

**Universidade Federal de Minas Gerais  
Escola de Engenharia  
Departamento de Engenharia de Estruturas**

**DIMENSIONAMENTO DE ESTRUTURAS DE AÇO CONSTITUÍDAS  
POR PERFIS FORMADOS A FRIO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO**

**CLÁUDIO HENRIQUE SOARES**

Dissertação apresentada como requisito parcial  
para obtenção do grau de Mestre  
em Engenharia de Estruturas.

**Orientador: Prof. Dr. Francisco Carlos Rodrigues**

**Belo Horizonte  
Março de 2002**

**Cláudio Henrique Soares**

**Dimensionamento de estruturas de aço constituídas  
por perfis formados a frio em situação de incêndio**

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado 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 julgadora:

---

Prof. Dr. Francisco Carlos Rodrigues  
DEEs/UFMG (orientador)

---

Prof. Dr. Armando Cesar Campos Lavall  
DEEs/UFMG

---

Prof. Dr. Walnório Graça Ferreira  
UFES

Belo Horizonte, 27 de março de 2002  
Escola de Engenharia da UFMG

Dedico este trabalho:

À minha esposa, Rita, pelo amor, carinho e compreensão.

Aos meus pais, Carmo Gomes e Celina, meus irmãos, Carmo Henrique e Carla, e a toda minha família pela presença constante.

Aos meus tios, Célio e Mara, e meus primos, Fernanda, Maykon e Marlon.

Aos meus sogros, Odilon e Noêmia, e aos cunhados, Carla e Clayton, pela afetividade.

Ao meu afilhado e sobrinho, Lucas´.

Aos meus padrinhos, Paulo e Jesuína.

# **Agradecimentos**

A Deus, por tudo.

À minha esposa, Rita, pela ajuda e sugestões.

Ao Prof. Francisco Carlos Rodrigues, pela orientação e amizade.

A todos os familiares e amigos que contribuíram para a realização deste trabalho.

## Resumo

Neste trabalho é analisado o problema da estabilidade e são apresentados critérios para o cálculo da resistência de elementos estruturais de aço constituídos por perfis formados a frio em situação de incêndio, implementando ainda um software específico para o dimensionamento das barras.

Para a implementação do software de dimensionamento em temperatura elevada foi seguida a filosofia de dimensionamento adotada pela NBR 14323 - Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio e as prescrições da NBR 14762 - Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio.

O programa implementado abrange uma variedade de perfis formados a frio submetidos a vários tipos de esforços, segundo o método dos estados limites.

A partir do confronto dos resultados obtidos com estudos realizados no exterior verificou-se que a implementação se fez de maneira correta e eficiente. O software obtido pode auxiliar no projeto de estruturas de perfis formados a frio, em temperatura ambiente e elevada, possibilitando um dimensionamento racional, automático e seguro.

## Abstract

In this work the problem of the stability is analyzed and criteria are presented for the design of the resistance of cold-formed steel in fire conditions, still implementing a specific software for the design of the bars.

For the implementation of the software design in high temperature the design philosophy was method adopted by NBR 14323 - “*Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio*” and the prescriptions of NBR 14762 - “*Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio*”.

The implemented software embraces a variety of cold-formed profiles submitted to several types of efforts, according to the method of the limits states.

Starting from the confrontation of the results obtained with studies accomplished in other countries it was verified that the implementation was done in a correct and efficient way. The obtained software can aid in the project of structures of cold-formed profiles, in fire conditions and room temperature, making possible a design rational, automatic and safe.

# Sumário

	<b>Página</b>
<b>Resumo</b> .....	v
<b>Abstract</b> .....	vi
<b>Sumário</b> .....	vii
<b>Lista de figuras</b> .....	x
<b>Lista de tabelas</b> .....	xiv
<b>Lista de símbolos</b> .....	xv
<b>Capítulo 1 INTRODUÇÃO</b> .....	<b>01</b>
1.1 Considerações iniciais .....	01
1.2 Justificativas do estudo .....	06
1.3 Objetivos .....	07
1.4 Descrição resumida dos capítulos .....	08
<b>Capítulo 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	<b>09</b>
2.1 Introdução .....	09
2.2 Olli Kaitila [13].....	09
2.3 Anders Ranby [14].....	10
2.4 Gerlich , J. T. [16] e K. H. Klippstein [18].....	12
2.5 Makelainen e Miller [20].....	12
2.6 Guedes Soares <i>et al</i> [41].....	13
2.7 Uy e Bradford [42].....	14
2.8 Ala-Outinen e Myllymaki [43].....	14
<b>Capítulo 3 DETERMINAÇÃO DAS LARGURAS EFETIVAS DOS ELEMENTOS EM TEMPERATURA AMBIENTE</b> .....	<b>15</b>
3.1 Introdução .....	15
3.2 Fundamentos .....	15
3.3 Determinação das larguras efetivas dos elementos segundo o AISI/96 .....	26
3.3.1 Elementos enrijecidos .....	26
3.3.2 Elementos não enrijecidos .....	28
3.3.3 Elementos parcialmente enrijecidos (com enrijecedor de borda) .....	28
3.4 Determinação das larguras efetivas dos elementos segundo a NBR 14762 ..	32
3.4.1 Elementos AA .....	32
3.4.2 Elementos AL .....	34
3.4.3 Elementos com enrijecedor de borda .....	35
3.5 Principais diferenças entre os procedimentos adotados pela NBR 14762 e o AISI/96 .....	37

