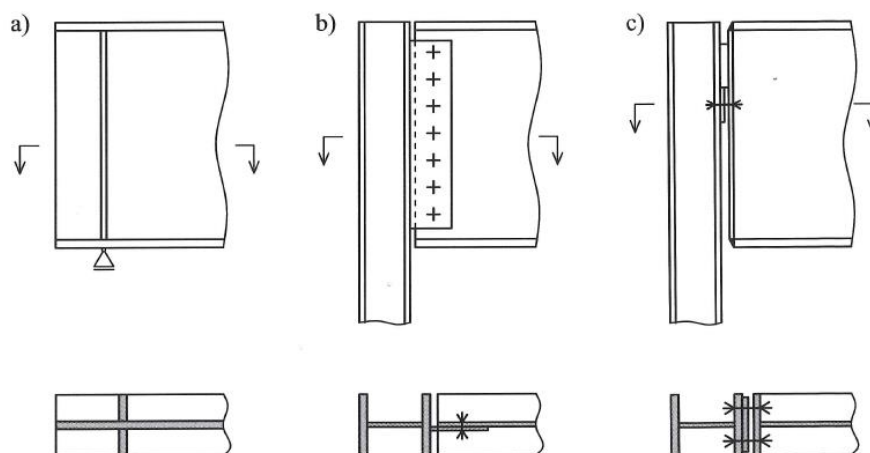


Figura 5.8 – Detalhes de enrijecedor transversal flexível de extremidade (*non-rigid end post*) (BEG *et al.*, 2007)

Geralmente enrijecedores de único lado e de ambos os lados podem ser usados como *enrijecedores transversais de extremidade flexíveis*, porém se também atuam como enrijecedores de apoio, estes devem ser de ambos os lados.

Na Figura 5.8a o *enrijecedor transversal flexível de extremidade* é formado por um único enrijecedor transversal duplo (ambos os lados) disposto simetricamente em relação ao eixo centroidal da alma de comprimento h_w , na extremidade da viga de alma cheia.

5.2.2.2 Enrijecedores transversais intermediários

Os enrijecedores transversais intermediários que atuam como apoios rígidos no contorno dos painéis internos da alma devem ser verificados de forma a satisfazer os critérios de capacidade resistente e rigidez. Se os critérios relevantes não forem atendidos, enrijecedores transversais são considerados flexíveis. E quando se utilizam enrijecedores intermediários transversais flexíveis, a sua rigidez real deve ser considerada na determinação do coeficiente de flambagem por cisalhamento k_τ . A EN 1993-1-5:2006 não fornece informações para esses casos, e gráficos de cálculo apropriados ou análise de autovalores por Elementos Finitos devem ser usados.

Para que um enrijecedor transversal intermediário seja considerado rígido para flambagem por cisalhamento da placa, o seguinte requisito deve ser cumprido:

$$I_{st} \geq \frac{1,5 h_w^3 t^3}{a^2} \text{ para } \alpha = \frac{a}{h_w} < \sqrt{2} \quad (5.14)$$

ou,

$$I_{st} \geq 0,75 h_w t^3 \text{ para } \alpha = \frac{a}{h_w} \geq \sqrt{2} \quad (5.15)$$

onde:

– I_{st} é o momento de inércia de um enrijecedor para uma seção transversal definida na Figura 5.4 em relação ao eixo paralelo ao eixo da alma.

Segundo Johansson *et al.*(2007), os requisitos dados nas Eqs. (5.14) e (5.15) asseguram que na capacidade resistente última ao cisalhamento, o deslocamento lateral de enrijecedores intermediários permanece pequeno, quando comparado com o da alma. Estes requisitos são derivados da teoria de flambagem elástica, mas a rigidez mínima é aumentada de três (para painéis longos) a dez vezes (para painéis curtos) para considerar o comportamento pós-crítico. Estes requisitos são relativamente fáceis de obter e não impõem enrijecedores muito “mais rígidos”.

A capacidade resistente é verificada para a força axial $N_{st,ten}$ proveniente do campo de tração com ação nos dois painéis adjacentes conforme ilustra a Figura 5.9. A norma EN 1993-1-5:2006 fornece um procedimento simplificado para a determinação da força axial $N_{st,ten}$ no enrijecedor transversal intermediário rígido, sendo portanto considerada como sendo a diferença entre a força cortante V_{Ed} nos painéis e a força cortante crítica elástica promovida pela ação do campo de tração:

$$N_{st,ten} = V_{Ed} - \frac{1}{\bar{\lambda}_w^2} \frac{f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (5.16)$$

onde:

- V_{Ed} é a força cortante de cálculo nos painéis adjacentes;
- $\bar{\lambda}_w$ é a esbeltez do painel adjacente ao enrijecedor, conforme a Eq. (4.43).

Quando a força cortante for variável, a força cortante V_{Ed} pode ser considerada na distância $0,5 \cdot h_w$ da extremidade do painel com a maior força cortante, conforme mostra a Figura 5.10.

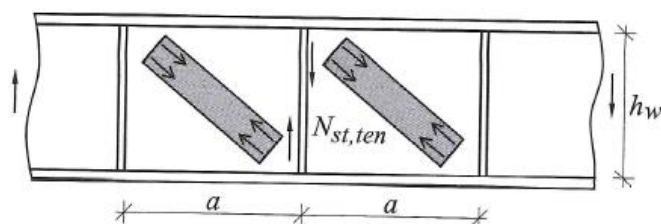


Figura 5.9 – Desenvolvimento da força axial no enrijecedor transversal intermediário (BEG *et al.*, 2010, modificado)

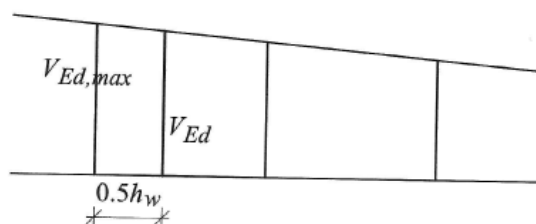


Figura 5.10 – Força cortante V_{Ed} em enrijecedor transversal intermediário (BEG *et al.*, 2010, modificado)

Xie e Chapman (2003) salientam que a força axial $N_{st,ten}$ calculada a partir da Eq. (5.16) é maior do que a força real provocada nos enrijecedores transversais, medida nos testes ou calculadas em simulações numéricas.

Basler *et al.* (1960)¹⁴, Tang e Evans (1984)¹⁵, e Presta (2007)¹⁶, *apud* Beg *et al.* (2010), afirmam que de acordo com a avaliação de resultados de testes e simulações numéricas, a Eq. (5.16) é muito conservadora (em um fator igual a dois ou mais) e superestima o nível da força axial. Isto pode ser problemático, especialmente para enrijecedores de único lado em que a introdução da força axial excêntrica deve ser levada em conta. Quando a Eq. (5.16) fornece um valor negativo, considera-se $N_{st,ten} = 0$. O valor de $N_{st,ten}$ deve ser contabilizado quando os requisitos mínimos para enrijecedores transversais dados na Eqs. (5.5) e (5.6) são satisfeitos.

Para o aço S355 e a força cortante igual a capacidade resistente de cálculo ao cisalhamento V_{Rd} , $N_{st,ten}$ fornece um valor negativo em $\bar{\lambda}_w = 1,22$ para *enrijecedores transversais de*

¹⁴ BASLER, K. *et al.* Web buckling tests on welded plate girders. Fritz Engineering Laboratory, Lehigh University, 1960.

¹⁵ TANG, K. H.; EVANS, H. R. Transverse stiffeners for plate girder webs—an experimental study. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 4, n. 4, p. 253-280, 1984.

¹⁶ PRESTA, F. Post-buckling behaviour of transversely stiffened plate girders. 2007. Tese de Doutorado. Doctoral Thesis, Università degli studi della Calabria, Cosenza.

extremidade rígidis e $\bar{\lambda}_w = 1,33$ para enrijecedores transversais de extremidade flexíveis. No caso de esbeltez maior, $N_{st,ten}$ aumenta rapidamente. Este problema pode ser evitado pela omissão dos enrijecedores transversais quando possível e ao mesmo tempo redução dos custos de fabricação.

5.2.3 Ação simultânea de tensões normais e de cisalhamento: Painéis enrijecidos carregados por forças longitudinais de compressão N_{Ed} , e forças axiais no enrijecedor transversal $N_{st,Ed}$ (N_{st} e/ou $N_{st,ten}$)

Conforme Beg *et al.* (2010), deve-se verificar a interação entre forças transversais de desvio no enrijecedor que originam-se de tensões normais na placa, e forças axiais no enrijecedor que originam-se de tensões de cisalhamento na placa $N_{st,ten}$, e/ou carregamento externo, N_{st} , (Figura 5.2), e os requisitos dados pelas Eqs. (5.5) e (5.6) devem ser cumpridos para cada enrijecedor transversal, mas regras detalhadas não são dadas. Isto mostra que o efeito das forças de desvio pode ser transformado em uma força axial adicional no enrijecedor, dada por:

$$\Delta N_{st,Ed} = \frac{\sigma_m h_w^2}{\pi^2} \quad (5.17)$$

Esta expressão considera um enrijecedor como um pilar geometricamente imperfeito, simplesmente apoiado e carregado axialmente. Certamente, $\Delta N_{st,Ed}$ influencia somente os efeitos de segunda ordem no enrijecedor aumentando os momentos fletores e deslocamentos, mas isto não contribui para o aumento das tensões normais uniformes no enrijecedor provenientes de forças axiais.

O modelo para a força de desvio é baseado na altura total da alma h_w , logo não é possível reduzir o comprimento de flambagem devido a distribuição declinante da força axial no enrijecedor $N_{st,ex}$ proveniente da força concentrada externa F . A força axial na maioria dos casos não é constante e considerá-la como constante é uma suposição conservadora. Um modelo de solução aproximada é considerar um valor de força axial equivalente constante reduzida, $N_{st,ex} = 0,6.F$.

5.2.3.1 Enrijecedores duplos (ambos os lados)

Um modelo para enrijecedores duplos é mostrado na Figura 5.11.

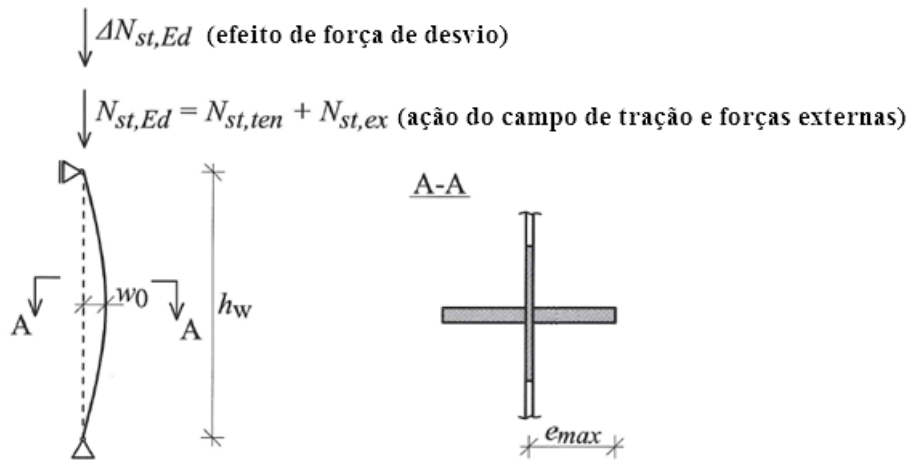


Figura 5.11 – Modelo para um enrijecedor duplo (BEG *et al.*, 2010, modificado)

Os requisitos para rigidez e capacidade resistente são verificados pelas Eqs. (5.18) e (5.19) que consideram os efeitos de segunda ordem.

$$w = w_0 \frac{1}{\frac{N_{cr,st}}{\sum N_{st,Ed}} - 1} \leq \frac{h_w}{300} \quad (5.18)$$

e,

$$\sigma_{max} = \frac{N_{st,Ed}}{A_{st}} + \frac{\sum N_{st,Ed} e_{max}}{I_{st}} w_0 \frac{1}{1 - \frac{\sum N_{st,Ed}}{N_{cr,st}}} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (5.19)$$

onde:

- w_0 é a imperfeição geométrica equivalente do enrijecedor, conforme a Figura 5.5;
- $N_{cr,st}$ é a força crítica elástica de Euler, do enrijecedor, dada por $N_{cr,st} = \frac{\pi^2 E I_{st}}{h_w^2}$;
- $N_{st,Ed} = N_{st,ten} + N_{st,ex}$ é a soma das forças axiais provenientes da ação do campo de tração com as forças externas;
- $\sum N_{st,Ed} = N_{st,Ed} + \Delta N_{st,Ed}$;
- A_{st}, I_{st} é a área da seção transversal e o momento de inércia da seção transversal efetiva do enrijecedor (Figura 5.4);
- e_{max} é a distância máxima da borda do enrijecedor ao centróide do enrijecedor (Figura 5.11).

Johansson *et al.* (2007) salientam que a força axial $N_{st,Ed}$ necessita ser considerada somente no primeiro termo da Eq. (5.19). A força $\Delta N_{st,Ed}$ ao invés de ser uma força axial real, é simplesmente força equivalente para a força de desvio q_{dev} .

5.2.3.2 Enrijecedores de único lado

Um modelo mecânico para enrijecedores de um único lado é mostrado na Figura 5.12.

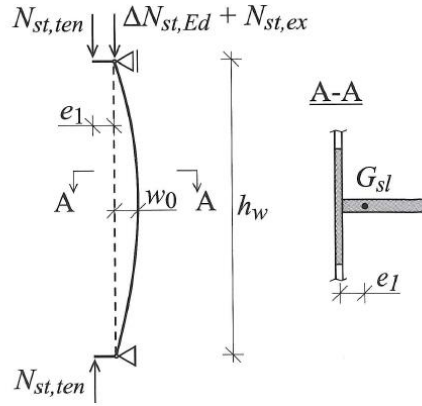


Figura 5.12 – Modelo para um enrijecedor de único lado (BEG *et al.*, 2010)

Conforme Beg *et al.* (2010), devido ao fato de que e_1 é normalmente muito maior que w_0 , a orientação da curva de imperfeição w_0 oposta a que é dada na Figura 5.12, não é relevante. A solução analítica exata para o modelo é muito complicada.

Beg e Dujc (1993) e, Beg e Dujc (2007) com base em um extenso estudo paramétrico verificaram que resultados seguros e muito precisos são obtidos com a aproximação dada na Eq. (5.20), na qual δ_m é multiplicado pelo fator de 1,11, e Eq. (5.21) na qual δ_m é multiplicado pelo fator de 1,25. Portanto, os enrijecedores transversais de único lado podem ser verificados para satisfazer os critérios exigidos na Eqs. (5.5) e (5.6) com as seguintes equações simplificadas:

$$w = w_0 \frac{1}{\frac{N_{cr,st}}{\sum N_{st,Ed}} - 1} (1 + 1,25\delta_m) \leq \frac{h_w}{300} \quad (5.20)$$

e

$$\sigma_{max} = \frac{N_{st,Ed}}{A_{st}} + \frac{\sum N_{st,Ed} e_1}{I_{st}} w_0 \frac{1}{1 - \frac{\sum N_{st,Ed}}{N_{cr,st}}} (1 + 1,11\delta_m) \leq \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (5.21)$$

onde:

$$\delta_m = \frac{N_{st,ten} e_1}{\sum N_{st,Ed} w_0} \quad (5.22)$$

Para enrijecedores de um único lado, não é fácil atender as equações Eqs. (5.20) e (5.21). Isto não é porque as equações são muito conservadoras, mas porque a força axial $N_{st,ten}$ proveniente da ação do campo de tração dada pela Eq. (5.16) é superestimada.

Em enrijecedores de único lado a excentricidade adicional da força axial deve ser considerada.

5.2.3.3 Caso geral

Conforme Beg *et al.* (2010), para cumprir os requisitos dados nas Eqs. (5.5) e (5.6) o enrijecedor pode também ser analisado pelo Método dos Elementos Finitos levando em conta os efeitos de segunda ordem, imperfeições relevantes e carregamentos (forças de desvio e axial). O modelo de cálculo é dado na Figura 5.13.

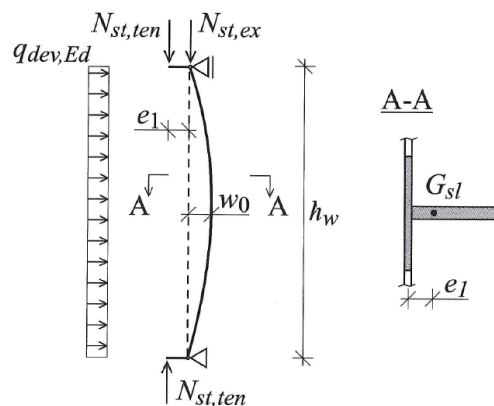


Figura 5.13 – Modelo para o caso geral (BEG *et al.*, 2010)

Para enrijecedores de ambos os lados $e_1 = 0$. A força de desvio $q_{dev,Ed}$ é dada pela Eq.(5.11). Como uma simplificação, o deslocamento w pode ser considerado como o máximo deslocamento adicional permitido $b/300$, visto que o atual deslocamento certamente é menor que $b/300$.

5.2.4 Atuação de forças de reação e outras forças localizadas elevadas

Conforme Beg *et al.* (2010), para forças localizadas atuando nas mesas de vigas com seção do tipo I ou caixão em placa, um enrijecedor transversal deve ser previsto na posição da força localizada (*patch loading*) se a capacidade resistente da alma é excedida. O enrijecedor deve ser verificado para flambagem fora do plano. Se ambas as extremidades são assumidas apoiadas lateralmente não permitindo deslocamentos laterais, o comprimento de flambagem equivalente pode ser considerado como $0,75h_w$ (Figura 5.14). Nos enrijecedores transversais

intermediários, a força axial proveniente da ação do campo de tração (Eq.(5.16)) também deve ser incluída. Na presença de forças de desvio relevantes provenientes das tensões normais na placa, as verificações de cálculo devem ser realizadas conforme explicitado no item 5.2.3.

A capacidade resistente à flambagem deve ser determinada de acordo com a norma EN 1993-1-1:2005, usando a *curva c* de flambagem. Um comprimento de flambagem maior que $0,75h_w$ deve ser usado se for prevista uma restrição lateral menor, ou se a carga concentrada atuar em ambos enrijecedores extremos. Se um enrijecedor tiver um recorte (*cut-out*) na extremidade carregada, a seção transversal resistente deve ser verificada nessa extremidade. Nos casos de enrijecedor de único lado ou de outro enrijecedor assimétrico, a excentricidade deve ser considerada usando os itens 6.3.3 ou 6.3.4 da norma EN 1993-1-1:2005, ou pelo procedimento simplificado conforme o item 5.2.3.

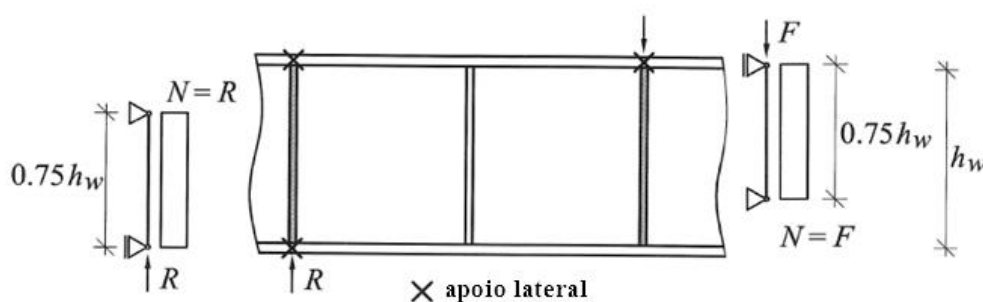


Figura 5.14 –Enrijecedores transversais carregados por forças concentradas (BEG *et al.*, 2010, modificado)

5.3 Enrijecedores longitudinais

5.3.1 Tensões normais

Beg *et al.* (2010) enfatizam que não é necessário realizar uma verificação adicional da capacidade resistente dos enrijecedores longitudinais, porque a verificação dos enrijecedores longitudinais submetidos a tensões normais é totalmente incorporada nos procedimentos de cálculo para placas enrijecidas longitudinalmente.

Enrijecedores longitudinais podem ser contínuos ou descontínuos. Quando são contínuos estes passam através de aberturas (recortes) feitas nos enrijecedores transversais ou são conectados em ambos os lados dos enrijecedores transversais (a primeira solução providencia melhor desempenho quando submetido à fadiga). Os enrijecedores longitudinais podem também ser

executados no lado oposto à alma que é enrijecida por um enrijecedor transversal de único lado, conforme mostra a Figura 5.15c. A seção transversal de enrijecedores contínuos pode ser considerada como parte da seção transversal efetiva A_{eff} .

Os enrijecedores considerados como descontínuos são considerados apenas para aumentar a rigidez à flexão das placas enrijecidas na verificação da instabilidade global e no cálculo das larguras efetivas de subpainéis, porém não devem ser considerados como parte da seção transversal ao transferir tensões normais devidas ao momento fletor ou força axial de um painel enrijecido para outro.

A norma EN 1993-1-5:2006 impõe as seguintes limitações para enrijecedores longitudinais descontínuos:

- a) serem utilizados apenas em almas (ou seja, não é permitido em mesas);
- b) serem desprezados na análise global;
- c) serem desprezados no cálculo de tensões;
- d) serem considerados no cálculo das larguras efetivas dos subpainéis da alma;
- e) serem considerados no cálculo das tensões críticas $\sigma_{cr,p}$ e $\sigma_{cr,c}$.

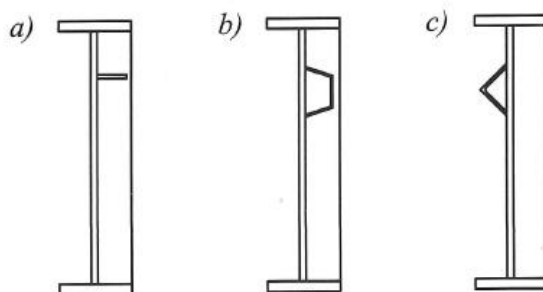


Figura 5.15 – Posição de enrijecedores longitudinais (BEG *et al.*, 2010)

Conforme Johansson *et al.* (2007) é importante que os enrijecedores descontínuos terminem suficientemente próximos aos enrijecedores transversais, para evitar indesejáveis modos de falha locais na placa isolada (Figura 5.16). A condição $a \leq 3t$ mostrada na Figura 5.16 não é fornecida pela norma EN 1993-1-5:2006, porém é recomendada pelos autores.

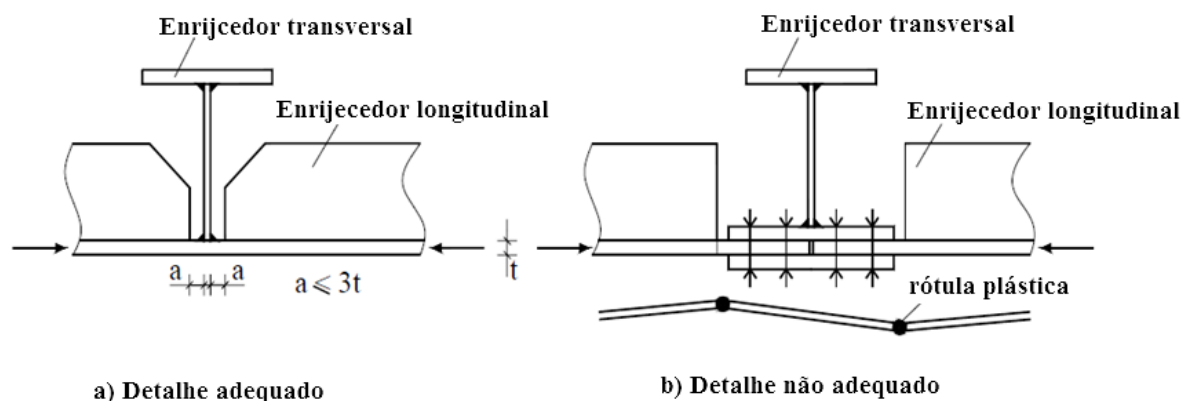


Figura 5.16 – Descontinuidade de enrijecedor longitudinal (JOHANSSON *et al.*, 2007, modificado)

Por razões estéticas, enrijecedores longitudinais são usualmente instalados no mesmo lado da alma dos enrijecedores transversais intermediários (no interior de vigas caixão, lados internos de vigas paralelas que são uma frente à outra), conforme mostra a Figura 5.15a e Figura 5.15b.

Uma fabricação mais fácil e com detalhes melhores para fadiga podem ser alcançados pela colocação de enrijecedores transversais em um lado da alma, e enrijecedores longitudinais no outro lado, conforme mostra a Figura 5.15c. Porém, esta disposição é possível somente usando enrijecedores longitudinais fechados. Isto porque se os enrijecedores longitudinais são abertos, na falta de interseção dos enrijecedores transversais com os longitudinais, os enrijecedores transversais não providenciam restrição por torção aos enrijecedores longitudinais.

Conforme o item 9.3.4(1) da EN 1993-1-5:2006, se os enrijecedores longitudinais forem considerados na análise de tensões, estes devem ser verificados relativamente ao efeito das tensões normais na avaliação da capacidade resistente da seção transversal.

5.3.2 Tensões de Cisalhamento

A atuação da força cortante nas placas enrijecidas não implica em verificações de cálculo adicionais para os enrijecedores longitudinais, porém a influência dos enrijecedores longitudinais é refletida no cálculo do coeficiente de flambagem por cisalhamento de um painel enrijecido, visto que a presença de enrijecedores longitudinais certamente aumenta a capacidade resistente ao cisalhamento da placa.

Quando um painel enrijecido de alma é submetido à força cortante, a influência dos enrijecedores longitudinais no cálculo dos enrijecedores transversais é pequena, e a EN1993-1-5:2006 não inclui este efeito nas suas verificações para enrijecedores transversais.

5.3.3 Rigidez mínima de enrijecedores longitudinais

Segundo Massonnet (1968)¹⁷ *apud* Narayanan (1983), a rigidez mínima γ^* do enrijecedor é o menor valor da rigidez γ para o qual o enrijecedor permanece reto quando ocorre flambagem da placa. Os trabalhos de Klöppel e Scheer (1960) explicitados no item 3.4, contêm os valores dos coeficientes de flambagem, tanto para painéis com enrijecedores flexíveis ($\gamma < \gamma^*$) quanto para painéis com enrijecedores rígidos ($\gamma > \gamma^*$).

Há três tipos de rigidezes mínimas de enrijecedores γ^* , baseados na teoria linear de flambagem elástica:

- a) o primeiro tipo γ_I^* é definido tal que para valores $\gamma > \gamma_I^*$ não é mais possível o acréscimo do coeficiente de flambagem da placa conforme mostra a Figura 5.17a, porque para $\gamma = \gamma_I^*$ os enrijecedores permanecem retos. Ou seja, o enrijecedor se encontra na única linha de nós do painel enrijecido e, portanto duas formas de flambagem são possíveis (Figura 5.18a): em uma o enrijecedor com rigidez $\gamma < \gamma^*$ se deforma juntamente com a placa, e na outra o enrijecedor com rigidez aumentada para $\gamma = \gamma^*$ permanece reto. Esta rigidez mínima γ^* trata-se do primeiro tipo γ_I^* .
- b) o segundo tipo γ_{II}^* é definido como o valor para o qual duas curvas dos coeficientes de flambagem, pertencentes a diferentes números de ondas, se cruzam conforme mostra a Figura 5.17b. O coeficiente de flambagem para $\gamma < \gamma_{II}^*$ reduz consideravelmente, e aumenta ligeiramente para $\gamma > \gamma_{II}^*$. O enrijecedor analisado se encontra em uma das linhas de nós e, portanto duas formas de flambagem são possíveis (Figura 5.18b): em uma este enrijecedor com rigidez $\gamma < \gamma^*$ se deforma juntamente com a placa, e na outra este enrijecedor com rigidez aumentada para $\gamma = \gamma^*$ o que aumenta pouco o coeficiente de flambagem, permanece reto. Esta rigidez mínima γ^* caracteriza o segundo tipo γ_{II}^* .

¹⁷ MASSONNET, Ch. General theory of elasto-plastic membrane-plates. Engineering plasticity, edited by J. Heyman and FA Leckie. Cambridge University Press, Cambridge, p. 443-70, 1968.

- c) o terceiro tipo γ_{III}^* é definido tal que o coeficiente de flambagem da placa enrijecida torna-se igual ao coeficiente de flambagem do subpainel mais crítico Figura 5.17c, portanto se um ou vários enrijecedores em uma posição qualquer tiverem suas rigidezes aumentadas para $\gamma = \gamma^*$ e elevarem o valor do coeficiente de flambagem do painel global exatamente para o valor do subpainel mais crítico, sem que uma nova forma de flambagem seja possível (Figura 5.18c), esta rigidez mínima γ^* caracteriza o terceiro tipo γ_{III}^* .

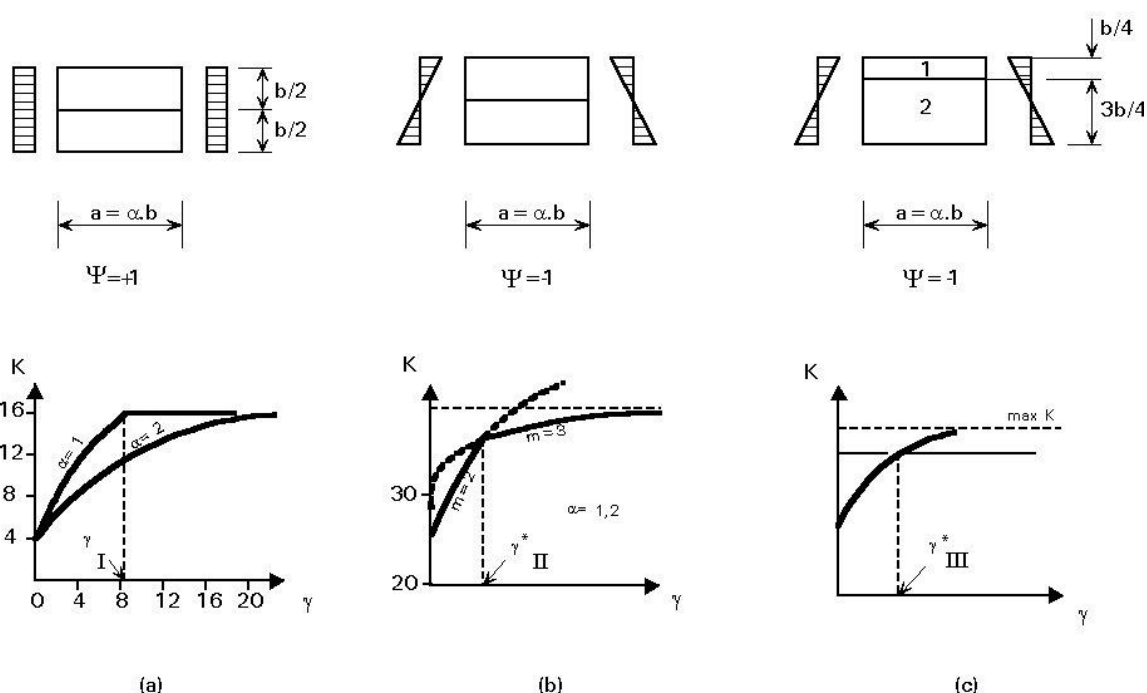


Figura 5.17 – Definição de rigidezes mínimas γ^* (NARAYANAN, 1983)

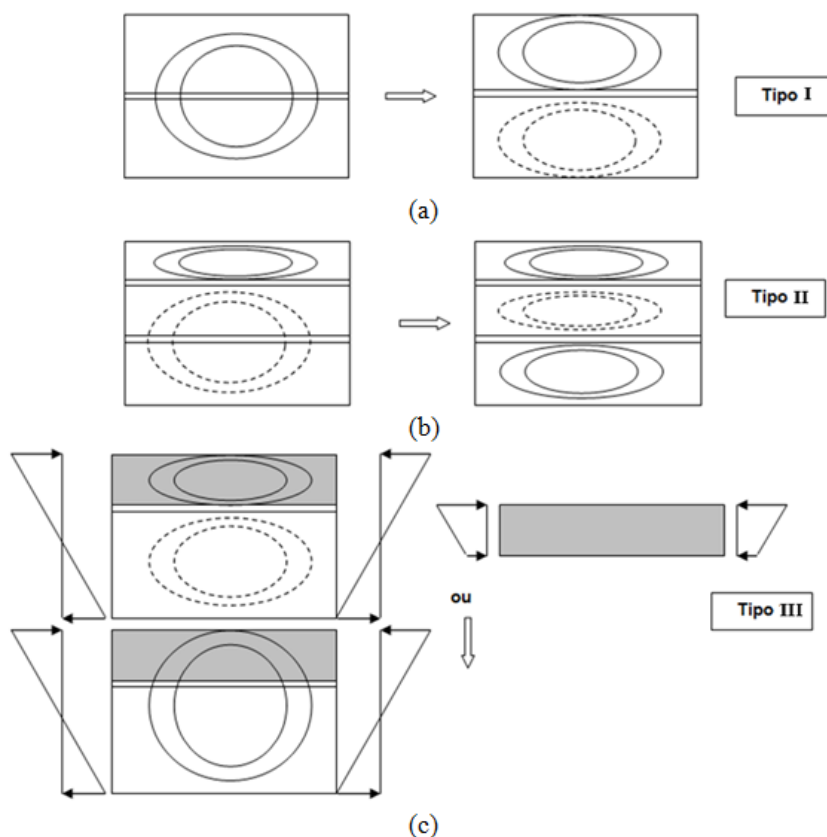


Figura 5.18 – Configuração dos tipos de rigidezes mínimas γ^* .

5.4 Flambagem por torção de enrijecedores transversais ou longitudinais

Quando enrijecedores são carregados axialmente, a flambagem por torção destes deve ser evitada. Recomendações de cálculo para placas enrijecidas assumem que a flambagem por torção de enrijecedores de seção aberta (porque os enrijecedores de seção fechada não são suscetíveis a flambagem por torção) é completamente impedida quando estes enrijecedores são carregados axialmente. Porém, a EN 1993-1-5:2006 fornece somente o critério geral para evitar flambagem por torção e um regra específica para enrijecedores de seção retangular sólida. A menos que uma análise mais sofisticada seja realizada de forma a impedir a flambagem por torção, o seguinte critério deve ser satisfeito:

$$\sigma_{cr} \geq \theta f_y \quad (5.23)$$

onde:

- σ_{cr} é a tensão crítica elástica de um enrijecedor para flambagem por torção;
- θ é o parâmetro que define o comprimento do patamar da curva de flambagem, onde a flambagem por torção não ocorre. Este parâmetro assegura o comportamento de *Classe 3*.

Pode ser encontrado no Anexo Nacional da EN1993-1-5:2006, e o valor $\theta = 6$ é o recomendável.

Conforme Johansson *et al.* (2007), o valor de $\theta = 2$ corresponde ao patamar da função de redução de flambagem até à esbeltez relativa igual a 0,7, ou seja, em $\theta = 2$ a esbeltez do final do patamar é 0,7 (como para flambagem local). Para enrijecedores de seção retangular este patamar longo de 0,7, típico para flambagem local, pode ser justificado pelo fato de que a flambagem por torção de enrijecedores de seção retangular é muito semelhante à sua flambagem local, e este fornece critérios semelhantes aos das seções transversais *Classe 3*. O valor de $\theta = 6$ corresponde ao comprimento de patamar de 0,4, ou seja, a esbeltez do final do patamar é 0,4, semelhante ao da flambagem lateral por torção.

Para seções transversais abertas com capacidade resistente ao empenamento significativa é muito improvável que a Eq. (5.24) seja cumprida, a menos que a seção transversal seja formada por elementos com relação largura/espessura inferior a 9,0 no caso mais favorável.

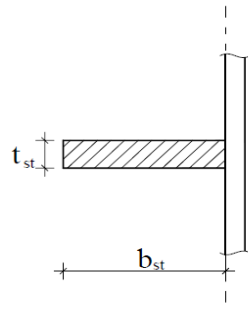
Para enrijecedores de seção transversal aberta com uma pequena capacidade resistente ao empenamento (por exemplo, barra de seção retangular sólida), $\theta = 2$ é adotado, e Eq. (5.23) pode ser reescrita como:

$$\frac{I_t}{I_p} \geq 5,3 \frac{f_y}{E} \quad (5.24)$$

onde:

- I_t é a constante de torção ou de *St. Venant* do enrijecedor sozinho (sem a contribuição da placa em si);
- I_p é o momento de inércia polar do enrijecedor sozinho em torno da borda fixada à placa (Figura 5.17).

O critério apresentado na Eq. (5.24) pode ser mais simplificado considerando as dimensões do enrijecedor e limitando a razão largura/espessura (b_{st}/t_{st}) do enrijecedor de seção retangular sólida para evitar flambagem por torção, conforme exemplifica a Figura 5.19.



$$I_p = \frac{b_{st}^3 t_{st}}{3} + \frac{t_{st}^3 b_{st}}{12} \approx \frac{b_{st}^3 t_{st}}{3}$$

$$I_t = \frac{b_{st} t_{st}^3}{3}$$

$$\frac{I_t}{I_p} = \left(\frac{t_{st}}{b_{st}} \right)^2 \geq \frac{5,3 f_y}{E}$$

$$\frac{b_{st}}{t_{st}} \leq \sqrt{\frac{E}{5,3 f_y}} = \begin{cases} 13,0 \text{ (S235)} \\ 10,5 \text{ (S355)} \end{cases}$$

Figura 5.19 – Razão limite b_{st}/t_{st} para enrijecedores retangulares sólidos para evitar a flambagem por torção (JOHANSSON *et al.*, 2007)

Para enrijecedores com uma significativa rigidez ao empenamento (por exemplo, enrijecedores com seções T, L e especialmente as seções fechadas), o critério conservador da Eq. (5.24) pode ser aplicado; ou o critério básico da Eq. (5.23) com $\theta = 6$ e σ_{cr} obtida por uma equação mais precisa por Iyengar (1986)¹⁸ *apud* Beg *et al.* (2010), dada por:

$$\sigma_{cr} = \frac{1}{I_p} \left(\frac{\pi^2 E I_w}{l^2} + G I_t \right) \quad (5.25)$$

onde:

- I_w é a constante de empenamento da seção transversal do enrijecedor sozinho, em torno da sua borda fixada à placa;
- l é o comprimento do enrijecedor à torção (enrijecedores transversais são usualmente restringido em ambas as extremidades, e enrijecedores longitudinais na interseção com os enrijecedores transversais);
- G é o módulo elástico de cisalhamento.

A tensão crítica de flambagem elástica por torção para seções transversais abertas com capacidade resistente ao empenamento, σ_{cr} , não inclui restrição à rotação fornecida através da placa sozinha (sem os enrijecedores), mas inclui a rigidez ao empenamento do enrijecedor.

Conforme Beg *et al.* (2010), para enrijecedores mais longos, a σ_{cr} calculada de acordo com a Eq. (5.25) também não garante o cumprimento do critério da Eq. (5.24) porque a contribuição da rigidez ao empenamento torna-se muito pequena e a razão I_t/I_p (contribuição da torção de *Saint Venant*) é de qualquer maneira pequena. Para enrijecedores mais curtos em que o empenamento por torção prevalece, a razão I_w/I_p nem sempre aumenta significativamente se

¹⁸ IYENGAR, N. G. R. Structural stability of columns and plates. Affiliated East-West Press, 1986.

a seção transversal do enrijecedor é aumentada, Eq. (5.25). Por estas razões, o critério da Eq. (5.23) com $\theta = 6$ não é fácil de ser cumprido.

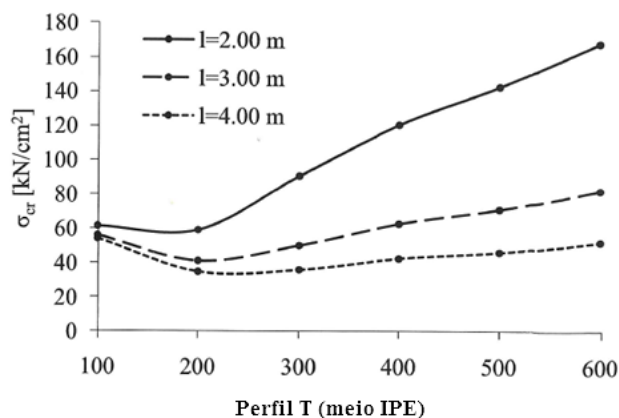


Figura 5.20 – σ_{cr} para perfil T (metade de IPE) para perfis com diferentes dimensões (BEG *et al.*, 2007, modificado)

Duas maneiras para resolver o problema são dadas:

- substituindo na Eq. (5.23) o valor de f_y pela máxima tensão atuante $\sigma_{act,Ed}$ que ocorre no enrijecedor considerado. Essa maneira pode funcionar para enrijecedores transversais intermediários que não são carregados axialmente com valores próximos ao valor do carregamento plástico, e para enrijecedores longitudinais em almas se os enrijecedores estão localizados distantes da borda da placa com maior tensão.
- aumentando o valor da σ_{cr} tirando vantagem da contribuição da placa sozinha (sem os enrijecedores) agindo como um apoio contínuo elástico à torção, e tratar o enrijecedor como um elemento em compressão ligado a este apoio contínuo elástico caracterizado pela rigidez à rotação c_θ , Figura 5.21.

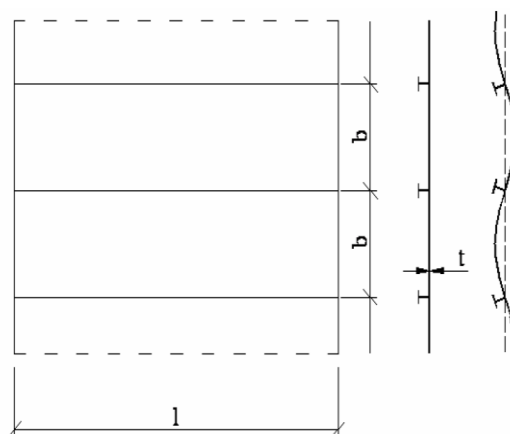


Figura 5.21 – Enrijecedor e placa sozinha (JOHANSSON *et al.*, 2010)

A Figura 5.20 mostra dois arranjos típicos de enrijecedores e o respectivo cálculo de c_θ .

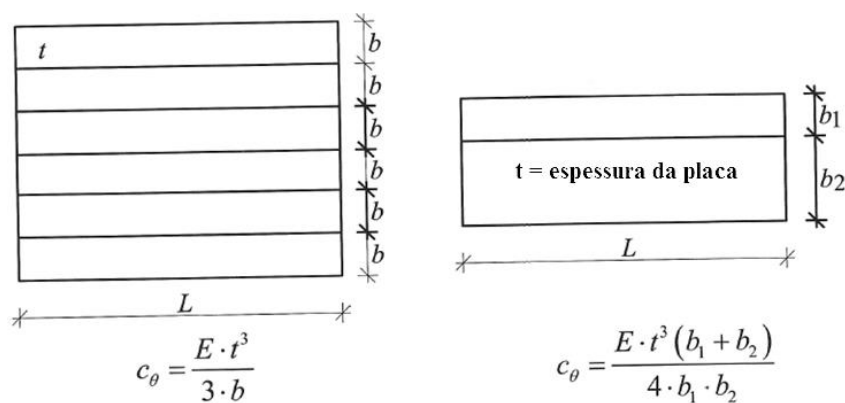


Figura 5.22 – c_θ para dois arranjos típicos de enrijecedores (BEG *et al.*, 2010, modificado)

Neste caso, a σ_{cr} é dada por:

$$\sigma_{cr} = \frac{1}{I_p} \left(\frac{\pi^2 E I_w}{l^2} + G I_t + \frac{c_\theta l^2}{\pi^2} \right) \text{ para } l < l_{cr} \quad (5.26)$$

e,

$$\sigma_{cr} = \frac{1}{I_p} (2\sqrt{c_\theta E I_w} - G I_t) \text{ para } l < l_{cr} \quad (5.27)$$

onde:

$$l_{cr} = \pi^4 \sqrt{\frac{E I_w}{c_\theta}} \quad (5.28)$$

6

ESTUDOS DE CASOS – APLICAÇÃO DOS MÉTODOS DE VERIFICAÇÃO PARA SEÇÕES ESBELTAS

6.1 Casos estudados

Foram estudados painéis enrijecidos, mais especificamente almas de viga com seção do tipo I enrijecidas com um ou dois enrijecedores longitudinais na região comprimida, submetidas a tensões normais longitudinais, σ , e tensões de cisalhamento, τ , conforme mostra a Figura 6.1.

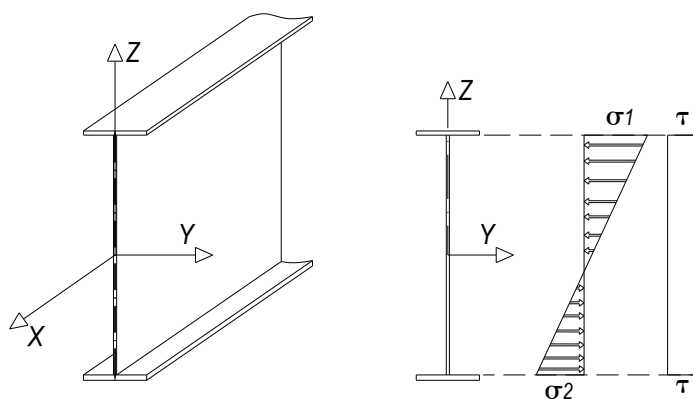


Figura 6.1 – Alma submetida à tensões normais longitudinais (σ) e tensões de cisalhamento (τ).

Os casos estudados foram definidos com base em características comuns de vigas com seção do tipo I de pontes metálicas ou mistas de aço e concreto, visto que as vigas com seções transversais em I formadas por chapas (placas) são muito utilizadas em vãos de 25 a 100 m, enquanto que as vigas com seção transversal caixão são utilizadas para vãos superiores a 100 m.

Foram estudados quatro tipos de painéis, classificados como M, V, MV e VM de almas com um ou dois enrijecedores longitudinais na região comprimida, totalizando oito painéis diferentes. A denominação dos painéis é descrita como segue:

- a) *painel M*: painel submetido somente a momento fletor;
- b) *painel V*: painel submetido somente a força cortante;
- c) *painel MV*: painel submetido a 75% do momento fletor solicitante no *Painel M*, e 25% da força cortante solicitante no *Painel V*;
- d) *painel VM*: painel submetido a 75% da força cortante solicitante no *Painel V*, e 25% do momento fletor solicitante no *Painel M*.

Para todos os painéis estudados foram feitas as seguintes considerações:

- a) resistência nominal ao escoamento do aço: $f_y = 345$ MPa;
- b) fator parcial para capacidade resistente associada ao escoamento: $\gamma_{M0} = 1,0$;
- c) fator parcial para capacidade resistente associada à instabilidade: $\gamma_{M1} = 1,1$;
- d) módulo de elasticidade do aço: $E_a = 200000$ MPa;
- e) coeficiente de Poisson do aço: $\nu = 0,3$;
- f) placa retangular simplesmente apoiada com comportamento isotrópico, carregada no seu plano, com espessura uniforme e tensões atuando ao longo das suas bordas.

O valor recomendado pela EN 1993-1-1:2005 para γ_{M1} é igual a 1,0, entretanto o valor recomendado pela EN 1993-2:2006 para γ_{M1} é igual a 1,1. Visto que os casos estudados foram definidos baseando-se em características de vigas de pontes, adotou-se $\gamma_{M1} = 1,1$.

6.1.1 Alma de perfil I, com 1 enrijecedor longitudinal na região comprimida

A seção transversal do tipo I, com alma enrijecida por 1 enrijecedor na região comprimida têm as seguintes características, Figura 6.2:

- a) dimensões das mesas: $b_f \times t_f = 300$ mm x 12,5 mm. Salienta-se que neste caso estudado, as mesas superior e inferior têm as mesmas dimensões, porém, para a mesa inferior estas dimensões são inferiores às utilizadas na prática;
- b) largura do painel enrijecido (altura da alma): $b = h_w = 3000$ mm;
- c) comprimento do painel enrijecido (distância entre enrijecedores transversais): $a = 5000$ mm;
- d) espessura do painel (alma): $t_w =$ parâmetro variável;

- e) razão de aspecto: $\alpha = 5000/3000 = 1,68$;
- f) dimensão do enrijecedor longitudinal em seção retangular sólida, posicionado somente em um dos lados da alma da seção transversal do tipo I: 100 mm x 12,5 mm;
- g) posição do enrijecedor: $h_w/4$, conforme mostra a Figura 6.2. Esta posição foi escolhida por ser uma das configurações apresentadas nos ábacos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960), e por ser comumente utilizada na prática de projeto de estruturas;
- h) razão entre as tensões normais longitudinais: $\psi = \sigma_1/\sigma_2 = -1,0$;
- i) tensão de cisalhamento constante: τ .

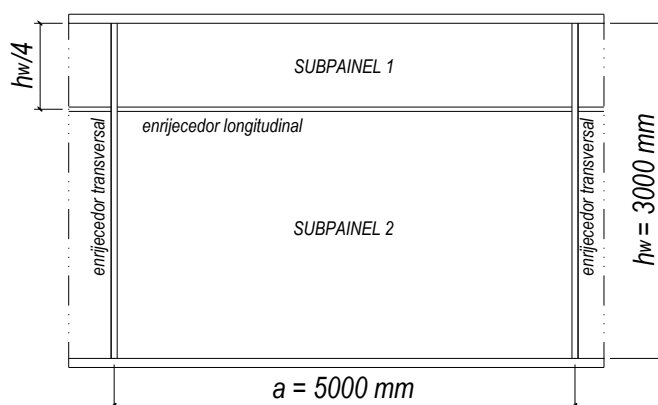


Figura 6.2 – Alma enrijecida com um enrijecedor longitudinal na região comprimida.

Os esforços solicitantes nominais informados na Tabela 6.1 e os esforços solicitantes de cálculo informados na Tabela 6.2 são definidos conforme descrito no item 6.2.1.

Tabela 6.1 – Esforços solicitantes nominais M_y e V_z nos painéis estudados, que esgotam a capacidade resistente nominal dos painéis *Painel M* e *Painel V*, com alma de espessura $t_w = 12,5$ mm.

Painel	Momento fletor solicitante nominal M_y [kN.m]	Força cortante solicitante nominal V_z [kN]
M	4420	0
V	0	844
MV	$0,75 \cdot 4420 = 3315$	$0,25 \cdot 844 = 211$
VM	$0,25 \cdot 4420 = 1105$	$0,75 \cdot 844 = 633$

Tabela 6.2 – Esforços solicitantes de cálculo $M_{y,Ed}$ e $V_{z,Ed}$ nos painéis estudados, que esgotam a capacidade resistente de cálculo dos painéis *Painel M* e *Painel V*, com alma de espessura $t_w = 12,5$ mm.

Painel	Momento fletor solicitante de cálculo $M_{y,Ed}$ [kN.m]	Força cortante solicitante de cálculo $V_{z,Ed}$ [kN]
M	5967	0
V	0	1139,4
MV	$0,75 \cdot 5967 = 4475,25$	$0,25 \cdot 1139,4 = 284,85$
VM	$0,25 \cdot 5967 = 1491,75$	$0,75 \cdot 1139,4 = 854,55$

6.1.2 Alma de perfil I, com dois enrijecedores longitudinais na região comprimida

A seção transversal do tipo I, com alma enrijecida por dois enrijecedores na região comprimida têm as seguintes características, Figura 6.3.

- dimensões das mesas: $b_{fs} \times t_{fs} = 300 \text{ mm} \times 16 \text{ mm}$ (mesa superior); $b_{fi} \times t_{fi} = 700 \text{ mm} \times 37,5 \text{ mm}$ (mesa inferior);
- largura do painel enrijecido (altura da alma): $b = h_w = 3500 \text{ mm}$;
- comprimento do painel enrijecido (distância entre enrijecedores transversais): $a = 5000 \text{ mm}$;
- espessura do painel (alma): $t_w =$ parâmetro variável;
- razão de aspecto: $\alpha = 5000/3500 = 1,43$;
- dimensões dos enrijecedores longitudinais em seção retangular sólida, posicionados somente em um dos lados da alma da seção transversal do tipo I: $140 \text{ mm} \times 16 \text{ mm}$;
- posição do enrijecedor: $h_w/4$ (enrijecedor 1), $h_w/4$ (enrijecedor 2), conforme mostra a Figura 6.3;
- razão entre as tensões normais longitudinais: $\psi = \sigma_1/\sigma_2 = -0,60$;
- tensão de cisalhamento constante: τ .