<b>Capítulo 4 REQUISITOS PARA O DIMENSIONAMENTO DE BARRAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO</b>	<b>40</b>
4.1 Introdução .....	40
4.2 Propriedades mecânicas do aço .....	41
4.2.1 Limite de escoamento e módulo de elasticidade .....	41
4.2.2 Massa específica .....	45
4.3.3 Propriedades térmicas para o método simplificado de cálculo .....	45
4.3 Elevação da temperatura do aço .....	45
4.3.1 Introdução .....	45
4.3.2 Temperatura dos Gases .....	45
4.3.3 Elevação da temperatura do aço segundo a NBR 14323 .....	48
4.3.3.1 Elementos estruturais sem proteção contra incêndio .....	48
4.3.3.2 Elementos estruturais envolvidos por material de proteção contra incêndio .....	51
4.4 Equacionamento para o dimensionamento de perfis formados a frio em situação de incêndio .....	53
4.4.1 Introdução .....	53
4.4.2 Flambagem Local .....	54
4.4.2.1 Elementos AA e AL .....	54
4.4.2.2 Largura efetiva de elementos uniformemente comprimidos com um enrijecedor intermediário ou com enrijecedor de borda .....	56
4.4.2.2.1 Largura efetiva de elementos uniformemente comprimidos com um enrijecedor intermediário .....	57
4.4.2.2.2 Elementos uniformemente comprimidos com enrijecedor de borda .....	58
4.4.2.3 Perfis tubulares com seção transversal circular .....	60
4.4.3 Flambagem por distorção da seção transversal .....	61
4.4.4 Enrijecedores transversais .....	62
4.4.4.1 Enrijecedores transversais em seções com força concentrada .....	62
4.4.4.2 Enrijecedores transversais para força cortante .....	63
4.4.5 Barras submetidas à tração .....	63
4.4.6 Barras submetidas à compressão centrada .....	67
4.4.6.1 Generalidades .....	67
4.4.6.2 Flambagem da barra por flexão, por torção ou por flexo-torção .....	67
4.4.6.2.1 Perfis com dupla simetria ou simétricos em relação a um ponto .....	67
4.4.6.2.2 Perfis monossimétricos .....	69
4.4.6.2.3 Perfis assimétricos .....	70
4.4.6.3 Flambagem por distorção da seção transversal .....	70
4.4.6.4 Limitação de esbeltez .....	71
4.4.6.5 Barras compostas comprimidas .....	71
4.4.6.6 Curva de resistência .....	71
4.4.7 Barras submetidas à flexão simples .....	72
4.4.7.1 Momento fletor .....	72
4.4.7.1.1 Início de escoamento da seção efetiva .....	72
4.4.7.1.2 Flambagem lateral com torção .....	73
4.4.7.1.3 Flambagem por distorção da seção transversal .....	75
4.4.8 Força Cortante .....	76



4.4.9	Principais diferenças entre o dimensionamento em temperatura ambiente e em situação de Incêndio .....	77
4.4.9.1	Compressão .....	77
4.4.9.1.1	Flambagem por flexão .....	77
4.4.9.1.2	Flambagem por torção ou flexo-torção .....	78
4.4.9.1.3	Flambagem por distorção .....	78
4.4.9.2	Tração .....	79
4.4.9.3	Flexão simples .....	79
4.4.9.3.1	Início do escoamento da seção efetiva .....	79
4.4.9.3.2	Flambagem lateral com torção .....	79
4.4.9.3.3	Flambagem por distorção .....	80
4.4.9.4	Esforço cortante .....	80
<b>Capítulo 5 IMPLEMENTAÇÃO DO PROGRAMA DIMPEFF-FIRE</b>		<b>81</b>
5.1	Introdução .....	81
5.2	Descrição do programa .....	81
<b>Capítulo 6 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS</b>		<b>93</b>
6.1	Introdução .....	93
6.2	Perfil <i>U</i> enrijecido submetido à compressão .....	93
6.3	Influência do fator de massividade e do uso de material de proteção na resistência .....	102
6.3.1	Pilar Duplo Cartola.....	103
6.3.2	Viga Caixa.....	106
6.3	Análise dos resultados .....	111
<b>Capítulo 7 CONCLUSÕES E SUGESTÕES</b>		<b>112</b>
7.1	Conclusões .....	112
7.2	Sugestões de continuidade .....	114
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>		<b>115</b>
<b>ANEXO - PROTEÇÃO CONTRA O FOGO</b>		<b>118</b>
1	Introdução .....	118
2	Materiais de proteção contra incêndio .....	119
3	Propriedades físicas e térmicas dos materiais de proteção contra incêndio .....	120
4	Transmissão de calor em materiais sólidos .....	122
5	Descrição de alguns materiais de proteção contra incêndio .....	124
5.1	Argamassas projetadas .....	124
5.2	Tintas intumescentes .....	126
5.3	Mantas .....	128
5.4	Painéis de materiais fibrosos .....	129
5.5	Placas de gesso acartonado .....	130
5.6	Argamassa de vermiculita .....	130
6	Outras formas de obter resistência ao fogo .....	132

# Lista de Figuras

	Página
1.1 Produção dos perfis pelo processo de perfilagem .....	2
1.2 Produção dos perfis pelo processo de dobragem .....	2
1.3 Estrutura dos edifícios COHAB [31] e Usiteto [32], de 4 pavimentos .....	3
1.4 Sistema “steel frame” para residências casas .....	3
1.5 Sistema “steel frame” para residências - vedações a seco .....	4
2.1 Fatores de redução do limite de escoamento e do módulo de elasticidade do aço de acordo com o Eurocode 3, parte 1-2 [5] .....	11
2.2 Tensão axial para uma placa com 25% de área aquecida ( $b/t=60$ ) .....	13
3.1 Elementos enrijecidos, elementos não enrijecidos e elementos parcialmente enrijecidos segundo o AISI/96 .....	16
3.2 Tipos de elementos componentes de perfis formados a frio segundo a NBR 14762 [1] .....	16
3.3 Valores de $k$ - Yu [30] .....	18
3.4 Coeficiente de flambagem local de placas em função da razão $a/h$ - Yu [30]..	19
3.5 Coeficiente de flambagem local, $k$ , de elementos submetidos a gradientes de tensão em função da razão $a/h$ - Yu [30] .....	20
3.6 Coeficiente de flambagem para elementos não enrijecidos submetidos a tensão não uniforme - Yu [30] .....	21
3.7 Modelo ilustrativo da resistência pós flambagem do elemento enrijecido com as bordas apoiadas submetido à tensão uniforme de compressão [30] ..	21
3.8 Estágios de carregamento - Yu[30] .....	22
3.9 Largura efetiva de elementos enrijecidos comprimidos - Yu[30] .....	22
3.10 Gráfico $C \times (E/f_{max})^{0.5}(t/w)$ - Yu [30] .....	23
3.11 Gráfico $\lambda \times \rho$ .....	25
3.12 Largura efetiva, $b$ , e tensão, $f$ , no elemento enrijecido .....	26
3.13 Elemento enrijecido ou parcialmente enrijecido submetido a gradiente de tensões .....	27
3.14 Largura efetiva, $b$ , e tensão, $f$ , no elemento não enrijecido uniformemente comprimido .....	28
3.15 Elemento não enrijecido submetido a gradiente de tensão .....	28
3.16 Largura efetiva, $b$ , e tensão, $f$ , no elemento uniformemente comprimido com enrijecedor de borda .....	30
3.17 Tensões nos elementos com enrijecedor de borda .....	31
3.18 Gráfico $I_d/t^4 \times (w/t)/S$ .....	32