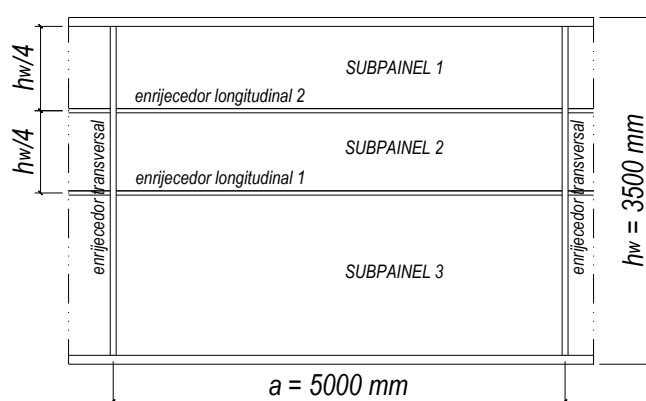


Figura 6.3 – Alma enrijecida com 2 enrijecedores longitudinais na região comprimida.

Os esforços solicitantes nominais informados na Tabela 6.3 e os esforços solicitantes de cálculo informados na Tabela 6.4 são definidos conforme descrito no item 6.2.1.

Tabela 6.3 – Esforços solicitantes nominais M_y e V_z nos painéis estudados, que esgotam a capacidade resistente nominal dos painéis *Painel M* e *Painel V*, com alma de espessura

$$t_w = 16 \text{ mm.}$$

Painel	Momento fletor solicitante nominal M_y [kN.m]	Força cortante solicitante nominal V_z [kN]
M	10140	0
V	0	2944
MV	$0,75 \cdot 10140 = 7605$	$0,25 \cdot 2944 = 736$
VM	$0,25 \cdot 10140 = 2535$	$0,75 \cdot 2944 = 2208$

Tabela 6.4 – Esforços solicitantes de cálculo $M_{y,Ed}$ e $V_{z,Ed}$ nos painéis estudados, que esgotam a capacidade resistente de cálculo dos painéis *Painel M* e *Painel V*, com alma de

$$\text{espessura } t_w = 16 \text{ mm.}$$

Painel	Momento fletor solicitante de cálculo $M_{y,Ed}$ [kN.m]	Força cortante solicitante de cálculo $V_{z,Ed}$ [kN]
M	13689	0
V	0	3974,4
MV	$0,75 \cdot 13689 = 10266,75$	$0,25 \cdot 3974,4 = 993,6$
VM	$0,25 \cdot 13689 = 3422,25$	$0,75 \cdot 3974,4 = 2980,8$

6.2 Desenvolvimento dos estudos

Para realizar as verificações dos casos estudados foi desenvolvida uma planilha de cálculo no programa computacional *Mathcad 2001 Professional*, que é caracterizado por um ambiente de trabalho baseado em álgebra computacional. Esta planilha de cálculo baseia-se na norma EN 1993-1-5:2006, abrangendo os dois métodos fornecidos por esta norma: *Método da Largura Efetiva (MLE)* e *Método da Tensão Reduzida (MTR)*. Também utilizou-se uma planilha de cálculo desenvolvida no *Microsoft Office Excel* baseada na recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979). Os oito diferentes painéis descritos no item 6.1 foram verificados por três procedimentos diferentes, conforme explicitado nos itens 6.2.1, 6.2.2 e 6.2.3.

6.2.1 Verificação pelo *Procedimento 1*

Neste procedimento, a tensão crítica de flambagem elástica é determinada por meio dos gráficos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960), e a verificação da alma enrijecida do perfil I é realizada pelo *MTR* da recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) que adota o Método das Tensões Admissíveis.

A partir da seção transversal do tipo I com alma enrijecida com um enrijecedor longitudinal descrita no item 6.1.1, com espessura da alma enrijecida fixada em 12,5 mm ou da seção transversal em perfil I com alma enrijecida com dois enrijecedores longitudinais descrita no item 6.1.2, com espessura da alma fixada em 16 mm (valores usuais para almas de vigas esbeltas aplicadas em estruturas de pontes) definem-se os esforços solicitantes nominais, momento fletor e força cortante, para os quais a alma enrijecida alcançará sua capacidade resistente nos seguintes painéis estudados: *Painel M* (100% do momento fletor nominal definido) e no *Painel V* (100% da força cortante nominal definida).

A partir desses esforços solicitantes nominais definidos, considera-se a espessura da alma como parâmetro variável, e verificam-se os demais painéis estudados: *Painel MV* (75% do momento fletor nominal do *Painel M* e 25% da força cortante nominal do *Painel V*) e *Painel VM* (25% do momento fletor nominal do *painel M* e 75% da força cortante nominal do *painel V*).

A verificação dos demais painéis estudados ocorre por meio de um processo iterativo a fim de obter a espessura da alma na qual a capacidade resistente se iguala aos esforços solicitantes do painel, da seguinte forma: a partir da verificação realizada para a alma com espessura de 12,5 mm ou de 16 mm (alma enrijecida longitudinalmente com um ou dois enrijecedores, respectivamente) repetidas verificações são realizadas variando a espessura da alma, sendo que a cada nova mudança de espessura da alma, novas tensões solicitantes nominais são encontradas, e por conseguinte novos valores de coeficientes de flambagem e de redução. Uma nova verificação da alma enrijecida é realizada até que seja obtida uma espessura de alma, t_w , para a qual a capacidade resistente da alma enrijecida seja igual aos esforços solicitantes.

A verificação da alma enrijecida do perfil I pelo *Procedimento 1* abrange as seguintes etapas:

- a) cálculo da tensão de comparação na flambagem (tensão equivalente solicitante), das tensões atuantes, conforme a Eq. (4.73);

- b) determinação dos coeficientes de flambagem, conforme as Eqs. (4.75) e (4.80) para subpainéis, e conforme os gráficos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960) para painéis enrijecidos longitudinalmente;
- c) cálculo da tensão crítica de comparação na flambagem conforme a Eq. (4.83) para subpainéis, e a Eq. (4.100) para painel enrijecido longitudinalmente;
- d) cálculo do índice de esbeltez relativo de comparação na flambagem, conforme a Eq. (4.85);
- e) cálculo da tensão relativa de flambagem, conforme a Eq. (4.86);
- f) coeficiente de segurança solicitante e resistente para ação isolada da tensão normal ou de cisalhamento, conforme as Eqs. (4.87) e (4.91), e a Tabela 4.1;
- g) coeficiente de segurança solicitante e resistente para ação simultânea da tensão normal e de cisalhamento, conforme as Eqs. (4.92) e (4.93).

6.2.2 Verificação pelo *Procedimento 2*

Neste procedimento, a tensão crítica de flambagem elástica é determinada por meio do programa computacional *EBPlate 2.01*, e a verificação da seção transversal é realizada no *estado limite último* pelo *MTR* explicitado no item 10 da norma EN 1993-1-5:2006.

A partir dos esforços solicitantes nominais definidos no início do *Procedimento 1*, obtêm-se os esforços solicitantes de cálculo, conforme mostrado na primeira linha das Tabela 6.2 e Tabela 6.4, por meio das normas EN 1990:2002 (Eurocódigo 0) e EN 1991 (Eurocódigo 1).

A partir da seção transversal em perfil I definida no início do *Procedimento 1*, considera-se a espessura da alma como parâmetro variável, e verificam-se todos os painéis estudados: *Painel M*, *Painel V*, *Painel MV* e *Painel VM*. A verificação de cada painel estudado, assim como no *Procedimento 1* ocorre por meio de um processo iterativo a fim de obter a espessura da alma com a qual a seção transversal do tipo I terá capacidade resistente igual aos esforços solicitantes, sendo a primeira verificação realizada para a alma com espessura de 12,5 mm ou de 16 mm, alma enrijecida longitudinalmente com um ou dois enrijecedores, respectivamente.

A verificação da seção transversal do tipo I pelo *Procedimento 2* abrange as seguintes etapas:

- a) cálculo da tensão equivalente de cálculo, conforme a Eq. (4.31);
- b) cálculo do fator crítico (mínimo) de carga, para a carga de cálculo alcançar o valor da resistência ao escoamento (valor nominal da capacidade resistente), Eq. (4.60);
- c) determinação do fator de carga crítica de flambagem, global e local, obtido utilizando o programa *EBPlate 2.01*;

- d) cálculo da esbeltez modificada da placa, global e local, conforme a Eq. (4.61);
- e) cálculo do fator de redução devido às tensões normais longitudinais conforme a Eq. (4.11), global e local;
- f) cálculo do fator de redução devido às tensões de cisalhamento conforme a Figura 4.25, global e local;
- g) cálculo do fator de redução final devido à interação entre comportamento *Tipo Placa* e *Tipo Pilar*, conforme as Eqs. (4.23) e (4.24);
- h) verificação do painel submetido ao campo de tensão completo, conforme a Eq. (4.65).

6.2.3 Verificação pelo Procedimento 3

Neste procedimento, a tensão crítica de flambagem elástica é determinada por meio do programa computacional *EBPlate* 2.01, e a verificação da seção transversal no *estado limite último* pelo *MLE* explicitado nos itens 4 e 5 da norma EN 1993-1-5:2006.

Da mesma forma que no *Procedimento 2*, a partir dos esforços solicitantes nominais definidos no início do *Procedimento 1*, obtêm-se os esforços solicitantes de cálculo, e a partir da seção transversal em perfil I também definida no início do *Procedimento 1*, considera-se a espessura da alma como parâmetro variável, e verificam-se todos os painéis estudados. Assim como nos *Procedimento 1* e *Procedimento 2*, por meio de um processo iterativo obtém-se a espessura da alma com a qual a seção transversal do tipo I alcançará a capacidade resistente necessária, sendo a primeira verificação realizada para a alma com espessura de 12,5 mm ou de 16 mm, alma enrijecida longitudinalmente com um ou dois enrijecedores, respectivamente.

A verificação da seção transversal do tipo I pelo *Procedimento 3* abrange as seguintes etapas:

- a) classificação da seção transversal I da viga de aço (mesas, alma e enrijecedores longitudinais), conforme a Figura 4.4. Nos casos estudados, as almas são de *Classe 4*, as mesas de *Classe 3*, e os enrijecedores longitudinais de *Classe 2*;
- b) determinação das larguras efetivas das partes comprimidas, para contabilizar a flambagem local (dos subpainéis da alma enrijecida), utilizando a Eq. (4.1), que depende das Figuras 4.7 e 4.8, e das Eqs. (4.3), (4.4) e (4.7);
- c) determinação da tensão crítica de flambagem elástica para o comportamento *Tipo Placa* utilizando o programa *EBPlate* 2.01 por se tratar de um método mais preciso, ao invés do procedimento simplificado do Anexo A (A.2) da EN 1993-1-5:2006 para um ou dois enrijecedores na região comprimida, explicitado no 3.2.1.1.2;
- d) obtenção do fator de redução para a placa enrijecida para o comportamento *Tipo Placa*, utilizando as Eqs. (4.11) a (4.14);

- e) determinação da tensão crítica de flambagem elástica para o comportamento *Tipo Pilar*, utilizando as Eqs. (3.15) a (3.17);
- f) obtenção do fator de redução para a placa enrijecida para o comportamento *Tipo Pilar*, utilizando as Eqs. (4.18) a (4.22);
- g) obtenção do fator de redução final para a interação entre os comportamentos de flambagem *Tipo Placa* e *Tipo Pilar*, para contabilização da flambagem global do painel enrijecido, utilizando as Eqs. (4.23) e (4.24);
- h) determinação das características geométricas da seção transversal efetiva (reduzida) da viga I de aço, sendo a área efetiva final determinada conforme a Eq. (4.26);
- i) cálculo das tensões normais longitudinais atuantes na seção transversal efetiva (reduzida);
- j) verificação da capacidade resistente da seção transversal à flexão, conforme a Eq. (4.28);
- k) contribuição da alma na capacidade resistente ao cisalhamento da seção transversal da viga I, obtida pela Eq. (4.40) que depende das Eqs. (3.22) a (3.27), Eqs. (4.42) e (4.43) e da Figura 4.24. A tensão crítica de flambagem elástica ao cisalhamento são obtidas pelo programa *EBPlate* 2.01;
- l) contribuição das mesas na capacidade resistente ao cisalhamento da seção transversal da viga I, obtida pela Eq.(4.47) que depende das Eqs. (4.44) a (4.46), e Eqs. (4.48) a (4.50);
- m) verificação da capacidade resistente da seção transversal ao cisalhamento, conforme as Eqs. (4.38) e (4.39);
- n) interação dos esforços, dada pela Eq.(4.54), que depende das Eqs. (4.53), (4.55) e (4.56).

6.3 Resultados

6.3.1 Alma com um enrijecedor longitudinal na região comprimida

6.3.1.1 Procedimento1 para Painel M com alma de espessura 12,5 mm

- a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 446,875 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y.bruta} = 4416248,372 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão: $W_{y.el.bruta} = 29689,065 \text{ cm}^3$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensão normal longitudinal máxima de compressão: $\sigma_{x.1.m} = 150,132 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal máxima de tração: $\sigma_{x.2.m} = -150,132 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 0 \text{ MPa}$

c) Tensão de comparação na flambagem (tensão equivalente) das tensões atuantes

Subpainel 1: $\sigma_v = 148,818 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_v = 74,458 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_v = 148,818 \text{ MPa}$

d) Coeficientes de flambagem para atuação isolada da tensão normal longitudinal e de cisalhamento

$k_\sigma = 61,6$ (Tabela II/2.2 – Klöppel e Scheer (1960))

$k_\tau = 1,0$ (Tabela II/2.6 – Klöppel e Scheer (1960))

e) Tensão crítica de comparação na flambagem

Subpainel 1: $\sigma_{vki} = 268,107 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_{vki} = 135,574 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_{vki} = 196,592 \text{ MPa}$

f) Índice de esbeltez relativo de comparação

Subpainel 1: $\bar{\lambda}_v = 1,134$

Subpainel 2: $\bar{\lambda}_v = 1,595$

Painel enrijecido: $\bar{\lambda}_v = 1,325$

g) Tensão relativa de flambagem

Subpainel 1: $\bar{\sigma}_{vk} = 69,259 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\bar{\sigma}_{vk} = 38,553 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\bar{\sigma}_{vk} = 55,917 \text{ MPa}$

h) Coeficiente para atuação conjunta da tensão normal longitudinal e de cisalhamento

$S^* = 1,0$ (Tabela II/2.7 – Klöppel e Scheer (1960))

i) Verificação da capacidade resistente da alma enrijecida

- Subpainel 1:

$$\nu_B^* \text{ resistente} = 1,64; \nu_B^* \text{ solicitante} = 1,32; \log \frac{\nu_B^* \text{ solicitante}}{\nu_B^* \text{ resistente}} = 0,81$$

- Subpainel 2:

$$\nu_B^* \text{ resistente} = 1,82; \nu_B^* \text{ solicitante} = 1,32; \log \frac{\nu_B^* \text{ solicitante}}{\nu_B^* \text{ resistente}} = 0,72$$

- Painel enrijecido:

$$\nu_B^* \text{ resistente} = 1,32; \nu_B^* \text{ solicitante} = 1,32; \log \frac{\nu_B^* \text{ solicitante}}{\nu_B^* \text{ resistente}} = 1,0$$

6.3.1.2 Procedimento 2 para Painel M com alma de espessura 12,5mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 446,875 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,bruta} = 4416248,372 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão: $W_{y,el,bruta} = 29689,065 \text{ cm}^3$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensão normal longitudinal máxima de compressão: $\sigma_{x,1,m} = 200,983 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal de compressão no enrijecedor longitudinal: $\sigma_{x,sl,1,m} = 100,492 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal máxima de tração: $\sigma_{x,2,m} = - 200,983 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 0 \text{ MPa}$

Tensão equivalente: $\sigma_{eq,Ed} = 200,983 \text{ MPa}$

c) Amplificador mínimo de carga da tensão equivalente

$$\alpha_{ult,k} = 1,717$$

d) Autovalores das componentes de tensão, $\alpha_{cr,x}$ e $\alpha_{cr,\tau}$

Tensão normal crítica elástica de flambagem global *Tipo Placa*: $\sigma_{cr.p.l.m} = 161,197$ MPa; logo $\alpha_{cr.x} = 0,802$.

Tensão de cisalhamento crítica elástica: $\tau_{Ed} = 0$ MPa; logo $\alpha_{cr.\tau} = 1,0$.

e) Tensão normal crítica elástica de flambagem global *Tipo Pilar*

$\sigma_{cr.c.m} = 71,566$ MPa

f) Fator de carga crítica elástica de flambagem, para o campo de tensões

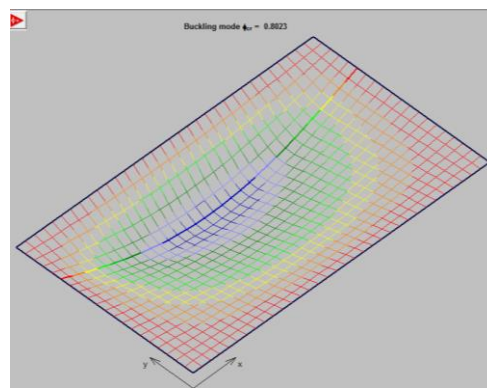


Figura 6.4 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.glob} = 0,802$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Método Convencional*.

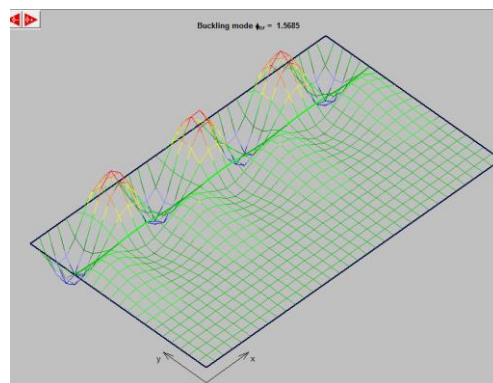


Figura 6.5 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr.loc} = 1,569$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Método Convencional*.

g) Cálculo da esbeltez modificada da placa, global e local

$\bar{\lambda}_{p, glob} = 1,463$; $\bar{\lambda}_{p, loc} = 1,046$

h) Fatores de redução da tensão de escoamento

$$\rho_x = 0,632; \chi_w = 0,633$$

i) Nível de segurança da seção transversal: 1,0

6.3.1.3 Procedimento 3 para Painei M com alma de espessura 5,5mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

$$\text{Área bruta: } A_{bruta} = 238,625 \text{ cm}^2$$

$$\text{Momento de inércia: } I_{y.bruta} = 2880296,159 \text{ cm}^4$$

$$\text{Módulo de flexão: } W_{y.el.bruta} = 19363,336 \text{ cm}^3$$

b) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo, na seção transversal bruta

$$\text{Tensão máxima de compressão: } \sigma_{x.1.m} = 308,160 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão de compressão no enrijecedor longitudinal: } \sigma_{x.sl1.m} = 154,08 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão máxima de tração: } \sigma_{x.2.m} = -308,160 \text{ MPa}$$

c) Tensão de cisalhamento

$$\tau_{Ed} = 0 \text{ MPa}$$

d) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Placa

$$\sigma_{cr.p.1.m} = k_{\sigma.m} \cdot \sigma_E = 87,14 \text{ MPa}$$

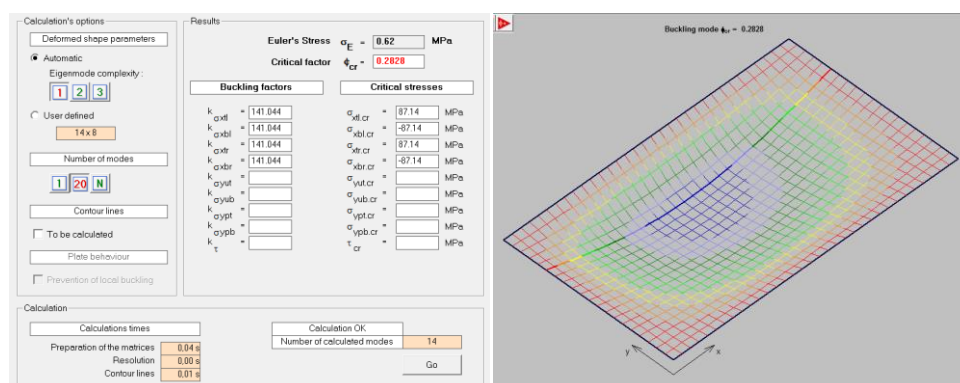


Figura 6.6 – Modo global de flambagem obtido pelo programa *EBPlate 2.01* usando o *Procedimento Proposto*.

e) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Pilar

$$\sigma_{cr,c,m} = 112,259 \text{ MPa}$$

f) Propriedades geométricas da seção efetiva (reduzida) da viga I

Área efetiva: $A_{eff,m} = 190,221 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,eff,m} = 3222179,289 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão superior: $W_{y,eff,top,m} = 17210,078 \text{ cm}^3$

Módulo de flexão inferior: $W_{y,eff,bot,m} = 28731,313 \text{ cm}^3$

g) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo, com seção transversal efetiva (reduzida)

Tensão máxima de compressão: $\sigma_{x,1,m,eff} = 345,558 \text{ MPa}$

Tensão de compressão no enrijecedor longitudinal: $\sigma_{x,sl1,m} = 207,827 \text{ MPa}$

Tensão máxima de compressão: $\sigma_{x,2,m,eff} = -205,368 \text{ MPa}$

h) Fator de redução final para a interação entre os comportamentos de flambagem Tipo Placa e Tipo Pilar

$$\rho_{c,m} = 0,926$$

i) Verificação da capacidade resistente a flexão

Momento fletor elástico resistente: $M_{y,c,Rd} = 5937476,845 \text{ N.m}$

Nível de segurança da seção efetiva em momento fletor máximo: $\eta_{1,M} = 1,00$

6.3.1.4 Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.

Tabela 6.5 – Espessura do painel M, com um enrijecedor, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.

Espessura do painel t _w [mm]						Razão (M _{Rd} MLE/ M _{Rd} MTR) ^(d)
Verificação para o estado limite último		Determinação da tensão crítica de flambagem elástica			Razão Métodos da EN / Método da RI	
		Programa computacional EBPlate 2.01		Gráficos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960)		
		Método convencional	Procedimento proposto			
Norma EN 1993-1-5:2006	Método da Largura Efetiva	-	5,5	-	0,440 ^(a)	5,202
	Método da Tensão Reduzida	12,5	-	-	1,000 ^(b)	1,613
Recomendação DAST Richtlinie 012		-	-	12,5	1,000 ^(c)	-

(a) Método da Largura Efetiva da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(b) Método da Tensão Reduzida da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(c) Método da Tensão Reduzida da RI / Método da Tensão Reduzida da RI;

(d) Momento resistente de cálculo referente ao Método da Largura Efetiva da EN / Momento resistente de cálculo referente ao Método da Tensão Reduzida da EN.

Nota: As abreviações RI e EN significam recomendação DAST Richtlinie 012 e norma EN 1993-1-5:2006, respectivamente.

6.3.1.5 Procedimento 1 para Painel V com alma de espessura 12,5mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 446,875 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,bruta} = 4416248,372 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão: $W_{y,el,bruta} = 29689,065 \text{ cm}^3$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensão normal longitudinal máxima de compressão: $\sigma_{x,1,m} = 150,132 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal máxima de tração: $\sigma_{x,2,m} = -150,132 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 0 \text{ MPa}$

c) Tensão de comparação na flambagem (tensão equivalente) das tensões atuantes

Subpainel 1: $\sigma_v = 39,240 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_v = 39,240 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_v = 39,240 \text{ MPa}$

d) Coeficientes de flambagem para atuação isolada da tensão normal longitudinal e de cisalhamento

$k_\sigma = 61,6$ (Tabela II/2.2 – Klöppel e Scheer (1960))

$k_\tau = 1,0$ (Tabela II/2.6 – Klöppel e Scheer (1960))

e) Tensão crítica de comparação na flambagem

Subpainel 1: $\sigma_{vki} = 480,101 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_{vki} = 60,332 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_{vki} = 51,993 \text{ MPa}$

f) Índice de esbeltez relativo de comparação

Subpainel 1: $\bar{\lambda}_v = 0,848$

Subpainel 2: $\bar{\lambda}_v = 2,392$

Painel enrijecido: $\bar{\lambda}_v = 2,577$

g) Tensão relativa de flambagem

Subpainel 1: $\bar{\sigma}_{vk} = 88,290 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\bar{\sigma}_{vk} = 17,168 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\bar{\sigma}_{vk} = 14,813 \text{ MPa}$

h) Coeficiente para atuação conjunta da tensão normal longitudinal e de cisalhamento

$S^* = 1,0$ (Tabela II/2.7 – Klöppel e Scheer (1960))

i) Verificação da capacidade resistente da alma enrijecida

- Subpainel 1:

$$v_{B^* \text{ resistente}} = 1,64; v_{B^* \text{ solicitante}} = 1,32; \log \frac{v_{B^* \text{ solicitante}}}{v_{B^* \text{ resistente}}} = 0,81$$

- Subpainel 2:

$$v_{B^* \text{ resistente}} = 1,82; v_{B^* \text{ solicitante}} = 1,32; \log \frac{v_{B^* \text{ solicitante}}}{v_{B^* \text{ resistente}}} = 0,72$$

- Painel enrijecido:

$$v_B^*_{resistente} = 1,32 ; v_B^*_{solicitante} = 1,32; \log \frac{v_B^*_{solicitante}}{v_B^*_{resistente}} = 1,0$$

6.3.1.6 Procedimento 2 para Painel V com alma de espessura 7,4mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 295,15 \text{ cm}^2$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensões normais longitudinais: $\sigma_{x,1,m} = \sigma_{x,sl1,m} = \sigma_{x,2,m} = 0 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 51,756 \text{ MPa}$

Tensão equivalente: $\sigma_{eq,Ed} = 89,643 \text{ MPa}$

c) Amplificador mínimo de carga da tensão equivalente

$$\alpha_{ult,k} = 3,849$$

d) Fator de carga crítica elástica de flambagem, para o campo de tensões

Tensão de cisalhamento crítica elástica: $\tau_{cr\_I,t} = 12,08 \text{ MPa}$; $\log \alpha_{cr,\tau} = 0,234$.

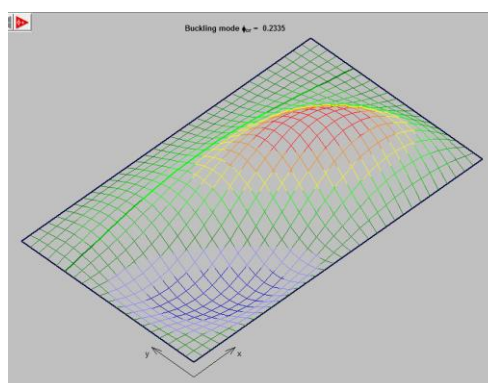


Figura 6.7 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr, glob} = 0,234$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

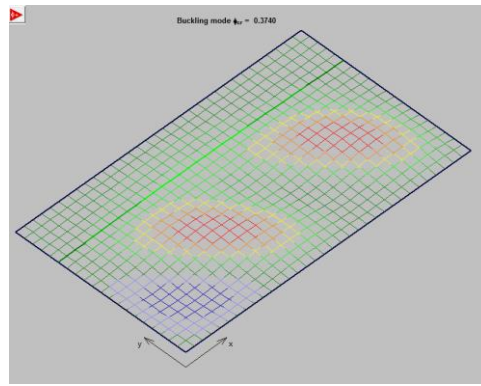


Figura 6.8 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr,loc} = 0,374$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

e) Cálculo da esbelteza modificada da placa, global e local

$$\bar{\lambda}_{p,glob} = 4,057; \quad \bar{\lambda}_{p,loc} = 3,208$$

f) Fator de redução da tensão de escoamento do aço

$$\chi_w = 0,288$$

g) Nível de segurança da seção transversal: 1,0

6.3.1.7 Procedimento 3 para Painel V com alma de espessura 7,3 mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

$$\text{Área bruta: } A_{bruta} = 292,175 \text{ cm}^2$$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta da viga I

$$\text{Tensões normais longitudinais: } \sigma_{x,1.m} = \sigma_{x,sl1.m} = \sigma_{x,2.m} = 0 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão de cisalhamento: } \tau_{Ed} = 52,465 \text{ MPa}$$

c) Tensão de cisalhamento crítica elástica de flambagem

$$\tau_{cr\_I,t} = k_{\tau} \cdot \sigma_E = 11,81 \text{ MPa}$$

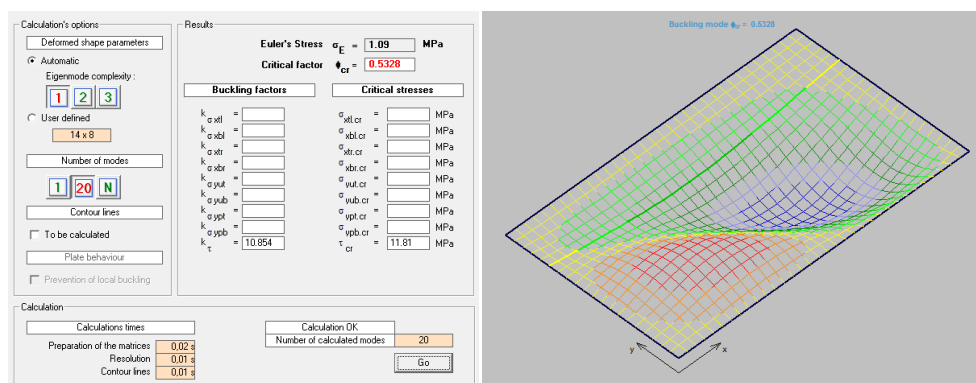


Figura 6.9 – Modo global de flambagem obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

d) Contribuição da Alma da Viga I de Aço

$$V_{bw,Rd} = 1144375,633 \text{ N}$$

e) Contribuição das Mesas da Viga I de Aço

$$V_{bf,Rd} = 11707,005 \text{ N}$$

f) Verificação da capacidade resistente ao cisalhamento

$$\text{Força cortante resistente: } V_{b,Rd} = 1156082,637 \text{ N}$$

$$\text{Nível de segurança da seção efetiva em cisalhamento: } \eta_3 = 1,0$$

g) Verificação da capacidade resistente ao cisalhamento

$$\text{Força cortante resistente: } V_{b,Rd} = 1156082,637 \text{ N}$$

$$\text{Nível de segurança da seção efetiva em cisalhamento: } \eta_3 = 1$$

6.3.1.8 *Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.*

Tabela 6.6 – Espessura do painel V, com um enrijecedor, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.

Espessura do painel t _w [mm]						Razão (M _{Rd} MLE/ M _{Rd} MTR) ^(d)
Verificação para o estado limite último		Determinação da tensão crítica de flambagem elástica			Razão Métodos da EN / Método da RI	
		Programa computacional EBPlate 2.01		Gráficos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960)		
		Método convencional	Procedimento proposto			
Norma EN 1993-1-5:2006	Método da Largura Efetiva	7,3	-	-	0,584 ^(a)	-
	Método da Tensão Reduzida	7,4	-	-	0,592 ^(b)	-
Recomendação DAST Richtlinie 012		-	-	12,5	1,000 ^(c)	-

(a) Método da Largura Efetiva da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(b) Método da Tensão Reduzida da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(c) Método da Tensão Reduzida da RI / Método da Tensão Reduzida da RI;

(d) Momento resistente de cálculo referente ao Método da Largura Efetiva da EN / Momento resistente de cálculo referente ao Método da Tensão Reduzida da EN.

Nota: As abreviações RI e EN significam recomendação DAST Richtlinie 012 e norma EN 1993-1-5:2006, respectivamente.

6.3.1.9 *Procedimento 1 para Painel MV com alma de espessura 11,2 mm*

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 408,2 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,bruta} = 4131000,104 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão: $W_{y,el,bruta} = 27540,001 \text{ cm}^3$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensão normal longitudinal máxima de compressão: $\sigma_{x,1,m} = 120,369 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal máxima de tração: $\sigma_{x,2,m} = -120,369 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 6,377 \text{ MPa}$

c) Tensão de comparação na flambagem (tensão equivalente) das tensões atuantes

Subpainel 1: $\sigma_v = 119,878 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_v = 60,724$ MPa

Painel enrijecido: $\sigma_v = 119,878$ MPa

d) Coeficientes de flambagem para atuação isolada da tensão normal longitudinal e de cisalhamento

$k_\sigma = 65,9$ (Tabela II/2.2 – Klöppel e Scheer (1960))

$k_\tau = 9,52$ (Tabela II/2.6 – Klöppel e Scheer (1960))

e) Tensão crítica de comparação na flambagem

Subpainel 1: $\sigma_{vki} = 216,212$ MPa

Subpainel 2: $\sigma_{vki} = 102,416$ MPa

Painel enrijecido: $\sigma_{vki} = 158,039$ MPa

f) Índice de esbeltez relativo de comparação

Subpainel 1: $\bar{\lambda}_v = 1,263$

Subpainel 2: $\bar{\lambda}_v = 1,835$

Painel enrijecido: $\bar{\lambda}_v = 1,477$

g) Tensão relativa de flambagem

Subpainel 1: $\bar{\sigma}_{vk} = 60,724$ MPa

Subpainel 2: $\bar{\sigma}_{vk} = 29,136$ MPa

Painel enrijecido: $\bar{\sigma}_{vk} = 44,93$ MPa

h) Coeficiente para atuação conjunta da tensão norma longitudinal e de cisalhamento

$S^* = 0,93$ (Tabela II/2.7 – Klöppel e Scheer (1960))

i) Verificação da capacidade resistente da alma enrijecida

- Subpainel 1:

$$\nu_{B^* resistente} = 1,78; \nu_{B^* solicitante} = 1,32; \log \frac{\nu_{B^* solicitante}}{\nu_{B^* resistente}} = 0,74$$

- Subpainel 2:

$$\nu_{B^* resistente} = 1,69; \nu_{B^* solicitante} = 1,32; \log \frac{\nu_{B^* solicitante}}{\nu_{B^* resistente}} = 0,78$$

- Painel enrijecido:

$$\nu_{B^* \text{ resistente}} = 1,32 ; \nu_{B^* \text{ solicitante}} = 1,32 ; \log \frac{\nu_{B^* \text{ solicitante}}}{\nu_{B^* \text{ resistente}}} = 1,0$$

6.3.1.10 Procedimento 2 para Painel MV com alma de espessura 10,5mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 387,375 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,bruta} = 3977404,883 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão: $W_{y,el.bruta} = 26738,856 \text{ cm}^3$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensão normal longitudinal máxima de compressão: $\sigma_{x,1,m} = 167,369 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal de compressão no enrijecedor longitudinal: $\sigma_{x,sl1,m} = 83,684 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal máxima de tração: $\sigma_{x,2,m} = -167,369 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 9,119 \text{ MPa}$

Tensão equivalente: $\sigma_{eq,Ed} = 168,112 \text{ MPa}$

c) Amplificador mínimo de carga da tensão equivalente

$\alpha_{ult,k} = 2,052$

d) Autovalores das componentes de tensão, $\alpha_{cr,x}$ e $\alpha_{cr,\tau}$

- Tensão normal crítica elástica de flambagem global *Tipo Placa*: $\sigma_{cr,p_1,m} = 133,436 \text{ MPa}$; $\log \alpha_{cr,x} = 0,7979$

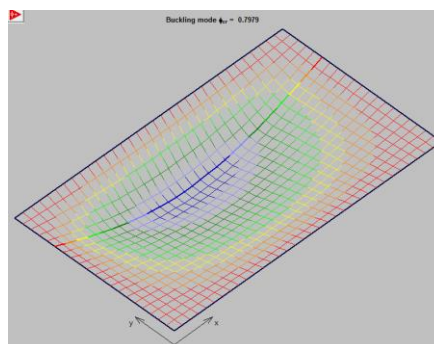


Figura 6.10 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr,loc} = 0,7979$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Procedimento Proposto*.

- Tensão de cisalhamento crítica elástica: $\tau_{cr\_I,t} = 21,541$ MPa; logo $\alpha_{cr,\tau} = 2,4767$.

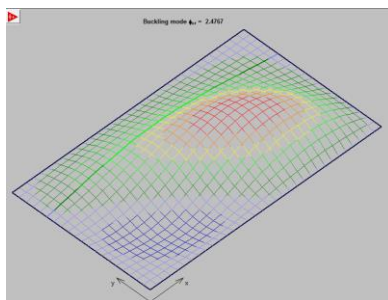


Figura 6.11 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr,loc} = 2,4767$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

- e) Fator de carga crítica elástica de flambagem, para o campo de tensões

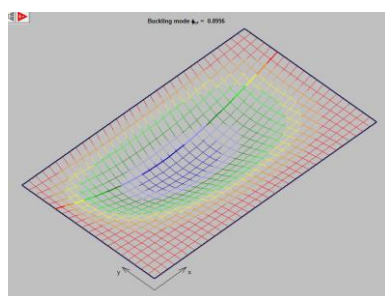


Figura 6.12 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr,lob} = 0,896$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Método Convencional*.

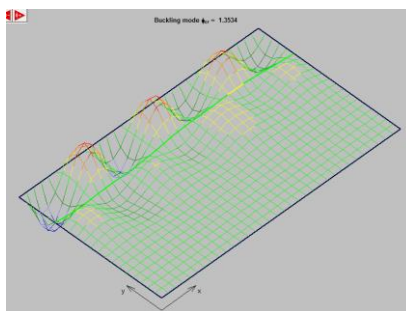


Figura 6.13 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr,loc} = 1,353$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Método Convencional*.

- f) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Pilar

$$\sigma_{cr.c.m} = 78,83 \text{ Mpa}$$

- g) Cálculo da esbelteza modificada da placa, global e local

$$\bar{\lambda}_{p,lob} = 1,648; \quad \bar{\lambda}_{p,loc} = 1,231$$

e) Tensão de cisalhamento crítica elástica de flambagem

$$\tau_{cr\_I.t} = k_{\tau} \cdot \sigma_E = 3,48 \text{ MPa}$$

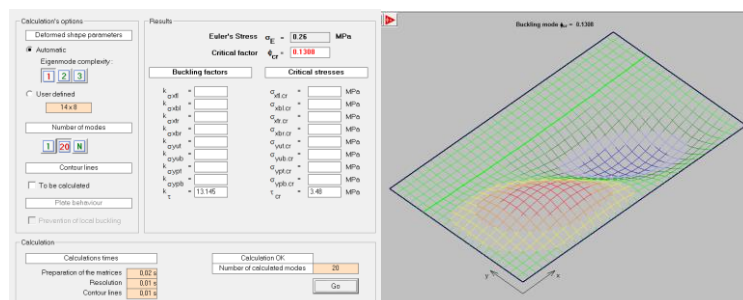


Figura 6.15 – Modo local de flambagem obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

f) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Pilar

$$\sigma_{cr.c.m} = 136,172 \text{ MPa}$$

g) Propriedades geométricas da seção efetiva (reduzida) da viga I

$$\text{Área efetiva: } A_{eff.m} = 148,47 \text{ cm}^2$$

$$\text{Momento de inércia: } I_{y,eff.m} = 2670120,632 \text{ cm}^4$$

$$\text{Módulo de flexão superior: } W_{y,eff.top.m} = 14585,387 \text{ cm}^3$$

$$\text{Módulo de flexão inferior: } W_{y,eff.bot.m} = 22957,564 \text{ cm}^3$$

h) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo, com seção transversal efetiva (reduzida)

$$\text{Tensão máxima de compressão: } \sigma_{x.1.m,eff} = 305,784 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão de compressão no enrijecedor longitudinal: } \sigma_{x.sl1.m} = 181,127 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão máxima de tração: } \sigma_{x.2.m,eff} = -192,841 \text{ MPa}$$

i) Fator de redução final para a interação entre os comportamentos de flambagem Tipo Placa e Tipo Pilar

$$\rho_{c.m} = 0,371$$

j) Verificação da capacidade resistente a flexão

$$\text{Momento fletor elástico resistente: } M_{y,c.Rd} = 5031958,476 \text{ N.m}$$

$$\text{Nível de segurança da seção efetiva em momento fletor máximo: } \eta_{I.M} = 0,889$$

k) Contribuição da Alma da Viga I de Aço

$$V_{bw,Rd} = 302537,944 \text{ N}$$

l) Contribuição das Mesas da Viga I de Aço

$$V_{bf,Rd} = 0 \text{ N (não há contribuição das mesas)}$$

m) Verificação da capacidade resistente ao cisalhamento

$$\text{Força cortante resistente: } V_{b,Rd} = 302537,944 \text{ N}$$

$$\text{Nível de segurança da seção efetiva em cisalhamento: } \eta_3 = 0,942$$

n) Interação entre momento fletor (M) e força cortante (V)

$$\text{Nível de segurança da seção efetiva} = 1$$

6.3.1.12 *Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.*

Tabela 6.7 – Espessura do painel MV, com um enrijecedor, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.

Espessura do painel t_w [mm]						Razão (M_{Rd} MLE/ M_{Rd} MTR) ^(d)
Verificação para o estado limite último		Determinação da tensão crítica de flambagem elástica			Razão Métodos da EN / Método da RI	
		Programa computacional <i>EBPlate 2.01</i>		Gráficos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960)		
		Método convencional	Procedimento proposto			
Norma EN 1993-1- 5:2006	Método da Largura Efetiva	-	3,6	-	0,321 ^(a)	5,702
	Método da Tensão Reduzida	10,5	-	-	0,938 ^(b)	1,832
Recomendação DAST Richtlinie 012		-	-	11,2	1,000 ^(c)	-

(a) *Método da Largura Efetiva da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;*

(b) *Método da Tensão Reduzida da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;*

(c) *Método da Tensão Reduzida da RI / Método da Tensão Reduzida da RI;*

(d) *Momento resistente de cálculo referente ao Método da Largura Efetiva da EN / Momento resistente de cálculo referente ao Método da Tensão Reduzida da EN.*

Nota: As abreviações RI e EN significam recomendação DAST Richtlinie 012 e norma EN 1993-1-5:2006, respectivamente.

6.3.1.13 Procedimento 1 para Painel VM com alma de espessura 11,6 mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 420,100 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,bruta} = 4218768,802 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão: $W_{y,el,bruta} = 28125,125 \text{ cm}^3$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensão normal longitudinal máxima de compressão de cálculo: $\sigma_{x,1,m} = 39,24 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal máxima de tração: $\sigma_{x,2,m} = -39,24 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 18,345 \text{ MPa}$

c) Tensão de comparação na flambagem (tensão equivalente) das tensões atuantes

Subpainel 1: $\sigma_v = 50,227 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_v = 37,278 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_v = 50,227 \text{ MPa}$

d) Coeficientes de flambagem para atuação isolada da tensão normal longitudinal e de cisalhamento, respectivamente:

$k_\sigma = 64,3$ (Tabela II/2.2 – Klöppel e Scheer (1960))

$k_\tau = 9,4$ (Tabela II/2.6 – Klöppel e Scheer (1960))

e) Tensão crítica de comparação na flambagem

Subpainel 1: $\sigma_{vki} = 258,788 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_{vki} = 58,566 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_{vki} = 67,002 \text{ MPa}$

f) Índice de esbeltez relativo de comparação

Subpainel 1: $\bar{\lambda}_v = 1,155$

Subpainel 2: $\bar{\lambda}_v = 2,426$

Painel enrijecido: $\bar{\lambda}_v = 2,269$

g) Tensão relativa de flambagemSubpainel 1: $\bar{\sigma}_{vk} = 67,885 \text{ MPa}$ Subpainel 2: $\bar{\sigma}_{vk} = 16,677 \text{ MPa}$ Painel enrijecido: $\bar{\sigma}_{vk} = 19,031 \text{ MPa}$ h) Coeficiente de redução para atuação conjunta da tensão normal longitudinal e de cisalhamento $S^* = 0,95$ (Tabela II/2.7 – Klöppel e Scheer (1960))i) Verificação da capacidade resistente da alma enrijecida

• Subpainel 1:

$$\nu_{B^* \text{ resistente}} = 4,75; \nu_{B^* \text{ solicitante}} = 1,32; \log \frac{\nu_{B^* \text{ solicitante}}}{\nu_{B^* \text{ resistente}}} = 0,28$$

• Subpainel2:

$$\nu_{B^* \text{ resistente}} = 1,57; \nu_{B^* \text{ solicitante}} = 1,32; \log \frac{\nu_{B^* \text{ solicitante}}}{\nu_{B^* \text{ resistente}}} = 0,84$$

• Painel enrijecido:

$$\nu_{B^* \text{ resistente}} = 1,32; \nu_{B^* \text{ solicitante}} = 1,32; \log \frac{\nu_{B^* \text{ solicitante}}}{\nu_{B^* \text{ resistente}}} = 1,0$$

6.3.1.14 Procedimento 2 para Painel VM com alma de espessura 8,9 mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

$$\text{Área bruta: } A_{bruta} = 339,775 \text{ cm}^2$$

$$\text{Momento de inércia: } I_{y,bruta} = 3626330,091 \text{ cm}^4$$

$$\text{Módulo de flexão: } W_{y,el.bruta} = 24378,69 \text{ cm}^3$$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal brutaTensão normal longitudinal máxima de compressão de cálculo: $\sigma_{x,1,m} = 61,191 \text{ MPa}$ Tensão normal longitudinal de compressão no enrijecedor longitudinal: $\sigma_{x,sl1,m} = 30,595 \text{ MPa}$ Tensão normal longitudinal máxima de tração: $\sigma_{x,2,m} = - 61,191 \text{ MPa}$ Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 32,275 \text{ MPa}$

Tensão equivalente: $\sigma_{eq.Ed} = 82,881 \text{ MPa}$

c) Amplificador mínimo de carga da tensão equivalente

$$\alpha_{ult,k} = 4,163$$

d) Autovalores das componentes de tensão, $\alpha_{cr,x}$ e $\alpha_{cr,\tau}$

- Tensão normal crítica elástica de flambagem global *Tipo Placa*: $\sigma_{cr,p_{I,m}} = 115,482 \text{ MPa} \rightarrow \alpha_{cr,x} = 2,2952$

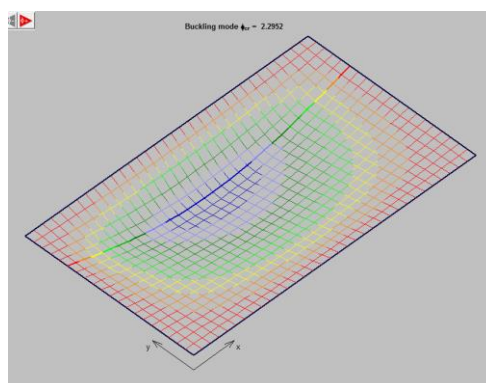


Figura 6.16 – Primeiro modo global de flambagem com $\alpha_{cr,loc} = 2,2952$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Procedimento Proposto*.

- Tensão de cisalhamento crítica elástica: $\tau_{cr_{I,t}} = 16,425 \text{ MPa} \rightarrow \alpha_{cr,\tau} = 0,5354$

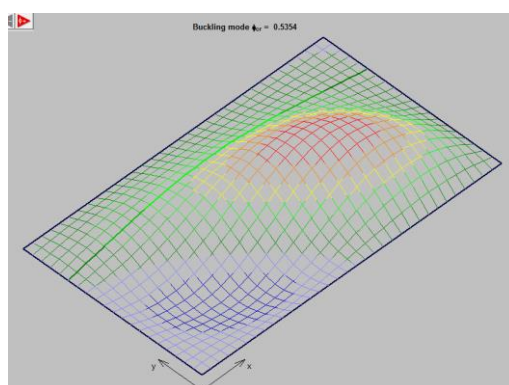


Figura 6.17 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr,glob} = 0,5354$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

e) Fator de carga crítica elástica de flambagem, para o campo de tensões

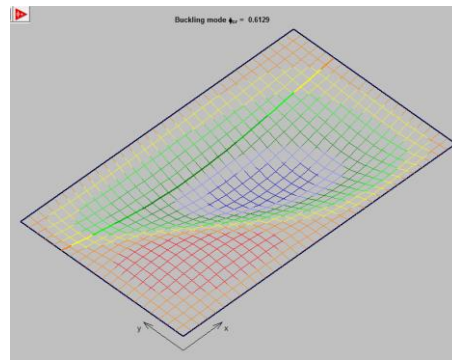


Figura 6.18 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr, glob} = 0,6129$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Método Convencional*.

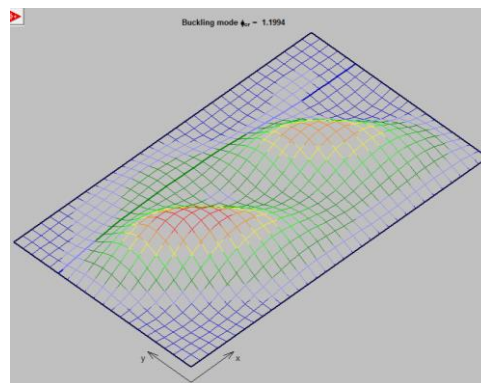


Figura 6.19 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr, loc} = 1,1994$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Método Convencional*.

f) Tensão normal crítica elástica de flambagem global *Tipo Pilar*

$$\sigma_{cr, c.m} = 86,534 \text{ MPa}$$

g) Cálculo da esbeltez modificada da placa, global e local

$$\bar{\lambda}_{p, glob} = 2,911; \quad \bar{\lambda}_{p, loc} = 1,863$$

h) Fatores de redução da tensão de escoamento do aço

$$\rho_x = 0,227$$

$$\chi_w = 0,379$$

i) Nível de segurança da seção transversal: 1,0

6.3.1.15 Procedimento 3 para Painel VM com alma de espessura 6,2 mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 259,45 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,bruta} = 3033891,380 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão: $W_{y,el,bruta} = 20395,908 \text{ cm}^3$

b) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo, na seção transversal bruta da viga I

Tensão máxima de compressão: $\sigma_{x,1,m} = 73,140 \text{ MPa}$

Tensão de compressão no enrijecedor longitudinal: $\sigma_{x,sl,1,m} = 36,57 \text{ MPa}$

Tensão máxima de tração: $\sigma_{x,2,m} = -73,140 \text{ MPa}$

c) Tensão de cisalhamento

$\tau_{Ed} = 46,33 \text{ MPa}$

d) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Placa

$\sigma_{cr,p,1,m} = k_{\sigma,m} \cdot \sigma_E = 91,64 \text{ MPa}$

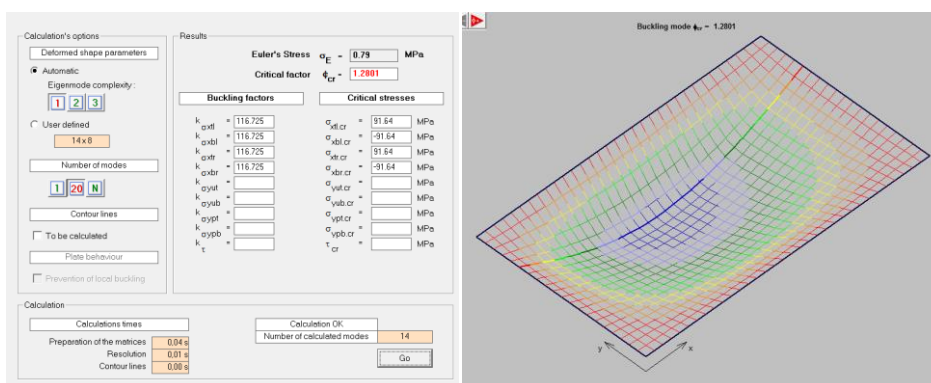


Figura 6.20 – Modo global de flambagem obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Procedimento Proposto*.

e) Tensão de cisalhamento crítica

$\tau_{cr,1,t} = k_{\tau} \cdot \sigma_E = 8,98 \text{ MPa}$

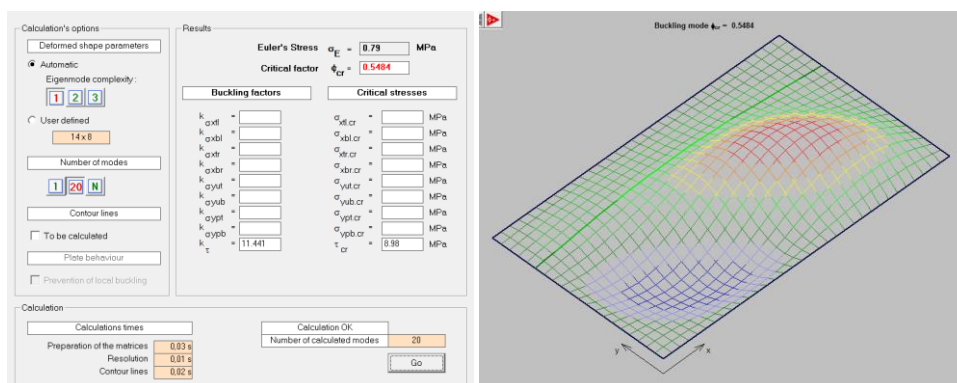


Figura 6.21 – Modo global de flambagem obtido pelo programa EBPlate 2.01.

f) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Pilar

$$\sigma_{cr.c.m} = 105,531 \text{ MPa}$$

g) Propriedades geométricas da seção efetiva (reduzida) da viga I

$$\text{Área efetiva: } A_{eff.m} = 214,744 \text{ cm}^2$$

$$\text{Momento de inércia: } I_{y,eff.m} = 3282694,986 \text{ cm}^4$$

$$\text{Módulo de flexão superior: } W_{y,eff.top.m} = 18202,592 \text{ cm}^3$$

$$\text{Módulo de flexão inferior: } W_{y,eff.bot.m} = 27578,064 \text{ cm}^3$$

h) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo, com seção transversal efetiva (reduzida)

$$\text{Tensão máxima de compressão: } \sigma_{x,1.m,eff} = 81,669 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão de compressão no enrijecedor longitudinal: } \sigma_{x,sl1.m} = 47,87 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão máxima de tração: } \sigma_{x,2.m,eff} = -53,524 \text{ MPa}$$

i) Fator de redução final para a interação entre os comportamentos de flambagem Tipo Placa e Tipo Pilar

$$\rho_{c.m} = 0,278$$

j) Verificação da capacidade resistente a flexão

$$\text{Momento fletor elástico resistente: } M_{y.c.Rd} = 6279894,378 \text{ N.m}$$

$$\text{Nível de segurança da seção efetiva em momento fletor máximo: } \eta_{l.M} = 0,238$$

k) Contribuição da Alma da Viga I de Aço

$$V_{bw,Rd} = 845016,061 \text{ N}$$

l) Contribuição das Mesas da Viga I de Aço

$$V_{bf,Rd} = 9954,943 \text{ N}$$

m) Verificação da capacidade resistente ao cisalhamento

$$\text{Força cortante resistente: } V_{b,Rd} = 854971,003 \text{ N}$$

Nível de segurança da seção efetiva em cisalhamento: $\eta_3 = 1,0$

n) Interação entre momento fletor (M) e força cortante (V)

Não é necessário verificar.

6.3.1.16 *Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.*

Tabela 6.8 – Espessura do painel VM, com um enrijecedor, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.

Espessura do painel t_w [mm]						Razão (M_{Rd} MLE/ M_{Rd} MTR) ^(d)
Verificação para o estado limite último		Determinação da tensão crítica de flambagem elástica			Razão Métodos da EN / Método da RI	
		Programa computacional <i>EBPlate 2.01</i>		Gráficos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960)		
		Método convencional	Procedimento proposto			
Norma EN 1993-1-5:2006	Método da Largura Efetiva	-	6,2	-	0,534 ^(a)	5,016
	Método da Tensão Reduzida	8,9	-	-	0,767 ^(b)	2,453
Recomendação DAST Richtlinie 012		-	-	11,6	1,000 ^(c)	-

(a) Método da Largura Efetiva da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(b) Método da Tensão Reduzida da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(c) Método da Tensão Reduzida da RI / Método da Tensão Reduzida da RI;

(d) Momento resistente de cálculo referente ao Método da Largura Efetiva da EN / Momento resistente de cálculo referente ao Método da Tensão Reduzida da EN.

Nota: As abreviações RI e EN significam recomendação DAST Richtlinie 012 e norma EN 1993-1-5:2006, respectivamente.

6.3.2 Alma com dois enrijecedores longitudinais na região comprimida

6.3.2.1 Procedimento 1 para Painel M com alma de espessura 16 mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 861,940 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,bruta} = 13238897,112 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão superior: $W_{y,el,bruta} = 60914,481 \text{ cm}^3$

Módulo de flexão inferior: $W_{y,el,bruta} = 99792,533 \text{ cm}^3$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensão normal longitudinal máxima de compressão de cálculo: $\sigma_{x,1,m} = 166,476 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal máxima de tração: $\sigma_{x,2,m} = -101,632 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 0 \text{ MPa}$

c) Tensão de comparação na flambagem (tensão equivalente) das tensões atuantes

Subpainel 1: $\sigma_v = 165,299 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_v = 99,277 \text{ MPa}$

Subpainel 3: $\sigma_v = 33,256 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_v = 165,299 \text{ MPa}$

d) Coeficientes de flambagem para atuação isolada da tensão normal longitudinal e de cisalhamento, respectivamente:

$k_\sigma = 63,0$ (Tabelas II/6.1 e II/6.2 – Klöppel e Scheer (1960))

$k_\tau = 1,0$ (Tabela II/6.6 – Klöppel e Scheer (1960))

e) Tensão crítica de comparação na flambagem

Subpainel 1: $\sigma_{vki} = 307,838 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_{vki} = 311,86 \text{ MPa}$

Subpainel 3: $\sigma_{vki} = 372,388 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_{vki} = 245,348 \text{ MPa}$

f) Índice de esbeltez relativo de comparaçãoSubpainel 1: $\bar{\lambda}_v = 1,059$ Subpainel 2: $\bar{\lambda}_v = 0,972$ Subpainel 3: $\bar{\lambda}_v = 0,962$ Painel enrijecido: $\bar{\lambda}_v = 1,186$ g) Tensão relativa de flambagemSubpainel 1: $\bar{\sigma}_{vk} = 74,262 \text{ MPa}$ Subpainel 2: $\bar{\sigma}_{vk} = 80,05 \text{ MPa}$ Subpainel 3: $\bar{\sigma}_{vk} = 80,638 \text{ MPa}$ Painel enrijecido: $\bar{\sigma}_{vk} = 65,825 \text{ MPa}$ h) Coeficiente para atuação conjunta da tensão norma longitudinal e de cisalhamento $S^* = 1,0$ (Tabela II/6.7 – Klöppel e Scheer (1960))i) Verificação da capacidade resistente da alma enrijecida

- Subpainel 1:

$$\nu_B^* \text{ resistente} = 1,58; \nu_B^* \text{ solicitante} = 1,36; \log \frac{\nu_B^* \text{ solicitante}}{\nu_B^* \text{ resistente}} = 0,86$$

- Subpainel 2:

$$\nu_B^* \text{ resistente} = 2,84; \nu_B^* \text{ solicitante} = 1,36; \log \frac{\nu_B^* \text{ solicitante}}{\nu_B^* \text{ resistente}} = 0,48$$

- Subpainel 3:

$$\nu_B^* \text{ resistente} = 8,53; \nu_B^* \text{ solicitante} = 1,36; \log \frac{\nu_B^* \text{ solicitante}}{\nu_B^* \text{ resistente}} = 0,16$$

- Painel enrijecido:

$$\nu_B^* \text{ resistente} = 1,40; \nu_B^* \text{ solicitante} = 1,40; \log \frac{\nu_B^* \text{ solicitante}}{\nu_B^* \text{ resistente}} = 1,0$$

6.3.2.2 *Procedimento 2 para Painel M com alma de espessura 15,6 mm*a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga IÁrea bruta: $A_{bruta} = 848,2 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y.bruta} = 13076032,574 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão: $W_{y.el.bruta} = 60413,732 \text{ cm}^3$

Módulo de flexão: $W_{y.el.bruta} = 101990,291 \text{ cm}^3$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensão normal longitudinal máxima de compressão de cálculo: $\sigma_{x.1.m} = 226,588 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal de compressão no enrijecedor longitudinal: $\sigma_{x.sl1.m} = 136,386 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal máxima de tração: $\sigma_{x.2.m} = -134,219 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 0 \text{ MPa}$

Tensão equivalente: $\sigma_{eq,Ed} = 226,588 \text{ MPa}$

c) Amplificador mínimo de carga da tensão equivalente

$\alpha_{ult,k} = 1,523$

d) Autovalores das componentes de tensão, $\alpha_{cr,x}$ e $\alpha_{cr,\tau}$

Tensão normal crítica elástica de flambagem global *Tipo Placa*: $\sigma_{cr.p.l.m} = 237,503 \text{ MPa}$; logo $\alpha_{cr,x} = 1,0482$.

Tensão de cisalhamento crítica elástica: $\tau_{Ed} = 0 \text{ MPa}$; logo $\alpha_{cr,\tau} = 1,0$.

e) Fator de carga crítica elástica de flambagem, para o campo de tensões

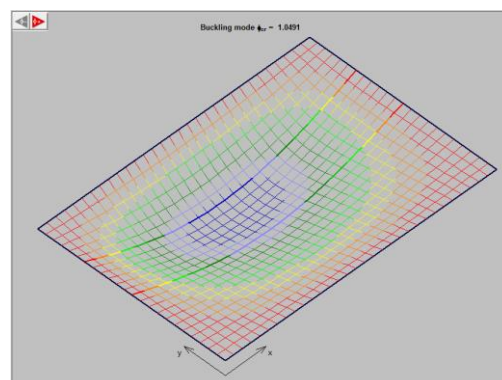


Figura 6.22 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr.glob} = 1,049$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Método Convencional*.

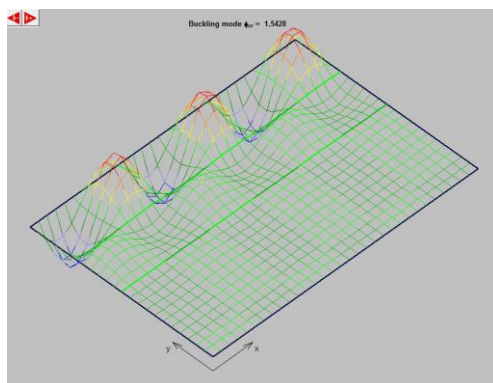


Figura 6.23 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr,loc} = 1,543$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Método Convencional*.

f) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Pilar

$$\sigma_{cr,c.m} = 132,051 \text{ MPa}$$

g) Cálculo da esbeltez modificada da placa, global e local

$$\bar{\lambda}_{p,glob} = 1,205; \quad \bar{\lambda}_{p,loc} = 0,993$$

h) Fatores de redução da tensão de escoamento do aço

$$\rho_x = 0,724$$

$$\chi_w = 0,719$$

i) Nível de segurança da seção transversal: 1,0

6.3.2.3 Procedimento 3 para Painel M com alma de espessura 8,4 mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

$$\text{Área bruta: } A_{bruta} = 600,006 \text{ cm}^2$$

$$\text{Momento de inércia: } I_{y,bruta} = 9937005,9 \text{ cm}^4$$

$$\text{Módulo de flexão: } W_{y,el,bruta} = 42341,549 \text{ cm}^3$$

$$\text{Módulo de flexão: } W_{y,el,bruta} = 90366,712 \text{ cm}^3$$

b) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo, na seção transversal bruta da viga I

$$\text{Tensão máxima de compressão: } \sigma_{x,1.m} = 323,299 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão de compressão no enrijecedor longitudinal: } \sigma_{x,sl1.m} = 204,604 \text{ MPa}$$

Tensão máxima de tração: $\sigma_{x.2.m} = -151,483 \text{ MPa}$

c) Tensão de cisalhamento

$$\tau_{Ed} = 0 \text{ MPa}$$

d) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Placa

$$\sigma_{cr.p.l.m} = k_{\sigma.m} \cdot \sigma_E = 166,73 \text{ MPa}$$

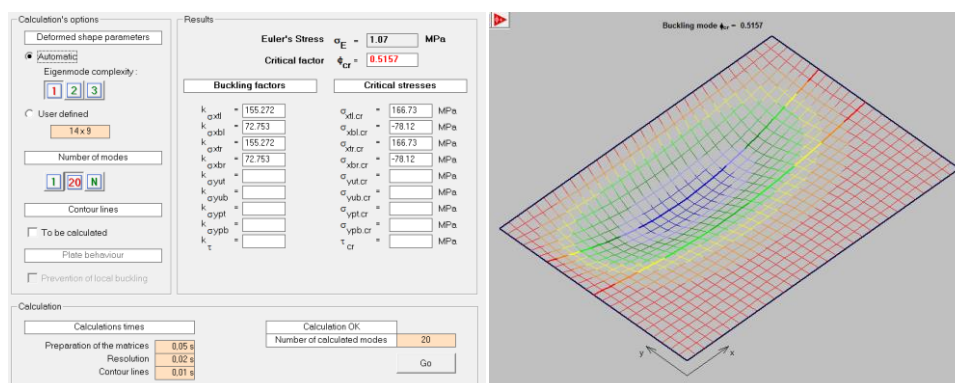


Figura 6.24 – Modo global de flambagem obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Procedimento Proposto*.

e) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Pilar

$$\sigma_{cr.c.m} = 174,330 \text{ MPa}$$

f) Propriedades geométricas da seção efetiva (reduzida) da viga I

$$\text{Área efetiva: } A_{eff.m} = 503,385 \text{ cm}^2$$

$$\text{Momento de inércia: } I_{y,eff.m} = 11154511,805 \text{ cm}^4$$

$$\text{Módulo de flexão superior: } W_{y,eff.top.m} = 39761,848 \text{ cm}^3$$

$$\text{Módulo de flexão inferior: } W_{y,eff.bot.m} = 165027,182 \text{ cm}^3$$

g) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo, com seção transversal efetiva (reduzida)

$$\text{Tensão máxima de compressão: } \sigma_{x.1.m,eff} = 343,293 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão de compressão no enrijecedor longitudinal: } \sigma_{x.sl1.m} = 237,553 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão máxima de compressão: } \sigma_{x.2.m,eff} = -79,667 \text{ MPa}$$

h) Fator de redução final para a interação entre os comportamentos de flambagem Tipo Placa e Tipo Pilar

$$\rho_{c,m} = 0,450$$

i) Verificação da capacidade resistente a flexão

Momento fletor elástico resistente: $M_{y,c,Rd} = 13717837,534 \text{ N.m}$

Nível de segurança da seção efetiva em momento fletor máximo: $\eta_{1,M} = 1,00$

6.3.2.4 *Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.*

Tabela 6.9 – Espessura do painel M, com dois enrijecedores, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.

Espessura do painel t_w [mm]						Razão (M_{Rd} MLE/ M_{Rd} MTR) ^(d)
Verificação para o estado limite último		Determinação da tensão crítica de flambagem elástica			Razão Métodos da EN / Método da RI	
		Programa computacional <i>EBPlate</i> 2.01		Gráficos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960)		
		Método convencional	Procedimento proposto			
Norma EN 1993-1-5:2006	Método da Largura Efetiva	-	8,4	-	0,525 ^(a)	3,311
	Método da Tensão Reduzida	15,6	-	-	0,975 ^(b)	1,428
Recomendação DAST Richtlinie 012		-	-	16	1,000 ^(c)	-

(a) Método da Largura Efetiva da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(b) Método da Tensão Reduzida da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(c) Método da Tensão Reduzida da RI / Método da Tensão Reduzida da RI;

(d) Momento resistente de cálculo referente ao Método da Largura Efetiva da EN / Momento resistente de cálculo referente ao Método da Tensão Reduzida da EN.

Nota: As abreviações RI e EN significam recomendação DAST Richtlinie 012 e norma EN 1993-1-5:2006, respectivamente.

6.3.2.5 *Procedimento 1 para Painel V com alma de espessura 16 mm*

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

$$\text{Área bruta: } A_{bruta} = 861,940 \text{ cm}^2$$

$$\text{Momento de inércia: } I_{y,bruta} = 13238897,112 \text{ cm}^4$$

Módulo de flexão superior: $W_{y,el.bruta} = 60914,481 \text{ cm}^3$

Módulo de flexão inferior: $W_{y,el.bruta} = 99792,533 \text{ cm}^3$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensões normais longitudinais máximas de cálculo: $\sigma_{x,1,m} = \sigma_{x,2,m} = 0 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 53,366 \text{ MPa}$

c) Tensão de comparação na flambagem (tensão equivalente) das tensões atuantes

Subpainel 1: $\sigma_v = 92,410 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_v = 92,410 \text{ MPa}$

Subpainel 3: $\sigma_v = 92,410 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_v = 92,410 \text{ MPa}$

d) Coeficientes de flambagem para atuação isolada da tensão normal longitudinal e de cisalhamento, respectivamente:

$k_\sigma = 1,0$ (Tabelas II/6.1 e II/6.2 – Klöppel e Scheer (1960))

$k_\tau = 18,1$ (Tabela II/6.6 – Klöppel e Scheer (1960))

e) Tensão crítica de comparação na flambagem

Subpainel 1: $\sigma_{vki} = 589,385 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_{vki} = 589,385 \text{ MPa}$

Subpainel 3: $\sigma_{vki} = 161,669 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_{vki} = 122,135 \text{ MPa}$

f) Índice de esbeltez relativo de comparação

Subpainel 1: $\bar{\lambda}_v = 0,765$

Subpainel 2: $\bar{\lambda}_v = 0,765$

Subpainel 3: $\bar{\lambda}_v = 1,461$

Painel enrijecido: $\bar{\lambda}_v = 1,681$

g) Tensão relativa de flambagem na flambagem

Subpainel 1: $\bar{\sigma}_{vk} = 93,784 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\bar{\sigma}_{vk} = 93,784 \text{ MPa}$

Subpainel 3: $\bar{\sigma}_{vk} = 46,009 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\bar{\sigma}_{vk} = 34,727 \text{ MPa}$

h) Coeficiente para atuação conjunta da tensão norma longitudinal e de cisalhamento

$S^* = 1,0$ (Tabela II/6.7 – Klöppel e Scheer (1960))

i) Verificação da capacidade resistente da alma enrijecida

- Subpainel 1:

$$\nu_B^* \text{ resistente} = 3,57; \nu_B^* \text{ solicitante} = 1,32; \log \frac{\nu_B^* \text{ solicitante}}{\nu_B^* \text{ resistente}} = 0,37$$

- Subpainel 2:

$$\nu_B^* \text{ resistente} = 3,57; \nu_B^* \text{ solicitante} = 1,32; \log \frac{\nu_B^* \text{ solicitante}}{\nu_B^* \text{ resistente}} = 0,37$$

- Subpainel 3:

$$\nu_B^* \text{ resistente} = 1,75; \nu_B^* \text{ solicitante} = 1,32; \log \frac{\nu_B^* \text{ solicitante}}{\nu_B^* \text{ resistente}} = 0,75$$

- Painel enrijecido:

$$\nu_B^* \text{ resistente} = 1,32; \nu_B^* \text{ solicitante} = 1,32; \log \frac{\nu_B^* \text{ solicitante}}{\nu_B^* \text{ resistente}} = 1,0$$

6.3.2.6 Procedimento 2 para Painel V com alma de espessura 12,5mm

j) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

$$\text{Área bruta: } A_{bruta} = 741,313 \text{ cm}^2$$

k) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

$$\text{Tensões normais longitudinais: } \sigma_{x,1,m} = \sigma_{x,sl1,m} = \sigma_{x,2,m} = 0 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão de cisalhamento: } \tau_{Ed} = 92,254 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão equivalente: } \sigma_{eq,Ed} = 159,788 \text{ MPa}$$

l) Amplificador mínimo de carga da tensão equivalente

$$\alpha_{ult,k} = 2,159$$

m) Fator de carga crítica elástica de flambagem, para o campo de tensões

Tensão de cisalhamento crítica elástica: $\tau_{cr_{I,t}} = 50,23 \text{ MPa}$; logo $\alpha_{cr,\tau} = 0,545$.

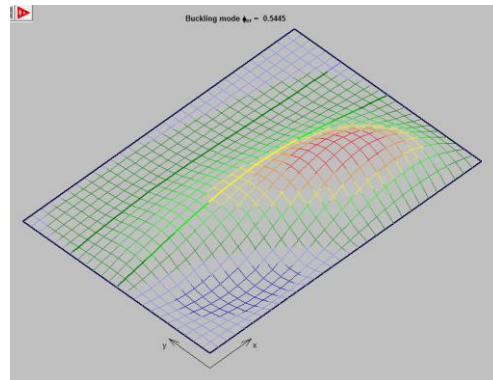


Figura 6.25 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr, glob} = 0,545$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

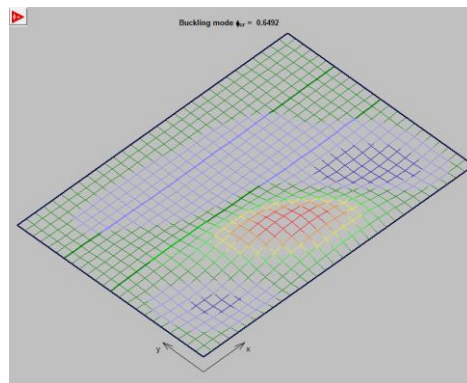


Figura 6.26 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr, loc} = 0,6492$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

n) Cálculo da esbeltez modificada da placa, global e local

$$\bar{\lambda}_{p, glob} = 1,990; \quad \bar{\lambda}_{p, loc} = 1,824$$

o) Fator de redução da tensão de escoamento do aço

$$\chi_w = 0,509$$

p) Nível de segurança da seção transversal: 1,0

6.3.2.7 Procedimento 3 para Painel V com alma de espessura 12,3 mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 734,419 \text{ cm}^2$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta da viga I

Tensões normais longitudinais: $\sigma_{x,1,m} = \sigma_{x,sl1,m} = \sigma_{x,2,m} = 0 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 93,754 \text{ MPa}$

c) Tensão de cisalhamento crítica elástica de flambagem

$\tau_{cr,It} = k_{\tau} \cdot \sigma_E = 49,06 \text{ MPa}$

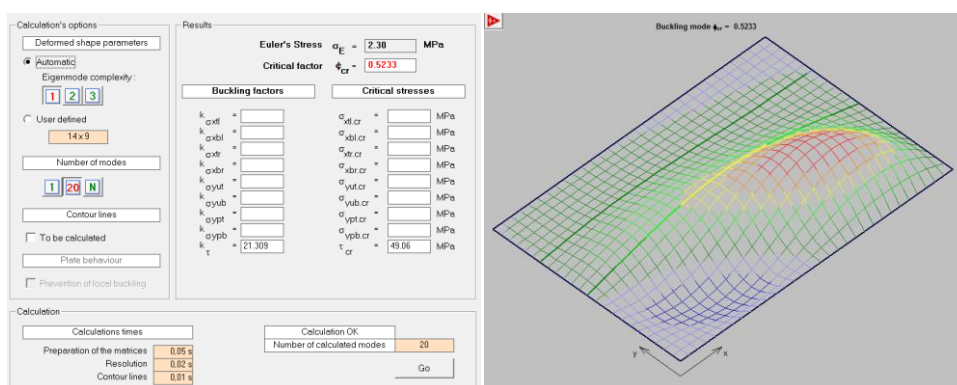


Figura 6.27 – Modo global de flambagem obtido pelo programa EBPlate 2.01.

d) Contribuição da Alma da Viga I de Aço

$V_{bw,Rd} = 3945593,104 \text{ N}$

e) Contribuição das Mesas da Viga I de Aço

$V_{bf,Rd} = 19205,208 \text{ N}$ (não há contribuição das mesas)

f) Verificação da capacidade resistente ao cisalhamento

Força cortante resistente: $V_{b,Rd} = 3964798,312 \text{ N}$

Nível de segurança da seção efetiva em cisalhamento: $\eta_3 = 1,0$

6.3.2.8 Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.

Tabela 6.10 – Espessura do painel V, com dois enrijecedores, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.

Espessura do painel t_w [mm]						Razão ($M_{Rd} \text{ MLE}/M_{Rd} \text{ MTR}$) ^(d)
Verificação para o estado limite último		Determinação da tensão crítica de flambagem elástica			Razão Métodos da EN / Método da RI	
		Programa computacional <i>EBPlate</i> 2.01		Gráficos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960)		
		Método convencional	Procedimento proposto			
Norma EN 1993-1-5:2006	Método da Largura Efetiva	12,3	-	-	0,769 ^(a)	-
	Método da Tensão Reduzida	12,5	-	-	0,781 ^(b)	-
Recomendação DAST Richtlinie 012		-	-	16	1,000 ^(c)	-

(a) Método da Largura Efetiva da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(b) Método da Tensão Reduzida da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(c) Método da Tensão Reduzida da RI / Método da Tensão Reduzida da RI;

(d) Momento resistente de cálculo referente ao Método da Largura Efetiva da EN / Momento resistente de cálculo referente ao Método da Tensão Reduzida da EN.

Nota: As abreviações RI e EN significam recomendação DAST Richtlinie 012 e norma EN 1993-1-5:2006, respectivamente.

6.3.2.9 Procedimento 1 para Painel MV com alma de espessura 14 mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 793,010 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,bruta} = 12415394,781 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão superior: $W_{y,el.bruta} = 56150,526 \text{ cm}^3$

Módulo de flexão inferior: $W_{y,el.bruta} = 96324,871 \text{ cm}^3$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensão normal longitudinal máxima de compressão de cálculo: $\sigma_{x,1,m} = 135,476 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal máxima de tração: $\sigma_{x,2,m} = -78,971 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 15,206 \text{ MPa}$

c) Tensão de comparação na flambagem (tensão equivalente) das tensões atuantes

Subpainel 1: $\sigma_v = 137,046 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_v = 85,838 \text{ MPa}$

Subpainel 3: $\sigma_v = 39,142 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_v = 137,046 \text{ MPa}$

d) Coeficientes de flambagem para atuação isolada da tensão normal longitudinal e de cisalhamento, respectivamente:

$k_\sigma = 72,4$ (Tabelas II/6.1 e II/6.2 – Klöppel e Scheer (1960))

$k_\tau = 19,4$ (Tabela II/6.6 – Klöppel e Scheer (1960))

e) Tensão crítica de comparação na flambagem

Subpainel 1: $\sigma_{vki} = 237,01 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_{vki} = 281,449 \text{ MPa}$

Subpainel 3: $\sigma_{vki} = 161,865 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_{vki} = 191,491 \text{ MPa}$

f) Índice de esbeltez relativo de comparação

Subpainel 1: $\bar{\lambda}_v = 1,206$

Subpainel 2: $\bar{\lambda}_v = 1,107$

Subpainel 2: $\bar{\lambda}_v = 1,460$

Painel enrijecido: $\bar{\lambda}_v = 1,342$

g) Tensão relativa de flambagem

Subpainel 1: $\bar{\sigma}_{vk} = 64,452 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\bar{\sigma}_{vk} = 71,024 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\bar{\sigma}_{vk} = 46,009 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\bar{\sigma}_{vk} = 54,446 \text{ MPa}$

h) Coeficiente para atuação conjunta da tensão norma longitudinal e de cisalhamento

$S^* = 0,871$ (Tabela II/6.7 – Klöppel e Scheer (1960))

i) Verificação da capacidade resistente

- Subpainel 1:

$$\nu_{B^* resistente} = 1,65; \nu_{B^* solicitante} = 1,36; \log \frac{\nu_{B^* solicitante}}{\nu_{B^* resistente}} = 0,82$$

- Subpainel 2:

$$\nu_{B^* resistente} = 2,91; \nu_{B^* solicitante} = 1,36; \log \frac{\nu_{B^* solicitante}}{\nu_{B^* resistente}} = 0,47$$

- Subpainel 3:

$$\nu_{B^* resistente} = 4,14; \nu_{B^* solicitante} = 1,33; \log \frac{\nu_{B^* solicitante}}{\nu_{B^* resistente}} = 0,32$$

- Painel enrijecido:

$$\nu_{B^* resistente} = 1,40; \nu_{B^* solicitante} = 1,40; \log \frac{\nu_{B^* solicitante}}{\nu_{B^* resistente}} = 1,0$$

6.3.2.10 Procedimento 2 para Painel MV com alma de espessura 13,5 mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

$$\text{Área bruta: } A_{bruta} = 775,777 \text{ cm}^2$$

$$\text{Momento de inércia: } I_{y,bruta} = 12205598,862 \text{ cm}^4$$

$$\text{Módulo de flexão: } W_{y,el.bruta} = 55339,820 \text{ cm}^3$$

$$\text{Módulo de flexão: } W_{y,el.bruta} = 98358,684 \text{ cm}^3$$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

$$\text{Tensão normal longitudinal máxima de compressão de cálculo: } \sigma_{x,1,m} = 185,522 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão normal longitudinal de compressão no enrijecedor longitudinal: } \sigma_{x,sl1,m} = 113,046 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão normal longitudinal máxima de tração: } \sigma_{x,2,m} = -104,381 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão de cisalhamento: } \tau_{Ed} = 21,355 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão equivalente: } \sigma_{eq,Ed} = 189,173 \text{ MPa}$$

c) Amplificador mínimo de carga da tensão equivalente

$$\alpha_{ult,k} = 1,824$$

d) Autovalores das componentes de tensão, $\alpha_{cr,x}$ e $\alpha_{cr,\tau}$

- Tensão normal crítica elástica de flambagem global *Tipo Placa*: $\sigma_{cr,p\_I,II,m} = 216,581$ MPa; logo $\alpha_{cr,x} = 1,169$.

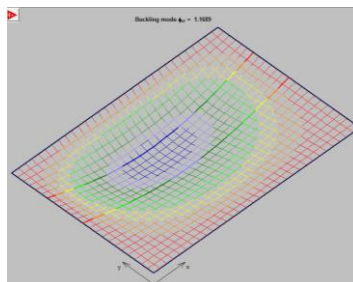


Figura 6.28 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr, glob} = 1,169$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Procedimento Proposto*.

- Tensão de cisalhamento crítica elástica: $\tau_{cr\_I,t} = 56,09$ MPa; logo $\alpha_{cr,\tau} = 2,627$

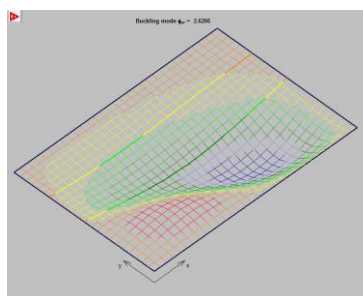


Figura 6.29 – Primeiro modo global de flambagem com $\alpha_{cr, loc} = 2,627$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

e) Fator de carga crítica elástica de flambagem, para o campo de tensões

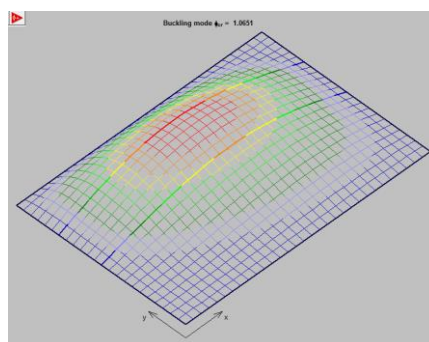


Figura 6.30 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr, glob} = 1,065$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Método Convencional*.

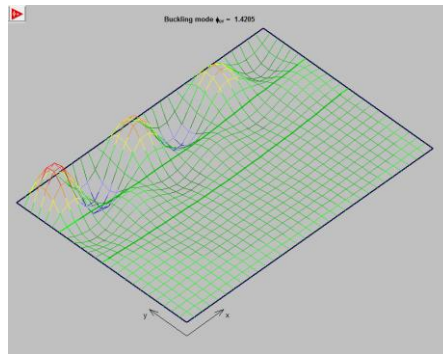


Figura 6.31 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr,loc} = 1,4205$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Método Convencional*.

f) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Pilar

$$\sigma_{cr,c.m} = 141,077 \text{ MPa}$$

g) Cálculo da esbeltez modificada da placa, global e local

$$\bar{\lambda}_{p,glob} = 1,341; \quad \bar{\lambda}_{p,loc} = 1,187$$

h) Fatores de redução da tensão de escoamento do aço

$$\rho_x = 0,600$$

$$\chi_w = 0,676$$

i) Nível de segurança da seção transversal: 1,0

6.3.2.11 Procedimento 3 para Painei MV com alma de espessura 4,6 mm

Alma $t_w = 4,6 \text{ mm}$

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

$$\text{Área bruta: } A_{bruta} = 469,039 \text{ cm}^2$$

$$\text{Momento de inércia: } I_{y,bruta} = 7989062,651 \text{ cm}^4$$

$$\text{Módulo de flexão: } W_{y,el.bruta} = 31690,077 \text{ cm}^3$$

$$\text{Módulo de flexão: } W_{y,el.bruta} = 86321,413 \text{ cm}^3$$

b) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo, na seção transversal bruta da viga I

$$\text{Tensão máxima de compressão: } \sigma_{x,1.m} = 323,974 \text{ MPa}$$

Tensão de compressão no enrijecedor longitudinal: $\sigma_{x.sl1.m} = 213,246 \text{ MPa}$

Tensão máxima de tração: $\sigma_{x.2.m} = -118,936 \text{ MPa}$

c) Tensão de cisalhamento

$$\tau_{Ed} = 62,672 \text{ MPa}$$

d) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Placa

$$\sigma_{cr.p.l.m} = k_{\sigma.m} \cdot \sigma_E = 131,10 \text{ MPa}$$

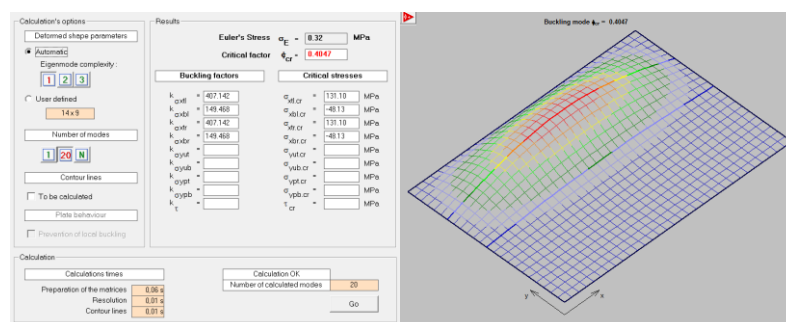


Figura 6.32 – Modo global de flambagem obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Procedimento Proposto*.

e) Tensão de cisalhamento crítica elástica de flambagem

$$\tau_{cr.li} = k_{\tau} \cdot \sigma_E = 9,69 \text{ MPa}$$

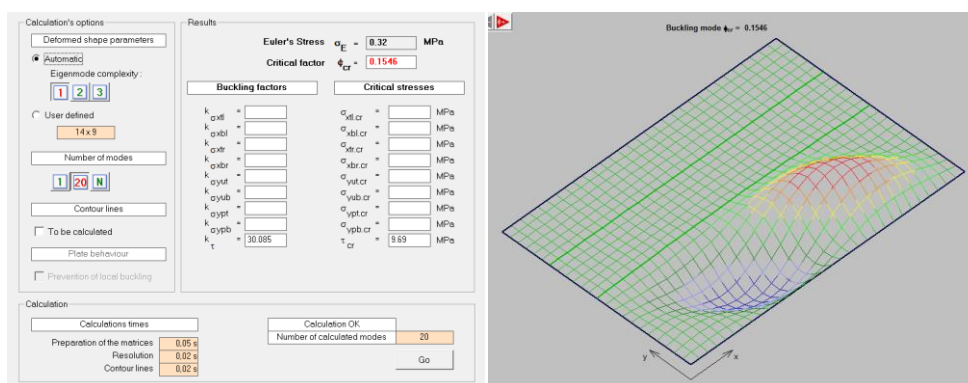


Figura 6.33 – Modo local de flambagem obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

f) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Pilar

$$\sigma_{cr.c.m} = 216,633 \text{ Mpa}$$

g) Propriedades geométricas da seção efetiva (reduzida) da viga I

Área efetiva: $A_{eff.m} = 412,144 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,eff.m} = 8557138,094 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão superior: $W_{y,eff.top.m} = 29743,127 \text{ cm}^3$

Módulo de flexão inferior: $W_{y,eff.bot.m} = 141619,047 \text{ cm}^3$

h) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo, com seção transversal efetiva (reduzida)

Tensão máxima de compressão: $\sigma_{x,1,m,eff} = 344,221 \text{ MPa}$

Tensão de compressão no enrijecedor longitudinal: $\sigma_{x,sl1,m} = 240,844 \text{ MPa}$

Tensão máxima de tração: $\sigma_{x,2,m,eff} = -69,286 \text{ MPa}$

i) Fator de redução final para a interação entre os comportamentos de flambagem Tipo Placa e Tipo Pilar

$\rho_{c,m} = 0,550$

j) Verificação da capacidade resistente a flexão

Momento fletor elástico resistente: $M_{y,c,Rd} = 10261378,763 \text{ N.m}$

Nível de segurança da seção efetiva em momento fletor máximo: $\eta_{l,M} = 1,0$

k) Contribuição da Alma da Viga I de Aço

$V_{bw,Rd} = 1349272,767 \text{ N}$

l) Contribuição das Mesas da Viga I de Aço

$V_{bf,Rd} = 0 \text{ N}$ (não há contribuição das mesas)

m) Verificação da capacidade resistente ao cisalhamento

Força cortante resistente: $V_{b,Rd} = 1349272,767 \text{ N}$

Nível de segurança da seção efetiva em cisalhamento: $\eta_3 = 0,736$

n) Interação entre momento fletor (M) e força cortante (V)

Nível de segurança da seção efetiva = 0,706

6.3.2.12 Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.

Tabela 6.11 – Espessura do painel MV, com dois enrijecedores, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.

Espessura do painel t _w [mm]						Razão (M _{Rd} MLE/ M _{Rd} MTR) ^(d)
Verificação para o estado limite último		Determinação da tensão crítica de flambagem elástica			Razão Métodos da EN / Método da RI	
		Programa computacional EBPlate 2.01		Gráficos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960)		
		Método convencional	Procedimento proposto			
Norma EN 1993-1-5:2006	Método da Largura Efetiva	-	4,6	-	0,329 ^(a)	3,910
	Método da Tensão Reduzida	13,5	-	-	0,964 ^(b)	1,828
Recomendação DAST Richtlinie 012		-	-	14	1,000 ^(c)	-

(a) Método da Largura Efetiva da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(b) Método da Tensão Reduzida da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(c) Método da Tensão Reduzida da RI / Método da Tensão Reduzida da RI;

(d) Momento resistente de cálculo referente ao Método da Largura Efetiva da EN / Momento resistente de cálculo referente ao Método da Tensão Reduzida da EN.

Nota: As abreviações RI e EN significam recomendação DAST Richtlinie 012 e norma EN 1993-1-5:2006, respectivamente.

6.3.2.13 Procedimento 1 para Painel VM com alma de espessura 14,9 mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 824,029 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,bruta} = 12788893,928 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão superior: $W_{y,el,bruta} = 58308,111 \text{ cm}^3$

Módulo de flexão inferior: $W_{y,el,bruta} = 97873,951 \text{ cm}^3$

b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensão normal longitudinal máxima de compressão de cálculo: $\sigma_{x,1,m} = 43,458 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal máxima de tração: $\sigma_{x,2,m} = -25,898 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 42,968 \text{ Mpa}$

c) Tensão de comparação na flambagem (tensão equivalente) das tensões atuantes

Subpainel 1: $\sigma_v = 86,034 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_v = 78,872 \text{ MPa}$

Subpainel 3: $\sigma_v = 74,948 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_v = 86,034 \text{ MPa}$

d) Coeficientes de flambagem para atuação isolada da tensão normal longitudinal e de cisalhamento, respectivamente:

$k_\sigma = 68,6$ (Tabelas II/6.1 e II/6.2 – Klöppel e Scheer (1960))

$k_\tau = 19,0$ (Tabela II/6.6 – Klöppel e Scheer (1960))

a) Tensão crítica de comparação na flambagem

Subpainel 1: $\sigma_{vki} = 360,321 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\sigma_{vki} = 431,640 \text{ MPa}$

Subpainel 3: $\sigma_{vki} = 137,536 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\sigma_{vki} = 115,562 \text{ MPa}$

b) Índice de esbeltez relativo de comparação

Subpainel 1: $\bar{\lambda}_v = 0,979$

Subpainel 2: $\bar{\lambda}_v = 0,894$

Subpainel 2: $\bar{\lambda}_v = 1,584$

Painel enrijecido: $\bar{\lambda}_v = 1,728$

c) Tensão relativa de flambagem

Subpainel 1: $\bar{\sigma}_{vk} = 79,657 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\bar{\sigma}_{vk} = 85,249 \text{ MPa}$

Subpainel 2: $\bar{\sigma}_{vk} = 39,142 \text{ MPa}$

Painel enrijecido: $\bar{\sigma}_{vk} = 32,864 \text{ MPa}$

- e) Coeficiente de redução para atuação conjunta da tensão norma longitudinal e de cisalhamento

$S^* = 0,895$ (Tabela II/6.7 – Klöppel e Scheer (1960))

- f) Verificação da capacidade resistente

- Subpainel 1:

$$v_{B^* \text{ resistente}} = 3,25; v_{B^* \text{ solicitante}} = 1,34; \log \frac{v_{B^* \text{ solicitante}}}{v_{B^* \text{ resistente}}} = 0,41$$

- Subpainel 2:

$$v_{B^* \text{ resistente}} = 3,80; v_{B^* \text{ solicitante}} = 1,33; \log \frac{v_{B^* \text{ solicitante}}}{v_{B^* \text{ resistente}}} = 0,35$$

- Subpainel3:

$$v_{B^* \text{ resistente}} = 1,84; v_{B^* \text{ solicitante}} = 1,32; \log \frac{v_{B^* \text{ solicitante}}}{v_{B^* \text{ resistente}}} = 0,72$$

- Painel enrijecido:

$$v_{B^* \text{ resistente}} = 1,34; v_{B^* \text{ solicitante}} = 1,34; \log \frac{v_{B^* \text{ solicitante}}}{v_{B^* \text{ resistente}}} = 1,0$$

6.3.2.14 Procedimento 2 para Painel VM com alma de espessura 11,6 mm

- a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

Área bruta: $A_{bruta} = 710,294 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,bruta} = 11391019,678 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão superior: $W_{y,el.bruta} = 50625,879 \text{ cm}^3$

Módulo de flexão inferior: $W_{y,el.bruta} = 95205,935 \text{ cm}^3$

- b) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal bruta

Tensão normal longitudinal máxima de compressão de cálculo: $\sigma_{x,1,m} = 67,599 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal de compressão no enrijecedor longitudinal: $\sigma_{x,sl,m} = 41,713 \text{ MPa}$

Tensão normal longitudinal máxima de tração: $\sigma_{x,2,m} = - 35,946 \text{ MPa}$

Tensão de cisalhamento: $\tau_{Ed} = 74,558 \text{ MPa}$

Tensão equivalente: $\sigma_{eq,Ed} = 145,762 \text{ MPa}$

c) Amplificador mínimo de carga da tensão equivalente

$$\alpha_{ult,k} = 2,367$$

d) Autovalores das componentes de tensão, $\alpha_{cr,x}$ e $\alpha_{cr,\tau}$

- Tensão normal crítica elástica de flambagem global *Tipo Placa*: $\sigma_{cr,p_{I,m}} = 198,733$ MPa; logo $\alpha_{cr,x} = 2,94$.

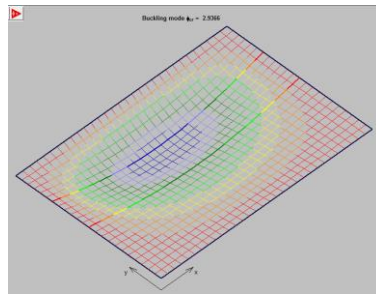


Figura 6.34 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr,loc} = 2,94$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Procedimento Proposto*.

- Tensão de cisalhamento crítica elástica: $\tau_{cr_{I,t}} = 44,97$ MPa; logo $\alpha_{cr,\tau} = 0,603$

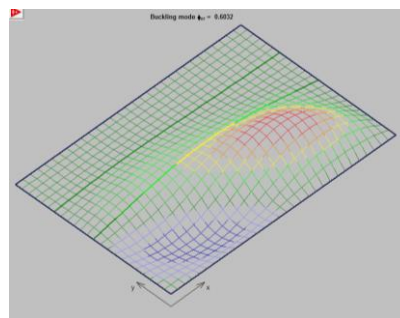


Figura 6.35 – Modo global de flambagem obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

e) Fator de carga crítica elástica de flambagem, para o campo de tensões

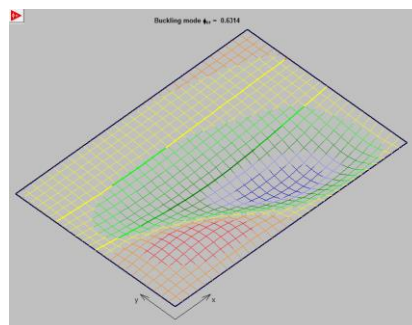


Figura 6.36 – Modo global de flambagem com $\alpha_{cr,glob} = 0,631$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Método Convencional*.

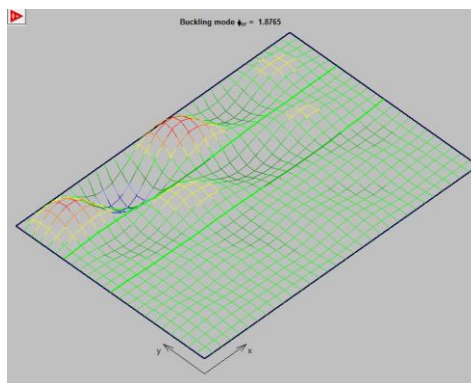


Figura 6.37 – Modo local de flambagem com $\alpha_{cr,loc} = 1,877$ obtido pelo programa *EBPlate* 2.01 usando o *Método Convencional*.

f) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Pilar

$$\sigma_{cr,c.m} = 151,227 \text{ MPa}$$

g) Cálculo da esbeltez modificada da placa, global e local

$$\lambda_{p,glob} = 1,936; \lambda_{p,loc} = 1,123$$

h) Fatores de redução da tensão de escoamento do aço

$$\rho_x = 0,346$$

$$\chi_w = 0,520$$

i) Nível de segurança da seção transversal: 1,0

6.3.2.15 Procedimento 3 para Painei VM com alma de espessura 10,3 mm

a) Propriedades geométricas da seção bruta da viga I

$$\text{Área bruta: } A_{bruta} = 665,489 \text{ cm}^2$$

$$\text{Momento de inércia: } I_{y,bruta} = 10814809,893 \text{ cm}^4$$

$$\text{Módulo de flexão: } W_{y,el,bruta} = 47319,120 \text{ cm}^3$$

$$\text{Módulo de flexão: } W_{y,el,bruta} = 93151,243 \text{ cm}^3$$

b) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo, na seção transversal bruta da viga I

$$\text{Tensão máxima de compressão: } \sigma_{x,1.m} = 72,323 \text{ MPa}$$

$$\text{Tensão de compressão no enrijecedor longitudinal: } \sigma_{x,sl1.m} = 45,057 \text{ MPa}$$

Tensão máxima de tração: $\sigma_{x,2,m} = -36,739 \text{ MPa}$

c) Tensão de cisalhamento

$\tau_{Ed} = 83,969 \text{ MPa}$

d) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Placa

$\sigma_{cr,p,l,m} = k_{\sigma,m} \cdot \sigma_E = 185,97 \text{ MPa}$

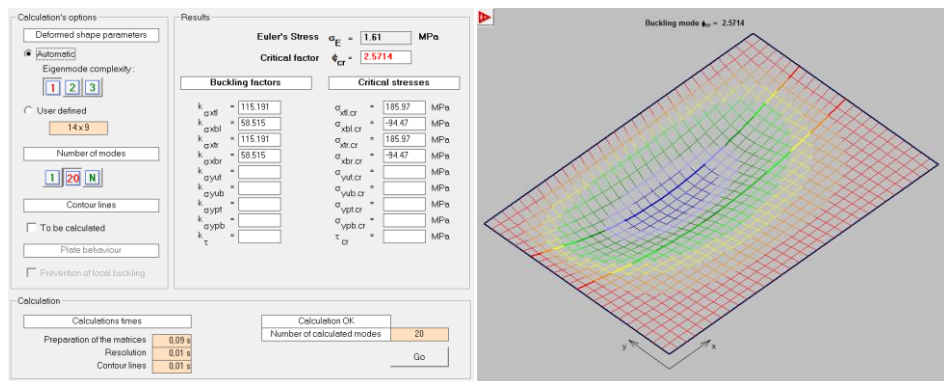


Figura 6.38 – Modo global de flambagem obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

e) Tensão de cisalhamento crítica

Global: $\tau_{cr,l,t} = k_{\tau} \cdot \sigma_E = 37,50 \text{ MPa}$

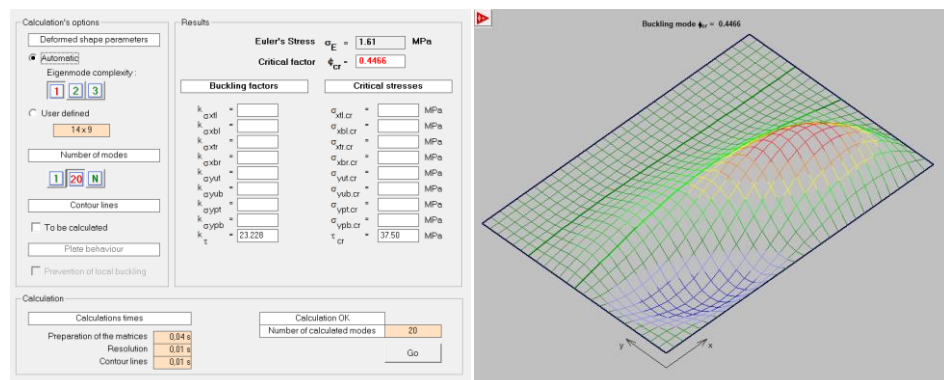


Figura 6.39 – Modo global de flambagem obtido pelo programa *EBPlate* 2.01.

f) Tensão normal crítica elástica de flambagem global Tipo Pilar

$\sigma_{cr,c,m} = 159,557 \text{ MPa}$

g) Propriedades geométricas da seção efetiva (reduzida) da viga I

Área efetiva: $A_{eff,m} = 561,872 \text{ cm}^2$

Momento de inércia: $I_{y,eff,m} = 11997029,500 \text{ cm}^4$

Módulo de flexão superior: $W_{y,eff,top,m} = 44188,169 \text{ cm}^3$

Módulo de flexão inferior: $W_{y,eff,bot,m} = 156565,38 \text{ cm}^3$

h) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo, com seção transversal efetiva (reduzida)

Tensão máxima de compressão: $\sigma_{x,1,m,eff} = 77,219 \text{ MPa}$

Tensão de compressão no enrijecedor longitudinal: $\sigma_{x,sl,m} = 52,640 \text{ MPa}$

Tensão máxima de tração: $\sigma_{x,2,m,eff} = -21,095 \text{ MPa}$

i) Fator de redução final para a interação entre os comportamentos de flambagem Tipo Placa e Tipo Pilar

$\rho_{c,m} = 0,507$

j) Verificação da capacidade resistente a flexão

Momento fletor elástico resistente: $M_{y,c,Rd} = 15244918,45 \text{ N.m}$

Nível de segurança da seção efetiva em momento fletor máximo: $\eta_{1,M} = 0,224$

k) Contribuição da Alma da Viga I na capacidade resistente ao cisalhamento

$V_{bw,Rd} = 2989057,317 \text{ N}$

l) Contribuição das Mesas da Viga I na capacidade resistente ao cisalhamento

$V_{bf,Rd} = 12398,063 \text{ N}$

m) Verificação da capacidade resistente ao cisalhamento

Força cortante resistente: $V_{b,Rd} = 3001455,380 \text{ N}$

Nível de segurança da seção efetiva em cisalhamento: $\eta_3 = 1,0$

n) Interação entre momento fletor (M) e força cortante (V)

Não é necessário verificar.

6.3.2.16 Espessura da alma em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.

Tabela 6.12 – Espessura do painel VM, com dois enrijecedores, em função das normas/recomendações e seus métodos de cálculo da tensão crítica e de verificação.

Espessura do painel t _w [mm]						Razão (M _{Rd} MLE/ M _{Rd} MTR) ^(d)
Verificação para o estado limite último		Determinação da tensão crítica de flambagem elástica			Razão Métodos da EN / Método da RI	
		Programa computacional EBPlate 2.01		Gráficos e tabelas de Klöppel e Scheer (1960)		
		Método convencional	Procedimento proposto			
Norma EN 1993-1-5:2006	Método da Largura Efetiva	-	10,3	-	0,691 ^(a)	2,378
	Método da Tensão Reduzida	11,6	-	-	0,779 ^(b)	1,946
Recomendação DAST Richtlinie 012		-	-	14,9	1,000 ^(c)	-

(a) Método da Largura Efetiva da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(b) Método da Tensão Reduzida da EN / Método da Tensão Reduzida da RI;

(c) Método da Tensão Reduzida da RI / Método da Tensão Reduzida da RI;

(d) Momento resistente de cálculo referente ao Método da Largura Efetiva da EN / Momento resistente de cálculo referente ao Método da Tensão Reduzida da EN.

Nota: As abreviações RI e EN significam recomendação DAST Richtlinie 012 e norma EN 1993-1-5:2006, respectivamente.