3.19 Largura efetiva de elementos uniformemente comprimidos	
com enrijecedor de borda .....	36
4.1 Diagrama tensão-deformação para o aço Classe 43 (Bayley [22]) .....	41
4.2 Tempo médio para perfis de aço atingirem 500°C .....	42
4.3 Fatores de redução para o limite de escoamento do perfil formado a frio .....	43
4.4 Fatores de redução para o módulo de elasticidade do perfil formado a frio ....	43
4.5 Evolução da temperatura dos gases em incêndio .....	46
4.6 Variação da temperatura dos gases para diferentes cargas combustíveis .....	47
4.7 Curva do incêndio padrão .....	48
4.8 Fluxograma resumido para o dimensionamento de estruturas	
de aço em situação de incêndio .....	53
4.9 Elemento uniformemente comprimido com enrijecedor intermediário .....	58
4.10 Elemento uniformemente comprimido com enrijecedor de borda .....	60
4.11 Flambagem por distorção da seção transversal .....	62
4.12 Linhas de ruptura e grandezas para o cálculo do coeficiente $C_t$ .....	65
4.13 Resistência de cálculo de barras comprimidas em função de $\lambda$ .....	72
4.14 Resistência de cálculo ao esforço cortante em função de $h/t$ e	
em relação à resistência para $h/t=20$ .....	77
5.1 Seções implementadas no programa DIMPEFF-FIRE .....	82
5.2 Fluxograma para implementação do DIMPEFF, elaborado por Barros Jr. ....	82
5.3 Determinação do tipo de aço .....	83
5.4 Escolha da condição de temperatura .....	84
5.5 Determinação da temperatura do aço e dos coeficientes de redução	
do limite de escoamento, $k_{y,\theta}$ , e do módulo de elasticidade, $k_{E,\theta}$ .....	84
5.6 Informação a respeito da escolha do método de determinação dos coeficientes	
de redução do limite de escoamento e do módulo de elasticidade .....	85
5.7 Janela principal do programa .....	86
5.8 Seções disponíveis para a verificação da resistência à compressão .....	87
5.9 Seções disponíveis para a verificação da resistência à flexão .....	87
5.10 Seções disponíveis para a verificação da resistência ao esforço cortante .....	88
5.11 Janela de dimensionamento da seção Duplo Cartola à compressão .....	89
5.12 Informação do valor do fator de massividade do perfil .....	89
5.13 Identificação do pilar do projeto .....	90
5.14 Arquivo gerado com os dados da obra e do pilar calculado .....	90
5.15 Janela de dimensionamento da seção $I$ enrijecida à compressão .....	91
5.16 Janela de dimensionamento da seção Duplo Cartola à flexão .....	91
5.17 Janela de dimensionamento da seção Caixa ao esforço cortante .....	92
5.18 Janela de dimensionamento da seção Caixa - Web Crippling .....	92

6.1	Modelo estrutural: barra curta em perfil $U$ enrijecido .....	94
6.2	Determinação do limite de escoamento do aço .....	94
6.3	Resistência à compressão - U100x40x15x1.0mm .....	96
6.4	Resistência à compressão - U100x40x15x1.5mm .....	97
6.5	Resistência à compressão - U200x40x15x1.0mm .....	97
6.6	Resistência à compressão - U200x40x15x1.5mm .....	98
6.7	Resistência à compressão, sem $k_{a,fi}$ - U100x40x15x1.0mm .....	100
6.8	Resistência à compressão, sem $k_{a,fi}$ - U100x40x15x1.5mm .....	100
6.9	Resistência à compressão, sem $k_{a,fi}$ - U200x40x15x1.0mm .....	101
6.10	Resistência à compressão, sem $k_{a,fi}$ - U200x40x15x1.5mm .....	101
6.11	Pilar Duplo Cartola calculado .....	103
6.12	Resistência de cálculo à compressão do pilar Duplo Cartola em função do TRRF, do fator de massividade e do uso de material de proteção ao fogo ....	104
6.13	Resistência de cálculo à compressão x temperatura .....	104
6.14	Resistência de cálculo à compressão do pilar Duplo Cartola, sem proteção, em função do tempo sujeito ao incêndio padrão e do fator de massividade ...	105
6.15	Resistência de cálculo à compressão com todas as faces expostas ao fogo, em função do tempo sujeito ao incêndio padrão e do material de proteção ...	105
6.16	Viga Caixa calculada .....	106
6.17	Resistência de cálculo à flexão simples da viga Caixa em função do TRRF, do fator de massividade e do uso de material de proteção ao fogo .....	107
6.18	Resistência de cálculo à flexão simples x temperatura .....	107
6.19	Resistência de cálculo à flexão simples da viga Caixa, sem proteção, em função do tempo sujeito ao incêndio padrão e do fator de massividade ...	108
6.20	Resistência de cálculo à flexão simples com três faces expostas ao fogo, em função do tempo sujeito ao incêndio padrão e do material de proteção ...	108
6.21	Resistência de cálculo ao esforço cortante da viga Caixa em função do TRRF, do fator de massividade e do uso de material de proteção ao fogo .....	109
6.22	Resistência de cálculo ao esforço cortante x temperatura .....	109
6.23	Resistência de cálculo ao esforço cortante da viga Caixa, sem proteção, em função do tempo sujeito ao incêndio padrão e do fator de massividade ...	110
6.24	Resistência de cálculo ao esforço cortante com três faces expostas ao fogo, em função do tempo sujeito ao incêndio padrão e do material de proteção ....	110