6.4 Avaliação dos resultados

As espessuras, t_w , das almas estudadas, Figura 6.2 e Figura 6.3, obtidas conforme o *MTR* anterior, ou seja, o método da recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979), são maiores (1,4 a 2,9 vezes para a alma com um enrijecedor longitudinal, e 1,9 a 2,9 vezes para a alma com dois enrijecedores longitudinais) que as obtidas conforme a norma EN 1993-1-5:2006 utilizando o *MTR*, que por sua vez são maiores (1,1 a 1,3 vezes para a alma com um enrijecedor longitudinal, e 1,0 a 1,3 vezes para a alma com dois enrijecedores longitudinais) que as obtidas pelo *MLE* desta mesma norma.

As Figura 6.40 e Figura 6.41 apresentam os valores dos momentos resistentes de cálculo obtidos para as almas estudadas utilizando o *MLE* e o *MTR* conforme a norma EN 1993-1-5:2006. Observam-se diferenças relevantes entre os valores dos dois métodos, sendo que quando se aplica o *MLE* para almas menos espessas (3,6; 4,6; 5,5; 6,2 e 8,4 mm) os momentos resistentes são 3,3 a 5,7 vezes superiores aos valores referentes ao *MTR*, enquanto que para

almas mais espessas (8,9; 10,5; 12,5; 10,3; 11,6; 13,5 e 15,6 mm) essas diferenças são menores e os momentos resistentes são 1,4 a 2,5 vezes superiores aos valores referentes ao *MTR*.

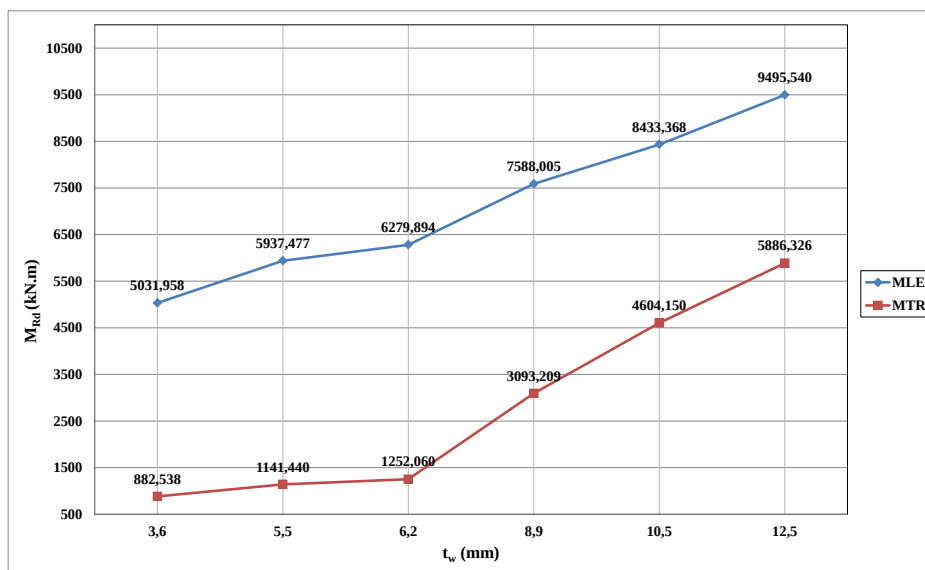


Figura 6.40 – Momento resistente de cálculo para almas com um enrijecedor, conforme o *MLE* e o *MTR*, conforme a norma EN 1993-1-5:2006.

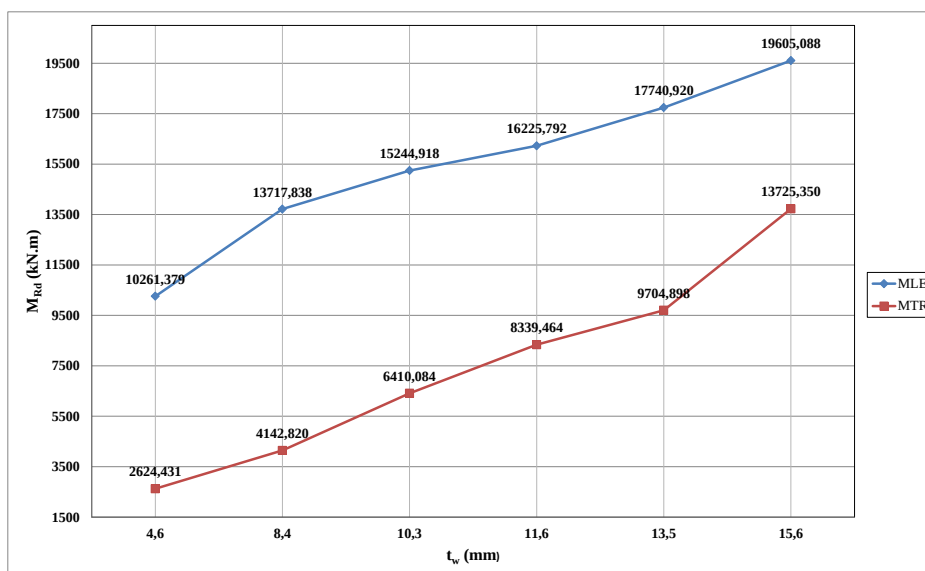


Figura 6.41 – Momento resistente de cálculo para almas com dois enrijecedores, conforme o *MLE* e o *MTR*, conforme a norma EN 1993-1-5:2006.

O estudo realizado por Caballero e Simón-Talero (2010) explicitado no item 6.5 também mostra diferenças significativas entre os resultados obtidos pelo *MLE* e pelo *MTR*, ambos conforme a EN 1993-1-5:2006, sendo que para almas mais esbeltas a capacidade resistente é

significativamente diminuída quando se aplica o *MTR*, e menos diminuída quando se aplica o *MLE* (conduz a capacidades resistentes até três vezes o valor obtido com o *MTR*), enquanto que para almas mais espessas a diferença entre os dois métodos é menos pronunciada.

6.4.1 Diferenças entre o *MLE* e o *MTR*, ambos da norma EN 1993-1-5:2006

De acordo com Acero e Rodríguez (2014), embora o *MLE*, conforme a norma EN 1993-1-5:2006, seja muito eficiente do ponto de vista estrutural para o uso com geometrias simples (viga I ou caixão), devido à consideração de redistribuição pós-crítica das tensões entre diferentes elementos da seção transversal, a sua aplicabilidade ainda não está estabelecida para geometrias não uniformes (vigas com mísulas, painéis não retangulares, almas de viga com aberturas “grandes”, elementos com mesas não paralelas e placas com enrijecedores não ortogonais).

Por esse motivo a norma EN 1993-1-5:2006 tem como alternativa o método denominado *MTR*, que por sua vez é aplicável a qualquer geometria, devido ao seu conceito genérico que considera o campo de tensões completo e sua interação global. Porém, apesar do *MTR* ser de aplicação geral para qualquer tipo de estrutura e carga, o atual desenvolvimento deste método apresenta lacunas significativas de definição na forma de aplicação e no seu desenvolvimento.

A EN 1993-1-5:2006 em seu item 2.4 salienta que o *MTR* é similar ao *MLE* para um elemento único em placa. Sendo assim, ao verificar as tensões limites não é considerada qualquer distribuição de carga entre os elementos em placa que formam a seção transversal.

Acero e Rodríguez (2014) desejam uma maior profundidade e clareza nas edições futuras da norma, e afirmam que dada à relativa complexidade de aplicação, este método não tem sido o tema de muita pesquisa até o momento, de modo que o seu âmbito de aplicabilidade, assim como suas vantagens ou desvantagens em comparação com outros procedimentos, permanecem grandemente escondidos para uma parte importante da comunidade técnica.

No *MTR*, a interação dos diferentes tipos de tensões solicitantes na seção é baseada no critério de plastificação de *von Mises*, levando em conta a redução da resistência ao escoamento (tensão limite elástica) do aço. Este método não leva em conta uma possível redistribuição de tensões entre os diferentes elementos que compõem a seção transversal, assumindo assim uma distribuição linear de tensões até atingir a tensão limite da região do painel que flambar primeiro, quando se considera que foi alcançada a capacidade resistente última da seção, o que faz com que a capacidade resistente última de toda a seção seja comandada pelo

elemento menos resistente da seção. Isto pode levar a diferenças significativas quando os seus resultados são comparados com aqueles fornecidos pelo *MLE*.

Em contraste com o *MLE* onde se aplica uma esbeltez diferente para a determinação de cada um dos coeficientes de redução, no *MTR* todos os fatores de redução da resistência ao escoamento do aço são calculados com uma única esbeltez para o painel, a chamada esbeltez global.

6.4.2 Diferenças entre o *MTR* da norma EN 1993-1-5:2006, e o *MTR* da recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979)

O *MTR* conforme a norma EN 1993-1-5:2006 é baseado no *MTR* da recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) que foi modificado mais tarde para atender a teoria dos estados limites e então ser incluído na norma DIN 18800-3:1990. No entanto, o *MTR* conforme a norma EN 1993-1-5:2006 apresenta algumas diferenças no que diz respeito à definição da esbeltez empregada, a esbeltez única, e a forma da equação de interação desenvolvida, que basicamente reflete o critério de plastificação de *von Mises*.

Enquanto a recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) e a norma DIN 18800-3:1990 consideram no *MTR* uma esbeltez diferente para cada tipo de tensão, a norma EN 1993 -1-5: 2006 introduz uma esbeltez única para todo o campo de tensões no *MTR*. Segundo Braun e Kuhlmann (2012), embora isto ofereça vantagens significativas ao permitir a determinação do fator de carga crítica elástica em um único passo para todo o campo de tensões, não é capaz de representar adequadamente o comportamento dos painéis comprimidos biaxialmente, e para corrigir isso, propõem modificar o critério atual de interação com base no critério de plastificação de *von Mises*.

6.5 Estudo comparativo entre o *MLE* e o *MTR* conforme a norma EN 1993-1-5:2006, por Caballero e Simón-Talero (2010)

Caballero e Simón-Talero (2010) realizaram um estudo paramétrico de alma de seção transversal em viga I e fizeram uma avaliação comparativa entre o *MLE* e o *MTR*. As dimensões da seção transversal em viga I, para o caso de referência para este estudo, são dadas na Figura 6.42.

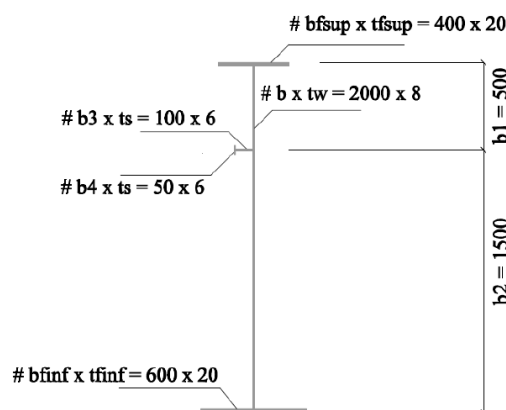


Figura 6.42 – Dimensões da alma da seção transversal em viga I do caso de referência, em milímetros (CABALLERO e SIMÓN-TALERO, 2010)

Os resultados obtidos a partir do estudo da alma da viga I do caso de referência encontram-se na Tabela 6.13.

Tabela 6.13 – Resultados da aplicação do *MLE* e do *MTR*, na alma da viga I com mesas superior e inferior com larguras diferentes, do caso de referência.

	Método da Largura Efetiva	Método da Tensão Reduzida
Alma	$\frac{W_{eff}}{W_{bruto}} = \frac{19.631.758,6}{22.927.995,2} = 0,856$	$\frac{\sigma_{Rd}}{f_y} = \frac{\sigma_{Rd,c}}{f_y} = \frac{141,46}{355} = 0,398$

Neste estudo paramétrico, foram criados oito casos por meio da variação da espessura da alma t_w (6, 8, 10, 12, 16, 20, 25 e 30 mm) e da altura da alma h (1500 a 4000 mm, com intervalos de 250 mm). Foram consideradas mesas de dimensões desiguais (usando as dimensões do caso de referência), mesas de dimensões iguais, e enrijecedores longitudinais com dimensões variando conforme o aumento da altura da alma.

A perda de capacidade resistente de um elemento comprimido foi quantificada, no caso do *MLE* e do *MTR*, respectivamente, pelas razões $\frac{W_{c,eff}}{W_{bruta}}$ e $\frac{\sigma_{ult,d}}{f_y/\gamma_{M1}}$, onde $W_{c,eff}$ é o módulo de flexão elástico efetivo e $\sigma_{ult,d}$ é a capacidade resistente reduzida.

A fim de comparar os resultados entre os métodos, a razão entre as capacidades resistentes reduzidas obtidas com o *MLE* e o *MTR*, $\frac{W_{c,eff}/W_{bruta}}{\sigma_{ult,d}/(f_y/\gamma_{M1})}$, foi calculada e assim representada em um gráfico *versus* o parâmetro variável altura da alma h , conforme as Figura 6.43 e Figura

6.44. Sendo assim, uma razão > 1 indica que o *MLE* produz estimativas maiores de capacidade resistente pós-crítica de flambagem do que o *MTR*.

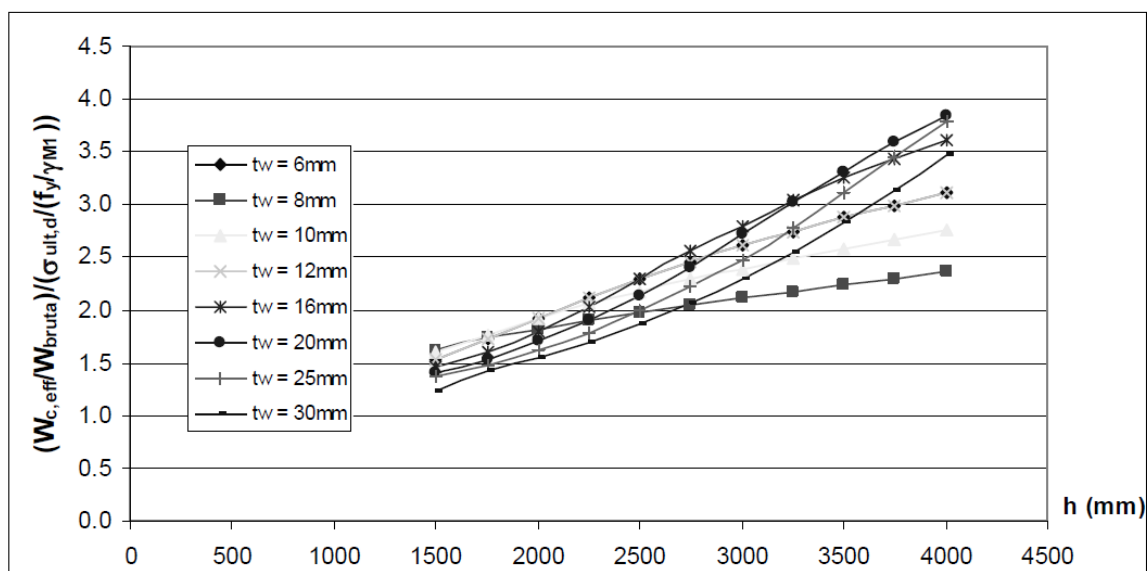


Figura 6.43 – Alma com mesas iguais. Resultados em função da altura h (CABALLERO e SIMÓN-TALERO, 2010)

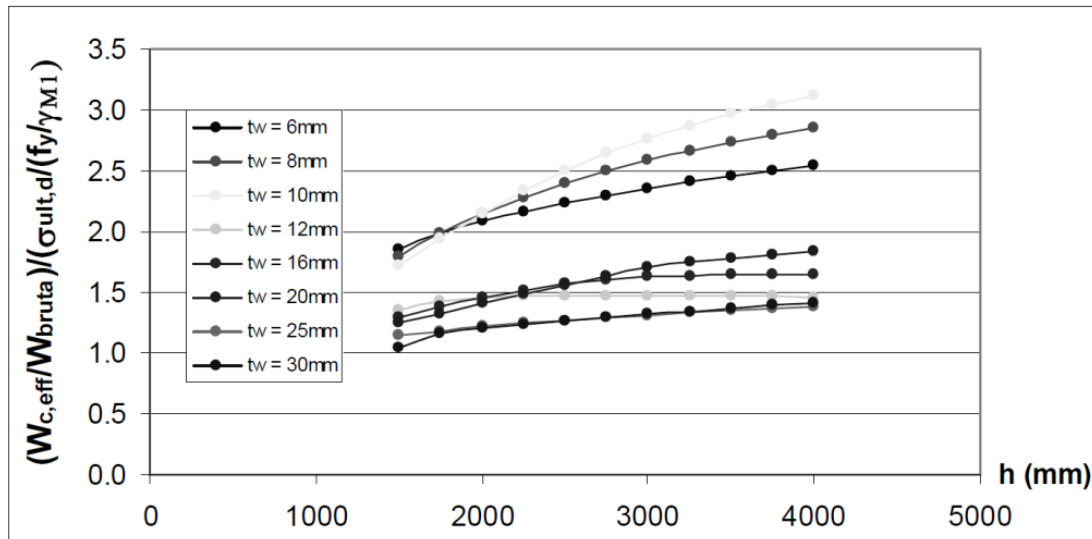


Figura 6.44 – Alma com mesas diferentes. Resultados em função da altura h (CABALLERO e SIMÓN-TALERO, 2010)

Para as almas das vigas I com mesas de diferentes dimensões concluíram que as almas mais esbeltas (com espessura t_w entre 6 e 10 mm), são altamente instáveis às tensões normais e, portanto, a sua capacidade resistente é significativamente reduzida quando se aplica o *MTR*. No entanto, o *MLE* permite a redistribuição do centro de gravidade, de modo que a

capacidade resistente é menos reduzida. Por conseguinte, este método conduz a capacidades resistentes até três vezes o obtido com o *MTR* para o caso de alma com altura igual 4000 mm. Para as almas mais espessas (com espessura t_w entre 12 e 30 mm), a mesma conclusão foi obtida, porém a diferença entre os dois métodos é menos pronunciada, visto que o fator de redução para o *MLE* foi de apenas uma e meia vezes maior do que o *MTR* para altura igual a 4000 mm.

Conforme Caballero e Simón-Talero (2010), o *MTR* não tem sido objeto de muita investigação até então, devido a sua complexidade. Portanto, o âmbito da sua aplicabilidade, assim como as suas vantagens e desvantagens em relação a outros métodos de verificação permanece uma grande incerteza.

7

CONCLUSÕES

Na comparação entre os dois métodos analíticos de verificação de seções esbeltas (*MLE* e *MTR*) apresentados pela EN 1993-1-5:2006, o *MLE* utiliza uma medida de esbeltez diferente para a determinação de cada um dos coeficientes de redução, considera a redistribuição pós-crítica das tensões entre os diferentes elementos da seção transversal, realiza uma verificação para cada tipo de esforço e em seguida uma verificação para a combinação desses tipos de esforços por meio de equações de interação. Entretanto, o *MTR* calcula todos os fatores de redução da resistência ao escoamento do aço com uma única esbeltez para o painel, a chamada esbeltez global, considera o campo de tensões completo e a capacidade resistente é determinada em um único passo de verificação, assumindo assim uma distribuição linear de tensões até atingir a tensão limite da região do painel que flambar primeiro.

Os resultados das verificações dos oito diferentes painéis estudados neste trabalho comprovam o esperado, isto é, que as diferenças entre as considerações do *MLE* e do *MTR* levam a resultados significativamente diferentes, visto que ao utilizar o *MLE* para almas com espessuras de 3,6 a 8,4 mm, os momentos resistentes obtidos são 3,3 a 5,7 vezes superiores aos valores obtidos utilizando o *MTR*, enquanto que para almas com espessuras de 8,9 a 15,6 mm, essas diferenças diminuem e os momentos resistentes obtidos são 1,4 a 2,5 vezes superiores aos valores obtidos utilizando o *MTR*. E ainda, essas verificações aplicando o *MTR* da EN 1993 -1-5: 2006 resultam em espessuras das almas maiores que as espessuras obtidas conforme o *MLE* desta mesma norma em: 1,1 a 1,3 vezes para a alma com um enrijecedor longitudinal, e 1,0 a 1,3 vezes para a alma com dois enrijecedores longitudinais.

Na verificação de seções esbeltas ao comparar o *MTR* apresentado pela EN 1993-1-5:2006 com o *MTR* apresentado na recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979), constata-se que a recomendação DAST Richtlinie 012 considera uma esbeltez diferente para cada componente de tensão, enquanto que a norma EN 1993 -1-5: 2006 introduz uma esbeltez única para todo o campo de tensões no *MTR*, conforme já mencionado.

As verificações dos oito diferentes painéis estudados neste trabalho conforme o *MTR* da recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) resultam em espessuras das almas maiores (1,4 a 2,9 vezes para a alma com um enrijecedor longitudinal, e 1,9 a 2,9 vezes para a alma com dois enrijecedores longitudinais) que as obtidas conforme o *MTR* da norma EN 1993:1-5:2006, comprovando o esperado, isto é, que o *MTR* da recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979) por se tratar de uma recomendação anterior é mais conservador.

Logo, apesar do *MLE* ter a vantagem de fornecer almas com espessuras inferiores às fornecidas pelo *MTR*, este método apresenta a desvantagem de abranger somente elementos estruturais com seções transversais típicas e largura uniforme, além disso, é mais trabalhoso para ser programado. Entretanto, o *MTR* tem a vantagem de ser aplicável também às seções transversais não típicas e não uniformes (por exemplo, vigas com mísulas, painéis não retangulares e placas com enrijecedores não ortogonais), sendo assim mais apropriado para uma situação mais complicada (por exemplo, diferentes fases de construção), e ainda proporciona mais agilidade nas verificações por se tratar de um método fácil de ser programado. Admite-se que ao utilizar o *MTR*, o mais apropriado seja utilizar o apresentado pela EN 1993 -1-5: 2006, por se tratar de uma norma mais recente.

Sugerem-se para trabalhos futuros, dando continuidade à pesquisa já realizada, a análise da atuação de tensões normais transversais (σ_z) devidas à atuação de forças localizadas (*patch loading*), do efeito de imperfeições e tensões residuais.

8

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ACERO, R. L.; RODRÍGUEZ, P. G. *La revisión del Eurocódigo 3, parte 1-5: “placas planas cargadas en su plano”*. Hormigón y acero, n. 272, p. 85-96, 2014.

ALLEN, H. G.; BULSON, P. S. *Background to buckling*. 1980.

BEG, D.; DUJC, J. *Eccentric loading on single sided transverse stiffeners*. Background document DB-C008 to EN, p. 1-5, 1993.

Beg D, Dujc J, (2007). *On stability of transverse stiffeners*. SSRC Annual Stability Conference, April 18-21, 2007, New Orleans, USA, Proceedings, pp. 375-389.

BEG, D.; KUHLMANN, U.; DAVAIN, L.; BRAUN, B. *Design of plated structures*. ECCS Eurocode design manual. Publication by Ernst & Sohn, 2010.

BRAUN, B.; KUHLMANN, U. *Bemessung und Konstruktion von aus Blechen zusammengesetzten Bauteilen nach DIN EN 1993-1-5*. Stahlbau-Kalender 2009: Schwerpunkt: Stabilität, p. 381-453, 2009.

BRAUN, B.; KUHLMANN, U. *Reduced stress design of plates under biaxial compression*. Steel Construction, v. 5, n. 1, p. 33-40, 2012.

CABALLERO, A.; SIMÓN-TALERO, J. M. In: SDSS’Rio 2010 STABILITY AND DUCTILITY OF STEEL STRUCTURES. *Plate buckling according to eurocode 3: comparison of the effective width method and the reduced stress method*. Rio de Janeiro: September 8 – 10, 2010.

CTICM; RFS; COMBRI. *EBPlate: elastic buckling of plates*, Software Developed by Centre Technique Industriel de la Construction Metallique (CTICM) in the Frame of the ComBri Project, RFCS Contract n° RFS-CR-03018, 2006. Disponível em: www.cticm.com.

DA SILVA, L. S.; GERVÁSIO, H. *Manual de dimensionamento de estruturas metálicas: métodos avançados*. CMM, Mem Martins (in Portuguese), 2007.

DAVAIN, L.; IMBERTY, F.; RAOUL, J. *Guidance book - Eurocodes 3 and 4: Application to Steel-Concrete Composite Road Bridges*. Published by SETRA’s (Service d’Études Techniques des Routes et Autoroutes) Collection, Paris, 2007.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN-Fachbericht 103:2009-03. *DIN-Fachbericht 103: Stahlbrücken*. Berlin (Deutschland), 2009.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN 1050:1968-06. *Stahl im Hochbau; Berechnung und bauliche Durchbildung*, 06. Berlin (Deutschland), 1968.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN 1055-100:2001-03. *Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 100: Grundlagen der Tragwerksplanung - Sicherheitskonzept und Bemessungsregeln*, 03. Berlin (Deutschland), 2001.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN 1072:1985-12. *Straßen - und Wegbrücken; Lastannahmen*, 12. Berlin (Deutschland), 1974.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN 1073:1974-07. *Stählerne Straßenbrücken; Berechnungsgrundlagen*, 07. Berlin (Deutschland), 1974.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN EN 1990:2010-12. *Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung; Deutsche Fassung EN 1990:2002 + A1:2005 + A1:2005/AC:2010*. Berlin (Deutschland), 2010.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN EN 1993-1-5/NA:2010-12. *Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile*, 12. Berlin (Deutschland), 2010.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN EN 1993-1-5/NA/A1:2015-07. *Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile; Änderung A1*. Berlin (Deutschland), 2015.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN EN 1993-1-5/NA:2016-04. *Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile*. Berlin (Deutschland), 2008.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN 4114-1:1952-07. *Stahlbau; Stabilitätsfälle (Knickung, Kippung, Beulung) - Berechnungsgrundlagen, Vorschriften*, 07. Berlin (Deutschland), 1952.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN 4114-2:1953-02. *Stahlbau; Stabilitätsfälle (Knickung, Kippung, Beulung)*, 02. Berlin (Deutschland), 1953.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN 18800-3:1990-11. *DIN 18800 Teil 3. Stahlbauten. Stabilitätsfälle, Plattenbeulen*, 11. Berlin (Deutschland), 1990.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG – DIN. DIN 18800-3:2008-11. *DIN 18800 Teil 3. Stahlbauten. Stabilitätsfälle, Plattenbeulen*, 11. Berlin (Deutschland), 2008.

DUBAS, P.; GEHRI, E. (Ed.). *Behaviour and design of steel plated structures. Applied Statics and Steel Structures*, Swiss Federal Institute of Technology, 1986.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION – CEN. EN 1990. *Eurocode – Basis of structural design*. 2002.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION – CEN. EN 1993-1-1. *Eurocode 3 – Design of steel structures – part 1-1: general rules and rules for buildings*. 2005.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION – CEN. EN 1993-1-5. *Eurocode 3 – Design of steel structures – part 1-5: general rules - plated structural elements*. 2006.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION – CEN. EN 1993-2. *Eurocode 3 – Design of steel structures - Part 2: Steel Bridges*. 2007.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION – CEN. EN 1993-6. *Eurocode 3 – Design of steel structures - Part 6: Crane supporting structures*. 2007.

GALÉA, Y., MARTIN, P. *Presentation Manual of EBPlate*. Liege: CTICM – Centre Technique Industriel de la Construction Métallique, 2006, 48 str.

HÖGLUND, T. *Shear buckling resistance of steel and aluminium plate girders*. Thin-walled structures, v. 29, n. 1, p. 13-30, 1997.

JOHANSSON, B.; MAQUOI, R.; SEDLACEK, G.; MÜLLER, C.; BEG, D. *Commentary and worked examples to EN 1993-1-5: Plated structural elements*. Joint report JRC-ECCS, 2007.

KLÖPPEL, K.; SCHEER, J. *Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten: Kurventafeln zum direkten Nachweis der Beulsicherheit für verschiedene Steifenanordnungen und Belastungen*. W. Ernst, 1960.

KLÖPPEL, K.; MÖLLER, K. H. *Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten*. II. band. Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn. berlin, München, v. 400, 1968.

LEBET, J.P; HIRT, M.A. *Steel bridges: conceptual and structural design of steel and steel-concrete composite bridges*. CRC Press, 2013.

MAQUOI, R. *Ultimate Limit States of Plate-and Box-Girders*. In: *Steel Plated Structures*. Springer Vienna, 1995. p. 247-320.

MARTIN, P. O.; GALÉA, Y. *Contraintes critiques de voilement de plaques rectangulaires*. Presentation du logiciel libre EBPlate. Construction métallique, n. 3, p. 33-74, 2007.

NARAYANAN, R. (Ed.). *Plated structures: stability and strength*. CRC Press, 1983.

PAVLOVČIČ, L.; BEG, D.; KUHLMANN, U. *Shear resistance of longitudinally stiffened panels—Part 2: Numerical parametric study*. Journal of Constructional Steel Research, v. 63, n. 3, p. 351-364, 2007.

SAFETY STANDARDS OF NUCLEAR SAFETY STANDARDS COMMITTEE et al. *KTA-GS-78: Status Report Recommendations Regarding the Application of KTA Safety Standards Considering Current Structural Engineering Standards*. November, 2005.

SCHEER, J. *Failed bridges: case studies, causes and consequences*. John Wiley & Sons, 2011.

SCHEER, J.; NÖLKE, H.; GENTZ, E. *DAST Richtlinie 012 – Beulsicherheitsnachweise für Platten – Grundlagen, Erläuterung, Beispiele*. Köln: Stahlbau-Verlags-GmbH, 1979.

VAYAS, I.; ILIOPOULOS, A. *Design of steel-concrete composite bridges to eurocodes*. CRC Press, 2013.

XIE, M.; CHAPMAN, J. C. *Design of web stiffeners: axial forces*. Journal of Constructional Steel Research, v. 59, n. 8, p. 1035-1056, 2003.

9

BIBLIOGRAFIA COMPLEMENTAR

BOUASSIDA, Y; BOUCHON, E.; CRESPO, P.; CROCE, P.; DAVAINÉ, L.; DENTON, S.; FELDMANN, M.; FRANK, R.; HANSWILLE, G.; HENSEN, W.; KOLIAS, B.; MALAKATAS, N.; MANCINI, G.; ORTEGA, M.; RAOUL, J.; SEDLACEK, G.; TSIONIS, G. *Bridge Design to Eurocodes Worked examples*. LUXEMBOURG: Publications Office of the European Union, ISBN, v. 1048760646, 2012.

DLUBAL GmbH, S. *Program Description Plate-Buckling: Plate Buckling Analysis for Stiffened and Unstiffened Plates According to EN 1993-1-5 and DIN 18800-3*, April 2015.

GALÉA, Y.; MARTIN, P. O. *Longitudinally stiffened plates in Eurocode 3: Calculation of the global critical buckling stress*. Journal of Constructional Steel Research, v. 66, n. 11, p. 1345-1353, 2010.

HENDY, Chris R.; PRESTA, Francesco. *Transverse web stiffeners and shear moment interaction for steel plate girder bridges*. In: Proceedings of the 7th International Symposium on Steel Bridges. Guimarães, 2008.

KUHLMANN U.; BRAUN B.; FELDMANN M.; NAUMES J.; MARTIN O.-P.; GALÉA Y.; JOHANSSON B.; COLLIN P.; ERIKSEN J.; DEGÉE H.; HAUSOUL N.; CHICA J.; RAOUL J.; DAVAINÉ L.; PETEL A. *COMBRI Design Manual - Part I: Application of Eurocode rules*. Research Fund for Coal and Steel and University of Stuttgart, Institute of Structural Design, European Commission, 2008.

KUHLMANN U.; BRAUN B.; FELDMANN M.; NAUMES J.; MARTIN P.-O.; GALÉA Y.; JOHANSSON B.; COLLIN P.; ERIKSEN J.; DEGÉE H.; HAUSOUL N.; CHICA J.; RAOUL J.; DAVAINÉ L.; PETEL A. *COMBRI Design Manual - Part II: State-of-the-Art and Conceptual Design of Steel and Composite Bridges*. Research Fund for Coal and Steel and University of Stuttgart, Institute of Structural Design, European Commission, 2008.

KUHLMANN, U.; BRAUN, B.; DETZEL, A.; FELDMANN M.; NAUMES, J.; OPPE, M.; GALÉA, Y.; MARTIN, O.-P.; RAOUL, J.; DAVAINÉ L.; JOHANSSON, B.; CLARIN, M.; GOZZI, J.; MAQUOI, R.; DEGÉE, H.; BOISSONNADE, N.; CHICA, J.; ESPIGA, F.; GRIJALVO, J.; REY, F.; URÍA, G.; NÜSSE, G.; SCHRÖTER, F. *Competitive Steel and Composite Bridges by Improved Steel Plated Structures (COMBRI)*. Final Report. RFS-CR-03018, European Commission-Research Fund for Coal and Steel, 2007.

MASON, J.; AFFONSO, S. M. S. *Flambagem das chapas*. Livros Técnicos e Científicos, 1973.

MATHSOFT, Inc. *MathCAD 2001 professional*, 2001.

10

APÊNDICE

10.1 Validação da planilha de cálculo desenvolvida no programa computacional *Mathcad 2001 Professional*, baseada na norma *EN 1993-1-5:2006*

10.1.1 Exemplo 4.2 (pág. 243) apresentado por Da Silva e Gervásio (2006)

10.1.1.1 Planilha de cálculo

a) Propriedades do aço

As propriedades mecânicas do aço estrutural são dadas na EN10025-2 para grau de aço S355K2 e na EN10025-3 para graus de aço S355N e S355NL.

$f_y := 355 \cdot \text{MPa}$ (resistência característica ou nominal escoamento do aço)

$f_{yw} := 355 \cdot \text{MPa}$ (resistência característica ou nominal escoamento do aço da alma)

$f_{yf} := 355 \cdot \text{MPa}$ (resistência característica ou nominal escoamento do aço da mesa)

Para Estado Limite último (ULS):

$\gamma_{M0} := 1.0$ (coeficiente de ponderação da resistência ~~para~~ parcial para capacidade resistente de seções transversais para qualquer classe ~~tem~~ Item 6.1 - EN 1993-1-1:2005 Para capacidade resistente plástica).

$\gamma_{M1} := 1.1$ (coeficiente de ponderação da resistência ~~para~~ parcial para a capacidade resistente à instabilidade Item 6.1 - EN 1993-1-1:2005)

$$f_{yd} := \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$$

$$f_{yd} = 355 \text{ MPa}$$

$$f_{yfd} := \frac{f_{yf}}{\gamma_{M1}}$$

$$f_{yfd} = 322.727 \text{ MPa}$$

$$f_{ywd} := \frac{f_{yw}}{\gamma_{M1}}$$

$$f_{ywd} = 322.727 \text{ MPa}$$

(resistência de cálculo ao escoamento para estruturas de aço - tração ou compressão - na verificação plástica)

$$E_a := 210000 \cdot \text{MPa} \quad (\text{módulo de elasticidade do aço})$$

$$\nu := 0.3 \quad (\text{coeficiente de Poisson do aço})$$

$$G := \frac{E_a}{2 \cdot (1 + \nu)}$$

$$G = 80769.2 \text{ MPa}$$

$$\eta(f_y) := \begin{cases} \eta \leftarrow 1.2 & \text{if } 235 \cdot \text{MPa} \leq f_y < 460 \cdot \text{MPa} \\ \eta \leftarrow 1.0 & \text{if } f_y \geq 460 \cdot \text{MPa} \end{cases}$$

$$\eta(f_y) = 1.2$$

(coeficiente que inclui o aumento da capacidade resistente ao cisalhamento na mesa esbeltez da alma)

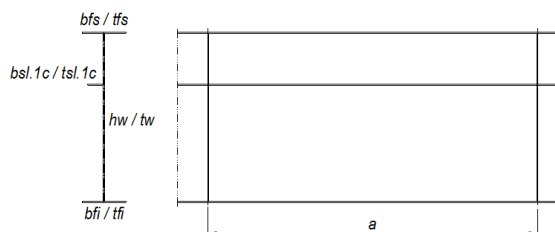
$$\eta := \eta(f_y)$$

$$\varepsilon := \sqrt{\frac{235 \cdot \text{MPa}}{f_y}}$$

$$\varepsilon = 0.814$$

(fator de escoamento)

b) Dimensões do painel enrijecido e da seção transversal do tipo I



$$a := 5000 \cdot \text{mm} \quad (\text{LARGURA DO PAINEL})$$

$$b_{fs} := 350 \cdot \text{mm} \quad (\text{largura da mesa superior})$$

$$t_{fs} := 20 \cdot \text{mm} \quad (\text{espessura da mesa superior})$$

$$b_{fi} := 350 \cdot \text{mm} \quad (\text{largura da mesa inferior})$$

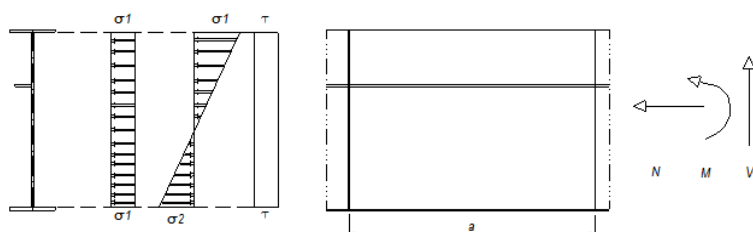
$$t_{fi} := 20 \cdot \text{mm} \quad (\text{espessura da mesa inferior})$$

$$t_w := 9 \cdot \text{mm} \quad (\text{espessura da alma, ESPESSURA DO PAINEL})$$

$$b_{sl.1c} := 100 \cdot \text{mm} \quad (\text{altura da seção retangular sólida do enrijecedor longitudinal 1 comprimido})$$

$$t_{sl.1c} := 15 \cdot \text{mm} \quad (\text{espessura da seção retangular sólida do enrijecedor longitudinal 1 comprimido})$$

c) Esforços solicitantes de cálculo



$$N_{x.Ed} := 44.1 \cdot 10^3 \cdot N$$

(força axial solicitante de cálculo no painel na seção x)

$$M_{y.Ed} := 3373.4 \cdot 10^3 \cdot N \cdot m$$

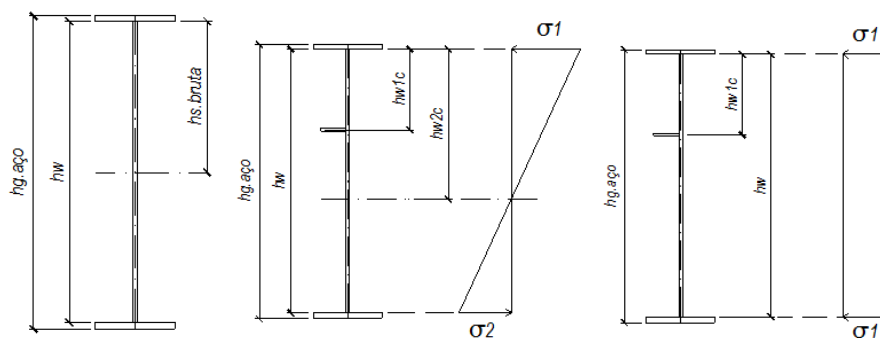
(momento fletor solicitante de cálculo no painel na seção y)

$$V_{z.Ed} := 0 \cdot N$$

(esforço cortante solicitante de cálculo no painel na seção z)

Nota: Formulário para momento atuante positivo, ou seja, compressão na borda superior e tração na borda inferior.

d) Características geométricas da seção transversal do tipo I bruta



$$h_{g.aço} := 1600 \cdot mm$$

(altura da Viga I em aço)

$$h_w := h_{g.aço} - t_{fs} - t_{fi}$$

$$h_w = 1560.0 mm$$

(altura total da alma da Viga I em aço)

$$\alpha := \frac{a}{h_w}$$

$$\alpha = 3.205$$

$$h_{w1c} := \frac{h_w}{4}$$

$$h_{w1c} = 390.0 mm$$

(altura comprimida da alma para o subpainel 1
(face inf do fl. sup. até o eixo do enrijec. long.1))

$$A_{bruta} := b_{fs} \cdot t_{fs} + b_{fi} \cdot t_{fi} + h_w \cdot t_w$$

$$A_{bruta} = 280.4 \text{ cm}^2$$

$$h_{s.bruta} := \frac{-b_{fs} \cdot \frac{t_{fs}^2}{2} + b_{fi} \cdot t_{fi} \cdot \left(h_w + \frac{t_{fi}}{2}\right) + \frac{h_w^2}{2} \cdot t_w}{A_{bruta}}$$

$$h_{s.bruta} = 780 \text{ mm}$$

(altura comprimida da alma da Viga I em aço, distância do L.N.E da viga I em aço à borda inferior do flange superior)

$$I_{y.bruta} := \frac{b_{fs} \cdot t_{fs}^3 + b_{fi} \cdot t_{fi}^3}{12} + b_{fs} \cdot t_{fs} \cdot \left(h_{s.bruta} + \frac{t_{fs}}{2}\right)^2 + b_{fi} \cdot t_{fi} \cdot \left(h_w - h_{s.bruta} + \frac{t_{fi}}{2}\right)^2 + \frac{t_w \cdot h_w^3}{12} + h_w \cdot t_w \cdot \left(\frac{h_w}{2} - h_{s.bruta}\right)^2$$

$$I_{y.bruta} = 1158517.866667 \text{ cm}^4$$

$$h_{w2c} := h_{s.bruta}$$

$$h_{w2c} = 780.0 \text{ mm}$$

(altura comprimida da alma para os subpainéis 1 e 2 (face inf. do fl. sup. até a L.N. da viga I))

$$W_{y.el.s.bruta} := \frac{I_{y.bruta}}{h_{s.bruta}}$$

$$W_{y.el.s.bruta} = 14852.793 \text{ cm}^3$$

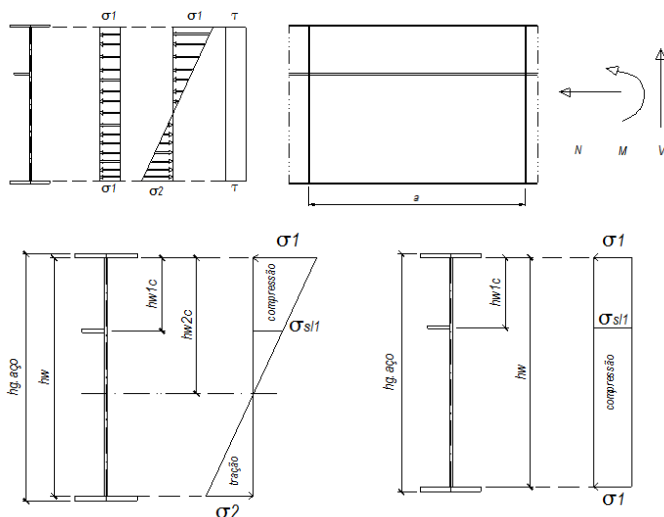
(tensão na borda superior da alma da Viga I em aço)

$$W_{y.el.i.bruta} := \frac{I_{y.bruta}}{h_w - h_{s.bruta}}$$

$$W_{y.el.i.bruta} = 14852.793 \text{ cm}^3$$

(tensão na borda inferior da alma da Viga I em aço)

e) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo



Nota:
Convenção para tensões:
compressão: (+)
tração: (-)

Nota: Tensões baseadas nas características geométricas da seção de aço bruta (desconsiderando a contribuição dos enrijecedores longitudinais):

COMPRESSÃO

$$\sigma_{x.1.n} := \frac{N_{x.Ed}}{A_{bruta}} \quad \sigma_{x.1.n} = 1.573 \text{ MPa} \quad (\text{tensão de COMPRESSÃO (+) na alma da Viga I em aço})$$

$$\sigma_{x.2.n} := \sigma_{x.1.n}$$

$$\psi_n := 1$$

$$\sigma_{x.sl1.n} := \sigma_{x.1.n} \quad \sigma_{x.sl1.n} = 1.573 \text{ MPa}$$

FLEXÃO

$$\sigma_{x.1.m} := \frac{M_{y.Ed}}{I_{y.bruta} \cdot h_{s.bruta}} \quad \sigma_{x.1.m} = 227.122 \text{ MPa} \quad (\text{tensão máxima de COMPRESSÃO (+) na alma da Viga I em aço no Subpainel 1})$$

$$\text{Cond} \left(\sigma_{x.1.m} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}} \right) = \text{"Ok!"}$$

$$\sigma_{x.2.m} := \frac{M_{y.Ed}}{I_{y.bruta} \cdot h_{s.bruta} - h_w} \quad \sigma_{x.2.m} = -227.122 \text{ MPa} \quad (\text{tensão máxima de TRAÇÃO (-) na alma da Viga I em aço no Subpainel 2})$$

$$\text{Cond} \left(\sigma_{x.2.m} \geq \frac{-f_y}{\gamma_{M0}} \right) = \text{"Ok!"}$$

$$\sigma_{x.sl1.m} := \frac{\sigma_{x.1.m} \cdot (h_{s.bruta} - h_{w1c})}{h_{s.bruta}} \quad \sigma_{x.sl1.m} = 113.561 \text{ MPa} \quad (\text{tensão de COMPRESSÃO (+) no enrijecedor longitudinal 1})$$

$$\sigma_{x.sl1.m} := \frac{M_{y.Ed}}{I_{y.bruta} \cdot h_{s.bruta} - h_{w1c}} \quad \sigma_{x.sl1.m} = 113.561 \text{ MPa}$$

$$h_{s.bruta} := \frac{\sigma_{x.1.m} \cdot h_w}{(\sigma_{x.1.m} + |\sigma_{x.2.m}|)} \quad h_{s.bruta} = 780 \text{ mm} \quad (\text{ALTURA COMPRIMIDA DO PAINEL, que depende da distribuição de tensões na seção transversal da viga em aço ou mista aço-concreto})$$

$$\sigma_{x.sl1.m} := \frac{\sigma_{x.1.m} \cdot (h_{s.bruta} - h_{w1c})}{h_{s.bruta}} \quad \sigma_{x.sl1.m} = 113.561 \text{ MPa} \quad (\text{tensão de COMPRESSÃO (+) no enrijecedor longitudinal 1, no PAINEL})$$

$$\psi_m := \frac{h_{s.bruta} - h_w}{h_{s.bruta}} \quad \psi_m = -1$$

$$\psi_m := \frac{\sigma_{x.2.m}}{\sigma_{x.1.m}} \quad \psi_m = -1$$

COMPRESSÃO + FLEXÃO

$$\sigma_{x.1.nm} := \sigma_{x.1.n} + \frac{M_{y.Ed}}{I_{y.bruta} \cdot h_{s.bruta}} \quad \sigma_{x.1.nm} = 228.695 \text{ MPa} \quad (\text{tensão máxima de COMPRESSÃO (+) na alma (no Subpainel 1)})$$

$$\text{Cond} \left(\sigma_{x.1.nm} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}} \right) = \text{"Ok!"}$$

$$\sigma_{x.sl1.nm} := \sigma_{x.1.n} + \frac{\sigma_{x.1.m} \cdot (h_{s.bruta} - h_{w1c})}{h_{s.bruta}} \quad \sigma_{x.sl1.nm} = 115.134 \text{ MPa} \quad \begin{array}{l} \text{(tensão de COMPRESSÃO} \\ \text{(+)) no enrijecedor} \\ \text{longitudinal 1)} \end{array}$$

$$\sigma_{x.sl1.nm} := \sigma_{x.1.n} + \frac{M_{y.Ed}}{\frac{I_{y.bruta}}{h_{s.bruta} - h_{w1c}}} \quad \sigma_{x.sl1.nm} = 115.134 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{x.2.nm} := \sigma_{x.1.n} + \frac{M_{y.Ed}}{\frac{I_{y.bruta}}{h_{s.bruta} - h_w}} \quad \sigma_{x.2.nm} = -225.55 \text{ MPa} \quad \begin{array}{l} \text{(tensão máxima de TRACÇÃO (-)} \\ \text{na alma (no Subpainel 2))} \end{array}$$

$$\text{Cond} \left(\sigma_{x.2.nm} \geq \frac{-f_y}{\gamma_{M0}} \right) = \text{"Ok!"}$$

$$\sigma_{x.1.nm} := \sigma_{x.1.n} + \sigma_{x.1.m} \quad \sigma_{x.1.nm} = 228.695 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{x.sl1.nm} := \sigma_{x.sl1.n} + \sigma_{x.sl1.m} \quad \sigma_{x.sl1.nm} = 115.134 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{x.2.nm} := \sigma_{x.1.n} + \sigma_{x.2.m} \quad \sigma_{x.2.nm} = -225.55 \text{ MPa}$$

$$\psi_{nm} := \frac{\sigma_{x.2.nm}}{\sigma_{x.1.nm}} \quad \psi_{nm} = -0.986$$

$$h_{w2c} := h_{s.bruta} \quad h_{w2c} = 780.0 \text{ mm} \quad \begin{array}{l} \text{(altura comprimida da alma para os subpainéis 1 e} \\ \text{2 (face inf. dól. sup. até a L.N. da viga l))} \end{array}$$

f) Tensões de cisalhamento solicitantes de cálculo

Tensões baseadas nas características geométricas da seção de aço bruta (desconsiderando a contribuição dos enrijecedores longitudinais):

$$A_w := h_w \cdot t_w \quad A_w = 140.4 \text{ cm}^2$$

$$\tau_{Ed} := \frac{V_{z.Ed}}{A_w} \quad \tau_{Ed} = 0.000 \text{ MPa} \quad \begin{array}{l} \text{(tensão cisalhante constante na alma} \\ \text{da Viga l em aço)} \end{array}$$

g) Método da Largura Efetiva - Classificação da seção transversal do tipo I, conforme o Quadro 5.2 da EN 1993-1-1:2005

MESAS (elemento externo comprimido) do Perfil I soldado

$$b_f := \max(b_{fs}, b_{fi})$$

$$t_f := \max(t_{fs}, t_{fi})$$

$$\frac{c}{t} := \lambda_f$$

$$\frac{c}{t} := \frac{b_f}{2 \cdot t_f}$$

- Mesa submetida à compressão

$$\text{Cond}(b_f, t_f, \varepsilon) := \begin{cases} \text{"Compressão - Mesa de Classe 3"} & \text{if } \frac{\frac{b_f}{2} - \frac{t_w}{2}}{t_f} \leq 14 \cdot \varepsilon \\ \text{"Compressão - Mesa de Classe 2"} & \text{if } \frac{\frac{b_f}{2} - \frac{t_w}{2}}{t_f} \leq 10 \cdot \varepsilon \\ \text{"Compressão - Mesa de Classe 1"} & \text{if } \frac{\frac{b_f}{2} - \frac{t_w}{2}}{t_f} \leq 9 \cdot \varepsilon \\ \text{"Compressão - Mesa de Classe 4 - Verifique a flambagem de placa devido às tensões diretas"} & \text{if } \frac{\frac{b_f}{2} - \frac{t_w}{2}}{t_f} > 14 \cdot \varepsilon \end{cases}$$

$$\text{Cond}(b_f, t_f, \varepsilon) = \text{"Compressão - Mesa de Classe 3"}$$

ALMA (elemento interno comprimido) do Perfil I soldado

$$\frac{c}{t} := \lambda_w$$

$$\frac{c}{t} := \frac{h_w}{t_w}$$

Posição da Linha Neutra Plástica:

$$A_{fs} := b_{fs} \cdot t_{fs}$$

$$A_{fs} = 70 \text{ cm}^2$$

$$A_{fi} := b_{fi} \cdot t_{fi}$$

$$A_{fi} = 70 \text{ cm}^2$$

$$A_w := h_w \cdot t_w$$

$$A_w = 140.4 \text{ cm}^2$$

$$A_{sl} := b_{sl.1c} \cdot t_{sl.1c}$$

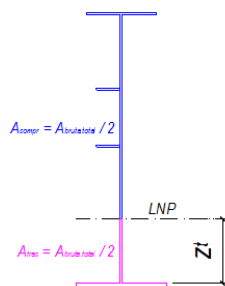
$$A_{sl} = 15 \text{ cm}^2$$

$$A_{bruta} := A_{fs} + A_w + A_{fi}$$

$$A_{bruta} = 280.4 \text{ cm}^2$$

$$A_{bruta.total} := A_{bruta} + A_{sl}$$

$$A_{bruta.total} = 295.4 \text{ cm}^2$$



$$\text{Cond}(A_w, A_{fs}, A_{fi}) := \begin{cases} \text{"A LNP que divide a seção em duas partes de áreas iguais está na alma a uma altura } y_i \text{ da face inferior da alma"} & (A_w + A_{fs} \geq A_{fi}) \wedge (A_{fs} \leq A_{fi}) \\ \text{"A LNP estará na mesa inferior e deve ser estabelecida uma equação própria para obtenção da sua posição exata"} & (A_w + A_{fs}) < A_{fi} \end{cases}$$

$$\text{Cond}(A_w, A_{fs}, A_{fi}) = \text{"A LNP que divide a seção em duas partes de áreas iguais está na alma a uma altura } y_i \text{ da face inferior da alma"}$$

$$z_t := \frac{A_w + A_{fs} - A_{fi} + A_{sl}}{2 \cdot t_w}$$

$$z_t = 863.333 \text{ mm}$$

$$z_t := \frac{\frac{A_{bruta.total}}{2} - A_{fi}}{t_w}$$

$$z_t = 863.333 \text{ mm}$$

$$z_c := h_w - z_t$$

$$z_c = 696.667 \text{ mm}$$

(altura comprimida da alma da Viga I em aço, distância da LNP da viga I em aço à borda inferior do flange superior)

$$\alpha_{LNP} := \frac{z_c}{h_w}$$

$$\alpha_{LNP} = 0.447$$

ALMA - SUBPAINEL 1- Alma submetida à flexão

$$b_{1c} := h_{w1c} - \frac{t_{sl.1c}}{2} \quad b_{1c} = 382.5mm \quad (\text{altura do subpainel 1})$$

$$Cond(b_{1c}, t_w, \varepsilon) := \begin{cases} \text{"Flexão - Alma de Classe 3"} & \text{if } \frac{b_{1c}}{t_w} \leq 124 \cdot \varepsilon \\ \text{"Flexão - Alma de Classe 2"} & \text{if } \frac{b_{1c}}{t_w} \leq 83 \cdot \varepsilon \\ \text{"Flexão - Alma de Classe 1"} & \text{if } \frac{b_{1c}}{t_w} \leq 72 \cdot \varepsilon \\ \text{"Flexão - Alma de Classe 4 - Verifique a flambagem de placa devido às tensões diretas"} & \text{if } \frac{b_{1c}}{t_w} > 124 \cdot \varepsilon \end{cases}$$

$$Cond(b_{1c}, t_w, \varepsilon) = \text{"Flexão - Alma de Classe 1"}$$

- Alma submetida à compressão

$$b_{1c} := h_{w1c} - \frac{t_{sl.1c}}{2} \quad b_{1c} = 382.5mm \quad (\text{altura do subpainel 1})$$

$$Cond(b_{1c}, t_w, \varepsilon) := \begin{cases} \text{"Compressão - Alma de Classe 3"} & \text{if } \frac{b_{1c}}{t_w} \leq 42 \cdot \varepsilon \\ \text{"Compressão - Alma de Classe 2"} & \text{if } \frac{b_{1c}}{t_w} \leq 38 \cdot \varepsilon \\ \text{"Compressão - Alma de Classe 1"} & \text{if } \frac{b_{1c}}{t_w} \leq 33 \cdot \varepsilon \\ \text{"Compressão - Alma de Classe 4 - Verifique a flambagem de placa devido às tensões diretas"} & \text{if } \frac{b_{1c}}{t_w} > 42 \cdot \varepsilon \end{cases}$$

$$Cond(b_{1c}, t_w, \varepsilon) = \text{"Compressão - Alma de Classe 4 - Verifique a flambagem de placa devido às tensões diretas"}$$

- Alma submetida à flexão e compressão

. Para Classe 1

$$\lambda_{w,lim.1}(\alpha_{LNP}, \varepsilon) := \begin{cases} \lambda_{w,lim} \leftarrow \frac{396 \cdot \varepsilon}{13 \cdot \alpha_{LNP} - 1} & \text{if } \alpha_{LNP} > 0.5 \\ \lambda_{w,lim} \leftarrow \frac{36 \cdot \varepsilon}{\alpha_{LNP}} & \text{if } \alpha_{LNP} \leq 0.5 \end{cases}$$

$$\lambda_{w,lim.1}(\alpha_{LNP}, \varepsilon) = 65.588$$

$$\lambda_{w,lim.1} := \lambda_{w,lim.1}(\alpha_{LNP}, \varepsilon)$$

. Para Classe 2

$$\lambda_{w,lim.2}(\alpha_{LNP}, \varepsilon) := \begin{cases} \lambda_{w,lim} \leftarrow \frac{456 \cdot \varepsilon}{13 \cdot \alpha_{LNP} - 1} & \text{if } \alpha_{LNP} > 0.5 \\ \lambda_{w,lim} \leftarrow \frac{41.5 \cdot \varepsilon}{\alpha_{LNP}} & \text{if } \alpha_{LNP} \leq 0.5 \end{cases}$$

$$\lambda_{w,lim.2}(\alpha_{LNP}, \varepsilon) = 75.608$$

$$\lambda_{w,lim.2} := \lambda_{w,lim.2}(\alpha_{LNP}, \varepsilon)$$

Elemento tracionado (por e) momento positivo) é consid

. Para Classe 3

$$\psi_{nm.1} := \frac{\sigma_{x.sl1.nm}}{\sigma_{x.1.nm}}$$

$$\psi_{nm.1} = 0.503$$

$$\lambda_{w,lim.3}(\psi_{nm.1}, \varepsilon) := \begin{cases} \lambda_{w,lim} \leftarrow \frac{42 \cdot \varepsilon}{0.67 + 0.33 \cdot \psi_{nm.1}} & \text{if } \psi_{nm.1} > -1.0 \\ \lambda_{w,lim} \leftarrow 62 \cdot \varepsilon \cdot (1 - \psi_{nm.1}) \cdot \sqrt{(-\psi_{nm.1})} & \text{if } \psi_{nm.1} \leq -1.0 \end{cases}$$

$$\lambda_{w,lim.3}(\psi_{nm.1}, \varepsilon) = 40.829$$

$$\lambda_{w,lim.3} := \lambda_{w,lim.3}(\psi_{nm.1}, \varepsilon)$$

$$b_{1c} := h_{w1c} - \frac{t_{sl.1c}}{2} \quad b_{1c} = 382.5mm \quad (\text{altura do subpainel 1})$$

$$Cond(b_{1c}, t_w, \lambda_{w,lim.1}, \lambda_{w,lim.2}, \lambda_{w,lim.3}) := \begin{cases} \text{"Flexão e Compressão - Alma de Classe 3"} & \text{if } \frac{b_{1c}}{t_w} \leq \lambda_{w,lim.3} \\ \text{"Flexão e Compressão - Alma de Classe 2"} & \text{if } \frac{b_{1c}}{t_w} \leq \lambda_{w,lim.2} \\ \text{"Flexão e Compressão - Alma de Classe 1"} & \text{if } \frac{b_{1c}}{t_w} \leq \lambda_{w,lim.1} \\ \text{"Flexão e Compressão - Alma de Classe 4 - Verifique a flambagem de placa devido às tensões diretas"} & \text{if } \frac{b_{1c}}{t_w} > \lambda_{w,lim.3} \end{cases}$$

$$Cond(b_{1c}, t_w, \lambda_{w,lim.1}, \lambda_{w,lim.2}, \lambda_{w,lim.3}) = \text{"Flexão e Compressão - Alma de Classe 4 - Verifique a flambagem de placa devido às tensões diretas"}$$

ALMA - SUBPAINEL 2

- Alma submetida à flexão

$$b_{2c} := h_w - h_{w1c} - \frac{t_{sl1c}}{2} \quad b_{2c} = 1162.5mm \quad (\text{altura do subpainel}) 2$$

$$Cond(b_{2c}, t_w, \varepsilon) := \begin{cases} \text{"Flexão - Alma de Classe 3"} & \text{if } \frac{b_{2c}}{t_w} \leq 124 \cdot \varepsilon \\ \text{"Flexão - Alma de Classe 2"} & \text{if } \frac{b_{2c}}{t_w} \leq 83 \cdot \varepsilon \\ \text{"Flexão - Alma de Classe 1"} & \text{if } \frac{b_{2c}}{t_w} \leq 72 \cdot \varepsilon \\ \text{"Flexão - Alma de Classe 4 - Verifique a flambagem de placa devido às tensões diretas"} & \text{if } \frac{b_{2c}}{t_w} > 124 \cdot \varepsilon \end{cases}$$

$$Cond(b_{2c}, t_w, \varepsilon) = \text{"Flexão - Alma de Classe 4 - Verifique a flambagem de placa devido às tensões diretas"}$$

- Alma submetida à compressão

$$b_{2c} := h_w - h_{w1c} - \frac{t_{sl1c}}{2} \quad b_{2c} = 1162.5mm \quad (\text{altura do subpainel}) 2$$

$$Cond(b_{2c}, t_w, \varepsilon) := \begin{cases} \text{"Compressão - Alma de Classe 3"} & \text{if } \frac{b_{2c}}{t_w} \leq 42 \cdot \varepsilon \\ \text{"Compressão - Alma de Classe 2"} & \text{if } \frac{b_{2c}}{t_w} \leq 38 \cdot \varepsilon \\ \text{"Compressão - Alma de Classe 1"} & \text{if } \frac{b_{2c}}{t_w} \leq 33 \cdot \varepsilon \\ \text{"Compressão - Alma de Classe 4 - Verifique a flambagem de placa devido às tensões diretas"} & \text{if } \frac{b_{2c}}{t_w} > 42 \cdot \varepsilon \end{cases}$$

$$Cond(b_{2c}, t_w, \varepsilon) = \text{"Compressão - Alma de Classe 4 - Verifique a flambagem de placa devido às tensões diretas"}$$

- Alma submetida à flexão e compressão

. Para Classe 1

$$\lambda_{w,lim.1}(\alpha_{LNP}, \varepsilon) := \begin{cases} \lambda_{w,lim} \leftarrow \frac{396 \cdot \varepsilon}{13 \cdot \alpha_{LNP} - 1} & \text{if } \alpha_{LNP} > 0.5 \\ \lambda_{w,lim} \leftarrow \frac{36 \cdot \varepsilon}{\alpha_{LNP}} & \text{if } \alpha_{LNP} \leq 0.5 \end{cases}$$

$$\lambda_{w,lim.1}(\alpha_{LNP}, \varepsilon) = 65.588$$

$$\lambda_{w,lim.1} := \lambda_{w,lim.1}(\alpha_{LNP}, \varepsilon)$$

. Para Classe 2

$$\lambda_{w,lim.2}(\alpha_{LNP}, \varepsilon) := \begin{cases} \lambda_{w,lim} \leftarrow \frac{456 \cdot \varepsilon}{13 \cdot \alpha_{LNP} - 1} & \text{if } \alpha_{LNP} > 0.5 \\ \lambda_{w,lim} \leftarrow \frac{41.5 \cdot \varepsilon}{\alpha_{LNP}} & \text{if } \alpha_{LNP} \leq 0.5 \end{cases}$$

$$\lambda_{w,lim.2}(\alpha_{LNP}, \varepsilon) = 75.608$$

$$\lambda_{w,lim.2} := \lambda_{w,lim.2}(\alpha_{LNP}, \varepsilon)$$

. Para Classe 3

$$\psi_{nm.2} := \frac{\sigma_{x.2.nm}}{\sigma_{x.sl1.nm}} \quad \psi_{nm.2} = -1.959$$

$$\lambda_{w,lim.3}(\psi_{nm.2}, \varepsilon) := \begin{cases} \lambda_{w,lim} \leftarrow \frac{42 \cdot \varepsilon}{0.67 + 0.33 \cdot \psi_{nm.2}} & \text{if } \psi_{nm.2} > -1.0 \\ \lambda_{w,lim} \leftarrow 62 \cdot \varepsilon \cdot (1 - \psi_{nm.2}) \cdot \sqrt{(-\psi_{nm.2})} & \text{if } \psi_{nm.2} \leq -1.0 \end{cases}$$

$$\lambda_{w,lim.3}(\psi_{nm.2}, \varepsilon) = 208.919$$

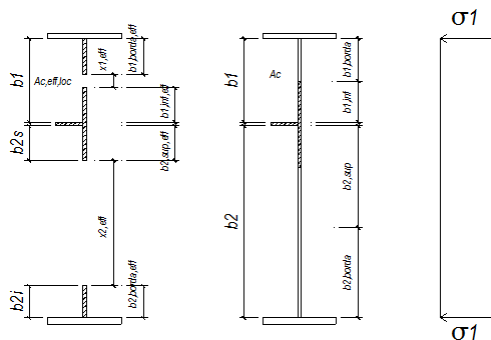
$$\lambda_{w,lim.3} := \lambda_{w,lim.3}(\psi_{nm.2}, \varepsilon)$$

$$b_{2c} = 1162.5 \text{ mm}$$

(altura do subpaine) 2

$$\text{Cond}(b_{2c}, t_w, \lambda_{w.\text{lim}.1}, \lambda_{w.\text{lim}.2}, \lambda_{w.\text{lim}.3}) = \text{"Flexão e Compressão - Alma de Classe 3"}$$

$$Cond(b_{sl.1c}, t_{sl.1c}, \varepsilon) = \text{"Compressão - Enrijecedor de Classe 1"}$$



Subpainel 1 (Subpainel com tensão de **Compressão**)

$$b_{1,n} := h_{w1c} - \frac{t_{sl,1c}}{2} \quad b_{1,n} = 382.5mm \quad (\text{altura do subpainel 1})$$

$$\psi_{1,n} := \frac{\sigma_{x,sl1,n}}{\sigma_{x,1,n}} \quad \psi_{1,n} = 1 \quad (\text{razão entre as tensões extremas do subpainel 1})$$

$$\text{Cond}(\psi_{1,n} > 0) = \text{"Ok!"}$$

$$k_{\sigma1\_AA}(\psi_{1,n}) := \begin{cases} k_{\sigma} \leftarrow 4.0 & \text{if } \psi_{1,n} = 1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow \frac{8.2}{(1.05 + \psi_{1,n})} & \text{if } 1.0 > \psi_{1,n} > 0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 7.81 & \text{if } \psi_{1,n} = 0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 7.81 - 6.29 \cdot \psi_{1,n} + 9.78 \cdot \psi_{1,n}^2 & \text{if } 0 > \psi_{1,n} > -1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 23.9 & \text{if } \psi_{1,n} = -1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 5.98 \cdot (1 - \psi_{1,n})^2 & \text{if } -1.0 > \psi_{1,n} \geq -3.0 \end{cases}$$

$$k_{\sigma1\_AA}(\psi_{1,n}) = 4$$

$$k_{\sigma1} := k_{\sigma1\_AA}(\psi_{1,n}) \quad (\text{coeficiente de flambagem do subpainel 1})$$

$$\lambda_{p1,n} := \sqrt{\frac{f_y}{k_{\sigma1} \cdot \left[\frac{\pi^2 \cdot E_a}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t_w}{b_{1,n}} \right)^2 \right]}} \quad \lambda_{p1,n} = 0.919 \quad (\text{esbeltez relativa da placa})$$

$$\lambda_{p1,n} := \frac{\frac{b_{1,n}}{t_w}}{28.4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma1}}} \quad \lambda_{p1,n} = 0.92 \quad (\text{parâmetro de esbeltez})$$

$$\rho_{1\_AA}(\lambda_{p1}, \psi_{1,n}) := \begin{cases} \rho_1 \leftarrow 1.0 & \text{if } \lambda_{p1} \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_{1,n}} \\ \rho_1 \leftarrow \frac{\lambda_{p1} - 0.055 \cdot (3 + \psi_{1,n})}{\lambda_{p1}^2} & \text{if } \lambda_{p1} > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_{1,n}} \end{cases}$$

$$\rho_{1\_AA}(\lambda_{p1,n}, \psi_{1,n}) = 0.827$$

$$\rho_{1,n} := \rho_{1\_AA}(\lambda_{p1,n}, \psi_{1,n}) \quad (\text{fator de redução da área do subpainel (alma) para levar em conta a flambagem local do subpainel 1})$$

$$\text{Cond}(\rho_{1,n}) := \begin{cases} \text{"Há redução, pois ocorre flambagem local do subpainel!"} & \text{if } \rho_{1,n} < 1.0 \\ \text{"Não há redução, pois NÃO ocorre flambagem local do subpainel!"} & \text{if } \rho_{1,n} \geq 1.0 \end{cases}$$

$$\text{Cond}(\rho_{1,n}) = \text{"Há redução, pois ocorre flambagem local do subpainel!"}$$

Larguras brutas

$$b_{1.borda.n} := 0.5 \cdot b_{1.n} \quad b_{1.borda.n} = 191.250mm$$

$$b_{1.inf.n} := 0.5 \cdot b_{1.n} \quad b_{1.inf.n} = 191.250mm$$

$$Cond(b_{1.borda.n} + b_{1.inf.n} = b_{1.n}) = "Ok!"$$

Larguras efetivas

$$b_{1.eff.n} := \rho_{1.n} \cdot b_{1.n} \quad b_{1.eff.n} = 316.423mm$$

$$b_{1.borda.eff.n} := 0.5 \cdot b_{1.eff.n} \quad b_{1.borda.eff.n} = 158.212mm$$

$$b_{1.inf.eff.n} := 0.5 \cdot b_{1.eff.n} \quad b_{1.inf.eff.n} = 158.212mm$$

$$x_{1.eff.n} := b_{1.n} - b_{1.eff.n} \quad x_{1.eff.n} = 66.077mm \quad (\text{parte desprezada do subpainel da alma})$$

Subpainel 2 (Subpainel com tensão de **Compressão**)

$$b_{2.n} := h_w - h_{w1c} - \frac{t_{sl.1c}}{2} \quad b_{2.n} = 1162.5mm \quad (\text{altura da parte comprimida do subpainel 2})$$

$$\psi_{2.n} := \frac{\sigma_{x.1.n}}{\sigma_{x.sl1.n}} \quad \psi_{2.n} = 1 \quad (\text{razão entre as tensões extremas do subpainel 2})$$

$$Cond(\psi_{2.n} > 0) = "Ok!"$$

$$k_{\sigma 2\_AA}(\psi_{2.n}) := \begin{cases} k_{\sigma} \leftarrow 4.0 & \text{if } \psi_{2.n} = 1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow \frac{8.2}{(1.05 + \psi_{2.n})} & \text{if } 1.0 > \psi_{2.n} > 0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 7.81 & \text{if } \psi_{2.n} = 0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 7.81 - 6.29 \cdot \psi_{2.n} + 9.78 \cdot \psi_{2.n}^2 & \text{if } 0 > \psi_{2.n} > -1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 23.9 & \text{if } \psi_{2.n} = -1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 5.98 \cdot (1 - \psi_{2.n})^2 & \text{if } -1.0 > \psi_{2.n} \geq -3.0 \end{cases}$$

$$k_{\sigma 2\_AA}(\psi_{2.n}) = 4$$

$$k_{\sigma 2.n} := k_{\sigma 2\_AA}(\psi_{2.n}) \quad (\text{coeficiente de flambagem do subpainel 2})$$

$$\lambda_{p2.n} := \sqrt{\frac{f_y}{k_{\sigma 2.n} \cdot \left[\frac{\pi^2 \cdot E_a}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t_w}{b_{2.n}} \right)^2 \right]}} \quad \lambda_{p2.n} = 2.793 \quad (\text{esbeltez relativa da placa})$$

(parâmetro de esbeltez)

$$\lambda_{p2.n} := \frac{\frac{b_{2.n}}{t_w}}{28.4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma 2.n}}} \quad \lambda_{p2.n} = 2.795$$

$$\rho_{2\_AA}(\lambda_{p2,n}, \psi_{2,n}) := \begin{cases} \rho_2 \leftarrow 1.0 & \text{if } \lambda_{p2,n} \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_{2,n}} \\ \rho_2 \leftarrow \frac{\lambda_{p2,n} - 0.055 \cdot (3 + \psi_{2,n})}{\lambda_{p2,n}^2} & \text{if } \lambda_{p2,n} > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_{2,n}} \end{cases}$$

$$\rho_{2\_AA}(\lambda_{p2,n}, \psi_{2,n}) = 0.33$$

$$\rho_{2,n} := \rho_{2\_AA}(\lambda_{p2,n}, \psi_{2,n})$$

(fator de redução para levar em conta a flambagem local do subpainel 2)

$$\text{Cond}(\rho_{2,n}) := \begin{cases} \text{"Há redução, pois ocorre flambagem local do subpainel"} & \text{if } \rho_{2,n} < 1.0 \\ \text{"Não há redução, pois NÃO ocorre flambagem local do subpainel"} & \text{if } \rho_{2,n} \geq 1.0 \end{cases}$$

$$\text{Cond}(\rho_{2,n}) = \text{"Há redução, pois ocorre flambagem local do subpainel"}$$

Larguras brutas

$$b_{2,\text{sup},n} := 0.5 \cdot b_{2,n}$$

$$b_{2,\text{sup},n} = 581.25 \text{ mm}$$

$$b_{2,\text{borda},n} := 0.5 \cdot b_{2,n}$$

$$b_{2,\text{borda},n} = 581.25 \text{ mm}$$

$$\text{Cond}(b_{2,\text{sup},n} + b_{2,\text{borda},n} = b_{2,n}) = \text{"Ok!"}$$

Larguras efetivas

$$b_{2,\text{eff},n} := \rho_{2,n} \cdot b_{2,n}$$

$$b_{2,\text{eff},n} = 383.183 \text{ mm}$$

$$b_{2,\text{sup},\text{eff},n} := 0.5 \cdot b_{2,\text{eff},n}$$

$$b_{2,\text{sup},\text{eff},n} = 191.591 \text{ mm}$$

$$b_{2,\text{borda},\text{eff},n} := 0.5 \cdot b_{2,\text{eff},n}$$

$$b_{2,\text{borda},\text{eff},n} = 191.591 \text{ mm}$$

$$x_{2,\text{eff},n} := b_{2,n} - b_{2,\text{eff},n}$$

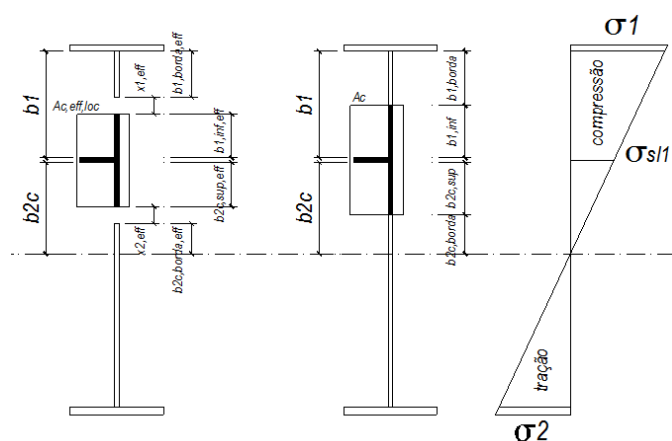
$$x_{2,\text{eff},n} = 779.317 \text{ mm}$$

(parte desprezada do subpainel da alma)

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Flexão

(Subpainéis com tensão de **Compressão** ou **Compressão e Tração**)

Placa enrijecida com 1 enrijecedor na zona comprimida



Subpainel 1 (Subpainel com tensões somente de **Compressão**)

$$b_{1,m} := h_{w1c} - \frac{t_{sl,1c}}{2} \quad \boxed{b_{1,m} = 382.5 \text{ mm}} \quad (\text{altura do subpainel 1})$$

$$\psi_{1,m} := \frac{\sigma_{x,sl1,m}}{\sigma_{x,1,m}} \quad \boxed{\psi_{1,m} = 0.5} \quad (\text{razão entre as tensões extremas do subpainel 1})$$

$$\text{Cond}(\psi_{1,m} > 0) = \text{"Ok!"}$$

$$k_{\sigma1\_AA}(\psi_{1,m}) := \begin{cases} k_{\sigma} \leftarrow 4.0 & \text{if } \psi_{1,m} = 1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow \frac{8.2}{(1.05 + \psi_{1,m})} & \text{if } 1.0 > \psi_{1,m} > 0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 7.81 & \text{if } \psi_{1,m} = 0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 7.81 - 6.29 \cdot \psi_{1,m} + 9.78 \cdot \psi_{1,m}^2 & \text{if } 0 > \psi_{1,m} > -1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 23.9 & \text{if } \psi_{1,m} = -1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 5.98 \cdot (1 - \psi_{1,m})^2 & \text{if } -1.0 > \psi_{1,m} \geq -3.0 \end{cases}$$

$$\boxed{k_{\sigma1\_AA}(\psi_{1,m}) = 5.29}$$

$$k_{\sigma1,m} := k_{\sigma1\_AA}(\psi_{1,m}) \quad (\text{coeficiente de flambagem do subpainel 1})$$

$$\lambda_{p1,m} := \sqrt{\frac{f_y}{k_{\sigma1,m} \cdot \left[\frac{\pi^2 \cdot E_a}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t_w}{b_{1,m}} \right)^2 \right]}} \quad \boxed{\lambda_{p1,m} = 0.919} \quad (\text{esbelteza relativa da placa})$$

$$\lambda_{p1,m} := \frac{\frac{b_{1,m}}{t_w}}{28.4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma1,m}}} \quad \boxed{\lambda_{p1,m} = 0.8} \quad (\text{parâmetro de esbelteza})$$

$$\rho_{1\_AA}(\lambda_{p1,m}, \psi_{1,m}) := \begin{cases} \rho_1 \leftarrow 1.0 & \text{if } \lambda_{p1,m} \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_{1,m}} \\ \rho_1 \leftarrow \frac{\lambda_{p1,m} - 0.055 \cdot (3 + \psi_{1,m})}{\lambda_{p1,m}^2} & \text{if } \lambda_{p1,m} > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_{1,m}} \end{cases}$$

$$\boxed{\rho_{1\_AA}(\lambda_{p1,m}, \psi_{1,m}) = 0.949}$$

$$\rho_{1,m} := \rho_{1\_AA}(\lambda_{p1,m}, \psi_{1,m}) \quad (\text{fator de redução para levar em conta a flambagem local do subpainel})$$

$$\text{Cond}(\rho_{1,m}) := \begin{cases} \text{"Há redução, pois ocorre flambagem local do subpainel!"} & \text{if } \rho_{1,m} < 1.0 \\ \text{"Não há redução, pois NÃO ocorre flambagem local do subpainel!"} & \text{if } \rho_{1,m} \geq 1.0 \end{cases}$$

$$\text{Cond}(\rho_{1,m}) = \text{"Há redução, pois ocorre flambagem local do subpainel!"}$$

Larguras brutas

$$b_{1.borda.m} := \frac{2}{5 - \psi_{1.m}} \cdot b_{1.m} \quad b_{1.borda.m} = 170.000 \text{ mm}$$

$$b_{1.inf.m} := \frac{3 - \psi_{1.m}}{5 - \psi_{1.m}} \cdot b_{1.m} \quad b_{1.inf.m} = 212.500 \text{ mm}$$

$$\text{Cond}(b_{1.borda.m} + b_{1.inf.m} = b_{1.m}) = \text{"Ok!"}$$

Larguras efetivas

$$b_{1.eff.m} := \rho_{1.m} \cdot b_{1.m} \quad b_{1.eff.m} = 363.179 \text{ mm}$$

$$b_{1.borda.eff.m} := \frac{2}{5 - \psi_{1.m}} \cdot b_{1.eff.m} \quad b_{1.borda.eff.m} = 161.413 \text{ mm}$$

$$b_{1.inf.eff.m} := \frac{3 - \psi_{1.m}}{5 - \psi_{1.m}} \cdot b_{1.eff.m} \quad b_{1.inf.eff.m} = 201.766 \text{ mm}$$

$$x_{1.eff.m} := b_{1.m} - b_{1.eff.m} \quad x_{1.eff.m} = 19.321 \text{ mm}$$

Subpainel 2 (Subpainel com tensão de Compressão e Tração)

$$b_{2c.m} := h_{w2c} - h_{w1c} - \frac{t_{sl.1c}}{2} \quad b_{2c.m} = 382.5 \text{ mm} \quad (\text{altura da parte comprimida do subpainel 2})$$

$$\psi_{2.m} := \frac{\sigma_{x.2.m}}{\sigma_{x.sl1.m}} \quad \psi_{2.m} = -2 \quad (\text{razão entre as tensões extremas do subpainel 2})$$

$$\text{Cond}(\psi_{2.m} < 0) = \text{"Ok!"}$$

$$k_{\sigma 2\_AA}(\psi_{2.m}) := \begin{cases} k_{\sigma} \leftarrow 4.0 & \text{if } \psi_{2.m} = 1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow \frac{8.2}{(1.05 + \psi_{2.m})} & \text{if } 1.0 > \psi_{2.m} > 0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 7.81 & \text{if } \psi_{2.m} = 0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 7.81 - 6.29 \cdot \psi_{2.m} + 9.78 \cdot \psi_{2.m}^2 & \text{if } 0 > \psi_{2.m} > -1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 23.9 & \text{if } \psi_{2.m} = -1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 5.98 \cdot (1 - \psi_{2.m})^2 & \text{if } -1.0 > \psi_{2.m} \geq -3.0 \end{cases}$$

$$k_{\sigma 2\_AA}(\psi_{2.m}) = 53.82$$

$$k_{\sigma 2.m} := k_{\sigma 2\_AA}(\psi_{2.m}) \quad (\text{coeficiente de flambagem do subpainel 2})$$

$$\lambda_{p2.m} := \sqrt{\frac{f_y}{k_{\sigma 2.m} \cdot \left[\frac{\pi^2 \cdot E_a}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t_w}{b_{2c.m}} \right)^2 \right]}} \quad \lambda_{p2.m} = 0.251 \quad (\text{esbeltez relativa da placa})$$

(parâmetro de esbeltez)

$$\lambda_{p2.m} := \frac{\frac{b_{2c.m}}{t_w}}{28.4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma 2.m}}} \quad \lambda_{p2.m} = 0.251$$

$$\rho_{2\_AA}(\lambda_{p2.m}, \psi_{2.m}) := \begin{cases} \rho_2 \leftarrow 1.0 & \text{if } \lambda_{p2.m} \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_{2.m}} \\ \rho_2 \leftarrow \frac{\lambda_{p2.m} - 0.055 \cdot (3 + \psi_{2.m})}{\lambda_{p2.m}^2} & \text{if } \lambda_{p2.m} > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_{2.m}} \end{cases}$$

$$\rho_{2\_AA}(\lambda_{p2.m}, \psi_{2.m}) = 1$$

$$\rho_{2.m} := \rho_{2\_AA}(\lambda_{p2.m}, \psi_{2.m}) \quad (\text{fator de redução para levar em conta a flambagem local do subpainel 2})$$

$$\text{Cond}(\rho_{2.m}) := \begin{cases} \text{"Há redução, pois ocorre flambagem local do subpainel"} & \text{if } \rho_{2.m} < 1.0 \\ \text{"Não há redução, pois NÃO ocorre flambagem local do subpainel"} & \text{if } \rho_{2.m} \geq 1.0 \end{cases}$$

$$\text{Cond}(\rho_{2.m}) = \text{"Não há redução, pois NÃO ocorre flambagem local do subpainel"}$$

Larguras brutas

$$b_{2c.sup.m} := 0.4 \cdot b_{2c.m} \quad b_{2c.sup.m} = 153mm$$

$$b_{2c.borda.m} := 0.6 \cdot b_{2c.m} \quad b_{2c.borda.m} = 229.5mm$$

$$\text{Cond}(b_{2c.sup.m} + b_{2c.borda.m} = b_{2c.m}) = \text{"Ok!"}$$

Larguras efetivas

$$b_{2c.eff.m} := \rho_{2.m} \cdot b_{2c.m} \quad b_{2c.eff.m} = 382.500mm$$

$$b_{2c.sup.eff.m} := 0.4 \cdot b_{2c.eff.m} \quad b_{2c.sup.eff.m} = 153.000mm$$

$$b_{2c.borda.eff.m} := 0.6 \cdot b_{2c.eff.m} \quad b_{2c.borda.eff.m} = 229.500mm$$

$$x_{2c.eff.m} := b_{2c} - b_{2c.eff.m} \quad x_{2c.eff.m} = 780.000mm$$

i) Método da Largura Efetiva - Flambagem global – Comportamento Tipo Placa

$$n_{sl\_zc} := 1 \quad (\text{quantidade de enrijecedores longitudinais na zona comprimida})$$

$$n_{sl.total} := 1 \quad (\text{quantidade total de enrijecedores longitudinais na alma})$$

$$\text{Cond}(n_{sl\_zc}) := \begin{cases} \text{"A placa enrijecida pode ser tratada como uma PLACA ORTOTRÓPICA EQUIVALENTE - EN1993-1-5-Anexo A(A.1f)"} & \text{if } n_{sl\_zc} \geq 3 \\ \text{"A placa enrijecida deve ser tratada simplificada como COLUNA (ENRIJECADOR+PLACA)- EN1993-1-5-Anexo A(A.2f)"} & \text{if } n_{sl\_zc} = 1 \\ \text{"A placa enrijecida deve ser tratada simplificada como COLUNA (ENRIJECADOR+PLACA)- EN1993-1-5-Anexo A(A.2f)"} & \text{if } n_{sl\_zc} = 2 \end{cases}$$

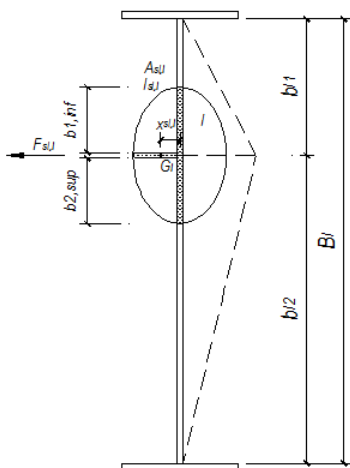
$$\text{Cond}(n_{sl\_zc}) = \text{"A placa enrijecida deve ser tratada simplificada como COLUNA (ENRIJECADOR+PLACA)- EN1993-1-5-Anexo A(A.2)"}"$$

Comportamento "TIPO PLACA"

Tensão Crítica Elástica de Flambagem para o comportamento "Tipo Placa" para a placa enrijecida - Placa com 1 enrijecedor na zona comprimida - Anexo A (A.2) - ($\sigma_{cr,p}$)

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Compressão Pura

Flambagem do Enrijecedor 1 (comprimido)



$$A_{sl.1} := b_{sl.1c} \cdot t_{sl.1c} \quad A_{sl.1} = 15 \text{ cm}^2 \quad (\text{área do enrijecedor longitudinal 1})$$

$$b_{w.I.n} := b_{1.inf.n} + b_{2.sup.n} + t_{sl.1c} \quad b_{w.I.n} = 787.5 \text{ mm} \quad (\text{largura de participação da alma})$$

$$\text{cond}(b_{1.n}, b_{2.c.n}) := \begin{cases} "bwI \text{ diferente de } b1/2 + b2c/2" & \text{if } b_{1.n} \neq b_{2.n} \\ "bwI \text{ igual a } b1.n/2 + b2.n/2" & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\text{Cond}(b_{1.n} \neq b_{2.n}) = "Ok!"$$

$$\text{Cond}\left(b_{w.I.n} \neq \frac{b_{1.n} + b_{2.n}}{2}\right) = "Ok!"$$

$$\text{cond}(b_{1.n}, b_{2.n}) = "bwI \text{ diferente de } b1/2 + b2c/2"$$

$$A_{w.I.n} := (b_{1.inf.n} + b_{2.sup.n} + t_{sl.1c}) \cdot t_w \quad A_{w.I.n} = 70.875 \text{ cm}^2 \quad (\text{área da participação da alma})$$

$$A_{sl.I.n} := A_{sl.1} + A_{w.I.n} \quad A_{sl.I.n} = 85.875 \text{ cm}^2 \quad (\text{área do enrijecedor longitudinal 1 a área de participação da alma})$$

$$G_{ysl.I.n} := \frac{(A_{w.I.n} \cdot 0 \cdot \text{cm}) + A_{sl.1} \cdot \left(\frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl.1c}}{2}\right)}{(A_{sl.1} + A_{w.I.n})} \quad G_{ysl.I.n} = 9.52 \text{ mm} \quad (\text{distância entre o eixo da alma, e o c.g. da seção T (coluna) formada pelo enrijecedor longitudinal 1 + a contribuição da placa})$$

$$I_{z.sl.I.n} := \frac{b_{w.I.n} \cdot t_w^3}{12} + \frac{t_{sl.1c} \cdot b_{sl.1c}^3}{12} + (A_{w.I.n} \cdot G_{ysl.I.n}^2) + \left[A_{sl.1} \cdot \left(\frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl.1c}}{2} - G_{ysl.I.n}\right)^2 \right]$$

$$I_{z.sl.I.n} = 497.498 \text{ cm}^4 \quad (\text{momento de inércia da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal 1 mais a participação da alma})$$

$$b_{I.1.n} := h_{w1c} \quad b_{I.1.n} = 390 \text{ mm} \quad \psi_{I.1.n} := \psi_{1.n} \quad \psi_{I.1.n} = 1$$

$$b_{I.2.n} := h_w - h_{w1c} \quad b_{I.2.n} = 1170 \text{ mm} \quad \psi_{I.2.n} := \psi_{2.n} \quad \psi_{I.2.n} = 1$$

$$B_{I.n} := b_{I.1.n} + b_{I.2.n} \quad B_{I.n} = 1560 \text{ mm} \quad \psi_{I.n} := \frac{\sigma_{x.1.n}}{\sigma_{x.1.n}} \quad \psi_{I.n} = 1$$

$$a_{c.I.n} := 4.33 \cdot \sqrt[4]{\frac{I_{z.sl.I.n} \cdot b_{I.1.n}^2 \cdot b_{I.2.n}^2}{t_w^3 \cdot B_{I.n}}} \quad a_{c.I.n} = 4.23 \text{ m}$$

$$\text{Cond}(a_{c.I.n} > a) = "No Ok!"$$

$$\text{Cond}(a_{c.I.n}) := \begin{cases} "O \text{ pilar flamba no primeiro modo (Modo 1 onda). If } a_{c.I.n} < a \\ "O \text{ pilar NÃO flamba no primeiro modo (Modo 1 onda). } & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\text{Cond}(a_{c.I.n}) = "O \text{ pilar flamba no primeiro modo (Modo 1 onda)}"$$

Tensão crítica elástica de flambagem ignorando os enrijecedores na zona tracionada (caso existam)

$$\sigma_{cr.sl.I}(E_a, A_{sl.I.n}, I_{z.sl.I.n}, t_w, B_{I.n}, b_{I.1.n}, b_{I.2.n}, a, a_{c.I.n}, \nu) := \begin{cases} \sigma_{cr.sl.I} \leftarrow \frac{1.05 \cdot E_a}{A_{sl.I.n}} \cdot \frac{\sqrt{I_{z.sl.I.n} \cdot t_w^3 \cdot B_{I.n}}}{b_{I.1.n} \cdot b_{I.2.n}} & \text{if } a \geq a_{c.I.n} \\ \sigma_{cr.sl.I} \leftarrow \frac{\pi^2 \cdot E_a \cdot I_{z.sl.I.n}}{A_{sl.I.n} \cdot a^2} + \frac{E_a \cdot t_w^3 \cdot B_{I.n} \cdot a^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot A_{sl.I.n} \cdot b_{I.1.n}^2 \cdot b_{I.2.n}^2} & \text{if } a < a_{c.I.n} \end{cases}$$

$$\sigma_{cr.sl.I}(E_a, A_{sl.I.n}, I_{z.sl.I.n}, t_w, B_{I.n}, b_{I.1.n}, b_{I.2.n}, a, a_{c.I.n}, \nu) = 133.848 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{cr.sl.I.n} := \sigma_{cr.sl.I}(E_a, A_{sl.I.n}, I_{z.sl.I.n}, t_w, B_{I.n}, b_{I.1.n}, b_{I.2.n}, a, a_{c.I.n}, \nu)$$

$$\sigma_{cr.sl.I.n} = 133.848 \text{ MPa}$$

Tensão crítica elástica de flambagem "Tipo Placa" da placa enrijecida com enrijecedor na zona comprimida

A tensão é uniforme sobre a altura b da placa, logo a tensão crítica de flambagem da placa seria igual a tensão crítica calculada para a flambagem do enrijecedor no apoio elástico.

$$\sigma_{cr.p.I.n} := \sigma_{cr.sl.I.n}$$

$$\sigma_{cr.p.I.n} = 133.848 \text{ MPa}$$

($\sigma_{cr.p}$: primeira tensão crítica que fornece a flambagem dos enrijecedores longitudinais no sistema contínuo elástico da placa, sem ocorrer qualquer instabilidade local dos subpainéis.)

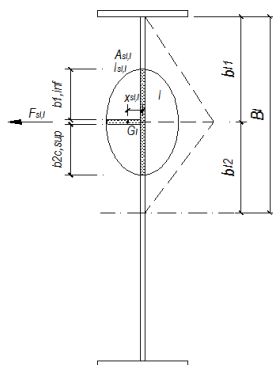
$$\phi_{cr.p.I.n} := \frac{\sigma_{cr.p.I.n}}{\sigma_{x.I.n}}$$

$$\phi_{cr.p.I.n} = 85.105$$

($\phi_{cr.p}$: fator crítico de flambagem.)

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Flexão

Flambagem do Enrijecedor 1 (comprimido)



$$A_{sl.I} := b_{sl.I.c} \cdot t_{sl.I.c}$$

$$A_{sl.I} = 15 \text{ cm}^2$$

(área do enrijecedor longitudinal 1)

$$b_{w.I.m} := b_{1.inf.m} + b_{2c.sup.m} + t_{sl.I.c}$$

$$b_{w.I.m} = 380.5 \text{ mm}$$

(largura de participação da alma)

$$\text{cond}(b_{1.m}, b_{2c.m}) := \begin{cases} \text{"bwI diferente de } b_{1.m}/2 + b_{2c.m}/2 \text{" if } b_{1.m} \neq b_{2c.m} \\ \text{"bwI igual a } b_{1.m}/2 + b_{2c.m}/2 \text{" otherwise} \end{cases}$$

$$\text{Cond}(b_{1.m} \neq b_{2c.m}) = \text{"No Ok!"}$$

$$\text{Cond}\left(b_{w.I.m} \neq \frac{b_{1.m} + b_{2c.m}}{2}\right) = \text{"Ok!"}$$

$$\text{cond}(b_{1.m}, b_{2c.m}) = \text{"bwI igual a } b_{1.m}/2 + b_{2c.m}/2 \text{"}$$

$$A_{w.I.m} := (b_{1.inf.m} + b_{2c.sup.m} + t_{sl.I.c}) \cdot t_w$$

$$A_{w.I.m} = 34.245 \text{ cm}^2$$

(área da participação da alma)

$$A_{sl.I.m} := A_{sl.I} + A_{w.I.m}$$

$$A_{sl.I.m} = 49.245 \text{ cm}^2$$

(área do enrijecedor longitudinal 1 + a área de participação da alma)

$$G_{y.sl.I.m} := \frac{(A_{w.I.m} \cdot 0 \cdot \text{cm}) + A_{sl.I} \cdot \left(\frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl.I.c}}{2}\right)}{(A_{sl.I} + A_{w.I.m})}$$

$$G_{y.sl.I.m} = 16.601 \text{ mm}$$

(distância entre o eixo da alma, e o c. da seção T (coluna) formada pelo enrijecedor longitudinal 1 + a contribuição da placa)

$$I_{z.sl.I.m} := \frac{b_{w.I.m} \cdot t_w^3}{12} + \frac{t_{sl.I.c} \cdot b_{sl.I.c}^3}{12} + (A_{w.I.m} \cdot G_{y_{sl.I.m}}^2) + \left[A_{sl.I} \cdot \left(\frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl.I.c}}{2} - G_{y_{sl.I.m}} \right)^2 \right]$$

$$I_{z.sl.I.m} = 437.139 \text{ cm}^4$$

(momento de inércia da seção formada pelo enrijecedor longitudinal 1 mais a participação da alma)

$$b_{I.1.m} := h_{w1c}$$

$$b_{I.1.m} = 390 \text{ mm}$$

$$\psi_{I.1.m} := \psi_{1.m}$$

$$\psi_{I.1.m} = 0.5$$

$$b_{I.2.m} := h_w - h_{w1c}$$

$$b_{I.2.m} = 1170 \text{ mm}$$

$$\psi_{I.2.m} := \psi_{2.m}$$

$$\psi_{I.2.m} = -2$$

$$B_{I.m} := b_{I.1.m} + b_{I.2.m}$$

$$B_{I.m} = 1560 \text{ mm}$$

$$\psi_{I.m} := \frac{\sigma_{x.2.m}}{\sigma_{x.1.m}}$$

$$\psi_{I.m} = -1$$

$$a_{c.I.m} := 4.33 \cdot \sqrt{\frac{I_{z.sl.I.m} \cdot b_{I.1.m}^2 \cdot b_{I.2.m}^2}{t_w^3 \cdot B_{I.m}}}$$

$$a_{c.I.m} = 4095.481 \text{ mm}$$

$$\text{Cond}(a_{c.I.m} > a) = \text{"No Ok!"}$$

$$\text{Cond}(a_{c.I.n}) := \begin{cases} \text{"A coluna flamba no primeiro modo (Modo 1 onda)."} & \text{if } a_{c.I.n} < a \\ \text{"A coluna NÃO flamba no primeiro modo (Modo 1 onda)."} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\text{Cond}(a_{c.I.n}) = \text{"A coluna flamba no primeiro modo (Modo 1 onda)."}^*$$

Tensão crítica elástica de flambagem ignorando os enrijecedores na zona tracionada (caso existam).

$$\sigma_{cr.sl.I} (E_a, A_{sl.I.m}, I_{z.sl.I.m}, t_w, B_{I.m}, b_{I.1.m}, b_{I.2.m}, a, a_{c.I.m}, \nu) := \begin{cases} \sigma_{cr.sl.I} \leftarrow \frac{1.05 \cdot E_a \cdot \sqrt{I_{z.sl.I.m} \cdot t_w^3 \cdot B_{I.m}}}{A_{sl.I.m} \cdot b_{I.1.m} \cdot b_{I.2.m}} & \text{if } a \geq a_{c.I.m} \\ \sigma_{cr.sl.I} \leftarrow \frac{\pi^2 \cdot E_a \cdot I_{z.sl.I.m}}{A_{sl.I.m} \cdot a^2} + \frac{E_a \cdot t_w^3 \cdot B_{I.m} \cdot a^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot A_{sl.I.m} \cdot b_{I.1.m}^2 \cdot b_{I.2.m}^2} & \text{if } a < a_{c.I.m} \end{cases}$$

$$\sigma_{cr.sl.I} (E_a, A_{sl.I.m}, I_{z.sl.I.m}, t_w, B_{I.m}, b_{I.1.m}, b_{I.2.m}, a, a_{c.I.m}, \nu) = 218.792 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{cr.sl.I.m} := \sigma_{cr.sl.I} (E_a, A_{sl.I.m}, I_{z.sl.I.m}, t_w, B_{I.m}, b_{I.1.m}, b_{I.2.m}, a, a_{c.I.m}, \nu)$$

$$\sigma_{cr.sl.I.m} = 218.792 \text{ MPa}$$

Tensão crítica elástica de flambagem "Tipo Placa" da placa enrijecida com enrijecedor na zona comprimida

No caso de 1 enrijecedor na zona comprimida, a tensão crítica de flambagem da placa é igual a tensão crítica calculada para a flambagem do enrijecedor no apoio elástico.

$$\sigma_{cr.p.I.m} := \left(\frac{h_{s.bruta}}{h_{s.bruta}} \right) \cdot \sigma_{cr.sl.I.m}$$

$$\sigma_{cr.p.I.m} = 218.792 \text{ MPa}$$

($\sigma_{cr.p}$: primeira tensão crítica que fornece a flambagem de enrijecedores longitudinais no sistema contínuo elástico da placa, sem ocorrer qualquer instabilidade local dos subpainéis.)

$$\phi_{cr.p.I.m} := \frac{\sigma_{cr.p.I.m}}{\sigma_{x.1.m}}$$

$$\phi_{cr.p.I.m} = 0.963$$

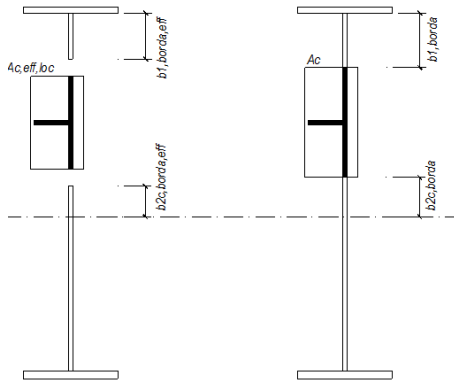
($\phi_{cr.p}$: fator crítico de flambagem)

Fator de redução para a placa enrijecida - Flambagem GLOBAL - Comportamento "Tipo Placa" (pp)

Flambagem global da placa enrijecida: Verificação se a placa "mesa comprimida da viga caixão", ou "alma da viga I"; não flamba como um todo. Assume-se que todas as bordas fornecem apoio rígido.