## ANEXO

1	(a) Proteção tipo contorno e (b) Proteção tipo caixa, aplicados à uma viga $I$ sobreposta por laje de concreto .....	120
2	Variação do calor específico do gesso com o aumento da temperatura .....	120

3	Variação da condutividade térmica de um tijolo cerâmico com o aumento da temperatura .....	122
4	Aplicação de uma argamassa à base de cimento e fibras minerais .....	125
5	Estrutura metálica protegida com uma argamassa à base de cimento e fibras minerais .....	126
6	Esquema da aplicação de uma tinta intumescente e sua expansão volumétrica em situação de incêndio .....	127
7	Estrutura metálica protegida com tinta intumescente .....	127
8	Viga metálica protegida com manta cerâmica .....	129
9	Estrutura de uma cobertura protegida com painéis de lã de rocha .....	130
10	Vigas de aço revestidas com argamassa de vermiculita por meio de “spray” .....	131
11	Aplicação de argamassa de vermiculita na plataforma P-19 da Petrobras .....	132
12	Pilares mistos de aço totalmente revestidos de concreto .....	133
13	Seções de vigas mistas aço-concreto utilizadas .....	133
14	Seções de pilares mistos aço-concreto utilizados .....	134
15	Elevação da temperatura do aço de pilares tubulares e pilares tubulares preenchidos por concreto .....	135

## Lista de Tabelas

	Página
2.1 Fatores de redução do limite de escoamento e do módulo de elasticidade do aço de acordo com o Eurocode 3, parte 1-2 [5] .....	12
3.1 Largura efetiva e coeficientes de flambagem local para elementos AA .....	33
3.2 Largura efetiva e coeficientes de flambagem local para elementos AL .....	34
3.3 Valores limites de $\psi$ para elementos enrijecidos .....	38
3.4 Valores limites de $\psi$ para elementos não enrijecidos .....	39
3.5 Valores limites de $\psi$ para elementos não enrijecidos .....	39
3.6 Valores limites de $\psi$ para elementos não enrijecidos .....	39
4.1 Fatores de redução para o limite de escoamento do perfil formado a frio .....	44
4.2 Fatores de redução para o módulo de elasticidade do perfil formado a frio ...	44
4.3 Fator de massividade para elementos estruturais sem proteção .....	50
4.4 Fator de massividade para elementos estruturais com proteção .....	52
4.5 Dimensões máximas de furos (mm) .....	64
6.1 Resistência à compressão - U100x40x15x1.0mm .....	95
6.2 Resistência à compressão - U100x40x15x1.5mm .....	95
6.3 Resistência à compressão - U200x40x15x1.0mm .....	95
6.4 Resistência à compressão - U200x40x15x1.5mm .....	96
6.5 Resistência à compressão, sem $k_{a,fi}$ - U100x40x15x1.0mm .....	98
6.6 Resistência à compressão, sem $k_{a,fi}$ - U100x40x15x1.5mm .....	99
6.7 Resistência à compressão, sem $k_{a,fi}$ - U200x40x15x1.0mm .....	99
6.8 Resistência à compressão, sem $k_{a,fi}$ - U200x40x15x1.5mm .....	99
6.9 Resumo estatístico das relações entre os resultados apresentados por Ranby [14] e pelo programa DIMPEFF-FIRE .....	102
6.10 Materiais de proteção ao fogo .....	102
9.1 Valores médios para a massa específica, condutividade térmica e calor específico de alguns materiais utilizados como proteção contra incêndio em estruturas metálicas .....	121

# Lista de Símbolos

## Letras romanas maiúsculas

- A - área bruta da seção transversal da barra;  
- área estabelecida para cálculo de enrijecedores transversais;
- $A_d$  - área bruta da mesa comprimida e do respectivo enrijecedor de borda;
- $A_{ef}$  - área efetiva da seção transversal da barra;  
- área efetiva do enrijecedor intermediário ou de borda;
- $A_{eq}$  - área da seção transversal da barra comprimida equivalente;
- $A_{gt}$  - área bruta sujeita à tração na verificação da ruptura por rasgamento;
- $A_{gv}$  - área bruta sujeita a cisalhamento na verificação da ruptura por rasgamento;
- $A_n$  - área líquida da seção transversal da barra;
- $A_{nt}$  - área líquida sujeita à tração na verificação da ruptura por rasgamento;
- $A_{nv}$  - área líquida sujeita a cisalhamento na verificação da ruptura por rasgamento;
- $A_p$  - área bruta da seção transversal do parafuso;
- $A_s$  - área reduzida do enrijecedor intermediário ou de borda;  
- área da seção transversal do enrijecedor de alma;
- $A_{st}$  - área da seção do enrijecedor de borda ou intermediário excluindo qualquer parte de elementos adjacentes;
- $A_o$  - área empregada no cálculo da área efetiva de tubos com seção transversal circular;
- $B_c$  - parâmetro empregado no cálculo da resistência ao escoamento da região das dobras  $f_{yc}$ ;
- C - parâmetro empregado no cálculo da resistência ao escoamento modificada  $f_{ya}$ ;
- $C_b$  - coeficiente de equivalência de momentos na flexão;
- $C_m$  - coeficiente de equivalência de momentos na flexão composta;
- $C_{mx}$  - valor de  $C_m$  para flexão em relação ao eixo principal  $x$ ;
- $C_{my}$  - valor de  $C_m$  para flexão em relação ao eixo principal  $y$ ;
- $C_p$  - fator de correção;
- $C_t$  - coeficiente de redução da área líquida;
- $C_w$  - constante de empenamento da seção;
- $C_1$  a  $C_9$  - coeficientes empregados no cálculo da força resistente de cálculo  $F_{Rd}$  em almas sem enrijecedores transversais;
- $C_\theta$  - coeficiente empregado no cálculo da força resistente de cálculo  $F_{Rd}$  em almas sem enrijecedores transversais;
- D - largura nominal do enrijecedor de borda;  
- diâmetro externo do tubo;
- E - módulo de elasticidade do aço (205000 MPa), à 20°C;;
- G - módulo de elasticidade transversal do aço ( $0,385E = 78925$  MPa);
- H - altura total do pilar (distância do topo à base);

- $I_a$  - momento de inércia de referência do enrijecedor intermediário ou de borda;  
 $I_{eq}$  - momento de inércia da seção transversal da barra comprimida equivalente;  
 $I_{min}$  - momento de inércia mínimo do enrijecedor intermediário;  
 $I_s$  - momento de inércia da seção bruta do enrijecedor, em torno do seu próprio eixo baricêntrico paralelo ao elemento a ser enrijecido. Para enrijecedor de borda, a parte curva entre o enrijecedor e o elemento a ser enrijecido não deve ser considerada;  
 $I_{s,min}$  - momento de inércia mínimo do enrijecedor em relação ao plano médio da alma;  
 $I_{sf}$  - momento de inércia da seção bruta do elemento com enrijecedores intermediários (incluindo os enrijecedores intermediários) em relação ao seu próprio eixo principal;  
 $I_x ; I_y$  - momentos de inércia da seção bruta em relação aos eixos principais  $x$  e  $y$ , respectivamente;  
 $I_{xy}$  - produto de inércia da seção em relação ao sistema de coordenadas  $xy$ ;  
 $I_t$  - momento de inércia à torção uniforme;  
 $K_x L_x$  - comprimento efetivo de flambagem da barra em relação ao eixo  $x$ ;  
 $K_y L_y$  - comprimento efetivo de flambagem da barra em relação ao eixo  $y$ ;  
 $K_t L_t$  - comprimento efetivo de flambagem da barra por torção;  
 $L$  - comprimento de referência empregado no cálculo do efeito “shear lag”;  
- distância entre pontos travados lateralmente da barra;  
- comprimento da barra;  
- comprimento do cordão de solda;  
- vão teórico entre apoios ou o dobro do comprimento teórico do balanço;  
- comprimento sem contenção transversal do elemento sujeito à distorção;  
 $L_d$  - comprimento da meia onda longitudinal associada à tensão convencional de flambagem elástica por distorção;  
 $L_0$  - comprimento de referência empregado no cálculo da tensão convencional de flambagem elástica por distorção;  
 $M_A$  - momento fletor solicitante, em módulo, no 1º quarto do segmento analisado para FLT;  
 $M_B$  - momento fletor solicitante, em módulo, no centro do segmento analisado para FLT;  
 $M_C$  - momento fletor solicitante, em módulo, no 3º quarto do segmento analisado para FLT;  
 $M_{dist}$  - momento fletor de flambagem por distorção;  
 $M_{dist,fi}$  - momento fletor de flambagem por distorção em situação de incêndio;  
 $M_e$  - momento fletor de flambagem elástica;  
 $M_{máx}$  - momento fletor solicitante máximo, em módulo, no segmento analisado para FLT;  
 $M_{Rd,fi}$  - momento fletor resistente de cálculo em situação de incêndio;  
 $M_{x,Rd} ; M_{y,Rd}$  - momentos fletores resistentes de cálculo em relação aos eixos  $x$  e  $y$ , respectivamente;  
 $M_{x,Rd,fi} ; M_{y,Rd,fi}$  - momentos fletores resistentes de cálculo em relação aos eixos principais  $x$  e  $y$ , em situação de incêndio;



- $M_{0,Rd}$  - momento fletor resistente de cálculo, obtido com base no início de escoamento da seção efetiva;
- $M_{0,Rd,fi}$  - momento fletor resistente de cálculo, obtido com base no início de escoamento da seção em situação de incêndio;
- $M_1 ; M_2$  - menor e maior momento fletor de extremidade da barra, respectivamente;
- $N_{c,Rd}$  - força normal de compressão resistente de cálculo;
- $N_{c,Rd,fi}$  - força normal de compressão resistente de cálculo em situação de incêndio;
- $N_{cr}$  - força normal crítica de flambagem elástica por distorção;
- $N_{cr,fi}$  - força normal crítica de flambagem elástica por distorção em situação de incêndio
- $N_e$  - força normal de flambagem elástica;  
- força normal empregada no cálculo da tensão convencional de flambagem elástica por distorção;
- $N_{e,fi}$  - força normal de flambagem elástica em situação de incêndio;  
- força normal empregada no cálculo da tensão convencional de flambagem elástica por distorção em situação de incêndio;
- $N_{ex} ; N_{ey}$  - forças normais de flambagem elástica por flexão em relação aos eixos  $x$  e  $y$ , respectivamente;
- $N_{et}$  - força normal de flambagem elástica por torção;
- $N_{ext}$  - força normal de flambagem elástica por flexo-torção;
- $N_{s,Rd}$  - força normal de compressão resistente de cálculo do enrijecedor de alma;
- $N_{t,Rd}$  - força normal de tração resistente de cálculo;
- $N_{t,Sd}$  - força normal de tração solicitante de cálculo;
- $N_{ex,fi} ; N_{ey,fi}$  - forças normais de flambagem elástica por flexão em relação aos eixos  $x$  e  $y$ , respectivamente;
- $N_{et,fi}$  - força normal de flambagem elástica por torção em temperatura elevada;
- $N_{s,Rd,fi}$  - força normal de compressão resistente de cálculo do enrijecedor de alma em temperatura elevada;
- $N_{t,Rd,fi}$  - força normal de tração resistente de cálculo em situação de incêndio;
- $V_{Rd}$  - força cortante resistente de cálculo;
- $V_{Rd,fi}$  - força cortante resistente de cálculo em situação de incêndio;
- $W_c$  - módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra comprimida;
- $W_{c,ef}$  - módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação à fibra comprimida, referente à flambagem lateral com torção;
- $W_{ef}$  - módulo de resistência elástico da seção efetiva referente ao início de escoamento da seção efetiva;
- $W_{xt} ; W_{yt}$  - módulos de resistência elásticos da seção bruta em relação aos eixos  $x$  e  $y$ , respectivamente, referentes à fibra tracionada.