1 enrijecedor na zona comprimida

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Compressão Pura



$$A_{sl,c} := (b_{sl,1c} \cdot t_{sl,1c})$$

$$A_{sl,c} = 15 \text{ cm}^2$$

$$A_{sl,c}^{eff} := A_{sl,c}$$

$$A_{c,n} := A_{sl,c} + (b_{1,inf,n} + b_{2,sup,n}) \cdot t_w$$

$$A_{c,n} = 84.525 \text{ cm}^2$$

$$A_{c,eff} := \rho_c \cdot A_{c,eff,loc} + A_{c,eff,borda}$$

$A_{c,eff}$: área efetiva da zona comprimida da placa enrijecida.

$$A_{c,eff,edges} := \sum b_{borda,eff} \cdot t_w$$

$A_{c,eff,edges}$: área efetiva das bordas da placa enrijecida, levando em conta a flambagem que ocorre nos subpainéis laterais.

$$A_{c,eff,loc} := A_{sl,eff} + \sum_c (\rho_{loc} \cdot b_{c,loc}) \cdot t_w$$

$A_{c,eff,loc}$: área efetiva da parte central da placa enrijecida levando em conta a flambagem que ocorre nos subpainéis.

$$A_{c,eff,loc,n} := A_{sl,c}^{eff} + [(b_{1,inf,eff,n} + b_{2,sup,eff,n} + t_{sl,1c}) \cdot t_w]$$

$$A_{c,eff,loc,n} = 47.832272 \text{ cm}^2$$

$$\beta_{p,A,c,n} := \frac{A_{c,eff,loc,n}}{A_{c,n}}$$

$$\beta_{p,A,c,n} = 0.566$$

$$\lambda_{p,n} := \sqrt{\frac{\beta_{p,A,c,n} \cdot f_y}{\sigma_{cr,p,l,n}}}$$

$$\lambda_{p,n} = 1.225$$

(esbeltez relativa da placa enrijecida)

$$\rho_{p,AA}(\lambda_{p,n}, \psi_n) := \begin{cases} \rho_p \leftarrow 1.0 & \text{if } \lambda_{p,n} \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_n} \\ \rho_p \leftarrow \frac{\lambda_{p,n} - 0.055 \cdot (3 + \psi_n)}{\lambda_{p,n}^2} & \text{if } \lambda_{p,n} > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_n} \end{cases}$$

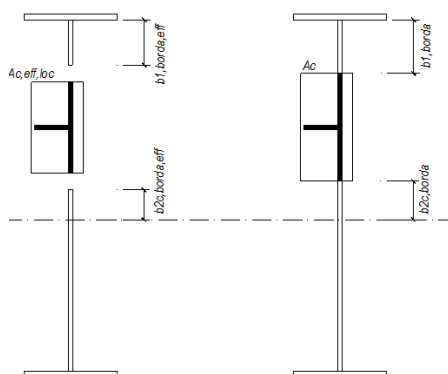
$$\rho_{p,AA}(\lambda_{p,n}, \psi_n) = 0.67$$

(fator de redução da placa enrijecida devido a flambagem "Tipo Placa", determinado examinando its overall behaviour. Este fator afeta somente a parte central da placa enrijecida.)

$$\rho_{p,n} := \rho_{p,AA}(\lambda_{p,n}, \psi_n)$$

$$\text{Cond}(\rho_{p,n}) := \begin{cases} \text{"Há redução, pois ocorre flambagem global da placa enrijecida"} & \rho_{p,n} < 1.0 \\ \text{"Não há redução, pois NÃO ocorre flambagem global da placa enrijecida"} & \rho_{p,n} \geq 1.0 \end{cases}$$

$$\text{Cond}(\rho_{p,n}) = \text{"Há redução, pois ocorre flambagem global da placa enrijecida"}$$

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Flexão

$$A_{sl.c} := (b_{sl.1c} \cdot t_{sl.1c})$$

$$A_{sl.c} = 15 \text{ cm}^2$$

$$A_{sl.c,eff} := A_{sl.c}$$

$$A_{c.m} := A_{sl.c} + (h_{s.bruta} - b_{1.borda.m} - b_{2c.borda.m}) \cdot t_w$$

$$A_{c.m} = 49.245 \text{ cm}^2$$

$$A_{c,eff} := \rho_c \cdot A_{c,eff,loc} + A_{c,eff,bordas} \quad A_{c,eff}: \text{área efetiva da zona comprimida da placa enrijecida.}$$

$$A_{c,eff,edges} := \sum b_{borda,eff} \cdot t_w \quad A_{c,eff,edges}: \text{área efetiva das bordas da placa enrijecida, levando em conta a flambagem que ocorre nos subpainéis laterais.}$$

$$A_{c,eff,loc} := A_{sl,eff} + \sum_c (\rho_{loc} \cdot b_{c,loc}) \cdot t_w \quad A_{c,eff,loc}: \text{área efetiva da parte central da placa enrijecida levando em conta a flambagem que ocorre nos subpainéis laterais.}$$

$$A_{c,eff,loc.m} := A_{sl.c,eff} + [(b_{1.inf,eff.m} + b_{2c.sup,eff.m} + t_{sl.1c}) \cdot t_w]$$

$$A_{c,eff,loc.m} = 48.279 \text{ cm}^2$$

$$\beta_{p.A.c.m} := \frac{A_{c,eff,loc.m}}{A_{c.m}}$$

$$\beta_{p.A.c.m} = 0.98$$

$$\lambda_{p.m} := \sqrt{\frac{\beta_{p.A.c.m} \cdot f_y}{\sigma_{cr.p.1.m}}}$$

$$\lambda_{p.m} = 1.261$$

(esbeltez relativa da placa enrijecida)

$$\rho_{p\_AA}(\lambda_{p.m}, \psi_m) := \begin{cases} \rho_p \leftarrow 1.0 & \text{if } \lambda_{p.m} \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_m} \\ \rho_p \leftarrow \frac{\lambda_{p.m} - 0.055 \cdot (3 + \psi_m)}{\lambda_{p.m}^2} & \text{if } \lambda_{p.m} > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_m} \end{cases}$$

$$\rho_{p\_AA}(\lambda_{p.m}, \psi_m) = 0.724$$

(fator de redução da placa enrijecida devido a flambagem "Tipo Placa determinado examinando its overall behaviour. Este fator afeta somente a parte central da placa enrijecida.")

$$\rho_{p.m} := \rho_{p\_AA}(\lambda_{p.m}, \psi_m)$$

$$\text{Cond}(\rho_{p.m}) := \begin{cases} \text{"Há redução, pois ocorre flambagem global da placa enrijecida"} & \text{if } \rho_{p.m} < 1.0 \\ \text{"Não há redução, pois NÃO ocorre flambagem global da placa enrijecida"} & \text{if } \rho_{p.m} \geq 1.0 \end{cases}$$

$$\text{Cond}(\rho_{p.m}) = \text{"Há redução, pois ocorre flambagem global da placa enrijecida"}$$

j) Método da Largura Efetiva - Flambagem global – Comportamento Tipo Pilar

$$n_{sl\_zc} = 1$$

$$n_{st} := 2 \quad (n_{st} : \text{quantidade de enrijecedores transversais})$$

Pilar restringido por uma Placa (Flambagem "Tipo Pilar")

$$\frac{a}{h_w} = 3.205$$

$$\text{Cond}(a, h_w, n_{sl\_zc}, n_{st}) := \begin{cases} \text{"Verifique a flambagem Tipo Pilar (Pilar restringido por placa)"} & \text{if } \left(\frac{a}{h_w} < 1.0 \right) \wedge (n_{sl\_zc} = 0) \wedge (n_{st} > 0) \\ \text{"Verifique a flambagem Tipo Pilar (Pilar restringido por placa)"} & \text{if } \left(\frac{a}{h_w} \geq 1.0 \right) \wedge (n_{sl\_zc} > 0) \wedge (n_{st} > 0) \\ \text{"NÃO verifique a flambagem Tipo Pilar"} & \text{otherwise} \end{cases}$$

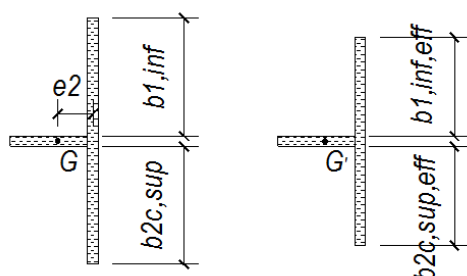
$$\text{Cond}(a, h_w, n_{sl\_zc}, n_{st}) = \text{"Verifique a flambagem Tipo Pilar (Pilar restringido por placa)"}"$$

Tensão Crítica Elástica de Flambagem para o comportamento "Tipo Pilar" para a placa enrijecida - Placa com 1 enrijecedor na zona comprimida - ($\sigma_{cr,c}$)

O enrijecedor 1 é o mais comprimido, logo é o crítico.
Pilar formado pelo enrijecedor 1 e uma parte da placa (alma).

Placa enrijecida com 1 enrijecedor na zona comprimida

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Compressão Pura



$$\text{Cond}(a, b_{2,sup,n}) := \begin{cases} \text{"Verificar Flambagem Tipo Pilar"} & \text{if } \frac{a}{b_{2,sup,n}} \geq 1.0 \\ \text{"Não Verificar Flambagem Tipo Pilar"} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\text{Cond}(a, b_{2,sup,n}) = \text{"Verificar Flambagem Tipo Pilar"}$$

$$A_{sl,1} := b_{sl,1c} \cdot t_{sl,1c} \quad A_{sl,1} = 15 \text{ cm}^2 \quad (A_{sl,1} : \text{área da seção transversal bruta do enrijecedor 1})$$

$$A_{sl,1,eff} := A_{sl,1} \quad (A_{sl,1,eff} : \text{área da seção transversal efetiva do enrijecedor 1})$$

$$b_{w,1,n} := b_{1,inf,n} + b_{2,sup,n} + t_{sl,1c} \quad b_{w,1,n} = 787.5 \text{ mm} \quad (\text{largura de participação da alma})$$

$$A_{w,1,n} := (b_{1,inf,n} + b_{2,sup,n} + t_{sl,1c}) \cdot t_w \quad A_{w,1,n} = 70.875 \text{ cm}^2 \quad (\text{área da participação da alma})$$

$$A_{sl,1,colT,n} := (b_{1,inf,n} + b_{2,sup,n} + t_{sl,1c}) \cdot t_w + A_{sl,1} \quad A_{sl,1,colT,n} = 85.875 \text{ cm}^2 \quad (A_{sl,1,colT} : \text{área bruta do pilar: é a área da seção transversal bruta do enrijecedor 1 e das partes adjacentes da placa.})$$

$$A_{sl,1,colT,eff,n} := (b_{1,inf,eff,n} + b_{2,sup,eff,n} + t_{sl,1c}) \cdot t_w + A_{sl,1,eff} \quad A_{sl,1,colT,eff,n} = 47.832 \text{ cm}^2 \quad (A_{sl,1,colT,eff} : \text{área efetiva do pilar: é a área da seção transversal efetiva do enrijecedor 1 e das partes adjacentes da placa.})$$

$$G_{y,sl} := \frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl,1c}}{2} \quad G_{y,sl} = 54.5mm \quad (G_{sl}: \text{distância entre o eixo (de referência) da alma (placa), e o c.g. da seção do enrijecedor longitudinal 1.})$$

$$G_{y,sl,1,n} := \frac{(A_{w,1,n} \cdot 0 \cdot cm) + A_{sl,1} \cdot \left(\frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl,1c}}{2}\right)}{(A_{sl,1} + A_{w,1,n})} \quad G_{y,sl,1,n} = 9.52mm \quad (G_{sl,1}: \text{distância entre o eixo (de referência) da alma (placa), e o c.g. da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal 1 + a contribuição da placa})$$

$$I_{z,sl,1,colT,n} := \frac{b_{w,1,n} \cdot t_w^3}{12} + \frac{t_{sl,1c} \cdot b_{sl,1c}^3}{12} + (A_{w,1,n} \cdot G_{y,sl,1,n}^2) + \left[A_{sl,1} \cdot \left(\frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl,1c}}{2} - G_{y,sl,1,n}\right)^2 \right]$$

$$I_{z,sl,1,colT,n} = 497.498cm^4 \quad (\text{momento de inércia da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal 1 mais a participação da alma})$$

($I_{z,sl,1,colT}$: é o segundo momento de área da seção transversal bruta do enrijecedor 1 e das partes adjacentes da placa, relativo ao momento fletor fora do plano da placa.)

$$\beta_{A,c,n} := \frac{A_{sl,1,colT,eff,n}}{A_{sl,1,colT,n}} \quad \beta_{A,c,n} = 0.557 \quad (\beta_{A,c} \text{ coeficiente de eficiência do pilar com relação a flambagem local de placa.})$$

$$\sigma_{cr,sl,1,n} := \frac{\pi^2 \cdot E_a \cdot I_{z,sl,1,colT,n}}{A_{sl,1,colT,n} \cdot a^2} \quad \sigma_{cr,sl,1,n} = 48.029MPa \quad (\sigma_{cr,sl} : \text{tensão crítica elástica de flambagem do enrijecedor mais próximo à borda do painel com maior tensão de compressão.})$$

A tensão crítica elástica de flambagem "tipo coluna" NÃO será extrapolada para a borda mais comprimida da alma, já que a tensão tem distribuição uniforme.

$$n_{sl} := 1 \quad (n_{sl} : \text{quantidade de enrijecedores na zona comprimida})$$

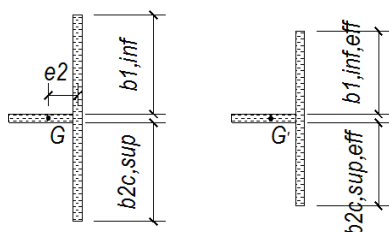
$$\sigma_{cr,c}(E_a, t_w, a, \nu, \sigma_{cr,sl,1,n}) := \begin{cases} \sigma_{cr,c} \leftarrow \frac{\pi^2 \cdot E_a \cdot t_w^2}{12 \cdot (1 - \nu) \cdot a^2} & \text{if } n_{sl} = 0 \\ \sigma_{cr,c} \leftarrow \sigma_{cr,sl,1,n} & \text{if } n_{sl} > 0 \end{cases}$$

$$\sigma_{cr,c}(E_a, t_w, a, \nu, \sigma_{cr,sl,1,n}) = 48.029MPa$$

($\sigma_{cr,c}$: tensão crítica elástica de flambagem "Tipo Pilar", de acordo com 4.5.3 (2) e (3).)

$$\sigma_{cr,c,n} := \sigma_{cr,c}(E_a, t_w, a, \nu, \sigma_{cr,sl,1,n})$$

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Flexão



$$Cond(a, b_{2c,sup,m}) := \begin{cases} \text{"Verificar Flambagem Tipo Pilar"} & \text{if } \frac{a}{b_{2c,sup,m}} \geq 1.0 \\ \text{"Não Verificar Flambagem Tipo Pilar"} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$Cond(a, b_{2c,sup,m}) = \text{"Verificar Flambagem Tipo Pilar"}$$

$$A_{sl,1} := b_{sl,1c} \cdot t_{sl,1c} \quad A_{sl,1} = 15cm^2 \quad (A_{sl,1} : \text{área da seção transversal bruta do enrijecedor 1})$$

$$A_{sl,1,eff} := A_{sl,1} \quad (A_{sl,1,eff} : \text{área da seção transversal efetiva do enrijecedor 1})$$

$$b_{w,1,m} := b_{1,inf,m} + b_{2c,sup,m} + t_{sl,1c} \quad b_{w,1,m} = 380.5mm \quad (\text{largura de participação da alma})$$

$$A_{w,1,m} := (b_{1,inf,m} + b_{2c,sup,m} + t_{sl,1c}) \cdot t_w \quad A_{w,1,m} = 34.245cm^2 \quad (\text{área da participação da alma})$$

$$A_{sl,1,colT,m} := (b_{1,inf,m} + b_{2c,sup,m} + t_{sl,1c}) \cdot t_w + A_{sl,1} \quad A_{sl,1,colT,m} = 49.245cm^2 \quad (A_{sl,1,colT} : \text{área bruta do pilar: é a área da seção transversal bruta do enrijecedor 1 e das partes adjacentes da placa.})$$

$$A_{sl,1,colT,eff,m} := (b_{1,inf,eff,m} + b_{2c,sup,eff,m} + t_{sl,1c}) \cdot t_w + A_{sl,1,eff} \quad A_{sl,1,colT,eff,m} = 48.279cm^2 \quad (A_{sl,1,colT,eff} : \text{área efetiva do pilar: é a área da seção transversal efetiva do enrijecedor 1 e das partes adjacentes da placa.})$$

$$G_{y,sl} := \frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl,1c}}{2} \quad G_{y,sl} = 54.5mm \quad (G_{sl}: \text{distância entre o eixo (de referência) da alma (placa), e o c.g. da seção do enrijecedor longitudinal 1.})$$

$$G_{y,sl,1,m} := \frac{(A_{w,1,m} \cdot 0 \cdot cm) + A_{sl,1} \cdot \left(\frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl,1c}}{2} \right)}{(A_{sl,1} + A_{w,1,m})} \quad G_{y,sl,1,m} = 16.601mm \quad (G_{sl,1}: \text{distância entre o eixo (de referência) da alma (placa), e o c.g. da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal 1 + a contribuição da placa})$$

$$I_{z,sl,1,colT,m} := \frac{b_{w,1,m} \cdot t_w^3}{12} + \frac{t_{sl,1c} \cdot b_{sl,1c}^3}{12} + (A_{w,1,m} \cdot G_{y,sl,1,m}^2) + \left[A_{sl,1} \cdot \left(\frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl,1c}}{2} - G_{y,sl,1,m} \right)^2 \right]$$

$$I_{z,sl,1,colT,m} = 437.139cm^4 \quad (\text{momento de inércia da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal 1 mais a participação da alma})$$

($I_{z,sl,1,colT}$: é o segundo momento de área da seção transversal bruta do enrijecedor 1 e das partes adjacentes da placa, relativo ao momento fletor fora do plano da placa.)

$$\beta_{A,c,m} := \frac{A_{sl,1,colT,eff,m}}{A_{sl,1,colT,m}} \quad \beta_{A,c,m} = 0.98 \quad (\beta_{A,c} \text{ coeficiente de eficiência do pilar com relação a flambagem local de placa.})$$

$$\sigma_{cr,sl,1,m} := \frac{\pi^2 \cdot E_a \cdot I_{z,sl,1,colT,m}}{A_{sl,1,colT,m} \cdot a^2} \quad \sigma_{cr,sl,1,m} = 73.593MPa \quad (\sigma_{cr,sl} : \text{tensão crítica elástica de flambagem do enrijecedor mais próximo à borda do painel com maior tensão de compressão.})$$

A tensão crítica elástica de flambagem "tipo pilar" será extrapolada para a borda mais comprimida da alma.

$$n_{sl} := 1 \quad (n_{sl} : \text{quantidade de enrijecedores na zona comprimida})$$

$$\sigma_{cr,c}(E_a, t_w, a, \nu, h_{s,bruta}, h_{w1c}, \sigma_{cr,sl,1,m}) := \begin{cases} \sigma_{cr,c} \leftarrow \frac{\pi^2 \cdot E_a \cdot t_w^2}{12 \cdot (1 - \nu) \cdot a^2} & \text{if } n_{sl} = 0 \\ \sigma_{cr,c} \leftarrow \left(\frac{h_{s,bruta}}{h_{s,bruta} - h_{w1c}} \right) \cdot \sigma_{cr,sl,1,m} & \text{if } n_{sl} > 0 \end{cases}$$

$$\sigma_{cr,c}(E_a, t_w, a, \nu, h_{s,bruta}, h_{w1c}, \sigma_{cr,sl,1,m}) = 147.186MPa \quad (\sigma_{cr,c} : \text{tensão crítica elástica de flambagem "Tipo Pilar", de acordo com 4.5.3 (2) e (3).})$$

$$\sigma_{cr,c,m} := \sigma_{cr,c}(E_a, t_w, a, \nu, h_{s,bruta}, h_{w1c}, \sigma_{cr,sl,1,m})$$

Fator de redução para a placa enrijecida - Flambagem GLOBAL - Comportamento "Tipo Pilar" (λ_c)

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Compressão Pura

$$\lambda_c(f_y, \sigma_{cr,c,n}, \beta_{A,c,n}) := \begin{cases} \lambda_c \leftarrow \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,c,n}}} & \text{if } n_{sl} = 0 \\ \lambda_c \leftarrow \sqrt{\frac{\beta_{A,c,n} \cdot f_y}{\sigma_{cr,c,n}}} & \text{if } n_{sl} > 0 \end{cases}$$

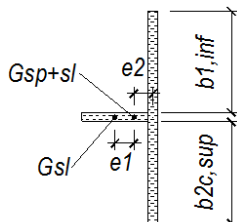
(4.5.3 (4) λ_c : esbeltez relativa (reduzida) de pilar)

(esbeltez relativa da placa usando o procedimento "Tipo Pilar" ("Column buckling"))

$$\lambda_c(f_y, \sigma_{cr,c,n}, \beta_{A,c,n}) = 2.029$$

$$\lambda_{c,n} := \lambda_c(f_y, \sigma_{cr,c,n}, \beta_{A,c,n})$$

O enrijecedor 1 é o mais comprimido, logo é o crítico.



$$A_{sl.1} = 15.000 \text{ cm}^2$$

($A_{sl.1}$: é a área da seção transversal bruta do enrijecedor 1 e das partes adjacências da placa.)

$$I_{z.sl.1.colT.n} = 497.498 \text{ cm}^4$$

($I_{z.sl.1.T}$: momento de inércia da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal mais a participação da alma)

$$i_n := \sqrt{\frac{I_{z.sl.1.colT.n}}{A_{sl.1.colT.n}}}$$

$$i_n = 24.069 \text{ mm}$$

$$e_{2,n} := G_{y.sl.1.n}$$

$$e_{2,n} = 9.52 \text{ mm}$$

(e_2 : distância entre o eixo da alma, e o c.g. da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal 1 + a contribuição da placa)

$$e_{1,n} := \frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl.1c}}{2} - e_{2,n}$$

$$e_{1,n} = 44.98 \text{ mm}$$

(e_1 : distância entre o c.g. da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal 1 + a contribuição da placa, e o c.g. do enrijecedor longitudinal 1)

$$e_{1,n} := \frac{\frac{b_{sl.1c}^2}{2} \cdot t_{sl.1c}}{b_{sl.1c} \cdot t_{sl.1c}} + \frac{t_w}{2} - e_{2,n}$$

$$e_{1,n} = 44.98 \text{ mm}$$

$$\text{Cond}(e_{1,n} + e_{2,n} = G_{y.st}) = \text{"Ok!"}$$

$$e_n := \max(e_{1,n}, e_{2,n})$$

$$e_n = 44.98 \text{ mm}$$

(e : maior distância do respectivos centróides da placa o enrijecedor de um lado (ou dos centróides de cada conjunto de enrijecedores quando presente em ambos os lados) para o eixo neutro da coluna efetiva, veja Figura A.1.)

$$n_{sl.aberta} := 1$$

($n_{sl.aberta}$: quantidade de enrijecedores de seção aberta

$$n_{sl.fechada} := 0$$

$n_{sl.fechada}$: quantidade de enrijecedores de seção fechada)

$$\text{Cond}_\alpha(n_{sl}) := \begin{cases} \text{"Curva de flambagem: a"} & \text{if } n_{sl} = 0 \\ \text{otherwise} & \\ \text{"Curva de flambagem: b"} & \text{if } n_{sl.fechada} > 0 \\ \text{"Curva de flambagem: c"} & \text{if } n_{sl.aberta} > 0 \end{cases}$$

$$\text{Cond}_\alpha(n_{sl}) = \text{"Curva de flambagem: c"}$$

$$\alpha(n_{sl}) := \begin{cases} \alpha \leftarrow 0.21 & \text{if } n_{sl} = 0 \\ \alpha \leftarrow 0.49 & \text{if } n_{sl.aberta} > 0 \\ \alpha \leftarrow 0.34 & \text{if } n_{sl.fechada} > 0 \end{cases} \quad (4.5.3 (5))$$

$$\alpha(n_{sl}) = 0.49$$

$$\alpha_{curva} := \alpha(n_{sl})$$

$$\alpha_{e,n} := \alpha_{curva} + \frac{0.09}{\frac{i_n}{e_n}}$$

$$\alpha_{e,n} = 0.658$$

(4.5.3 (5) : para placas enrijecidas usando o procedimento "Tipo Pilar" ("Column buckling"))

$$\Phi_n := 0.5 \cdot \left[1 + \alpha_{e,n} \cdot (\lambda_{c,n} - 0.2) + \lambda_{c,n}^2 \right]$$

$$\Phi_n = 3.16$$

(Usando o procedimento "Tipo Pilar" ("Column buckling"))

$$\chi_{c,n} := \left[\Phi_n + (\Phi_n^2 - \lambda_{c,n}^2)^{0.5} \right]^{-1}$$

$$\chi_{c,n} = 0.179$$

(6.3.1.2 da EN1993-1-1: χ : fator de redução devido a flambagem "Tipo Pilar".)

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Flexão

$$\lambda_c(f_y, \sigma_{cr.c.m}, \beta_{A.c.m}) := \begin{cases} \lambda_c \leftarrow \frac{f_y}{\sigma_{cr.c.m}} & \text{if } n_{sl} = 0 \\ \lambda_c \leftarrow \frac{\beta_{A.c.m} \cdot f_y}{\sigma_{cr.c.m}} & \text{if } n_{sl} > 0 \end{cases}$$

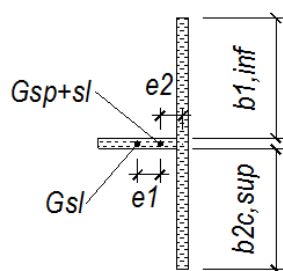
(4.5.3 (4) λ_c : esbeltez relativa (reduzida) de pilar)

(esbeltez relativa da placa usando o procedimento "Tipo Pilar" ("Column buckling"))

$$\lambda_c(f_y, \sigma_{cr.c.m}, \beta_{A.c.m}) = 1.538$$

$$\lambda_{c.m} := \lambda_c(f_y, \sigma_{cr.c.m}, \beta_{A.c.m})$$

O enrijecedor 1 é o mais comprimido, logo é o crítico.



$$A_{sl.1} = 15.000 \text{ cm}^2$$

($A_{sl.1}$: é a área da seção transversal bruta do enrijecedor 1 e das partes adjacente da placa.)

$$I_{z.sl.1.colT.m} = 437.139 \text{ cm}^4$$

($I_{z.sl.1.T}$: momento de inércia da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal mais a participação da alma)

$$i_m := \sqrt{\frac{I_{z.sl.1.colT.m}}{A_{sl.1.colT.m}}}$$

$$i_m = 29.794 \text{ mm}$$

$$e_{2.m} := G_{y.sl.1.m}$$

$$e_{2.m} = 16.601 \text{ mm}$$

(e_2 : distância entre o eixo da alma, e o c.g. da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal 1 + a contribuição da placa)

$$e_{1.m} := \frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl.1c}}{2} - e_{2.m}$$

$$e_{1.m} = 37.899 \text{ mm}$$

(e_1 : distância entre o c.g. da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal 1 + a contribuição da placa, e o c.g. do enrijecedor longitudinal 1)

$$e_{1.m} := \frac{\frac{b_{sl.1c}^2}{2} \cdot t_{sl.1c}}{b_{sl.1c} \cdot t_{sl.1c}} + \frac{t_w}{2} - e_{2.m}$$

$$e_{1.m} = 37.899 \text{ mm}$$

$$\text{Cond}(e_{1.m} + e_{2.m} = G_{y.st}) = \text{"Ok !"}$$

$$e_m := \max(e_{1,m}, e_{2,m}) \quad e_m = 37.899 \text{ mm} \quad (e: \text{maior distância do respectivos centróides da placa e enrijecedor de um lado (ou dos centróides de cada conjunto de enrijecedores quando presente em ambos os lados) ao eixo neutro da coluna efetiva, veja Figura A.1.})$$

$$n_{sl.aberta} := 1 \quad (n_{sl.aberta} : \text{quantidade de enrijecedores de seção aberta})$$

$$n_{sl.fechada} := 0 \quad (n_{sl.fechada} : \text{quantidade de enrijecedores de seção fechada})$$

$$Cond_{\alpha}(n_{sl}) := \begin{cases} \text{"Curva de flambagem: a"} & \text{if } n_{sl} = 0 \\ \text{otherwise} & \\ \text{"Curva de flambagem: b"} & \text{if } n_{sl.fechada} > 0 \\ \text{"Curva de flambagem: c"} & \text{if } n_{sl.aberta} > 0 \end{cases}$$

$$Cond_{\alpha}(n_{sl}) = \text{"Curva de flambagem: c"}$$

$$\alpha(n_{sl}) := \begin{cases} \alpha \leftarrow 0.21 & \text{if } n_{sl} = 0 \\ \alpha \leftarrow 0.49 & \text{if } n_{sl.aberta} > 0 \\ \alpha \leftarrow 0.34 & \text{if } n_{sl.fechada} > 0 \end{cases} \quad (4.5.3 (5))$$

$$\alpha(n_{sl}) = 0.49$$

$$\alpha_{curva} := \alpha(n_{sl})$$

$$\alpha_{e,m} := \alpha_{curva} + \frac{0.09}{i_m} \quad \alpha_{e,m} = 0.604 \quad (4.5.3 (5) : \text{para placas enrijecidas saldo o procedimento "Tipo Pilar" ("Column buckling")})$$

$$\Phi_m := 0.5 \cdot \left[1 + \alpha_{e,m} \cdot (\lambda_{c,m} - 0.2) + \lambda_{c,m}^2 \right] \quad \Phi_m = 2.087 \quad (\text{Usando o procedimento "Tipo Pilar" ("Column buckling")})$$

$$\chi_{c,m} := \left[\Phi_m + (\Phi_m^2 - \lambda_{c,m}^2)^{0.5} \right]^{-1} \quad \chi_{c,m} = 0.286 \quad (6.3.1.2 da EN1993-1-1: \chi_c : \text{fator de redução devido a flambagem "Tipo Pilar".})$$

k) Método da Largura Efetiva - Fator de redução final

FATOR DE REDUÇÃO FINAL PARA A INTERAÇÃO ENTRE OS COMPORTAMENTOS DE FLAMBAGEM "TIPO PLACA" E "TIPO PILAR" - CONTABILIZAÇÃO DA FLAMBAGEM GLOBAL DO PAINEL ENRIJECIDO

Fator de redução χ_c : obtido através da interpolação entre o fator de redução para flambagem de coluna de um enrijecedor associado com uma largura de participação (partaking) da placa "mesa inferior" ou "alma" (procedimento "tipo pilar" χ_c) e para a flambagem da placa "mesa enrijecida global" ou "alma global" (procedimento "tipo placa" χ_p).

Placa enrijecida com 1 enrijecedor na zona comprimida

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Compressão Pura

$$\xi_n := \frac{\sigma_{cr,p-I,n}}{\sigma_{cr,c,n}} - 1 \quad \boxed{\xi_n = 1.787} \quad \text{Cond}(0 \leq \xi_n \leq 1) = \text{"No Ok!"}$$

$$\text{Cond}(\xi_n) := \begin{cases} \xi \leftarrow 0 & \text{if } \xi_n \leq 0 \\ \xi \leftarrow 1 & \text{if } \xi_n \geq 1 \\ \xi \leftarrow \xi_n & \text{if } 0 \leq \xi_n \leq 1 \end{cases}$$

$$\text{Cond}(\xi_n) = 1$$

$$\xi_n := \text{Cond}(\xi_n)$$

Se $\xi = 0$: A "mesa inferior" de uma viga caixão ou a "alma" de uma viga I behaves como um pilar puro, ou seja, $\rho_c = \chi_c$.

$$\rho_{c,n} := (\rho_{p,n} - \chi_{c,n}) \cdot \xi_n \cdot (2 - \xi_n) + \chi_{c,n} \quad \boxed{\rho_{c,n} = 0.67} \quad 4.5.4 (1) : \text{fator de redução final (interpolação entre } \rho_c \text{ e } \rho_p.)$$

$$\text{Cond}(\rho_{c,n}) := \begin{cases} \rho_c \leftarrow \chi_{c,n} & \text{if } \xi_n = 0 \\ \rho_c \leftarrow (\rho_{p,n} - \chi_{c,n}) \cdot \xi_n \cdot (2 - \xi_n) + \chi_{c,n} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\text{Cond}(\rho_{c,n}) = 0.67$$

$$\rho_{c,n} := \text{Cond}(\rho_{c,n})$$

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Flexão

$$\xi_m := \frac{\sigma_{cr,p-I,m}}{\sigma_{cr,c,m}} - 1 \quad \boxed{\xi_m = 0.487} \quad \text{Cond}(0 \leq \xi_m \leq 1) = \text{"Ok!"}$$

$$\text{Cond}(\xi_m) := \begin{cases} \xi \leftarrow 0 & \text{if } \xi_m \leq 0 \\ \xi \leftarrow 1 & \text{if } \xi_m \geq 1 \\ \xi \leftarrow \xi_m & \text{if } 0 \leq \xi_m \leq 1 \end{cases}$$

$$\text{Cond}(\xi_m) = 0.487$$

$$\xi_m := \text{Cond}(\xi_m)$$

Se $\xi = 0$: A "mesa inferior" de uma viga caixão ou a "alma" de uma viga I behaves como um pilar puro, ou seja, $\rho_c = \chi_c$.

$$\rho_{c,m} := (\rho_{p,m} - \chi_{c,m}) \cdot \xi_m \cdot (2 - \xi_m) + \chi_{c,m} \quad \boxed{\rho_{c,m} = 0.608} \quad 4.5.4 (1) : \text{fator de redução final (interpolação entre } \rho_c \text{ e } \rho_p.)$$

$$\text{Cond}(\rho_{c,m}) := \begin{cases} \rho_c \leftarrow \chi_{c,m} & \text{if } \xi_m = 0 \\ \rho_c \leftarrow (\rho_{p,m} - \chi_{c,m}) \cdot \xi_m \cdot (2 - \xi_m) + \chi_{c,m} & \text{otherwise} \end{cases}$$

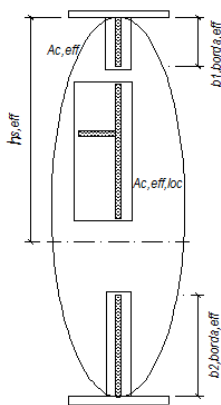
$$\text{Cond}(\rho_{c,m}) = 0.608$$

$$\rho_{c,m} := \text{Cond}(\rho_{c,m})$$

1) Método da Largura Efetiva - Características geométricas da seção efetiva (reduzida) da seção transversal do tipo I

1 enrijecedor na zona comprimida

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Compressão Pura



$$A_{sl.c} := (b_{sl.1c} \cdot t_{sl.1c}) \quad A_{sl.c} = 15 \text{ cm}^2$$

$$A_{sl.c,eff} := A_{sl.c}$$

$$A_{c,eff,loc} := A_{sl,eff} + \sum_c (\rho_{loc} \cdot b_{c,loc}) \cdot t_w$$

$A_{c,eff,loc}$: área efetiva da parte central da placa enrijecida, levando em conta a flambagem que ocorre nos subpainéis.
 ρ_{loc} : fator de redução de cada subpainel.

$$A_{c,eff,loc,n} := A_{sl.c,eff} + [(b_{1,inf,eff,n} + b_{2,sup,eff,n} + t_{sl.1c}) \cdot t_w]$$

$$A_{c,eff,loc,n} = 47.832 \text{ cm}^2$$

$$A_{c,eff} := \rho_c \cdot A_{c,eff,loc} + A_{c,eff,bordas}$$

$A_{c,eff}$: área efetiva da zona comprimida da placa enrijecida.
 ρ_c : fator de redução global (painel enrijecido).

$$A_{c,eff,bordas} := \sum b_{borda,eff} \cdot t_w$$

$A_{c,eff,bordas}$: área efetiva das bordas da placa enrijecida, levando em conta a flambagem que ocorre nos subpainéis laterais.

4.5.1 (7) : ao calcular o momento de inércia efetivo da seção I total, a área efetiva da seção transversal para a flambagem local deve **uniformemente reduzida** pela multiplicação da espessura da alma e enrijecedores por ρ_c , ou seja, fazer ($A_{c,eff,loc}$).

$$A_{c,eff,n} := (\rho_{c,n} \cdot A_{c,eff,loc,n}) + (b_{1,borda,eff,n} + b_{2,borda,eff,n}) \cdot t_w$$

$$A_{c,eff,n} = 63.514 \text{ cm}^2$$

(área efetiva da zona comprimida da placa enrijecida)

$$A_{eff,n} := A_{c,eff,n} + b_{fs} \cdot t_{fs} + b_{fi} \cdot t_{fi}$$

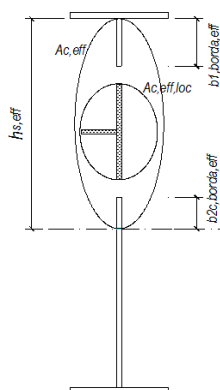
$$A_{eff,n} = 203.514 \text{ cm}^2$$

(área efetiva da seção transversal)

$$h_{s,eff,n} := \frac{\left[b_{fs} \cdot t_{fs} \cdot \left(-\frac{t_{fs}}{2} \right) + b_{fi} \cdot t_{fi} \cdot \left(h_w + \frac{t_{fi}}{2} \right) + (b_{1,borda,eff,n} \cdot t_w) \cdot \left(\frac{b_{1,borda,eff,n}}{2} \right) \right] \dots}{A_{eff,n}} \\ + \left[(b_{2,borda,eff,n} \cdot t_w) \cdot \left(h_w - \frac{b_{2,borda,eff,n}}{2} \right) + (b_{1,inf,eff,n} \cdot t_w) \cdot \left(h_{w1c} - \frac{t_{sl.1c}}{2} - \frac{b_{1,inf,eff,n}}{2} \right) \right] \dots \\ + (b_{2,sup,eff,n} \cdot t_w) \cdot \left(h_{w1c} + \frac{t_{sl.1c}}{2} + \frac{b_{2,sup,eff,n}}{2} \right) + [(t_{sl.1c} \cdot t_w) \cdot h_{w1c}]$$

$$h_{s,eff,n} = 731.774 \text{ mm}$$

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Flexão



$$A_{sl,c} := (b_{sl,1c} \cdot t_{sl,1c}) \quad A_{sl,c} = 15 \text{ cm}^2$$

$$A_{sl,c,eff} := A_{sl,c}$$

$$A_{c,eff,loc} := A_{sl,eff} + \sum_c (\rho_{loc} \cdot b_{c,loc}) \cdot t_w$$

$A_{c,eff,loc}$: área efetiva da parte central da placa enrijecida, levando em conta a flambagem que ocorre nos subpainéis.
 ρ_{loc} : fator de redução de cada subpainel.

$$A_{c,eff,loc,m} := A_{sl,c,eff} + [(b_{1,inf,eff,m} + b_{2c,sup,eff,m} + t_{sl,1c}) \cdot t_w]$$

$$A_{c,eff,loc,m} = 48.27896 \text{ cm}^2$$

$$A_{c,eff} := \rho_c \cdot A_{c,eff,loc} + A_{c,eff,bordas}$$

$A_{c,eff}$: área efetiva da zona comprimida da placa enrijecida.
 ρ_c : fator de redução global (painel enrijecido).

$$A_{c,eff,bordas} := \sum b_{borda,eff} \cdot t_w$$

$A_{c,eff,bordas}$: área efetiva das bordas da placa enrijecida, levando em conta a flambagem que ocorre nos subpainéis laterais.

4.5.1 (7) : ao calcular o momento de inércia efetivo da seção I total, a área efetiva da seção transversal p. flambagem local deve **uniformemente reduzida** pela multiplicação da espessura da alma e enrijecedores por ρ_c , ou seja, fazer ($A_{c,eff,loc}$).

$$t_{w,red,m} := \rho_{c,m} \cdot t_w$$

$$t_{w,red,m} = 5.475 \text{ mm}$$

$$t_{sl,1c,red,m} := \rho_{c,m} \cdot t_{sl,1c}$$

$$t_{sl,1c,red,m} = 9.124 \text{ mm}$$

$$\rho_{c,m} \cdot A_{c,eff,loc,m} = 2936.767 \text{ mm}^2$$

$$b_{sl,1c} \cdot t_{sl,1c,red,m} + (b_{1,inf,eff,m} + b_{2c,sup,eff,m} + t_{sl,1c}) \cdot t_{w,red,m} = 2936.767 \text{ mm}^2$$

$$\text{Cond}[\rho_{c,m} \cdot A_{c,eff,loc,m} = b_{sl,1c} \cdot t_{sl,1c,red,m} + (b_{1,inf,eff,m} + b_{2c,sup,eff,m} + t_{sl,1c}) \cdot t_{w,red,m}] = \text{"Ok!"}$$

$$A_{c,eff,m} := (\rho_{c,m} \cdot A_{c,eff,loc,m}) + (b_{1,borda,eff,m} + b_{2c,borda,eff,m}) \cdot t_w \quad A_{c,eff,m} = 64.54983 \text{ cm}^2 \quad (\text{área efetiva da zona comprimida da placa enrijecida})$$

$$A_{eff,m} := A_{c,eff,m} + [t_w \cdot (h_w - h_{s,bruta})] + (t_{fs} \cdot b_{fs} + t_{fi} \cdot b_{fi}) \quad A_{eff,m} = 274.74983 \text{ cm}^2 \quad (\text{área efetiva da seção transversal})$$

$$h_{s,eff,m} := \frac{b_{fs} \cdot t_{fs} \cdot \left(-\frac{t_{fs}}{2}\right) + b_{fi} \cdot t_{fi} \cdot \left(h_w + \frac{t_{fi}}{2}\right) + (h_{s,bruta} \cdot t_w) \cdot \frac{h_{s,bruta}}{2} + [(h_w - h_{s,bruta}) \cdot t_w] \cdot \left(h_{s,bruta} + \frac{h_w - h_{s,bruta}}{2}\right)}{A_{eff,m}}$$

$$h_{s,eff,m} = 796.041 \text{ mm}$$

$$I_{y,eff,m} := \left(\frac{b_{fs} \cdot t_{fs}^3}{12}\right) + \left(\frac{b_{fi} \cdot t_{fi}^3}{12}\right) + (b_{fs} \cdot t_{fs}) \cdot \left(h_{s,eff,m} + \frac{t_{fs}}{2}\right)^2 + (b_{fi} \cdot t_{fi}) \cdot \left(h_w - h_{s,eff,m} + \frac{t_{fi}}{2}\right)^2 \dots$$

$$+ \left(\frac{t_w \cdot h_{s,eff,m}^3}{12}\right) + (h_{s,eff,m} \cdot t_w) \cdot \left(\frac{h_{s,eff,m}}{2}\right)^2 + \left[\frac{t_w \cdot (h_w - h_{s,eff,m})^3}{12}\right] + [(h_w - h_{s,eff,m}) \cdot t_w] \cdot \left[\frac{(h_w - h_{s,eff,m})}{2}\right]^2$$

$$I_{y,eff,m} = 1159239.331 \text{ cm}^4$$

$$W_{y,eff,top,m} := \frac{I_{y,eff,m}}{h_{s,eff,m} + \frac{t_{fs}}{2}} \quad W_{y,eff,top,m} = 14381.899 \text{ cm}^3 \quad (\text{tensão no centróide da mesa superior})$$

$$W_{y,eff,bot,m} := \frac{I_{y,eff,m}}{h_{g,aço} - \left(h_{s,eff,m} + \frac{t_{fs}}{2}\right) - \frac{t_{fi}}{2}} \quad W_{y,eff,bot,m} = 14786.98 \text{ cm}^3 \quad (\text{tensão no centróide da mesa inferior})$$

De acordo com a EN 1993-1-5, A.2.1 (4) o seguinte requisito tem de ser cumprido:

$$\sigma_{com,Ed} := \frac{M_{y,Ed} \cdot (h_{s,bruta} - h_{w1c})}{I_{y,eff,m}} \quad \sigma_{com,Ed} = 113.49 \text{ MPa}$$

$$Cond(\rho_{c,m}, \sigma_{com,Ed}) := \begin{cases} \text{"NÃO é necessária uma maior redução da área efetiva da coluna"} & \text{if } \frac{\rho_{c,m} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} > \sigma_{com,Ed} \\ \text{"É necessária uma maior redução da área efetiva da coluna"} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$Cond(\rho_{c,m}, \sigma_{com,Ed}) = \text{"NÃO é necessária uma maior redução da área efetiva da coluna"}$$

Redução necessária da área efetiva da coluna:

$$Cond(A_{c,eff,loc,m}) := \begin{cases} A_{sl,c,eff} + [(b_{1,inf,eff,m} + b_{2c,sup,eff,m} + t_{sl,1c}) \cdot t_w] & \text{if } \frac{\rho_{c,m} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} > \sigma_{com,Ed} \\ \frac{\rho_{c,m} \cdot f_y \cdot A_{sl,1}}{\sigma_{com,Ed} \cdot \gamma_{M1}} & \text{if } \frac{\rho_{c,m} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} < \sigma_{com,Ed} \end{cases}$$

$$Cond(A_{c,eff,loc,m}) = 48.279 \text{ cm}^2$$

$$A_{c,eff,loc,m} := Cond(A_{c,eff,loc,m})$$

Propriedades confirmadas da seção efetiva:

$$A_{c,eff.m} := (\rho_{c.m} \cdot A_{c,eff.loc.m}) + (b_{1,borda,eff.m} + b_{2c,borda,eff.m}) \cdot t_w \quad A_{c,eff.m} = 64.55 \text{ cm}^2$$

(área efetiva da zona comprimida da placa enrijecida)

$$A_{eff.m} := A_{c,eff.m} + [t_w \cdot (h_w - h_{s,bruta})] + (t_{fs} \cdot b_{fs} + t_{fi} \cdot b_{fi}) \quad A_{eff.m} = 274.75 \text{ cm}^2$$

(área efetiva da seção transversal)

$$h_{s,eff.m} := \frac{b_{fs} \cdot t_{fs} \cdot \left(-\frac{t_{fs}}{2}\right) + b_{fi} \cdot t_{fi} \cdot \left(h_w + \frac{t_{fi}}{2}\right) + (h_{s,bruta} \cdot t_w) \cdot \frac{h_{s,bruta}}{2} + [(h_w - h_{s,bruta}) \cdot t_w] \cdot \left(h_{s,bruta} + \frac{h_w - h_{s,bruta}}{2}\right)}{A_{eff.m}}$$

$$h_{s,eff.m} = 796.041 \text{ mm}$$

$$I_{y,eff.m} := \left(\frac{b_{fs} \cdot t_{fs}^3}{12}\right) + \left(\frac{b_{fi} \cdot t_{fi}^3}{12}\right) + (b_{fs} \cdot t_{fs}) \cdot \left(h_{s,eff.m} + \frac{t_{fs}}{2}\right)^2 + (b_{fi} \cdot t_{fi}) \cdot \left(h_w - h_{s,eff.m} + \frac{t_{fi}}{2}\right)^2 \dots$$

$$+ \left(\frac{t_w \cdot h_{s,eff.m}^3}{12}\right) + (h_{s,eff.m} \cdot t_w) \cdot \left(\frac{h_{s,eff.m}}{2}\right)^2 + \left[\frac{t_w \cdot (h_w - h_{s,eff.m})^3}{12}\right] + [(h_w - h_{s,eff.m}) \cdot t_w] \cdot \left[\frac{(h_w - h_{s,eff.m})}{2}\right]^2$$

$$I_{y,eff.m} = 1159239.331 \text{ cm}^4$$

$$W_{y,eff.top.m} := \frac{I_{y,eff.m}}{h_{s,eff.m} + \frac{t_{fs}}{2}} \quad W_{y,eff.top.m} = 14381.899 \text{ cm}^3$$

(tensão no centróide da mesa superior)

$$W_{y,eff.bot.m} := \frac{I_{y,eff.m}}{h_{g,aço} - \left(h_{s,eff.m} + \frac{t_{fs}}{2}\right) - \frac{t_{fi}}{2}} \quad W_{y,eff.bot.m} = 14786.98 \text{ cm}^3$$

(tensão no centróide da mesa inferior)

De acordo com a EN 1993-1-5, A.2.1 (4) o seguinte requisito tem de ser cumprido:

$$\sigma_{com.Ed} := \frac{M_{y.Ed} \cdot (h_{s,bruta} - h_{w1c})}{I_{y,eff.m}} \quad \sigma_{com.Ed} = 113.49 \text{ MPa}$$

$$Cond(\rho_{c.m}, \sigma_{com.Ed}) := \begin{cases} \text{"NÃO é necessária uma maior redução da área efetiva da coluna"} & \text{if } \frac{\rho_{c.m} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} > \sigma_{com.Ed} \\ \text{"É necessária uma maior redução da área efetiva da coluna"} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$Cond(\rho_{c.m}, \sigma_{com.Ed}) = \text{"NÃO é necessária uma maior redução da área efetiva da coluna"}$$

Redução necessária da área efetiva da coluna:

$$Cond(A_{c,eff.loc.m}) := \begin{cases} A_{sl.c,eff} + [(b_{1,inf,eff.m} + b_{2c,sup,eff.m} + t_{sl.1c}) \cdot t_w] & \text{if } \frac{\rho_{c.m} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} > \sigma_{com.Ed} \\ \frac{\rho_{c.m} \cdot f_y \cdot A_{sl.1}}{\sigma_{com.Ed} \cdot \gamma_{M1}} & \text{if } \frac{\rho_{c.m} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} < \sigma_{com.Ed} \end{cases}$$

$$Cond(A_{c,eff.loc.m}) = 48.279 \text{ cm}^2$$

$$A_{c,eff.loc.m} := Cond(A_{c,eff.loc.m})$$

Propriedades confirmadas da seção efetiva:

$$A_{c,eff,m} := (\rho_{c,m} \cdot A_{c,eff,loc,m}) + (b_{1,borda,eff,m} + b_{2c,borda,eff,m}) \cdot t_w \quad A_{c,eff,m} = 64.55 \text{ cm}^2$$

(área efetiva da zona comprimida da placa enrijecida)

$$A_{eff,m} := A_{c,eff,m} + [t_w \cdot (h_w - h_{s,bruta})] + (t_{fs} \cdot b_{fs} + t_{fi} \cdot b_{fi}) \quad A_{eff,m} = 274.75 \text{ cm}^2$$

(área efetiva da seção transversal)

$$h_{s,eff,m} := \frac{b_{fs} \cdot t_{fs} \cdot \left(-\frac{t_{fs}}{2}\right) + b_{fi} \cdot t_{fi} \cdot \left(h_w + \frac{t_{fi}}{2}\right) + (h_{s,bruta} \cdot t_w) \cdot \frac{h_{s,bruta}}{2} + [(h_w - h_{s,bruta}) \cdot t_w] \cdot \left[h_{s,bruta} + \frac{h_w - h_{s,bruta}}{2}\right]}{A_{eff,m}}$$

$$h_{s,eff,m} = 796.04 \text{ mm}$$

$$I_{y,eff,m} := \left(\frac{b_{fs} \cdot t_{fs}^3}{12}\right) + \left(\frac{b_{fi} \cdot t_{fi}^3}{12}\right) + (b_{fs} \cdot t_{fs}) \cdot \left(h_{s,eff,m} + \frac{t_{fs}}{2}\right)^2 + (b_{fi} \cdot t_{fi}) \cdot \left(h_w - h_{s,eff,m} + \frac{t_{fi}}{2}\right)^2 \dots$$

$$+ \left(\frac{t_w \cdot h_{s,eff,m}^3}{12}\right) + (h_{s,eff,m} \cdot t_w) \cdot \left(\frac{h_{s,eff,m}}{2}\right)^2 + \left[\frac{t_w \cdot (h_w - h_{s,eff,m})^3}{12}\right] + [(h_w - h_{s,eff,m}) \cdot t_w] \cdot \left[\frac{(h_w - h_{s,eff,m})}{2}\right]^2$$

$$I_{y,eff,m} = 1159239.33 \text{ cm}^4$$

$$W_{y,eff,top,m} := \frac{I_{y,eff,m}}{h_{s,eff,m} + \frac{t_{fs}}{2}}$$

$$W_{y,eff,top,m} = 14381.899 \text{ cm}^3$$

(tensão no centróide da mesa superior, conf. o item 4.3(5) da EN1993-1-5)

$$W_{y,eff,bot,m} := \frac{I_{y,eff,m}}{h_{g,aço} - \left(h_{s,eff,m} + \frac{t_{fs}}{2}\right) - \frac{t_{fi}}{2}}$$

$$W_{y,eff,bot,m} = 14786.98 \text{ cm}^3$$

(tensão no centróide da mesa inferior, conf. o item 4.3(5) da EN1993-1-5)

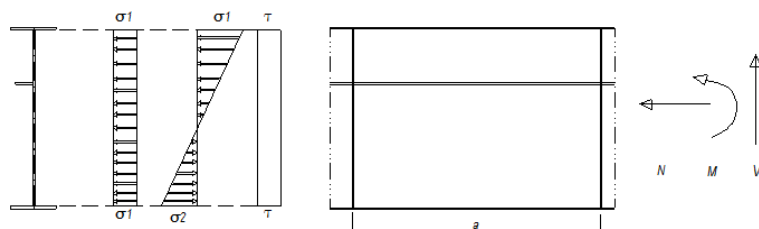
$$W_{y,eff,top,m} := \frac{I_{y,eff,m}}{h_{s,eff,m} + t_{fs}}$$

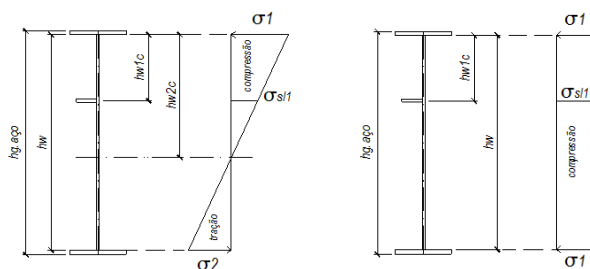
$$W_{y,eff,top,m} = 14205.659 \text{ cm}^3$$

m) Tensões solicitantes de cálculo na seção transversal efetiva

1 enrijecedor na zona comprimida

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Compressão Pura





Nota:
Convenção para tensões:
compressão: (+)
tração: (-)

Nota: Tensões baseadas nas características geométricas da seção de aço bruta (desconsiderando a contribuição dos enrijecedores longitudinais):

COMPRESSÃO

$$\sigma_{x,1,n,eff} := \frac{N_{x,Ed}}{A_{eff,n}}$$

$$\sigma_{x,1,n,eff} = 2.167 \text{ MPa} \quad (\text{tensão de COMPRESSÃO (+) na alma da Viga I em aço})$$

$$\sigma_{x,2,n,eff} := \sigma_{x,1,n,eff}$$

$$\psi_{n,eff} := 1$$

$$\sigma_{x,sl1,n,eff} := \sigma_{x,1,n,eff}$$

$$\sigma_{x,sl1,n,eff} = 2.167 \text{ MPa}$$

FLEXÃO

$$\sigma_{x,1,m,eff} := \frac{M_{y,Ed}}{I_{y,eff,m} \cdot h_{s,eff,m}}$$

$$\sigma_{x,1,m,eff} = 231.649 \text{ MPa} \quad (\text{tensão máxima de COMPRESSÃO (+) na alma da Viga I em aço (no Subpainel)})$$

$$\text{Cond} \left(\sigma_{x,1,m,eff} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}} \right) = \text{"Ok!"}$$

$$\sigma_{x,2,m,eff} := \frac{M_{y,Ed}}{I_{y,eff,m} \cdot h_{s,eff,m} - h_w}$$

$$\sigma_{x,2,m,eff} = -222.313 \text{ MPa} \quad (\text{tensão máxima de TRAÇÃO (-) na alma da Viga I em aço (no Subpainel)})$$

$$\text{Cond} \left(\sigma_{x,2,m,eff} \geq \frac{-f_y}{\gamma_{M0}} \right) = \text{"Ok!"}$$

$$\sigma_{x,sl1,m,eff} := \frac{\sigma_{x,1,m,eff} \cdot (h_{s,eff,m} - h_{w1c})}{h_{s,eff,m}}$$

$$\sigma_{x,sl1,m,eff} = 118.158 \text{ MPa} \quad (\text{tensão de COMPRESSÃO (+) no enrijecedor longitudinal})$$

$$\sigma_{x,sl1,m,eff} := \frac{M_{y,Ed}}{I_{y,eff,m} \cdot h_{s,eff,m} - h_{w1c}}$$

$$\sigma_{x,sl1,m,eff} = 118.158 \text{ MPa}$$

$$h_{s,eff,m} := \frac{\sigma_{x,1,m,eff} \cdot h_w}{(\sigma_{x,1,m,eff} + |\sigma_{x,2,m,eff}|)} \quad h_{s,eff,m} = 796.0405m \quad (\text{ALTURA COMPRIMIDA DO PAINEL, que depende da distribuição de tensões na seção transversal da viga em aço ou mista aço-concreto})$$

$$\sigma_{x,sl1,m,eff} := \frac{\sigma_{x,1,m,eff} \cdot (h_{s,eff,m} - h_{w1c})}{h_{s,eff,m}} \quad \sigma_{x,sl1,m,eff} = 118.158MPa \quad (\text{tensão de COMPRESSÃO(+) no enrijecedor longitudinal, no PAINEL})$$

$$\psi_{m,eff} := \frac{h_{s,eff,m} - h_w}{h_{s,eff,m}} \quad \psi_{m,eff} = -0.96$$

$$\psi_{m,eff} := \frac{\sigma_{x,2,m,eff}}{\sigma_{x,1,m,eff}} \quad \psi_{m,eff} = -0.96$$

COMPRESSÃO + FLEXÃO

$$\sigma_{x,1,nm,eff} := \sigma_{x,1,n,eff} + \frac{M_{y,Ed}}{\frac{I_{y,eff,m}}{h_{s,eff,m}}} \quad \sigma_{x,1,nm,eff} = 233.816MPa \quad (\text{tensão máxima de COMPRESSÃO(+) na alma (no Subpainel)})$$

$$Cond \left(\sigma_{x,1,nm,eff} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}} \right) = "Ok!"$$

$$\sigma_{x,sl1,nm,eff} := \sigma_{x,1,n,eff} + \frac{\sigma_{x,1,m,eff} \cdot (h_{s,eff,m} - h_{w1c})}{h_{s,eff,m}} \quad \sigma_{x,sl1,nm,eff} = 120.325MPa \quad (\text{tensão de COMPRESSÃO(+) no enrijecedor longitudinal})$$

$$\sigma_{x,sl1,nm,eff} := \sigma_{x,1,n,eff} + \frac{M_{y,Ed}}{\frac{I_{y,eff,m}}{h_{s,eff,m} - h_{w1c}}} \quad \sigma_{x,sl1,nm,eff} = 120.325MPa$$

$$\sigma_{x,2,nm,eff} := \sigma_{x,1,n,eff} + \frac{M_{y,Ed}}{\frac{I_{y,eff,m}}{h_{s,eff,m} - h_w}} \quad \sigma_{x,2,nm,eff} = -220.146MPa \quad (\text{tensão máxima de TRAÇÃO (-) na alma (no Subpainel)})$$

$$Cond \left(\sigma_{x,2,nm,eff} \geq \frac{-f_y}{\gamma_{M0}} \right) = "Ok!"$$

$$\sigma_{x,1,nm,eff} := \sigma_{x,1,n,eff} + \sigma_{x,1,m,eff} \quad \sigma_{x,1,nm,eff} = 233.816MPa$$

$$\sigma_{x,sl1,nm,eff} := \sigma_{x,sl1,n,eff} + \sigma_{x,sl1,m,eff} \quad \sigma_{x,sl1,nm,eff} = 233.816MPa$$

$$\sigma_{x,2,nm,eff} := \sigma_{x,1,n,eff} + \sigma_{x,2,m,eff} \quad \sigma_{x,2,nm,eff} = -220.146MPa$$

$$\psi_{nm,eff} := \frac{\sigma_{x,2,nm,eff}}{\sigma_{x,1,nm,eff}} \quad \psi_{nm,eff} = -0.942$$

$$h_{w2c} := h_{s,eff,m} \quad h_{w2c} = 796.0mm \quad (\text{altura comprimida da alma para os subpainéis 1 e 2 (face inf. dól. sup. até a L.N. da viga)})$$

n) Força axial resistente de cálculo

Esforço axial resistente no painel enrijecido

$$N_{x,c,Rd} := A_{eff,n} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} \quad N_{x,c,Rd} = 7224756.927N \quad (N_{c,Rd} \text{ para seção transversal Classe EN1993-1-1:200})$$

o) Momento fletor resistente de cálculo

Momento fletor ELÁSTICO resistente no painel enrijecido

$$M_{y.c.Rd} := \frac{f_y}{\gamma_{M0}} \cdot \min(W_{y,eff.top.m}, W_{y,eff.bot.m}) \quad (M_{c.Rd} \text{ para seção transversal classe 4 - EN1993-1-1:2005})$$

$$M_{y.c.Rd} = 5043008,919 \text{ N} \cdot \text{m}$$

10.1.1.2 Validação

	Autora	Da Silva e Gervásio (2006)	Razão Autora/Literatura
Força axial resistente de cálculo ($N_{x,Rd}$)	7224,76 kN	7235,98 kN	0,998
Momento fletor resistente de cálculo ($M_{y,Rd}$)	5043,98 kN.m	5001,95 kN.m	1,008

10.1.2 Exemplo 4.3-b (pág.281) apresentado por Da Silva e Gervásio (2006)

10.1.2.1 Planilha de Cálculo

a) Propriedades do aço

As propriedades mecânicas do aço estrutural são dadas na EN10025-2 para grau de aço S355K2 e na EN10025-3 para graus de aço S355N e S355NL.

$$f_y := 355 \cdot \text{MPa} \quad (\text{resistência característica ou nominal escoamento do aço})$$

$$f_{yw} := 355 \cdot \text{MPa} \quad (\text{resistência característica ou nominal escoamento do aço da alma})$$

$$f_{yf} := 355 \cdot \text{MPa} \quad (\text{resistência característica ou nominal escoamento do aço da mesa})$$

Para Estado Limite último (ULS):

$$\gamma_{M0} := 1.0 \quad (\text{coeficiente de ponderação da resistência para a capacidade resistente de seções transversais para qualquer classe de aço - EN 1993-1-1:2005})$$

$$\gamma_{M1} := 1.1 \quad (\text{coeficiente de ponderação da resistência para a capacidade resistente à instabilidade - EN 1993-1-1:2005})$$

$$f_{yd} := \frac{f_y}{\gamma_{M0}} \quad f_{yd} = 355 \text{ MPa}$$

$$f_{yfd} := \frac{f_{yf}}{\gamma_{M1}} \quad f_{yfd} = 322.727 \text{ MPa} \quad (\text{resistência de cálculo escoamento para estruturas de aço - tração ou compressão - na verificação plástica})$$

$$f_{ywd} := \frac{f_{yw}}{\gamma_{M1}} \quad f_{ywd} = 322.727 \text{ MPa}$$

$$E_a := 210000 \cdot \text{MPa} \quad (\text{módulo de elasticidade do aço})$$

$$\nu := 0.3 \quad (\text{coeficiente de Poisson do aço})$$

$$G := \frac{E_a}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad G = 80769.2 \text{ MPa}$$

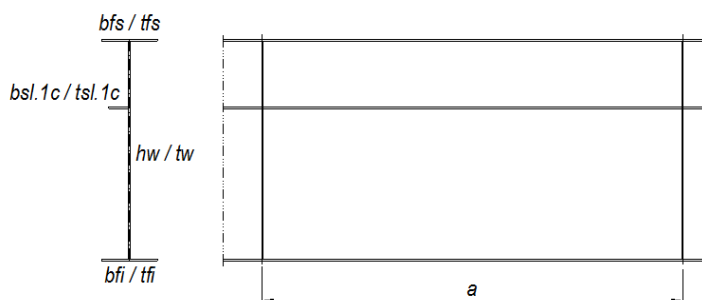
$$\eta(f_y) := \begin{cases} \eta \leftarrow 1.2 & \text{if } 235 \cdot \text{MPa} \leq f_y < 460 \cdot \text{MPa} \\ \eta \leftarrow 1.0 & \text{if } f_y \geq 460 \cdot \text{MPa} \end{cases}$$

$$\eta(f_y) = 1.2 \quad (\text{coeficiente que inclui o aumento da capacidade resistente ao cisalhamento na meseta da alma})$$

$$\eta := \eta(f_y)$$

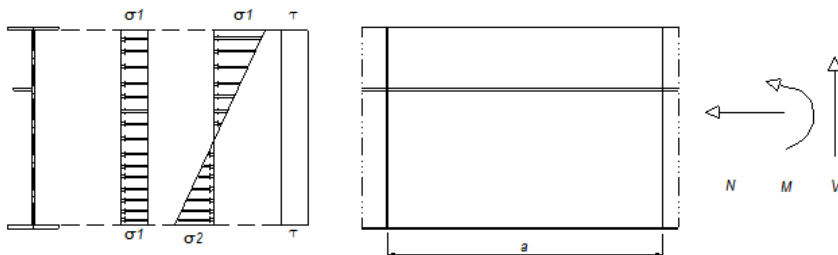
$$\varepsilon := \sqrt{\frac{235 \cdot \text{MPa}}{f_y}} \quad \varepsilon = 0.814 \quad (\text{fator de escoamento})$$

b) Dimensões do painel enrijecido e da seção transversal do tipo I



$a := 5000 \cdot \text{mm}$	(LARGURA DO PAINEL)
$b_{fs} := 350 \cdot \text{mm}$	(largura da mesa superior)
$t_{fs} := 20 \cdot \text{mm}$	(espessura da mesa superior)
$b_{fi} := 350 \cdot \text{mm}$	(largura da mesa inferior)
$t_{fi} := 20 \cdot \text{mm}$	(espessura da mesa inferior)
$t_w := 9 \cdot \text{mm}$	(espessura da alma, ESPESSURA DO PAINEL)
$b_{sl.1c} := 100 \cdot \text{mm}$	(altura da seção retangular sólida do enrijecedor longitudinal 1 comprimido)
$t_{sl.1c} := 15 \cdot \text{mm}$	(espessura da seção retangular sólida do enrijecedor longitudinal 1 comprimido)

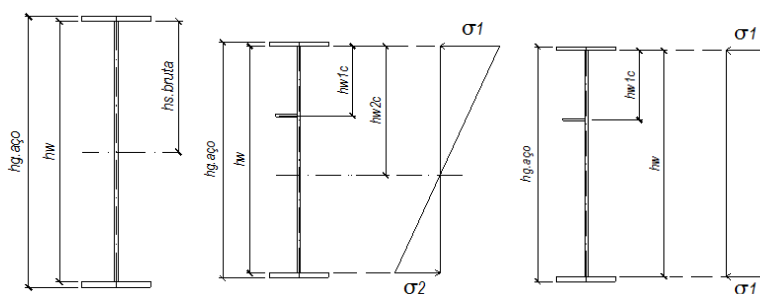
c) Esforços solicitantes de cálculo



$N_{x.Ed} := 0 \cdot N$	(força axial solicitante de cálculo no painel na seção x=)
$M_{y.Ed} := 0 \cdot N \cdot m$	(momento fletor solicitante de cálculo no painel na seção x=)
$V_{z.Ed} := 384 \cdot 10^3 \cdot N$	(esforço cortante solicitante de cálculo no painel na seção x=)

Nota: Formulário para momento atuante positivo, ou seja, compressão na borda superior e tração na borda inferior.

d) Características geométricas da seção transversal do tipo I bruta



$$h_{g.aço} := 1600 \cdot \text{mm} \quad (\text{altura da Viga I em aço})$$

$$h_w := h_{g.aço} - t_{fs} - t_{fi} \quad h_w = 1560.0 \text{ mm} \quad (\text{altura total da alma da Viga I em aço})$$

$$\alpha := \frac{a}{h_w} \quad \alpha = 3.205$$

$$h_{w1c} := \frac{h_w}{4} \quad h_{w1c} = 390.0 \text{ mm} \quad (\text{altura comprimida da alma para o subpainel 1 (face inf. do fl. sup. até o eixo do enrijec. long.)})$$

$$A_{bruta} := b_{fs} \cdot t_{fs} + b_{fi} \cdot t_{fi} + h_w \cdot t_w$$

$$A_{bruta} = 280.4 \text{ cm}^2$$

$$h_{s,bruta} := \frac{-b_{fs} \cdot \frac{t_{fs}^2}{2} + b_{fi} \cdot t_{fi} \cdot \left(h_w + \frac{t_{fi}}{2} \right) + \frac{h_w^2}{2} \cdot t_w}{A_{bruta}}$$

$$h_{s,bruta} = 780 \text{ mm}$$

(altura comprimida da alma da Viga I em aço, distância da L.N.E da viga I em aço à borda inferior do flange superior)

e) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo

Tensões baseadas nas características geométricas da seção de aço bruta (desconsiderando a contribuição dos enrijecedores longitudinais):

$$A_w := h_w \cdot t_w \quad A_w = 140.4 \text{ cm}^2$$

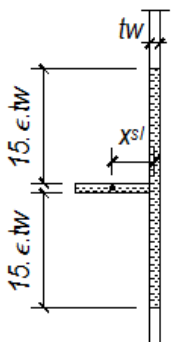
$$\tau_{Ed} := \frac{V_{z,Ed}}{A_w} \quad \tau_{Ed} = 27.350 \text{ MPa} \quad (\text{tensão cisalhante constante na alma da Viga I em aço})$$

f) Contribuição da alma da seção transversal do tipo I na capacidade resistente à força cortante

Placa enrijecida com 1 enrijecedor na zona comprimida

$$l := (15 \cdot \varepsilon \cdot t_w) + (15 \cdot \varepsilon \cdot t_w) \quad l = 219.676 \text{ mm}$$

$$A_{sl} := (b_{sl,1c} \cdot t_{sl,1c}) + (l + t_{sl,1c}) \cdot t_w \quad A_{sl} = 36.121 \text{ cm}^2$$



$$x_{sl} := \frac{(b_{sl.1c} \cdot t_{sl.1c}) \cdot \left(\frac{t_w + b_{sl.1c}}{2} \right)}{A_{sl}} \quad x_{sl} = 22.632 \text{ mm} \quad (\text{centro de gravidade do enrij. long. 1})$$

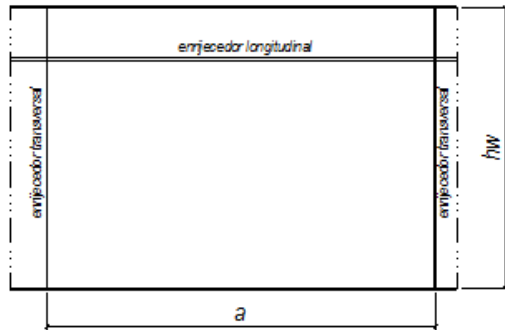
$$I_{sl} := \left[\frac{(l + t_{sl.1c}) \cdot t_w^3}{12} + \frac{t_{sl.1c} \cdot b_{sl.1c}^3}{12} \right] + \left[(l + t_{sl.1c}) \cdot t_w \cdot x_{sl}^2 \right] + \left[b_{sl.1c} \cdot t_{sl.1c} \cdot \left(\frac{t_w + b_{sl.1c}}{2} - x_{sl} \right)^2 \right]$$

$$I_{sl} = 386.944 \text{ cm}^4 \quad (\text{momento de inércia do enrijecedor longitudinal + contribuição da placa, em relação ao eixo z-z})$$

$$\Sigma I_{sl} := n_{sl} \cdot I_{sl} \quad \Sigma I_{sl} = 386.944 \text{ cm}^4 \quad (\text{para almas com enrijecedores longitudinais, não necessariamente igualmente espaçados, } \Sigma I \text{ é a soma da rigidezes dos enrijecedores individuais + contribuições da placa})$$

Coefficiente de flambagem ao cisalhamento

k_τ :
(para placas com 1 ou 2 enrijecedores longitudinais ($n_{sl}=1$ ou 2))



$$\alpha := \frac{a}{h_w} \quad \alpha = 3.205$$

$$k_{\tau sl} := 9 \cdot \left(\frac{h_w}{a} \right)^2 \cdot \sqrt[4]{\left(\frac{\Sigma I_{sl}}{t_w^3 \cdot h_w} \right)^3} \quad k_{\tau sl} = 2.195$$

$$k_{\tau sl} := \max \left(k_{\tau sl}, \frac{2.1}{t_w} \cdot \sqrt[3]{\frac{\Sigma I_{sl}}{h_w}} \right) \quad k_{\tau sl} = 3.159 \quad \text{Cond} \left(k_{\tau sl} \geq \frac{2.1}{t_w} \cdot \sqrt[3]{\frac{\Sigma I_{sl}}{h_w}} \right) = \text{"Ok!"}$$

$$k_{\tau slm ax}(h_w, a, k_{\tau sl}, t_w, \Sigma I_{sl}) := \begin{cases} k_\tau \leftarrow 5.34 + 4.00 \cdot \left(\frac{h_w}{a} \right)^2 + k_{\tau sl} & \text{if } \frac{a}{h_w} \geq 3.0 \\ k_\tau \leftarrow 4.1 + \frac{6.3 + 0.18 \cdot \left(\frac{\Sigma I_{sl}}{t_w^3 \cdot h_w} \right)}{\alpha^2} + 2.2 \cdot \sqrt[3]{\frac{\Sigma I_{sl}}{t_w^3 \cdot h_w}} & \text{if } \frac{a}{h_w} < 3.0 \end{cases}$$

$$k_{\tau slm ax}(h_w, a, k_{\tau sl}, t_w, \Sigma I_{sl}) = 8.89$$

$$k_{\tau slm ax} := k_{\tau slm ax}(h_w, a, k_{\tau sl}, t_w, \Sigma I_{sl})$$

$$k_\tau := k_{\tau slm ax}$$

Tensão crítica elástica de flambagem

$$\sigma_E := \frac{\pi^2 \cdot E_a \cdot t_w^2}{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot h_w^2} \quad \sigma_E = 6.317 \text{ MPa} \quad (\text{Tensão de referência: tensão crítica de flambagem elástica para uma placa não-enrijecida comprimida uniaxialmente.})$$

$$\tau_{cr\_I,t} := k_\tau \cdot \sigma_E \quad \tau_{cr\_I,t} = 56.148 \text{ MPa}$$

A capacidade resistente deve ser verificada?

$$\text{Cond}(h_w, t_w, \eta, \varepsilon, k_\tau) := \begin{cases} \text{"Alma não-enrijecida - A capacidade resistente à flambagem por cisalhamento deve ser verificada, e devem ser previstos enrijecedores transversais nos apoios."} & \text{if } \frac{h_w}{t_w} \geq \frac{72}{\eta} \cdot \varepsilon \\ \text{"Alma enrijecida - A capacidade resistente à flambagem por cisalhamento deve ser verificada, e devem ser previstos enrijecedores transversais nos apoios."} & \text{if } \frac{h_w}{t_w} \geq \frac{31}{\eta} \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\tau} \end{cases}$$

$$\text{Cond}(h_w, t_w, \eta, \varepsilon, k_\tau) = \text{"Alma enrijecida - A capacidade resistente à flambagem por cisalhamento deve ser verificada, e devem ser previstos enrijecedores transversais nos apoios."}$$

Esbelteza normalizada $\lambda_{w,t}$ para o painel enrijecido

$$n_{st,n} := 2 \quad (\text{nst.n: quantidade de enrijecedores transversais nos apoios})$$

$$n_{st,i} := 2 \cdot 2 \quad (\text{nst.i: quantidade de enrijecedores transversais intermediários})$$

$$n_{sl} := 1 \quad (\text{nsl: quantidade de enrijecedores longitudinais})$$

$$\text{Cond}(n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,i} = 0 \wedge n_{sl} > 0) = \text{"No Ok!"}$$

"Ok: Há enrijecedores longitudinais e não há transversais intermediários"

$$\text{Cond}(n_{st,n} = 0 \wedge n_{st,i} > 0 \wedge n_{sl} > 0) = \text{"No Ok!"}$$

"Ok: Há enrijecedores transversais intermediários e longitudinais"

$$\text{Cond}(n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,i} > 0 \wedge n_{sl} > 0) = \text{"Ok!"}$$

"Ok: Há enrijecedores transversais de apoio e intermediários, e longitudinais"

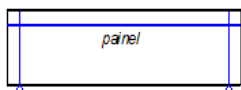
$$\lambda_{w,t} := 0.76 \cdot \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr\_I,t}}} \quad \lambda_{w,t} = 1.911$$

$$\lambda_{w,t} := \sqrt{\frac{\frac{f_{yw}}{\sqrt{3}}}{\tau_{cr\_I,t}}} \quad \lambda_{w,t} = 1.911$$

$$\lambda_{w,t} := \sqrt{\frac{\frac{f_{yw}}{\sqrt{3}}}{k_\tau \cdot \sigma_E}} \quad \lambda_{w,t} = 1.911$$

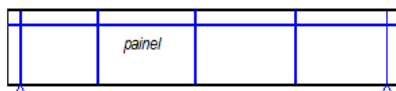
$$\text{Cond}(n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,i} = 0 \wedge n_{sl} > 0) = \text{"No Ok!"}$$

$$\lambda_{w,t} := \frac{h_w}{37.4 \cdot t_w \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\tau}} \quad \lambda_{w,t} = 1.911$$



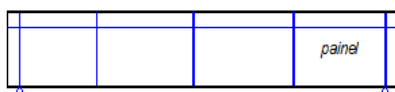
$$\text{Cond}(n_{st,n} = 0 \wedge n_{st,i} > 0 \wedge n_{sl} > 0) = \text{"No Ok!"}$$

$$\lambda_{w,t} := \frac{h_w}{37.4 \cdot t_w \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\tau}} \quad \lambda_{w,t} = 1.911$$



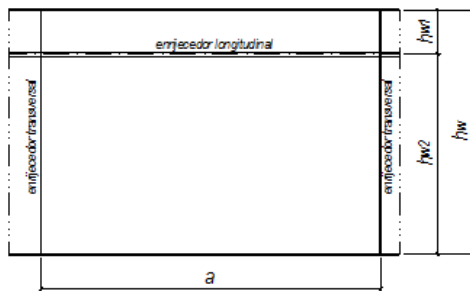
$$\text{Cond}(n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,i} > 0 \wedge n_{sl} > 0) = \text{"Ok!"}$$

$$\lambda_{w,t} := \frac{h_w}{37.4 \cdot t_w \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\tau}} \quad \lambda_{w,t} = 1.911$$



Subpainel - Flambagem LOCAL devido às tensões cisalhantes

O painel com a maior razão de aspecto (painéis com comprimentos "a" iguais) é o **vão**.



$$\alpha_1 := \frac{a}{h_{w1c}}$$

$$\alpha_1 = 12,821$$

$$\alpha_2 := \frac{a}{h_w - h_{w1c}}$$

$$\alpha_2 = 4,274$$

$$\min(\alpha_1, \alpha_2) = 4,274$$

$$\text{Cond}(\alpha_1, \alpha_2) := \begin{cases} \text{"O painel 1 é o painel com menor razão de aspecto"} & \text{if } \min(\alpha_1, \alpha_2) = \alpha_1 \\ \text{"O painel 2 é o painel com menor razão de aspecto"} & \text{if } \min(\alpha_1, \alpha_2) = \alpha_2 \end{cases}$$

$$\text{Cond}(\alpha_1, \alpha_2) = \text{"O painel 2 é o painel com menor razão de aspecto"}$$

Coefficiente de flambagem ao cisalhamento

$$k_{\tau sl} := 0 \quad \text{Não há enrijecedor dentro do painel isolado.}$$

Placa não-enrijecida: $n_{sl}=0$

$$n_{st,n} := 2 \quad (\text{nst.n: quantidade de enrijecedores transversais nos apoios})$$

$$n_{st,i} := 2 \cdot 2 \quad (\text{nst.i: quantidade de enrijecedores transversais intermediários})$$

$$n_{sl} := 0 \quad (\text{nsl: quantidade de enrijecedores longitudinais})$$

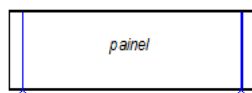
k_{τ}
(para placas COM enrijecedores transversais rígidos ($n_{st}>0$) e sem enrijecedores longitudinais ($n_{sl}=0$)) ou
(para placas com mais de dois enrijecedores longitudinais: $n_{sl} > 2$)

$$\text{Cond}(n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,i} > 0 \wedge n_{sl} = 0) = \text{"Ok!"}$$



$$k_{\tau,slm \text{ in}}(\alpha_1, \alpha_2, k_{\tau sl}) := \begin{cases} k_{\tau,slm \text{ in}} \leftarrow 5.34 + 4.00 \cdot \left(\frac{1}{\min(\alpha_1, \alpha_2)} \right)^2 + k_{\tau sl} & \text{if } \min(\alpha_1, \alpha_2) \geq 1.0 \\ k_{\tau,slm \text{ in}} \leftarrow 4.00 + 5.34 \cdot \left(\frac{1}{\min(\alpha_1, \alpha_2)} \right)^2 + k_{\tau sl} & \text{if } \min(\alpha_1, \alpha_2) < 1.0 \end{cases}$$

$Cond(n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,i} = 0 \wedge n_{sl} = 0) = \text{"No Ok!"}$

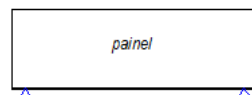


$$k_{\tau,slm\,in}(\alpha_1, \alpha_2, k_{\tau sl}) = 5.559$$

$$k_{\tau} := k_{\tau,slm\,in}(\alpha_1, \alpha_2, k_{\tau sl})$$

k_{τ}
(para placas SEM enrijecedores transversais rígidos ($n_{st}>0$) e sem enrijecedores longitudinais ($n_{sl}=0$))

$Cond(n_{st,n} = 0 \wedge n_{st,i} = 0 \wedge n_{sl} = 0) = \text{"No Ok!"}$



$$k_{\tau,slm\,in}(\alpha_1, \alpha_2) := \begin{cases} k_{\tau,slm\,in} \leftarrow 5.34 & \text{if } \min(\alpha_1, \alpha_2) \geq 1.0 \\ k_{\tau,slm\,in} \leftarrow 4.00 & \text{if } \min(\alpha_1, \alpha_2) < 1.0 \end{cases}$$

$$k_{\tau,slm\,in}(\alpha_1, \alpha_2) = 5.34$$

$$k_{\tau} := k_{\tau,slm\,in}(\alpha_1, \alpha_2)$$

O k_{τ} do caso considerado, portanto vale: $k_{\tau} := 5.559$

Tensão crítica elástica de flambagem

$$\sigma_E := \frac{\pi^2 \cdot E_a \cdot t_w^2}{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot \max[b_{1,m}, (h_w - h_{s,bruta} + b_{2c,m})]^2}$$

$$\sigma_E = 11.376 \text{ MPa}$$

(Tensão de referência: tensão crítica de flambagem elástica para uma placa não-enrijecida comprimida uniaxialmente.)

$$\tau_{cr\_I,i} := k_{\tau} \cdot \sigma_E$$

$$\tau_{cr\_I,i} = 63.24 \text{ MPa}$$

A capacidade resistente deve ser verificada?

$$Cond(h_w, t_w, \eta, \varepsilon, k_{\tau}) := \begin{cases} \text{"Alma não-enrijecida - Verificar a capacidade resistente a flambagem por cisalhamento"} & \text{if } \frac{h_w}{t_w} \geq \frac{72}{\eta} \cdot \varepsilon \\ \text{"Alma não-enrijecida - A capacidade resistente à flambagem por cisalhamento NÃO precisa ser verificada."} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$Cond(h_w, t_w, \eta, \varepsilon, k_{\tau}) = \text{"Alma não-enrijecida - Verificar a capacidade resistente a flambagem por cisalhamento"}$

Esbelteza normalizada ($\lambda_{w,i}$) para o subpainel

$$n_{st,n} := 2 \quad (\text{nst,n: quantidade de enrijecedores transversais nos apoios})$$

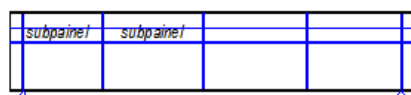
$$n_{st,i} := 2 \cdot 2 \quad (\text{nst,i: quantidade de enrijecedores transversais intermediários})$$

$$n_{sl} := 0 \quad (\text{nsl=0 no subpainel})$$

$Cond(n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,i} > 0 \wedge n_{sl} = 0) = \text{"Ok!"}$

$Cond(n_{st,n} = 0 \wedge n_{st,i} > 0 \wedge n_{sl} = 0) = \text{"No Ok!"}$

"Ok: Há enrijecedores transversais intermediários e não há longitudinais"



$$h_{w\alpha} := \max(h_{w1c}, h_w - h_{w1c})$$

$$h_{w\alpha} = 1.17 \text{ m}$$

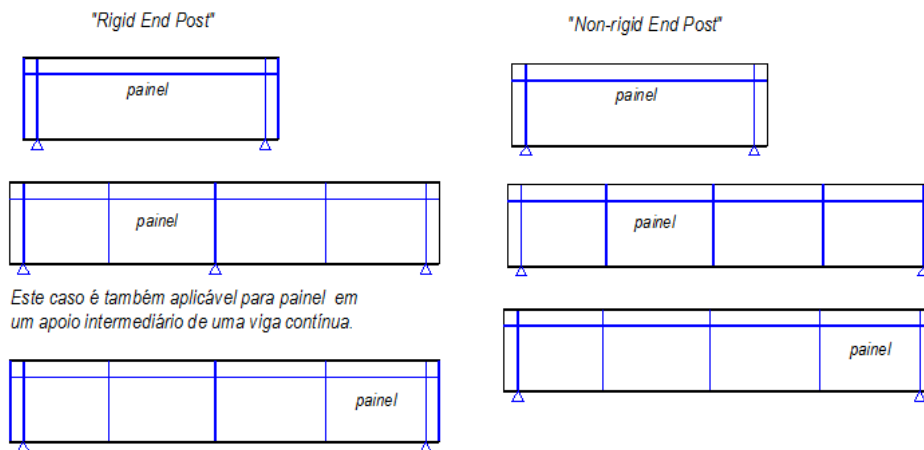
altura do Subpainel com menor razão de aspecto

$Cond(n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,i} > 0 \wedge n_{sl} = 0) = \text{"Ok!"}$

$$\lambda_{w,i} := \frac{h_{w\alpha}}{37.4 \cdot t_w \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\tau}}}$$

$$\lambda_{w,i} = 1.812$$

Capacidade resistente ao esforço cortante



$n_{st,n} := 2$ (nst.n: quantidade de enrijecedores transversais de extremidade - no apoio)

$n_{st,e} := 2$ (nst.e: quantidade de enrijecedores transversais de extremidade - próximo ao apoio)

$Cond(n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,e} = 0) = \text{"No Ok!"}$

"Ok: Enrijecedor transversal de extremidade NÃO-RÍGIDO"

$Cond(n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,e} > 0) = \text{"Ok!"}$

"Ok: Enrijecedor transversal de extremidade RÍGIDO"

Fator de redução - Flambagem GLOBAL devido às tensões cisalhantes
(Assume-se que as bordas fornecem apoio rígido)

$Cond\left(\lambda_{w,t} < \frac{0.83}{\eta}\right) = \text{"No Ok!"}$

$$\chi_{w,t} := \eta$$

$$\chi_{w,t} = 1.2$$

$Cond\left(\frac{0.83}{\eta} \leq \lambda_{w,t} < 1.08\right) = \text{"No Ok!"}$

$$\chi_{w,t} := \frac{0.83}{\lambda_{w,t}}$$

$$\chi_{w,t} = 0.434$$

$Cond(\lambda_{w,t} \geq 1.08 \wedge n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,e} > 0) = \text{"Ok!"}$

$$\chi_{w,t} := \frac{1.37}{(0.7 + \lambda_{w,t})}$$

$$\chi_{w,t} = 0.525$$

$Cond(\lambda_{w,t} \geq 1.08 \wedge n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,e} = 0) = \text{"No Ok!"}$

$$\chi_{w,t} := \frac{0.83}{\lambda_{w,t}}$$

$$\chi_{w,t} = 0.434$$

χ_w para painel total (enrijecido): $\chi_{w,t} := 0.525$

Fator de redução - Flambagem LOCAL devido às tensões cisalhantes
(Assume-se que as bordas e enrijecedores fornecem apoio rígido)

$$\text{Cond}\left(\lambda_{w,i} < \frac{0.83}{\eta}\right) = \text{"No Ok!"}$$

$$\chi_{w,i} := \eta$$

$$\chi_{w,i} = 1.2$$

$$\text{Cond}\left(\frac{0.83}{\eta} \leq \lambda_{w,i} < 1.08\right) = \text{"No Ok!"}$$

$$\chi_{w,i} := \frac{0.83}{\lambda_{w,i}}$$

$$\chi_{w,i} = 0.458$$

$$\text{Cond}\left(\lambda_{w,i} \geq 1.08 \wedge n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,e} > 0\right) = \text{"Ok!"}$$

$$\chi_{w,i} := \frac{1.37}{(0.7 + \lambda_{w,i})}$$

$$\chi_{w,i} = 0.545$$

$$\text{Cond}\left(\lambda_{w,i} \geq 1.08 \wedge n_{st,n} > 0 \wedge n_{st,e} = 0\right) = \text{"No Ok!"}$$

$$\chi_{w,i} := \frac{0.83}{\lambda_{w,i}}$$

$$\chi_{w,i} = 0.458$$

χ_w para painel isolado (subpainel)

$$\chi_{w,i} := 0.545$$

$$\chi_w := \min(\chi_{w,t}, \chi_{w,i})$$

$$\chi_w = 0.525$$

(χ_w : fator de redução para a capacidade resistente da alma isolada, dependendo da esbeltez da alma.

Fator para a contribuição da alma à capacidade resistente de flambagem ao cisalhamento. Tabela 5.1 e Figura 5.2 - EN 1993-1-5:2006.)

$$\text{Cond}(\chi_w, \chi_{w,t}, \chi_{w,i}) := \begin{cases} \text{"Flambagem devido às tensões cisalhantes, do painel enrijecido, é crítica"} & \text{if } \chi_w = \chi_{w,t} \\ \text{"Flambagem devido às tensões cisalhantes, do subpainel, é crítica"} & \text{if } \chi_w = \chi_{w,i} \end{cases}$$

$$\text{Cond}(\chi_w, \chi_{w,t}, \chi_{w,i}) = \text{"Flambagem devido às tensões cisalhantes, do painel enrijecido, é crítica"}$$

Capacidade resistente ao esforço cortante - Contribuição da alma

$$V_{bw,Rd} := \frac{\chi_w \cdot f_{yw} \cdot h_w \cdot t_w}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M1}}$$

$$V_{bw,Rd} = 1373413.942 \text{ N}$$

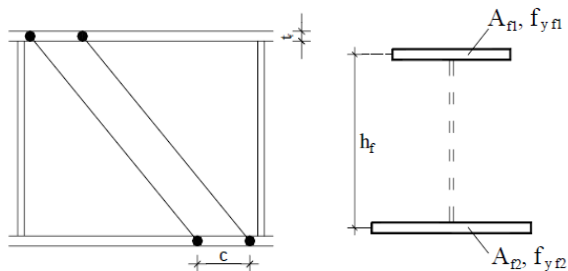
(capacidade resistente da alma, seja, a contribuição da alma)

$$\gamma_{M1} := 1.0$$

$$V_{bw,Rd} := \frac{\chi_w \cdot f_{yw} \cdot h_w \cdot t_w}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M1}}$$

$$V_{bw,Rd} = 1510755.336 \text{ N}$$

g) Contribuição das mesas da seção transversal do tipo I na capacidade resistente à força cortante



$$b_{f,min} := \min(b_{fs}, b_{fi}) \quad t_{f,min} := \min(t_{fs}, t_{fi})$$

$$\text{Cond}(b_{f,min} \leq 2 \cdot 15 \cdot \varepsilon \cdot t_{f,min} + t_w) = \text{"Ok!"}$$

$$A_{f,sup} := t_{fs} \cdot b_{fs} \quad A_{f,sup} = 70 \text{ cm}^2$$

$$A_{f,inf} := t_{fi} \cdot b_{fi} \quad A_{f,inf} = 70 \text{ cm}^2$$

$$A_{f,min} := \min\left[30 \cdot \varepsilon \cdot t_{f,min} + t_w, (b_{f,min})\right] \cdot t_{f,min} \quad A_{f,min} = 70 \text{ cm}^2$$

$$M_{f,k} := A_{f,min} \cdot \left(h_w + \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2}\right) \cdot f_y \quad M_{f,k} = 3926300 \text{ N} \cdot \text{m}$$

$$M_{f,Rd} := \frac{M_{f,k}}{\gamma_{M0}} \quad M_{f,Rd} = 3926300000 \text{ N} \cdot \text{m}$$

(é o momento resistente da seção transversal consistindo da área efetiva somente das mesas EN1993-1-5 - Item 5.4)

$$M_{f,Rd} := \frac{M_{f,k}}{\gamma_{M0}} \cdot \left[1 - \frac{N_{x,Ed}}{\left[\frac{(A_{f,sup} + A_{f,inf}) \cdot f_{yf}}{\gamma_{M0}}\right]}\right] \quad M_{f,Rd} = 3926300 \text{ N} \cdot \text{m}$$

(é o momento resistente plástico REDUZIDO da seção transversal, devido a presença de esforço ax NEd)

$$M_{f,Rd}(M_{f,k}, \gamma_{M0}, N_{x,Ed}) := \begin{cases} M_{f,Rd} \leftarrow \frac{M_{f,k}}{\gamma_{M0}} & \text{if } N_{x,Ed} = 0 \\ M_{f,Rd} \leftarrow \frac{M_{f,k}}{\gamma_{M0}} \cdot \left[1 - \frac{N_{x,Ed}}{\left[\frac{(A_{f,sup} + A_{f,inf}) \cdot f_{yf}}{\gamma_{M0}}\right]}\right] & \text{if } N_{x,Ed} > 0 \end{cases}$$

$$M_{f,Rd}(M_{f,k}, \gamma_{M0}, N_{x,Ed}) = 3926300 \text{ N} \cdot \text{m}$$

$$M_{f,Rd} := M_{f,Rd}(M_{f,k}, \gamma_{M0}, N_{x,Ed})$$

$$c := a \cdot \left(0.25 + \frac{1.6 \cdot b_{f,min} \cdot t_{f,min}^2 \cdot f_{yf}}{t_w \cdot h_w^2 \cdot f_{yw}}\right) \quad c = 1301.136 \text{ mm}$$

$$\text{Cond}(M_{y,Ed}, M_{f,Rd}) := \begin{cases} \text{"As mesas NÃO conseguem transferir completamente as tensões diretas (MN), logo a alma assume a transferência do cisalhamento (V) e do restante das tensões diretas (MN). Sendo assim, é necessário verificar a interação (MN)-V no painel (alma), que absorve cisalhamento (V) e parte das tensões diretas (MN)" if } M_{y,Ed} \geq M_{f,Rd} \\ \text{"As mesas conseguem transferir as tensões diretas (MN), logo a alma transfere somente o cisalhamento (V). Sendo assim, NÃO é necessário verificar a interação (MN)-V no painel (alma), já que o painel absorve somente cisalhamento (V)" if } M_{y,Ed} < M_{f,Rd} \end{cases}$$

$$\text{Cond}(M_{y,Ed}, M_{f,Rd}) := \text{"As mesas conseguem transferir as tensões diretas (MN), logo a alma transfere somente o cisalhamento (V). Sendo assim, NÃO é necessário verificar a interação (MN)-V no painel (alma), já que o painel absorve somente cisalhamento (V)."} \quad \text{if } M_{y,Ed} < M_{f,Rd}$$

$$V_{bf,Rd}(b_{f,min}, t_{f,min}, f_{yf}, c, \gamma_{M1}, M_{y,Ed}, M_{f,Rd}, N_{x,Ed}, A_{f,sup}, A_{f,inf}) := \begin{cases} V_{bf,Rd} \leftarrow \frac{b_{f,min} \cdot t_{f,min}^2 \cdot f_{yf}}{c \cdot \gamma_{M1}} \cdot \left[1 - \left(\frac{M_{y,Ed}}{M_{f,Rd}} \right)^2 \right] & \text{if } M_{y,Ed} < M_{f,Rd} \\ V_{bf,Rd} \leftarrow \frac{b_{f,min} \cdot t_{f,min}^2 \cdot f_{yf}}{c \cdot \gamma_{M1}} \cdot \left[1 - \left(\frac{M_{y,Ed}}{M_{f,Rd}} \right)^2 \right] & \text{if } (M_{y,Ed} = 0 \wedge N_{x,Ed} = 0) \\ V_{bf,Rd} \leftarrow 0 \cdot N & \text{if } M_{y,Ed} \geq M_{f,Rd} \end{cases}$$

$$V_{bf,Rd}(b_{f,min}, t_{f,min}, f_{yf}, c, \gamma_{M1}, M_{y,Ed}, M_{f,Rd}, N_{x,Ed}, A_{f,sup}, A_{f,inf}) = 38197.392 \text{ N}$$

$$V_{bf,Rd} := V_{bf,Rd}(b_{f,min}, t_{f,min}, f_{yf}, c, \gamma_{M1}, M_{y,Ed}, M_{f,Rd}, N_{x,Ed}, A_{f,sup}, A_{f,inf}) \quad (\text{contribuição das mesas})$$

$$Cond(V_{bf,Rd}, V_{bw,Rd}) := \begin{cases} \text{"As mesas NÃO contribuem significativamente na capacidade resistente ao cisalhamento."} & \text{if } V_{bf,Rd} < V_{bw,Rd} \\ \text{"As mesas contribuem significativamente na capacidade resistente ao cisalhamento."} & \text{if } V_{bf,Rd} \geq V_{bw,Rd} \end{cases}$$

$$Cond(V_{bf,Rd}, V_{bw,Rd}) = \text{"As mesas NÃO contribuem significativamente na capacidade resistente ao cisalhamento."}$$

h) Força cortante resistente de cálculo

$$V_{b,Rd} := V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \quad V_{b,Rd} = 1548952.728 \text{ N} \quad (\text{capacidade resistente de cálculo à flambagem ao cisalhamento})$$

$$V_{b,Rd} := \min \left(V_{b,Rd}, \frac{\eta \cdot f_{yw} \cdot h_w \cdot t_w}{\gamma_{M1} \cdot \sqrt{3}} \right) \quad V_{b,Rd} = 1548952.728 \text{ N} \quad Cond \left(V_{b,Rd} \leq \frac{\eta \cdot f_{yw} \cdot h_w \cdot t_w}{\gamma_{M1} \cdot \sqrt{3}} \right) = \text{"Ok!"}$$

10.1.2.2 Validação

	Autora	Da Silva e Gervásio (2006)	Razão Autora/Literatura
Capacidade resistente ao cisalhamento ($V_{b,Rd}$)	1510,8 kN	1496,4 kN	1,0096

10.1.3 Exemplo 2.4-3 (pág.62) apresentado por Beg *et al.* (2010) segundo a norma EN 1993-1-5:2006

10.1.3.1 Planilha de Cálculo

a) Propriedades do aço

As propriedades mecânicas do aço estrutural são dadas na EN10025-2 para grau de aço S355K2 e na EN10025-3 para graus de aço S355N e S355NL.

$$f_y := 355 \cdot \text{MPa} \quad (\text{resistência característica ou nominal escoamento do aço})$$

$$f_{yw} := 355 \cdot \text{MPa} \quad (\text{resistência característica ou nominal escoamento do aço da alma})$$

$$f_{yf} := 355 \cdot \text{MPa} \quad (\text{resistência característica ou nominal escoamento do aço da mesa})$$

$$E_a := 210000 \cdot \text{MPa} \quad (\text{módulo de elasticidade do a})$$

$$\nu := 0.3 \quad (\text{coeficiente de Poisson do aço})$$

$$G := \frac{E_a}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad G = 80769.2 \text{MPa}$$

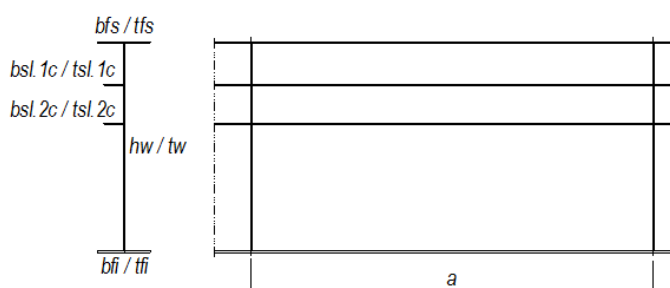
$$\eta(f_y) := \begin{cases} \eta \leftarrow 1.2 & \text{if } 235 \cdot \text{MPa} \leq f_y < 460 \cdot \text{MPa} \\ \eta \leftarrow 1.0 & \text{if } f_y \geq 460 \cdot \text{MPa} \end{cases}$$

$$\eta(f_y) = 1.200 \quad (\text{coeficiente que inclui o aumento da capacidade resistente ao cisalhamento na mesa, esbeltez da alma})$$

$$\eta := \eta(f_y)$$

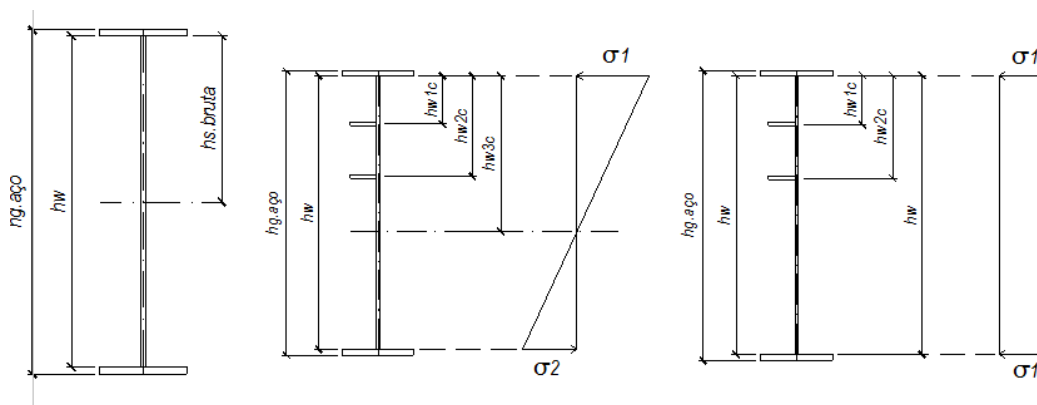
$$\varepsilon := \sqrt{\frac{235 \cdot \text{MPa}}{f_y}} \quad \varepsilon = 0.814 \quad (\text{fator de escoamento})$$

b) Dimensões do painel enrijecido e da seção transversal do tipo I



$a := 1800 \cdot \text{mm}$	(LARGURA DO PAINEL)
$b_{fs} := 500 \cdot \text{mm}$	(largura da mesa superior)
$t_{fs} := 20 \cdot \text{mm}$	(espessura da mesa superior)
$b_{fi} := 500 \cdot \text{mm}$	(largura da mesa inferior)
$t_{fi} := 20 \cdot \text{mm}$	(espessura da mesa inferior)
$t_w := 12 \cdot \text{mm}$	(espessura da alma, ESPESSURA DO PAINEL)
$b_{sl.1c} := 100 \cdot \text{mm}$	(altura da seção retangular sólida do enrijecedor longitudinal 1 comprimido)
$t_{sl.1c} := 10 \cdot \text{mm}$	(espessura da seção retangular sólida do enrijecedor longitudinal 1 comprimido)
$b_{sl.2c} := 100 \cdot \text{mm}$	(altura da seção retangular sólida do enrijecedor longitudinal 2 comprimido)
$t_{sl.2c} := 10 \cdot \text{mm}$	(espessura da seção retangular sólida do enrijecedor longitudinal 2 comprimido)

c) Características geométricas da seção transversal bruta do tipo I



$$h_{g.aço} := 1840 \cdot \text{mm} \quad (\text{altura da Viga I em aço})$$

$$h_w := h_{g.aço} - t_{fs} - t_{fi} \quad h_w = 1800.0 \text{ mm} \quad (\text{altura total da alma da Viga I em aço})$$

$$\alpha := \frac{a}{h_w} \quad \alpha = 1.000$$

$$h_{w1c} := 600 \cdot \text{mm} \quad h_{w1c} = 600.0 \text{ mm} \quad (\text{altura comprimida da alma para o subpainel 1 (face inf.do fl. sup. até o eixo do enrijec. long.1)})$$

$$h_{w2c} := h_{w1c} + 600 \cdot \text{mm} \quad h_{w2c} = 1200.000 \text{ mm} \quad (\text{altura comprimida da alma para o subpainel 1 e (face inf.do fl. sup. até o eixo do enrijec. long.2)})$$

$$A_{bruta} := b_{fs} \cdot t_{fs} + b_{fi} \cdot t_{fi} + h_w \cdot t_w \quad A_{bruta} = 416.0 \text{ cm}^2$$

$$h_{s.bruta} := \frac{-b_{fs} \cdot \frac{t_{fs}^2}{2} + b_{fi} \cdot t_{fi} \cdot \left(h_w + \frac{t_{fi}}{2} \right) + \frac{h_w^2}{2} \cdot t_w}{A_{bruta}}$$

$$h_{s.bruta} = 900.0 \text{ mm}$$

(altura comprimida da alma da Viga I em aço, distância d~~a~~.N.E da viga I em aço à borda inferior do flange superior)

$$I_{y.bruta} := \frac{b_{fs} \cdot t_{fs}^3 + b_{fi} \cdot t_{fi}^3}{12} + b_{fs} \cdot t_{fs} \cdot \left(h_{s.bruta} + \frac{t_{fs}}{2} \right)^2 + b_{fi} \cdot t_{fi} \cdot \left(h_w - h_{s.bruta} + \frac{t_{fi}}{2} \right)^2 + \frac{t_w \cdot h_w^3}{12} + h_w \cdot t_w \cdot \left(\frac{h_w}{2} - h_{s.bruta} \right)^2$$

$$I_{y.bruta} = 2239466.7 \text{ cm}^4$$

$$h_{w3c} := h_{s.bruta}$$

$$h_{w3c} = 900.0 \text{ mm}$$

(altura comprimida da alma para os subpainéis 1, 2 e 3 (face inf. d~~a~~.l. sup. até a L.N. da viga I))

$$W_{y.el.s.bruta} := \frac{I_{y.bruta}}{h_{s.bruta}}$$

$$W_{y.el.s.bruta} = 24882.963 \text{ cm}^3$$

(tensão na borda superior da alma da Viga I em aço)

$$W_{y.el.i.bruta} := \frac{I_{y.bruta}}{h_w - h_{s.bruta}}$$

$$W_{y.el.i.bruta} = 24882.963 \text{ cm}^3$$

(tensão na borda inferior da alma da Viga I em aço)

d) Tensões normais longitudinais solicitantes de cálculo

COMPRESSÃO

$$\sigma_{x.1.n} := 100 \cdot \text{MPa}$$

(tensão de COMPRESSÃO(+) no PAINEL)

$$\sigma_{x.2.n} := \sigma_{x.1.n}$$

$$\psi_n := 1$$

$$\sigma_{x.sl1.n} := \sigma_{x.1.n}$$

$$\sigma_{x.sl1.n} = 100.000 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{x.sl2.n} := \sigma_{x.1.n}$$

$$\sigma_{x.sl2.n} = 100.000 \text{ MPa}$$

FLEXÃO

$$\sigma_{x.1.m} := 0 \cdot \text{MPa}$$

(tensão de COMPRESSÃO(+) no PAINEL)

$$\sigma_{x.2.m} := 0 \cdot \text{MPa}$$

(tensão de TRAÇÃO (-) no PAINEL)