## Letras romanas minúsculas

- a - distância entre enrijecedores transversais de alma;
- b - largura do elemento, é a dimensão plana do elemento sem incluir dobras;
- $b_c$  - largura do trecho comprimido de elementos sob gradiente de tensões normais;
- $b_{ef}$  - largura efetiva;
- $b_{ef,1}$  ;  $b_{ef,2}$  - larguras efetivas;
- $b_{ef,r}$  - largura efetiva reduzida do subelemento;
- $b_f$  - largura de referência empregada no cálculo do efeito “shear lag”;  
- largura nominal da mesa ou do conjunto mesa - enrijecedores de borda;
- $b_t$  - largura do trecho tracionado de elementos sob gradiente de tensões normais;
- $b_w$  - largura nominal da alma;
- $b_o$  - largura de um elemento com enrijecedor(es) intermediário(s);
- c - comprimento, na direção longitudinal da barra, de atuação da força aplicada;
- d - largura do enrijecedor de borda;  
- diâmetro nominal do parafuso;  
- altura da seção;
- $d_c$  - distância entre o eixo neutro e a fibra extrema comprimida da seção;
- $d_{ef}$  - largura efetiva do enrijecedor de borda;
- $d_s$  - largura efetiva reduzida do enrijecedor de borda;
- $d_t$  - distância entre o eixo neutro e a fibra extrema tracionada da seção;
- $d_x$  - deslocamento do centróide da barra comprimida equivalente na direção da força  $F_x$ ;
- $d_1$  - deslocamento referente à combinação de todas as ações;
- $d_2$  - deslocamento referente à combinação das ações variáveis;
- e - distância, na direção da força, do centro do furo padrão à borda mais próxima do furo adjacente ou à extremidade da parte conectada;  
- base do logaritmo natural, igual a 2,718..;
- $e_1; e_2$  - distâncias do centro dos furos de extremidade às respectivas bordas, na direção perpendicular à solicitação;
- $f_u$  - resistência à ruptura do aço na tração;
- $f_{up}$  - resistência à ruptura do parafuso na tração;
- $f_w$  - resistência à ruptura da solda;
- $f_y$  - resistência ao escoamento do aço;
- $f_{ya}$  - resistência ao escoamento do aço modificada, considerando o trabalho a frio;
- $f_{yc}$  - resistência ao escoamento do aço na região das dobras do perfil;
- $f_{yf}$  - resistência ao escoamento do aço, média, para as partes planas do perfil;
- g - espaçamento dos parafusos na direção perpendicular à solicitação;  
- distância entre os parafusos ou soldas na direção perpendicular ao eixo da barra
- $h_x$  ;  $h_y$  - coordenadas  $x$  e  $y$ , respectivamente, do apoio da seção constituída pela mesa e enrijecedor de borda em relação ao seu centróide;  
- coeficiente de flambagem local;

- h - largura da alma (altura da parte plana da alma);  
- dimensão do enrijecedor em ligações com solda de filete em superfície curva;  
- altura do andar (distância entre centros das vigas de dois pisos consecutivos);  
- distância entre a fibra extrema tracionada da seção e o centróide da seção da barra comprimida equivalente;
- $\kappa_1$  - fator de correção para temperatura não-uniforme na seção transversal;
- $\kappa_2$  - fator de correção para temperatura não-uniforme ao longo do comprimento de um elemento estrutural;
- $\kappa_{a,fi}$  - fator de correção empírico da resistência de barras comprimidas em temperatura elevada;
- $k_{E,\theta}$  - fator de redução para o módulo de elasticidade do aço em temperatura elevada relativo ao valor a 20°C;
- $k_{y,\theta}$  - fator de redução para o limite de escoamento do aço em temperatura elevada relativo ao valor a 20°C;
- $k_a$  - parâmetro empregado no cálculo do coeficiente de flambagem local  $k$  de elementos uniformemente comprimidos com enrijecedor de borda;
- $k_v$  - coeficiente de flambagem local por cisalhamento;
- $k_x$  - constante de rigidez à flexão do elemento sujeito à distorção;
- $k_\phi$  - constante de rigidez à rotação empregada no cálculo da tensão convencional de flambagem elástica por distorção;
- m - distância entre o centro de torção e o plano médio da alma em perfil  $U$ ;  
- parâmetro empregado no cálculo da resistência ao escoamento da região das dobras;  
- grau de liberdade;
- r - raio de giração da seção bruta;
- $r_e$  - raio externo de dobramento;
- $r_i$  - raio interno de dobramento;
- $r_o$  - raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção;
- $r_x$  - raio de giração da seção bruta em relação ao eixo principal  $x$ ;
- $r_y$  - raio de giração da seção bruta em relação ao eixo principal  $y$ ;
- s - espaçamento dos parafusos na direção da sollicitação;  
- espaçamento dos parafusos ou soldas, na direção do eixo da barra, em barras com seção  $I$  compostas por dois perfis  $U$ , submetidas à flexão;
- t - tempo de resistência ao incêndio, espessura;
- $t_{eq}$  - espessura equivalente do elemento com enrijecedores intermediários;
- $t_s$  - espessura do enrijecedor transversal;
- $u$  - perímetro do elemento estrutural exposto ao incêndio;
- $u_m$  - perímetro efetivo do material de proteção contra incêndio;
- $w_1; w_2$  - pernas do filete de solda em superfícies planas;
- $x_0$  - coordenada do centro de torção, na direção do eixo  $x$ , em relação ao centróide;

- $y_c$  - distância entre o eixo neutro da seção bruta e o centróide da barra comprimida equivalente;
- $y_{eq}$  - altura da seção transversal da barra comprimida equivalente;
- $y_0$  - coordenada do centro de torção, na direção do eixo  $y$ , em relação ao centróide;
- distância entre o centróide da seção transversal da barra comprimida equivalente e o seu centro de torção.