COMPRESSÃO + FLEXÃO

$$\sigma_{x.1.nm} := \sigma_{x.1.n} + \sigma_{x.1.m} \quad \sigma_{x.1.nm} = 100.000 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{x.sl1.nm} := \sigma_{x.sl1.n} + \sigma_{x.sl1.m} \quad \sigma_{x.sl1.nm} = 100.000 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{x.sl2.nm} := \sigma_{x.sl2.n} + \sigma_{x.sl2.m} \quad \sigma_{x.sl2.nm} = 100.000 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{x.2.nm} := \sigma_{x.1.n} + \sigma_{x.2.m} \quad \sigma_{x.2.nm} = 100.000 \text{ MPa}$$

$$\psi_{nm} := \frac{\sigma_{x.2.nm}}{\sigma_{x.1.nm}} \quad \psi_{nm} = 1.000$$

$$h_{w3c} := h_{s.bruta} \quad h_{w3c} = 900.0 \text{ mm} \quad (\text{altura comprimida da alma para os subpainéis 1, 2 e 3 (face inf. dól. sup. até a L.N. da viga)})$$

e) Método da Largura Efetiva - Larguras efetivas – Contabilização da flambagem localPAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Compressão Pura*(Subpainéis com tensão de Compressão)**Placa enrijecida com 2 enrijecedores na zona comprimida*Subpainel 1 *(Subpainel com tensão de Compressão)*

$$b_{1.n} := h_{w1c} - \frac{t_{sl.1c}}{2} \quad b_{1.n} = 595.000 \text{ mm} \quad (\text{altura do subpainel 1})$$

$$\psi_{1.n} := \frac{\sigma_{x.sl1.n}}{\sigma_{x.1.n}} \quad \psi_{1.n} = 1.000 \quad (\text{razão entre as tensões extremas do subpainel 1})$$

$$\text{Cond}(\psi_{1.n} > 0) = \text{"Ok!"}$$

$$k_{\sigma1\_AA}(\psi_{1.n}) := \begin{cases} k_{\sigma} \leftarrow 4.0 & \text{if } \psi_{1.n} = 1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow \frac{8.2}{(1.05 + \psi_{1.n})} & \text{if } 1.0 > \psi_{1.n} > 0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 7.81 & \text{if } \psi_{1.n} = 0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 7.81 - 6.29 \cdot \psi_{1.n} + 9.78 \cdot \psi_{1.n}^2 & \text{if } 0 > \psi_{1.n} > -1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 23.9 & \text{if } \psi_{1.n} = -1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 5.98 \cdot (1 - \psi_{1.n})^2 & \text{if } -1.0 > \psi_{1.n} \geq -3.0 \end{cases}$$

$$k_{\sigma1\_AA}(\psi_{1.n}) = 4.000$$

$$k_{\sigma1.n} := k_{\sigma1\_AA}(\psi_{1.n}) \quad (\text{coeficiente de flambagem do subpainel 1})$$

$$\lambda_{p1.n} := \sqrt{\frac{f_y}{k_{\sigma1.n} \cdot \left[\frac{\pi^2 \cdot E_a}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t_w}{b_{1.n}} \right)^2 \right]}} \quad \lambda_{p1.n} = 1.072 \quad (\text{esbeltez relativa da placa})$$

$$\lambda_{p1.n} := \frac{\frac{b_{1.n}}{t_w}}{28.4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma1.n}}} \quad \lambda_{p1.n} = 1.073 \quad (\text{parâmetro de esbeltez})$$

$$\rho_{1\_AA}(\lambda_{p1.n}, \psi_{1.n}) := \begin{cases} \rho_1 \leftarrow 1.0 & \text{if } \lambda_{p1.n} \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_{1.n}} \\ \rho_1 \leftarrow \frac{\lambda_{p1.n} - 0.055 \cdot (3 + \psi_{1.n})}{\lambda_{p1.n}^2} & \text{if } \lambda_{p1.n} > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_{1.n}} \end{cases}$$

$$\rho_{1\_AA}(\lambda_{p1.n}, \psi_{1.n}) = 0.741$$

$$\rho_{1.n} := \rho_{1\_AA}(\lambda_{p1.n}, \psi_{1.n}) \quad (\text{fator de redução da área do subpainel (alma) para levar em conta a flambagem local do subpainel 1})$$

$$\text{Cond}(\rho_{1.n}) := \begin{cases} \text{"Há redução, pois ocorre flambagem local do subpainel"} & \text{if } \rho_{1.n} < 1.0 \\ \text{"Não há redução, pois NÃO ocorre flambagem local do subpainel"} & \text{if } \rho_{1.n} \geq 1.0 \end{cases}$$

$$\text{Cond}(\rho_{1.n}) = \text{"Há redução, pois ocorre flambagem local do subpainel"}$$

Larguras brutas

$$b_{1.borda.n} := 0.5 \cdot b_{1.n} \quad b_{1.borda.n} = 297.500 \text{ mm}$$

$$b_{1.inf.n} := 0.5 \cdot b_{1.n} \quad b_{1.inf.n} = 297.500 \text{ mm}$$

$$\text{Cond}(b_{1.borda.n} + b_{1.inf.n} = b_{1.n}) = \text{"Ok!"}$$

Larguras efetivas

$$b_{1.eff.n} := \rho_{1.n} \cdot b_{1.n} \quad b_{1.eff.n} = 440.850 \text{ mm}$$

$$b_{1.borda.eff.n} := 0.5 \cdot b_{1.eff.n} \quad b_{1.borda.eff.n} = 220.425 \text{ mm}$$

$$b_{1.inf.eff.n} := 0.5 \cdot b_{1.eff.n} \quad b_{1.inf.eff.n} = 220.425 \text{ mm}$$

$$x_{1.eff.n} := b_{1.n} - b_{1.eff.n} \quad x_{1.eff.n} = 154.150 \text{ mm} \quad (\text{parte desprezada do subpainel da alma})$$

Subpainel 2 (Subpainel com tensão de Compressão)

$$b_{2.n} := h_{w2c} - h_{w1c} - \frac{t_{sl.1c}}{2} - \frac{t_{sl.2c}}{2} \quad b_{2.n} = 590.000 \text{ mm} \quad (\text{altura do subpainel})$$

$$\psi_{2.n} := \frac{\sigma_{x.sl2.n}}{\sigma_{x.sl1.n}} \quad \psi_{2.n} = 1.000 \quad (\text{razão entre as tensões extremas do subpainel})$$

$$\text{Cond}(\psi_{2.n} > 0) = \text{"Ok!"}$$

Subpainel 3 (Subpainel com tensão de **Compressão**)

$$b_{3,n} := h_w - h_{w2c} - \frac{t_{sl,2c}}{2} \quad \boxed{b_{3,n} = 595.000mm} \quad (\text{altura da parte comprimida do subpainel 3})$$

$$\psi_{3,n} := \frac{\sigma_{x,1,n}}{\sigma_{x,sl2,n}} \quad \boxed{\psi_{3,n} = 1.000} \quad (\text{razão entre as tensões extremas do subpainel 3})$$

$$\text{Cond}(\psi_{3,n} < 0) = \text{"No Ok!"}$$

$$k_{\sigma3\_AA}(\psi_{3,n}) := \begin{cases} k_{\sigma} \leftarrow 4.0 & \text{if } \psi_{3,n} = 1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow \frac{8.2}{(1.05 + \psi_{3,n})} & \text{if } 1.0 > \psi_{3,n} > 0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 7.81 & \text{if } \psi_{3,n} = 0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 7.81 - 6.29 \cdot \psi_{3,n} + 9.78 \cdot \psi_{3,n}^2 & \text{if } 0 > \psi_{3,n} > -1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 23.9 & \text{if } \psi_{3,n} = -1.0 \\ k_{\sigma} \leftarrow 5.98 \cdot (1 - \psi_{3,n})^2 & \text{if } -1.0 > \psi_{3,n} \geq -3.0 \end{cases}$$

$$\boxed{k_{\sigma3\_AA}(\psi_{3,n}) = 4.000}$$

$$\boxed{k_{\sigma3,n} := k_{\sigma3\_AA}(\psi_{3,n})} \quad (\text{coeficiente de flambagem do subpainel 3})$$

$$\varepsilon := \sqrt{\frac{235 \cdot \frac{N}{mm^2}}{f_y}} \quad \boxed{\varepsilon = 0.814}$$

$$\lambda_{p3,n} := \sqrt{\frac{f_y}{k_{\sigma3,n} \cdot \left[\frac{\pi^2 \cdot E_a}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t_w}{b_{3,n}} \right)^2 \right]}} \quad \boxed{\lambda_{p3,n} = 1.072} \quad (\text{esbeltez relativa da placa (parâmetro de esbeltez)})$$

$$\lambda_{p3,n} := \frac{\frac{b_{3,n}}{t_w}}{28.4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma3,n}}} \quad \boxed{\lambda_{p3,n} = 1.073}$$

$$\rho_{3\_AA}(\lambda_{p3,n}, \psi_{3,n}) := \begin{cases} \rho_3 \leftarrow 1.0 & \text{if } \lambda_{p3,n} \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_{3,n}} \\ \rho_3 \leftarrow \frac{\lambda_{p3,n} - 0.055 \cdot (3 + \psi_{3,n})}{\lambda_{p3,n}^2} & \text{if } \lambda_{p3,n} > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \cdot \psi_{3,n}} \end{cases}$$

$$\boxed{\rho_{3\_AA}(\lambda_{p3,n}, \psi_{3,n}) = 0.741}$$

$$\boxed{\rho_{3,n} := \rho_{3\_AA}(\lambda_{p3,n}, \psi_{3,n})} \quad (\text{fator de redução para levar em conta a flambagem local do subpainel 3})$$

$$\text{Cond}(\rho_{3,n}) := \begin{cases} \text{"Há redução, pois ocorre flambagem local do subpainel!"} & \text{if } \rho_{3,n} < 1.0 \\ \text{"Não há redução, pois NÃO ocorre flambagem local do subpainel!"} & \text{if } \rho_{3,n} \geq 1.0 \end{cases}$$

$$\boxed{\text{Cond}(\rho_{3,n}) = \text{"Há redução, pois ocorre flambagem local do subpainel!"}}$$

Larguras brutas

$$b_{3.sup.n} := 0.5 \cdot b_{3.n}$$

$$b_{3.sup.n} = 297.500 \text{ mm}$$

$$b_{3.borda.n} := 0.5 \cdot b_{3.n}$$

$$b_{3.borda.n} = 297.500 \text{ mm}$$

$$\text{Cond}(b_{3.sup.n} + b_{3.borda.n} = b_{3.n}) = \text{"Ok!"}$$

Larguras efetivas

$$b_{3.eff.n} := \rho_{3.n} \cdot b_{3.n}$$

$$b_{3.eff.n} = 440.850 \text{ mm}$$

$$b_{3.sup.eff.n} := 0.5 \cdot b_{3.eff.n}$$

$$b_{3.sup.eff.n} = 220.425 \text{ mm}$$

$$b_{3.borda.eff.n} := 0.5 \cdot b_{3.eff.n}$$

$$b_{3.borda.eff.n} = 220.425 \text{ mm}$$

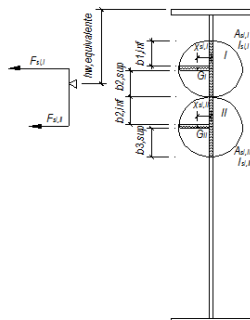
$$x_{3.eff.n} := b_{3.c} - b_{3.eff.n}$$

$$x_{3.eff.n} = 154.150 \text{ mm}$$

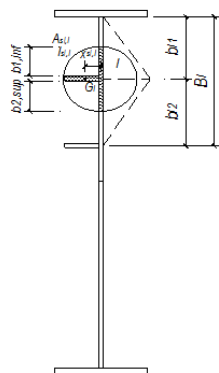
f) Método da Largura Efetiva - Flambagem global – Comportamento Tipo Placa

Cálculo da Tensão Crítica Elástica de Flambagem "Tipo Placa" para a placa enrijecida - Placa com 2 enrijecedores na zona comprimida - Anexo A (A.2)

PAINEL (Alma da Viga I em Aço) sujeito à Compressão Pura



Flambagem do Enrijecedor I (comprimido), considerando o Enrijecedor II (comprimido) como apoio rígido



$$A_{sl.1} := b_{sl.1c} \cdot t_{sl.1c} \quad \boxed{A_{sl.1} = 10.000cm^2} \quad (\text{área do enrijecedor longitudinal 1})$$

$$b_{w.I.n} := b_{1.inf.n} + b_{2.sup.n} + t_{sl.1c} \quad \boxed{b_{w.I.n} = 602.500mm} \quad (\text{largura de participação da alma})$$

$$cond(b_{1.n}, b_{2.n}) := \begin{cases} "bwI.n \text{ diferente de } b_{1.n/2} + b_{2.n/2}" & \text{if } b_{1.n} \neq b_{2.n} \\ "bwI \text{ igual a } b_{1.n/2} + b_{2.n/2}" & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$Cond(b_{1.n} \neq b_{2.n}) = "Ok!"$$

$$cond(b_{1.n}, b_{2.n}) = "bwI.n \text{ diferente de } b_{1.n/2} + b_{2.n/2}"$$

$$Cond\left(b_{w.I.n} \neq \frac{b_{1.n} + b_{2.n}}{2}\right) = "Ok!"$$

$$A_{w.I.n} := (b_{1.inf.n} + b_{2.sup.n} + t_{sl.1c}) \cdot t_w \quad \boxed{A_{w.I.n} = 72.300cm^2} \quad (\text{área de participação da alma})$$

$$A_{sl.I.n} := A_{sl.1} + A_{w.I.n} \quad \boxed{A_{sl.I.n} = 82.300cm^2} \quad (\text{área da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal 1 + a participação da alma})$$

$$G_{y_{sl.I.n}} := \frac{(A_{w.I.n} \cdot 0 \cdot cm) + A_{sl.1} \cdot \left(\frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl.1c}}{2}\right)}{(A_{sl.1} + A_{w.I.n})} \quad \boxed{G_{y_{sl.I.n}} = 6.804mm} \quad (\text{distância entre o eixo da alma, e o c.g. da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal 1 + a contribuição da placa})$$

$$I_{z_{sl.I.n}} := \frac{b_{w.I.n} \cdot t_w^3}{12} + \frac{t_{sl.1c} \cdot b_{sl.1c}^3}{12} + (A_{w.I.n} \cdot G_{y_{sl.I.n}}^2) + \left[A_{sl.1} \cdot \left(\frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl.1c}}{2} - G_{y_{sl.I.n}}\right)^2 \right]$$

$$\boxed{I_{z_{sl.I.n}} = 367.505cm^4} \quad (\text{momento de inércia da seção T formada pelo enrijecedor longitudinal 1 mais a participação da alma})$$

$$b_{I.1.n} := h_{w1c} \quad \boxed{b_{I.1.n} = 600.000mm} \quad \psi_{I.1.n} := \psi_{1.n} \quad \boxed{\psi_{I.1.n} = 1.000}$$

$$b_{I.2.n} := h_{w2c} - h_{w1c} \quad \boxed{b_{I.2.n} = 600.000mm} \quad \psi_{I.2.n} := \psi_{2.n} \quad \boxed{\psi_{I.2.n} = 1.000}$$

$$B_{I.n} := b_{I.1.n} + b_{I.2.n} \quad \boxed{B_{I.n} = 1200.000mm} \quad \psi_{I.n} := \frac{\sigma_{x.sl2.n}}{\sigma_{x.1.n}} \quad \boxed{\psi_{I.n} = 1.000}$$

$$a_{c.I.n} := 4.33 \cdot \sqrt{\frac{I_{z_{sl.I.n}} \cdot b_{I.1.n}^2 \cdot b_{I.2.n}^2}{t_w^3 \cdot B_{I.n}}} \quad \boxed{a_{c.I.n} = 2997.600mm} \quad Cond(a_{c.I.n} > a) = "Ok!"$$

$$Cond(a_{c.I.n}) := \begin{cases} "A \text{ coluna flamba no primeiro modo (Modo 1 onda).}" & \text{if } a_{c.I.n} < a \\ "A \text{ coluna NÃO flamba no primeiro modo (Modo 1 onda).}" & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$Cond(a_{c.I.n}) = "A \text{ coluna NÃO flamba no primeiro modo (Modo 1 onda).}"$$

$$I_{z.sl.II.n} := \frac{b_{w.II.n} \cdot t_w^3}{12} + \frac{t_{sl.2c} \cdot b_{sl.2c}^3}{12} + \left(A_{w.II.n} \cdot G_{y.sl.II.n}^2 \right) + \left[A_{sl.2} \cdot \left(\frac{t_w}{2} + \frac{b_{sl.2c}}{2} - G_{y.sl.II.n} \right)^2 \right]$$

$$I_{z.sl.II.n} = 367.505 \text{ cm}^4$$

(momento de inércia **dseção** formada pelo enrijecedor longitudinal 1 mais a participação da alma)

$$b_{II.1.n} := h_{w2c} - h_{w1c}$$

$$b_{II.1.n} = 600.000 \text{ mm}$$

$$\psi_{II.1.n} := \psi_{2.n}$$

$$\psi_{II.1.n} = 1.000$$

$$b_{II.2.n} := h_w - h_{w2c}$$

$$b_{II.2.n} = 600.000 \text{ mm}$$

$$\psi_{II.2.n} := \psi_{3.n}$$

$$\psi_{II.2.n} = 1.000$$

$$B_{II.n} := b_{II.1.n} + b_{II.2.n}$$

$$B_{II.n} = 1200.000 \text{ mm}$$

$$\psi_{II.n} := \frac{\sigma_{x.1.n}}{\sigma_{x.sl.1.n}}$$

$$\psi_{II.n} = 1.000$$

$$a_{c.II.n} := 4.33 \cdot \sqrt{\frac{I_{z.sl.II.n} \cdot b_{II.1.n}^2 \cdot b_{II.2.n}^2}{t_w^3 \cdot B_{II.n}}}$$

$$a_{c.II.n} = 2997.600 \text{ mm}$$

$$\text{Cond}(a_{c.II.n} > a) = \text{"Ok!"}$$

$$\text{Cond}(a_{c.I.n}) := \begin{cases} \text{"A coluna flamba no primeiro modo (Modo 1 onda)."} & \text{if } a_{c.I.n} < a \\ \text{"A coluna NÃO flamba no primeiro modo (Modo 1 onda)."} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\text{Cond}(a_{c.I.n}) = \text{"A coluna NÃO flamba no primeiro modo (Modo 1 onda)."} "$$

Tensão crítica elástica de flambagem ignorando os enrijecedores na zona tracionada (caso existam).

$$\sigma_{cr.sl.II} \left(E_a, A_{sl.II.n}, I_{z.sl.II.n}, t_w, B_{II.n}, b_{II.1.n}, b_{II.2.n}, a, a_{c.II.n}, \nu \right) := \begin{cases} \sigma_{cr.sl.II} \leftarrow \frac{1.05 \cdot E_a}{A_{sl.II.n}} \cdot \frac{\sqrt{I_{z.sl.II.n} \cdot t_w^3 \cdot B_{II.n}}}{b_{II.1.n} \cdot b_{II.2.n}} & \text{if } a \geq a_{c.II.n} \\ \sigma_{cr.sl.II} \leftarrow \frac{\pi^2 \cdot E_a \cdot I_{z.sl.II.n}}{A_{sl.II.n} \cdot a^2} + \frac{E_a \cdot t_w^3 \cdot B_{II.n} \cdot a^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot A_{sl.II.n} \cdot b_{II.1.n}^2 \cdot b_{II.2.n}^2} & \text{if } a < a_{c.II.n} \end{cases}$$

$$\sigma_{cr.sl.II} \left(E_a, A_{sl.II.n}, I_{z.sl.II.n}, t_w, B_{II.n}, b_{II.1.n}, b_{II.2.n}, a, a_{c.II.n}, \nu \right) = 322.472 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{cr.sl.II.n} := \sigma_{cr.sl.II} \left(E_a, A_{sl.II.n}, I_{z.sl.II.n}, t_w, B_{II.n}, b_{II.1.n}, b_{II.2.n}, a, a_{c.II.n}, \nu \right)$$

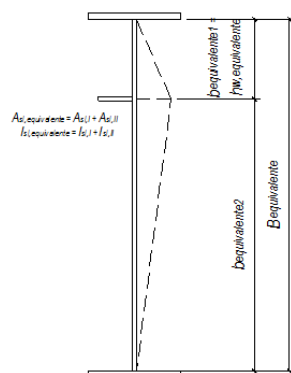
$$\sigma_{cr.sl.II.n} = 322.472 \text{ MPa}$$

A tensão é uniforme sobre a altura b da placa, logo a tensão crítica de flambagem da placa seria igual a tensão crítica calculada para a flambagem do enrijecedor no apoio elástico.

$$\sigma_{cr.p.II.n} := \sigma_{cr.sl.II.n}$$

$$\sigma_{cr.p.II.n} = 322.472 \text{ MPa}$$

Flambagem dos Enrijecedores I e II (comprimidos), considerando-os como um único Enrijecedor Equivalente ("Lumped")



$$A_{sl.equivalente.n} := A_{sl.I.n} + A_{sl.II.n}$$

$$A_{sl.equivalente.n} = 16460.000 \text{ mm}^2$$

$$I_{sl.equivalente.n} := I_{z.sl.I.n} + I_{z.sl.II.n}$$

$$I_{sl.equivalente.n} = 7350096.752 \text{ mm}^4$$

$$F_{sl.I.n} := A_{sl.I.n} \cdot \sigma_{x.sl.I.n}$$

$$F_{sl.I.n} = 823000.000 \text{ N}$$

$$F_{sl.II.n} := A_{sl.II.n} \cdot \sigma_{x.sl.II.n}$$

$$F_{sl.II.n} = 823000.000 \text{ N}$$

$$h_{w.equivalente.n} := \frac{F_{sl.II.n}}{F_{sl.I.n} + F_{sl.II.n}} \cdot (h_{w2c} - h_{w1c}) + h_{w1c}$$

$$h_{w.equivalente.n} = 900.000 \text{ mm}$$

$$b_{equivalente1.n} := h_{w.equivalente.n}$$

$$b_{equivalente1.n} = 900.000 \text{ mm}$$

$$b_{equivalente2.n} := h_w - h_{w.equivalente.n}$$

$$b_{equivalente2.n} = 900.000 \text{ mm}$$

$$B_{equivalente.n} := h_w$$

$$B_{equivalente.n} = 1800.000 \text{ mm}$$

$$a_{c.equivalente.n} := 4.33 \cdot \sqrt{\frac{I_{sl.equivalente.n} \cdot b_{equivalente1.n}^2 \cdot b_{equivalente2.n}}{t_w^3 \cdot B_{equivalente.n}}}$$

$$a_{c.equivalente.n} = 4831.696 \text{ mm}$$

$$\text{Cond}(a_{c.equivalente.n} > a) = \text{"Ok 1"}$$

$$\text{Cond}(a_{c.I.n}) := \begin{cases} \text{"A coluna flamba no primeiro modo (Modo 1 onda)."} & \text{if } a_{c.I.n} < a \\ \text{"A coluna NÃO flamba no primeiro modo (Modo 1 onda)."} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\text{Cond}(a_{c.I.n}) = \text{"A coluna NÃO flamba no primeiro modo (Modo 1 onda)."}$$

Tensão crítica elástica de flambagem ignorando os enrijecedores na zona tracionada (caso existam)

$$\sigma_{cr.sl.equivalente} \left(E_a \cdot A_{sl.equivalente.n} \cdot I_{sl.equivalente.n} \cdot t_w \cdot h_w \cdot b_{equivalente1.n} \cdot b_{equivalente2.n} \cdot a_{c.equivalente.n} \right) := \begin{cases} \sigma_{cr.sl.equivalente} \left(\frac{1.05 \cdot E_a}{A_{sl.equivalente.n} \cdot b_{equivalente1.n} \cdot b_{equivalente2.n}} \cdot \sqrt{I_{sl.equivalente.n} \cdot t_w^3 \cdot h_w} \right) & \text{if } a \geq a_{c.equivalente.n} \\ \sigma_{cr.sl.equivalente} \left(\frac{\pi^2 \cdot E_a \cdot I_{sl.equivalente.n}}{A_{sl.equivalente.n} \cdot a^2} + \frac{E_a \cdot t_w^3 \cdot B_{equivalente.n} \cdot a^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot A_{sl.equivalente.n} \cdot b_{equivalente1.n}^2 \cdot b_{equivalente2.n}} \right) & \text{if } a < a_{c.equivalente.n} \end{cases}$$

$$\sigma_{cr.sl.equivalente} \left(E_a \cdot A_{sl.equivalente.n} \cdot I_{sl.equivalente.n} \cdot t_w \cdot h_w \cdot b_{equivalente1.n} \cdot b_{equivalente2.n} \cdot a_{c.equivalente.n} \right) = 291.107 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{cr.sl.equivalente.n} := \sigma_{cr.sl.equivalente} \left(E_a \cdot A_{sl.equivalente.n} \cdot I_{sl.equivalente.n} \cdot t_w \cdot h_w \cdot b_{equivalente1.n} \cdot b_{equivalente2.n} \cdot a_{c.equivalente.n} \right)$$

$$\sigma_{cr.sl.equivalente.n} = 291.107 \text{ MPa}$$

A tensão é uniforme sobre a altura b da placa, logo a tensão crítica de flambagem da placa seria igual a tensão crítica calculada para a flambagem do enrijecedor no apoio elástico.

$$\sigma_{cr.p.equivalente.n} := \sigma_{cr.sl.equivalente.n}$$

$$\sigma_{cr.p.equivalente.n} = 291.107 \text{ MPa}$$

g) Método da Largura Efetiva – Tensão crítica de flambagem elástica

Tensão crítica de flambagem "Tipo Placa" da placa enrijecida com 2 enrijecedores na zona comprimida

$$\sigma_{cr.p\_I.II.equivalente.n} = \min(\sigma_{cr.p.I.n}, \sigma_{cr.p.II.n}, \sigma_{cr.p.equivalente.n}) \quad \sigma_{cr.p\_I.II.equivalente.n} = 291,107 \text{ MPa}$$

$$\phi_{cr.p\_I.II.equivalente.n} = \frac{\sigma_{cr.p\_I.II.equivalente.n}}{\sigma_{x.1.nm}} \quad \phi_{cr.p\_I.II.equivalente.n} = 2,911 \quad (\phi_{cr.p} : \text{fator crítico de flambagem})$$

10.1.3.2 Validação

	Autora	Beg et al. (2010)	Razão Autora/Literatura
Tensão crítica elástica de flambagem - Enrijecedor I ($\sigma_{cr,p-I}$)	322,47 MPa	322 MPa	1,001
Tensão crítica elástica de flambagem no - Enrijecedor II ($\sigma_{cr,p-II}$)	322,47 MPa	322 MPa	1,001
Tensão crítica elástica de flambagem - Equivalente ($\sigma_{cr,p-eq}$)	291,11 MPa	290 MPa	1,004

10.2 Validação da planilha de cálculo desenvolvida no *Microsoft Office Excel*, baseada na recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979)

10.2.1 Exemplo 4.2.1 (pág.101) apresentado pela recomendação alemã DAST Richtlinie 012 (SCHEER *et al.*, 1979)

10.2.1.1 Planilha de Cálculo

CÁLCULO DE FLAMBAGEM DE PAINEL SEGUNDO A NORMA Ri012

Atenção: sinal positivo para tensões de compressão.

y tomado a partir da face do flange inferior até o centro da nervura ou de centro à centro de nervura.

Dados de entrada:

Largura do painel (a):	300,0	cm
Altura total do perfil (h):	206,0	cm
Espessura do painel (t):	0,800	cm
Espessura do flange superior (tfs):	2,00	cm
Espessura do flange inferior (tfi):	4,00	cm
Tensão na face do flange superior (σ_{xs}):	1,293	t/cm ²
Tensão na face do flange inferior (σ_{xi}):	-0,647	t/cm ²
Tensão de cisalhamento no painel (τ):	0,318	t/cm ²
Tensão devido a força normal (σ_x):	0,000	t/cm ²
Raio de giração (iy):		cm
Valor de "c" na borda do painel inferior:		cm
Carga (Py) na borda inferior do painel global:		t
Tipo de distribuição σ_y (Bulbo = 0° ou ϕ°):		
Limite de escoamento do aço (σ_F):	2,40	t/cm ²
E_a :	2100	t/cm ²
Caso:	Hz	(H ou Hz)

Dados do Painel Global

2 nervuras

γ_L	δ_L	$\Sigma \gamma_L$	$\Sigma \delta_L$	ϕb	α	f_τ	f_σ
46,6	0,056			-0,48	1,50	0,84	

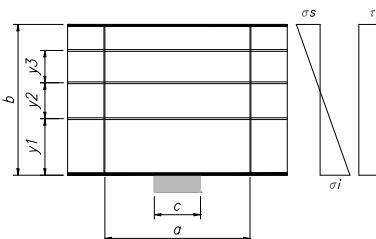
k_σ	77,9	(tabela:)	pág.:)
k_τ	23,2	(tabela:)	pág.:)
S^*	0,70	(tabela:)	pág.:)
γ_L	0,0	Se $K_{sigma}=K_{sigma}$ limite entre com o Gama Limite da tabela senão	

ϕ_{Py1ki}	1,00	(Fator de engastamento no Flange inferior)

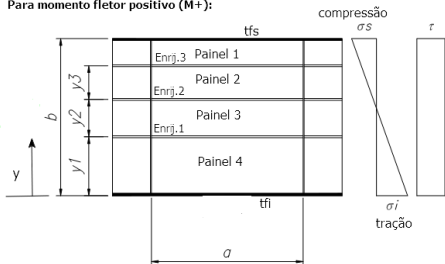
Resultados

Painel	Sem σ_y			Com σ_y			Nervuras		
	exist νB^*	nec νB^*	Verif.	exist νB^*	nec νB^*	Verif.	σ_{max}	σ_F	Verif.
1	1,39	1,20	OK	0,86					
2	2,12	1,20	OK	0,56					
3	2,14	1,16	OK	0,54					
4									
5									
6									
Global	1,19	1,21	NOK	1,0					

Enrijecedores								
Nº	y	yac	bfl	tfl	hw	tw	vão	f(x)
	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	(cm)	vão
1	104,0	104,0	5,0	0,60	10,00	0,60	300,0	400
2	50,0	154,0	5,0	0,60	10,00	0,60	300,0	400
3								
4								
5								
6								
7								
8								
7								
8								
9								
10								
11								
12								
13								
14								
15								
16								
17								
18								
19								
20								



Para momento fletor positivo (M+):



CÁLCULO DE FLAMBAGEM DE PAINEL SEGUNDO A NORMA A Ri012

Painéis Isolados = Paineis Tracionado

Painel		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
a	cm	300,0	300,0	300,0	300,0						
h	cm	206,0	206,0	206,0	206,0						
tw	cm	0,80	0,80	0,80	0,80						
tfs	cm	2,00	2,00	2,00	2,00						
tft	cm	4,00	4,00	4,00	4,00						
σs	t/cm2	1,293	1,293	1,293							
σi	t/cm2	-0,647	-0,647	-0,647							
τ	t/cm2	0,318	0,318	0,318							
σF	t/cm2	2,4	2,4	2,4							
Caso		Hz	Hz	Hz							
b _b	cm	200,0	200,0	200,0	200,0						
Local		Superior	Superior	Superior							
Nº Nervs		2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
y _i	cm	154,00	104,00	4,00							
y _s	cm	204,00	154,00	104,00							
b	cm	50,00	50,00	100,00							
α		6,00	6,00	3,00							
σ _i	t/cm2	0,804	0,333	-0,609							
σ _s	t/cm2	1,275	0,804	0,333							
σ _{x1}	t/cm2	1,275	0,804	0,333							
σ _{x2}	t/cm2	0,804	0,333	-0,609							
Ψ		0,63	0,41	-1,00							
σ _v	t/cm2	1,388	0,974	0,644							
σ _e	t/cm2	0,486	0,486	0,121							
k'		7,64	7,64	7,64							
k''		23,90	23,90	23,90							
k σ		4,85	5,55	23,90							
k τ		5,45	5,45	5,78							
σ _{x1ki}	t/cm2	2,358	2,696	2,903							
τ _{ki}	t/cm2	2,649	2,649	0,703							
σ _{vki}	t/cm2	2,470	2,931	1,378							
λ _{bv}		0,986	0,905	1,320							
σ _{bvk}	t/cm2	0,807	0,861	0,574							
Ψ _b		-0,48	-0,48	-0,48							
nec vB(σ _x)		1,20	1,20	1,20							
nec vB(τ)		1,16	1,16	1,16							
exist vB*		1,39	2,12	2,14							
σ _{xki} / σ _{x1ki}		0,0057	0,0050	0,0046							
Flamb.Col.		Não há	Não há	Não há							
σ _{b1ki}		0,531	0,335	0,139							
σ _{b1ki} INF		0,500	0,300	0,100							
σ _{b1ki} SUP		0,600	0,400	0,200							
(σ _{vk} / σ _k - 1) INF		0,317	0,206	0,155							
(σ _{vk} / σ _k - 1) SUP		0,383	0,258	0,168							
(σ _{vk} / σ _k - 1)		0,337	0,224	0,160							
nec vBS		0,80	0,94	1,01							
nec vB*		1,20	1,20	1,16							
Verif		OK	OK	OK							

Painel Global

Σγ _L	95,5
Σδ _L	0,11
σ _{sp}	1,275
σ _{ip}	-0,609
σ _{x1}	1,275
σ _{x2}	-0,609
φ _b	-0,48
b	200,0
α	1,50
σ _v	1,388
σ _e	0,0304
k σ	78
k τ	23
σ _{x1ki}	2,366
τ _{ki}	0,705
Z1	1,089
Z2	4,366
f τ	0,84
f σ	
S*	0,70
σ _{vki}	1,791
λ _{bv}	1,158
σ _{bvk}	0,690
σ _N	0,000
σ _{bG}	0,690
sky	300,0
iy	0,00
λ _y	#DIV/0!
λ _F	92,93
λ _{bv''}	
λ _{bk}	#DIV/0!
λ _{bv'}	#DIV/0!
λ _{bm}	#DIV/0!
σ _{bk}	#DIV/0!
σ _{Bk}	#DIV/0!
σ _{bBk}	#DIV/0!
exist vB*	1,19
nec vB(σ _x)	1,25
nec vB(τ)	1,16
σ _{xki} / σ _{x1ki}	0,495
Flamb.Col.	Não há
σ _{b1ki}	0,986
σ _{b1ki} INF	0,9
σ _{b1ki} SUP	1,0
(σ _{vk} / σ _k - 1) INF	0,354
(σ _{vk} / σ _k - 1) SUP	0,340
(σ _{vk} / σ _k - 1)	0,342
nec vBS	1,24
nec vB*	1,21
(%)	1,01

Cálculo de σ_x e σ_y

Y tomado a partir do flange inferior até o centro da nervura depois, de centro à centro de nervura.

Adotamos o valor mínimo.

Trocar por essa fórmula caso se queira a mais compreendida.

Células endereçadas.

Células endereçadas.

Células endereçadas.

Células endereçadas.

Células endereçadas.

Limitamos em "a".

a	b	h _{av}	h _{st}	h ₁	h ₂	h ₃	h ₄	h ₅	h ₆	h ₇	h ₈	h ₉	h ₁₀	h ₁₁	h ₁₂	h ₁₃	h ₁₄	h ₁₅	h ₁₆	h ₁₇	h ₁₈	h ₁₉	h ₂₀	h ₂₁	h ₂₂	h ₂₃	h ₂₄	h ₂₅	h ₂₆	h ₂₇	h ₂₈	h ₂₉	h ₃₀	h ₃₁	h ₃₂	h ₃₃	h ₃₄	h ₃₅	h ₃₆	h ₃₇	h ₃₈	h ₃₉	h ₄₀	h ₄₁	h ₄₂	h ₄₃	h ₄₄	h ₄₅	h ₄₆	h ₄₇	h ₄₈	h ₄₉	h ₅₀	h ₅₁	h ₅₂	h ₅₃	h ₅₄	h ₅₅	h ₅₆	h ₅₇	h ₅₈	h ₅₉	h ₆₀	h ₆₁	h ₆₂	h ₆₃	h ₆₄	h ₆₅	h ₆₆	h ₆₇	h ₆₈	h ₆₉	h ₇₀	h ₇₁	h ₇₂	h ₇₃	h ₇₄	h ₇₅	h ₇₆	h ₇₇	h ₇₈	h ₇₉	h ₈₀	h ₈₁	h ₈₂	h ₈₃	h ₈₄	h ₈₅	h ₈₆	h ₈₇	h ₈₈	h ₈₉	h ₉₀	h ₉₁	h ₉₂	h ₉₃	h ₉₄	h ₉₅	h ₉₆	h ₉₇	h ₉₈	h ₉₉	h ₁₀₀	h ₁₀₁	h ₁₀₂	h ₁₀₃	h ₁₀₄	h ₁₀₅	h ₁₀₆	h ₁₀₇	h ₁₀₈	h ₁₀₉	h ₁₁₀	h ₁₁₁	h ₁₁₂	h ₁₁₃	h ₁₁₄	h ₁₁₅	h ₁₁₆	h ₁₁₇	h ₁₁₈	h ₁₁₉	h ₁₂₀	h ₁₂₁	h ₁₂₂	h ₁₂₃	h ₁₂₄	h ₁₂₅	h ₁₂₆	h ₁₂₇	h ₁₂₈	h ₁₂₉	h ₁₃₀	h ₁₃₁	h ₁₃₂	h ₁₃₃	h ₁₃₄	h ₁₃₅	h ₁₃₆	h ₁₃₇	h ₁₃₈	h ₁₃₉	h ₁₄₀	h ₁₄₁	h ₁₄₂	h ₁₄₃	h ₁₄₄	h ₁₄₅	h ₁₄₆	h ₁₄₇	h ₁₄₈	h ₁₄₉	h ₁₅₀	h ₁₅₁	h ₁₅₂	h ₁₅₃	h ₁₅₄	h ₁₅₅	h ₁₅₆	h ₁₅₇	h ₁₅₈	h ₁₅₉	h ₁₆₀	h ₁₆₁	h ₁₆₂	h ₁₆₃	h ₁₆₄	h ₁₆₅	h ₁₆₆	h ₁₆₇	h ₁₆₈	h ₁₆₉	h ₁₇₀	h ₁₇₁	h ₁₇₂	h ₁₇₃	h ₁₇₄	h ₁₇₅	h ₁₇₆	h ₁₇₇	h ₁₇₈	h ₁₇₉	h ₁₈₀	h ₁₈₁	h ₁₈₂	h ₁₈₃	h ₁₈₄	h ₁₈₅	h ₁₈₆	h ₁₈₇	h ₁₈₈	h ₁₈₉	h ₁₉₀	h ₁₉₁	h ₁₉₂	h ₁₉₃	h ₁₉₄	h ₁₉₅	h ₁₉₆	h ₁₉₇	h ₁₉₈	h ₁₉₉	h ₂₀₀	h ₂₀₁	h ₂₀₂	h ₂₀₃	h ₂₀₄	h ₂₀₅	h ₂₀₆	h ₂₀₇	h ₂₀₈	h ₂₀₉	h ₂₁₀	h ₂₁₁	h ₂₁₂	h ₂₁₃	h ₂₁₄	h ₂₁₅	h ₂₁₆	h ₂₁₇	h ₂₁₈	h ₂₁₉	h ₂₂₀	h ₂₂₁	h ₂₂₂	h ₂₂₃	h ₂₂₄	h ₂₂₅	h ₂₂₆	h ₂₂₇	h ₂₂₈	h ₂₂₉	h ₂₃₀	h ₂₃₁	h ₂₃₂	h ₂₃₃	h ₂₃₄	h ₂₃₅	h ₂₃₆	h ₂₃₇	h ₂₃₈	h ₂₃₉	h ₂₄₀	h ₂₄₁	h ₂₄₂	h ₂₄₃	h ₂₄₄	h ₂₄₅	h ₂₄₆	h ₂₄₇	h ₂₄₈	h ₂₄₉	h ₂₅₀	h ₂₅₁	h ₂₅₂	h ₂₅₃	h ₂₅₄	h ₂₅₅	h ₂₅₆	h ₂₅₇	h ₂₅₈	h ₂₅₉	h ₂₆₀	h ₂₆₁	h ₂₆₂	h ₂₆₃	h ₂₆₄	h ₂₆₅	h ₂₆₆	h ₂₆₇	h ₂₆₈	h ₂₆₉	h ₂₇₀	h ₂₇₁	h ₂₇₂	h ₂₇₃	h ₂₇₄	h ₂₇₅	h ₂₇₆	h ₂₇₇	h ₂₇₈	h ₂₇₉	h ₂₈₀	h ₂₈₁	h ₂₈₂	h ₂₈₃	h ₂₈₄	h ₂₈₅	h ₂₈₆	h ₂₈₇	h ₂₈₈	h ₂₈₉	h ₂₉₀	h ₂₉₁	h ₂₉₂	h ₂₉₃	h ₂₉₄	h ₂₉₅	h ₂₉₆	h ₂₉₇	h ₂₉₈	h ₂₉₉	h ₃₀₀	h ₃₀₁	h ₃₀₂	h ₃₀₃	h ₃₀₄	h ₃₀₅	h ₃₀₆	h ₃₀₇	h ₃₀₈	h ₃₀₉	h ₃₁₀	h ₃₁₁	h ₃₁₂	h ₃₁₃	h ₃₁₄	h ₃₁₅	h ₃₁₆	h ₃₁₇	h ₃₁₈	h ₃₁₉	h ₃₂₀	h ₃₂₁	h ₃₂₂	h ₃₂₃	h ₃₂₄	h ₃₂₅	h ₃₂₆	h ₃₂₇	h ₃₂₈	h ₃₂₉	h ₃₃₀	h ₃₃₁	h ₃₃₂	h ₃₃₃	h ₃₃₄	h ₃₃₅	h ₃₃₆	h ₃₃₇	h ₃₃₈	h ₃₃₉	h ₃₄₀	h ₃₄₁	h ₃₄₂	h ₃₄₃	h ₃₄₄	h ₃₄₅	h ₃₄₆	h ₃₄₇	h ₃₄₈	h ₃₄₉	h ₃₅₀	h ₃₅₁	h ₃₅₂	h ₃₅₃	h ₃₅₄	h ₃₅₅	h ₃₅₆	h ₃₅₇	h ₃₅₈	h ₃₅₉	h ₃₆₀	h ₃₆₁	h ₃₆₂	h ₃₆₃	h ₃₆₄	h ₃₆₅	h ₃₆₆	h ₃₆₇	h ₃₆₈	h ₃₆₉	h ₃₇₀	h ₃₇₁	h ₃₇₂	h ₃₇₃	h ₃₇₄	h ₃₇₅	h ₃₇₆	h ₃₇₇	h ₃₇₈	h ₃₇₉	h ₃₈₀	h ₃₈₁	h ₃₈₂	h ₃₈₃	h ₃₈₄	h ₃₈₅	h ₃₈₆	h ₃₈₇	h ₃₈₈	h ₃₈₉	h ₃₉₀	h ₃₉₁	h ₃₉₂	h ₃₉₃	h ₃₉₄	h ₃₉₅	h ₃₉₆	h ₃₉₇	h ₃₉₈	h ₃₉₉	h ₄₀₀	h ₄₀₁	h ₄₀₂	h ₄₀₃	h ₄₀₄	h ₄₀₅	h ₄₀₆	h ₄₀₇	h ₄₀₈	h ₄₀₉	h ₄₁₀	h ₄₁₁	h ₄₁₂	h ₄₁₃	h ₄₁₄	h ₄₁₅	h ₄₁₆	h ₄₁₇	h ₄₁₈	h ₄₁₉	h ₄₂₀	h ₄₂₁	h ₄₂₂	h ₄₂₃	h ₄₂₄	h ₄₂₅	h ₄₂₆	h ₄₂₇	h ₄₂₈	h ₄₂₉	h ₄₃₀	h ₄₃₁	h ₄₃₂	h ₄₃₃	h ₄₃₄	h ₄₃₅	h ₄₃₆	h ₄₃₇	h ₄₃₈	h ₄₃₉	h ₄₄₀	h ₄₄₁	h ₄₄₂	h ₄₄₃	h ₄₄₄	h ₄₄₅	h ₄₄₆	h ₄₄₇	h ₄₄₈	h ₄₄₉	h ₄₅₀	h ₄₅₁	h ₄₅₂	h ₄₅₃	h ₄₅₄	h ₄₅₅	h ₄₅₆	h ₄₅₇	h ₄₅₈	h ₄₅₉	h ₄₆₀	h ₄₆₁	h ₄₆₂	h ₄₆₃	h ₄₆₄	h ₄₆₅	h ₄₆₆	h ₄₆₇	h ₄₆₈	h ₄₆₉	h ₄₇₀	h ₄₇₁	h ₄₇₂	h ₄₇₃	h ₄₇₄	h ₄₇₅	h ₄₇₆	h ₄₇₇	h ₄₇₈	h ₄₇₉	h ₄₈₀	h ₄₈₁	h ₄₈₂	h ₄₈₃	h ₄₈₄	h ₄₈₅	h ₄₈₆	h ₄₈₇	h ₄₈₈	h ₄₈₉	h ₄₉₀	h ₄₉₁	h ₄₉₂	h ₄₉₃	h ₄₉₄	h ₄₉₅	h ₄₉₆	h ₄₉₇	h ₄₉₈	h ₄₉₉	h ₅₀₀	h ₅₀₁	h ₅₀₂	h ₅₀₃	h ₅₀₄	h ₅₀₅	h ₅₀₆	h ₅₀₇	h ₅₀₈	h ₅₀₉	h ₅₁₀	h ₅₁₁	h ₅₁₂	h ₅₁₃	h ₅₁₄	h ₅₁₅	h ₅₁₆	h ₅₁₇	h ₅₁₈	h ₅₁₉	h ₅₂₀	h ₅₂₁	h ₅₂₂	h ₅₂₃	h ₅₂₄	h ₅₂₅	h ₅₂₆	h ₅₂₇	h ₅₂₈	h ₅₂₉	h ₅₃₀	h ₅₃₁	h ₅₃₂	h ₅₃₃	h ₅₃₄	h ₅₃₅	h ₅₃₆	h ₅₃₇	h ₅₃₈	h ₅₃₉	h ₅₄₀	h ₅₄₁	h ₅₄₂	h ₅₄₃	h ₅₄₄	h ₅₄₅	h ₅₄₆	h ₅₄₇	h ₅₄₈	h ₅₄₉	h ₅₅₀	h ₅₅₁	h ₅₅₂	h ₅₅₃	h ₅₅₄	h ₅₅₅	h ₅₅₆	h ₅₅₇	h ₅₅₈	h ₅₅₉	h ₅₆₀	h ₅₆₁	h ₅₆₂	h ₅₆₃	h ₅₆₄	h ₅₆₅	h ₅₆₆	h ₅₆₇	h ₅₆₈	h ₅₆₉	h ₅₇₀	h ₅₇₁	h ₅₇₂	h ₅₇₃	h ₅₇₄	h ₅₇₅	h ₅₇₆	h ₅₇₇	h ₅₇₈	h ₅₇₉	h ₅₈₀	h ₅₈₁	h ₅₈₂	h ₅₈₃	h ₅₈₄	h ₅₈₅	h ₅₈₆	h ₅₈₇	h ₅₈₈	h ₅₈₉	h ₅₉₀	h ₅₉₁	h ₅₉₂	h ₅₉₃	h ₅₉₄	h ₅₉₅	h ₅₉₆	h ₅₉₇	h ₅₉₈	h ₅₉₉	h ₆₀₀	h ₆₀₁	h ₆₀₂	h ₆₀₃	h ₆₀₄	h ₆₀₅	h ₆₀₆	h ₆₀₇	h ₆₀₈	h ₆₀₉	h ₆₁₀	h ₆₁₁	h ₆₁₂	h ₆₁₃	h ₆₁₄	h ₆₁₅	h ₆₁₆	h ₆₁₇	h ₆₁₈	h ₆₁₉	h ₆₂₀	h ₆₂₁	h ₆₂₂	h ₆₂₃	h ₆₂₄	h ₆₂₅	h ₆₂₆	h ₆₂₇	h ₆₂₈	h ₆₂₉	h ₆₃₀	h ₆₃₁	h ₆₃₂	h ₆₃₃	h ₆₃₄	h ₆₃₅	h ₆₃₆	h ₆₃₇	h ₆₃₈	h ₆₃₉	h ₆₄₀	h ₆₄₁	h ₆₄₂	h ₆₄₃	h ₆₄₄	h ₆₄₅	h ₆₄₆	h ₆₄₇	h ₆₄₈	h ₆₄₉	h ₆₅₀	h ₆₅₁	h ₆₅₂	h ₆₅₃	h ₆₅₄	h ₆₅₅	h ₆₅₆	h ₆₅₇	h ₆₅₈	h ₆₅₉	h ₆₆₀	h ₆₆₁	h ₆₆₂	h ₆₆₃	h ₆₆₄	h ₆₆₅	h ₆₆₆	h ₆₆₇	h ₆₆₈	h ₆₆₉	h ₆₇₀	h ₆₇₁	h ₆₇₂	h ₆₇₃	h ₆₇₄	h ₆₇₅	h ₆₇₆	h ₆₇₇	h ₆₇₈	h ₆₇₉	h ₆₈₀	h ₆₈₁	h ₆₈₂	h ₆₈₃	h ₆₈₄	h ₆₈₅	h ₆₈₆	h ₆₈₇	h ₆₈₈	h ₆₈₉	h ₆₉₀	h ₆₉₁	h ₆₉₂	h ₆₉₃	h ₆₉₄	h ₆₉₅	h ₆₉₆	h ₆₉₇	h ₆₉₈	h ₆₉₉	h ₇₀₀	h ₇₀₁	h ₇₀₂	h ₇₀₃	h ₇₀₄	h ₇₀₅	h ₇₀₆	h ₇₀₇	h ₇₀₈	h ₇₀₉	h ₇₁₀	h ₇₁₁	h ₇₁₂	h ₇₁₃	h ₇₁₄	h ₇₁₅	h ₇₁₆	h ₇₁₇	h ₇₁₈	h ₇₁₉	h ₇₂₀	h ₇₂₁	h ₇₂₂	h ₇₂₃	h ₇₂₄	h ₇₂₅	h ₇₂₆	h ₇₂₇	h ₇₂₈	h ₇₂₉	h ₇₃₀	h ₇₃₁	h ₇₃₂	h ₇₃₃	h ₇₃₄	h ₇₃₅	h ₇₃₆	h ₇₃₇	h ₇₃₈	h ₇₃₉	h ₇₄₀	h ₇₄₁	h ₇₄₂	h ₇₄₃	h ₇₄₄	h ₇₄₅	h ₇₄₆	h ₇₄₇	h ₇₄₈	h ₇₄₉	h ₇₅₀	h ₇₅₁	h ₇₅₂	h ₇₅₃	h ₇₅₄	h ₇₅₅	h ₇₅₆	h ₇₅₇	h ₇₅₈	h ₇₅₉	h ₇₆₀	h ₇₆₁	h ₇₆₂	h ₇₆₃	h ₇₆₄	h ₇₆₅	h ₇₆₆	h ₇₆₇	h ₇₆₈	h ₇₆₉	h ₇₇₀	h ₇₇₁	h ₇₇₂	h ₇₇₃	h ₇₇₄	h ₇₇₅	h ₇₇₆	h ₇₇₇	h ₇₇₈	h ₇₇₉	h ₇₈₀	h ₇₈₁	h ₇₈₂	h ₇₈₃	h ₇₈₄	h ₇₈₅	h ₇₈₆	h ₇₈₇	h ₇₈₈	h ₇₈₉	h ₇₉₀	h ₇₉₁	h ₇₉₂	h ₇₉₃	h ₇₉₄	h ₇₉₅	h ₇₉₆	h ₇₉₇	h ₇₉₈	h ₇₉₉	h ₈₀₀	h ₈₀₁	h ₈₀₂	h ₈₀₃	h ₈₀₄	h ₈₀₅	h ₈₀₆	h ₈₀₇	h ₈₀₈	h ₈₀₉	h ₈₁₀	h ₈₁₁	h ₈₁₂	h ₈₁₃	h ₈₁₄	h ₈₁₅	h ₈₁₆	h ₈₁₇	h ₈₁₈	h ₈₁₉	h ₈₂₀	h ₈₂₁	h ₈₂₂	h ₈₂₃	h ₈₂₄	h ₈₂₅	h ₈₂₆	h ₈₂₇	h ₈₂₈	h ₈₂₉	h ₈₃₀	h ₈₃₁	h ₈₃₂	h ₈₃₃	h ₈₃₄	h ₈₃₅	h ₈₃₆	h ₈₃₇	h ₈₃₈	h ₈₃₉	h ₈₄₀	h ₈₄₁	h ₈₄₂	h ₈₄₃	h ₈₄₄	h ₈₄₅	h ₈₄₆	h ₈₄₇	h ₈₄₈	h ₈₄₉	h ₈₅₀	h ₈₅₁	h ₈₅₂	h ₈₅₃	h ₈₅₄	h ₈₅₅	h ₈₅₆	h ₈₅₇	h ₈₅₈	h ₈₅₉	h ₈₆₀	h ₈₆₁	h ₈₆₂	h ₈₆₃	h ₈₆₄	h ₈₆₅	h ₈₆₆	h ₈₆₇	h ₈₆₈	h ₈₆₉	h ₈₇₀	h ₈₇₁	h ₈₇₂

10.2.1.2 Validação

Verificação $v_{B\text{ solicitante}}/v_{B^* \text{ resistente}}$	Autora	DAST Richtlinie 012	Razão Autora/Literatura
Painel 1	1,20/1,39 = 0,86	1,18/1,42 = 0,83	1,036
Painel 2	1,20/2,12 = 0,56	Aprovado sem verificação.	-
Painel 3	1,16/2,14 = 0,54	Aprovado sem verificação.	-
Painel Global	1,21/1,19 = 1,02	1,21/1,22 = 0,99	1,030