### Letras gregas minúsculas

- $\alpha_c$  - coeficiente de transferência de calor por convecção;
- $\epsilon_{res}$  - emissividade resultante;
- $\phi$  - valor do fluxo de calor por unidade de área;
- $\phi_c$  - componente do fluxo de calor devido à convecção;
- $\phi_r$  - componente do fluxo de calor devido à radiação;
- $\lambda_m$  - condutividade térmica do material de proteção contra incêndio;
- $\rho_a$  - massa específica do aço;
- $\rho_m$  - massa específica do material de proteção contra incêndio;
- $\theta_a$  - temperatura do aço;
- $\theta_g$  - temperatura dos gases;
- $\theta_{a,t}$  - temperatura do aço no tempo  $t$ ;
- $\theta_{g,t}$  - temperatura dos gases no tempo  $t$ ;
- $\alpha$  - fator de imperfeição inicial;
- $\alpha_1$  ;  $\alpha_2$  ;  $\alpha_3$  - parâmetros empregados no cálculo da tensão convencional de flambagem elástica por distorção;
- $\beta$  - parâmetro empregado no cálculo do fator de redução associado à flambagem  $\rho$ ;
- $\beta_0$  - índice de confiabilidade alvo;
- $\beta_1$  a  $\beta_4$  - parâmetros empregados no cálculo da tensão convencional de flambagem elástica por distorção;
- $\delta_f$  - coeficiente de variação do fator fabricação;
- $\delta_m$  - coeficiente de variação do fator material;
- $\delta_t$  - coeficiente de variação obtido em ensaios;
- $\gamma$  - coeficiente de ponderação das ações ou das resistências, em geral;
- $\gamma_g$  ;  $\gamma_q$  - coeficientes de ponderação das ações permanentes e variáveis, respectivamente;
- $\eta$  - parâmetro empregado no cálculo da tensão convencional de flambagem elástica por distorção;
- $\lambda_{dist}$  - índice de esbeltez reduzido referente à flambagem por distorção;
- $\lambda_{dist,fi}$  - índice de esbeltez reduzido referente à flambagem por distorção em situação de incêndio;
- $\lambda_{eq}$  - índice de esbeltez da barra comprimida equivalente;
- $\lambda_p$  - índice de esbeltez reduzido do elemento;
- $\lambda_{p,fi}$  - índice de esbeltez reduzido do elemento em situação de incêndio;

- $\lambda_{pd}$  - índice de esbeltez reduzido do elemento calculado com a tensão  $\sigma_n$ ;
- $\lambda_{pd,fi}$  - índice de esbeltez reduzido do elemento calculado com a tensão  $\sigma_{n,fi}$ , em situação de incêndio;
- $\lambda_{p0}$  - valor de referência do índice de esbeltez reduzido do elemento;
- $\lambda_{p0,fi}$  - valor de referência do índice de esbeltez reduzido do elemento em situação de incêndio;
- $\lambda_0$  - índice de esbeltez reduzido da barra;
- $\mu ; \mu_0$  - parâmetros empregados no cálculo de  $N_{cr}$ ;
- $\nu$  - coeficiente de Poisson do aço, adotado igual a 0,3;
- $\theta$  - ângulo entre o plano da mesa e o plano do enrijecedor de borda simples;  
 - ângulo entre o plano da alma e o plano da superfície de apoio;
- $\rho$  - fator de redução associado à flambagem da barra;
- $\rho_{fi}$  - fator de redução associado à flambagem da barra em situação de incêndio;
- $\rho_{FLT}$  - fator de redução associado à flambagem lateral com torção da barra;
- $\rho_{FLT,fi}$  - fator de redução associado à flambagem lateral com torção da barra em situação de incêndio;
- $\sigma$  - tensão normal, em geral;
- $\sigma_{fi}$  - tensão normal, em geral, sem situação de incêndio;
- $\sigma_{dist}$  - tensão convencional de flambagem elástica por distorção;
- $\sigma_{dist,fi}$  - tensão convencional de flambagem elástica por distorção em situação de incêndio;
- $\sigma_n$  - tensão normal de compressão calculada com base nas combinações de ações para os estados limites de utilização;
- $\sigma_{n,fi}$  - tensão normal de compressão calculada com base nas combinações de ações para os estados limites de utilização, em situação de incêndio;
- $\Psi$  - relação  $\sigma_2/\sigma_1$  empregada no cálculo do coeficiente de flambagem local  $k$ ;
- $\psi_0$  - fator de combinação para as combinações últimas das ações;
- $\psi_{0,ef}$  - fator de combinação efetivo para as combinações últimas das ações;
- $\psi_1; \psi_2$  - fatores de utilização para as combinações de utilização das ações.

## **1.1 Considerações iniciais**

Os perfis de aço formados a frio estão em uso crescente no Brasil. Seu uso inclui galpões em geral, edifícios residenciais, como elementos estruturais principais, em vigas e pilares de pórticos, em sistemas “steel frames” e sistemas de vedação de edifícios em geral, com função estrutural ou não. Em muitos casos estes elementos devem ser resistentes ao fogo. Isso ocorre quando os mesmos fazem parte de uma parede de compartimentação ou piso, ou onde suportam outros pisos, por exemplo.

Sua franca utilização na construção civil decorre do menor custo quando comparado com o dos perfis laminados e soldados. Isto se deve, em parte, à maior leveza da estrutura e ao menor custo de fabricação e montagem.

Os perfis formados a frio ainda apresentam a vantagem quanto à escolha da seção transversal, que pode assumir as mais variadas formas geométricas, sendo fabricadas através de equipamentos simples quando comparados às instalações necessárias para a produção de perfis soldados e laminados. Atualmente, os fabricantes de perfis formados a frio estão disseminados em muitas cidades, inclusive no interior do país.

Os perfis de aço formados a frio, até recentemente denominados de perfis de chapa dobrada, são obtidos pelo dobramento a frio de chapas finas de aço. No Brasil, usualmente trabalha-se com espessuras de até 4,75mm.

Os processos de fabricação podem ser por perfilagem (processo contínuo) ou por dobragem (processo não contínuo). No processo de perfilagem, a tira de aço passa por uma série de roletes, formando a seção transversal do perfil, conforme está demonstrado na Figura 1.1.

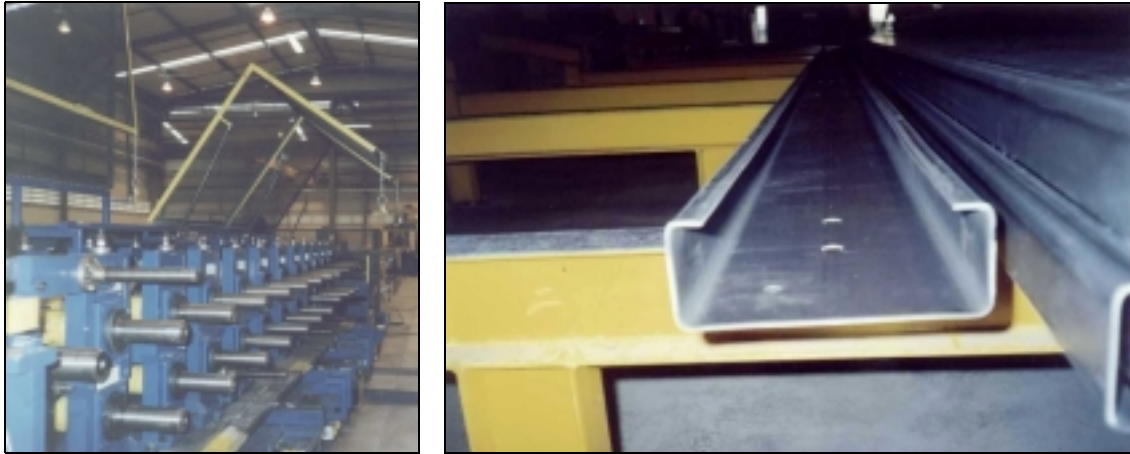


Figura 1.1- Produção dos perfis pelo processo de perfilagem.

No processo de dobragem, a tira de aço é prensada por punção contra a matriz, sendo cada dobra obtida isoladamente, conforme mostra a Figura 1.2.



Figura 1.2 - Produção dos perfis pelo processo de dobragem.

Outro exemplo de aplicação destes perfis são as habitações residenciais de baixo custo estruturadas em aço, tais como as do edifício padrão adotado pela Companhia de Habitação de Minas Gerais (COHAB) [31] e recentemente pela Usiminas (Sistema Usiteto) [32]. Nestas soluções são adotados sistemas construtivos de 1 a 7 pavimentos, totalmente estruturados em perfis formados a frio, conforme ilustrado na Figura 1.3.

Este sistema construtivo vem sendo totalmente desenvolvido no Departamento de Engenharia de Estruturas (DEEs) da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais (EE/UFMG).



Figura 1.3 - Estrutura dos edifícios COHAB [31] e Usiteto [32], de 4 pavimentos.

Acompanhando a tendência do desenvolvimento da construção metálica, também vem sendo desenvolvido no DEEs um sistema construtivo para prédios com até 06 pavimentos (Sistema METBUILD), destinados a residências (incluindo as de baixo custo), hotéis ou outras ocupações, segundo os conceitos do “steel framing” (Figura 1.4).

Este sistema construtivo tem uma concepção racional para fabricação e montagem industrializada em grande escala, quase todo a seco, onde os perfis formados a frio em aço galvanizado são utilizados para a composição das paredes (estruturais ou não), vigas secundárias, vigas de piso e para servir de forma-laje para os pisos. Estes perfis são também empregados nas estruturas dos telhados.

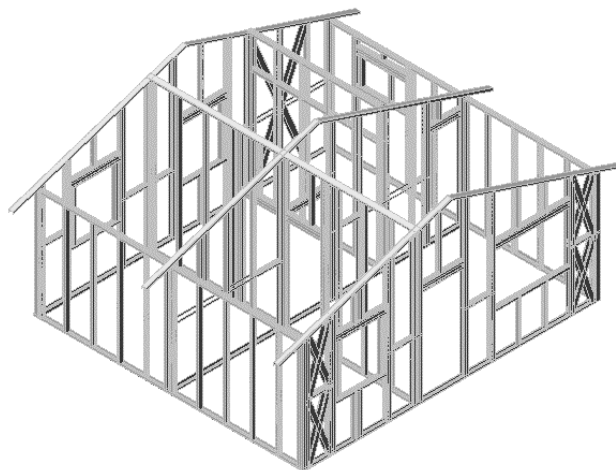


Figura 1.4 - Sistema “steel frame” para residências - casas.

A Figura 1.5 apresenta um esquema da fixação sobre a estrutura metálica dos painéis de gesso acartonado e das placas cimentícias para os cantos da edificação.



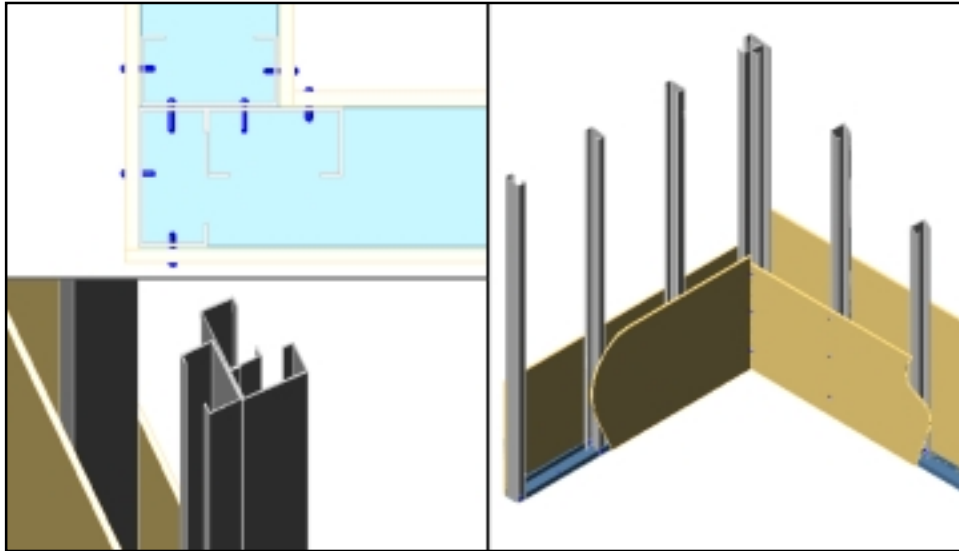


Figura 1.5 - Sistema “steel frame” para residências - vedações a seco.

Com relação ao dimensionamento dos perfis formados a frio, o Brasil já dispõe das especificações da NBR 14762 - Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio - Procedimento [1], recentemente publicada pela Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) e que veio substituir a P-NB-143 - Cálculo de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Leves, de 1967 [33].

A NBR 14762 [1] foi elaborada com base nas especificações para o dimensionamento de perfis formados a frio do AISI/96 [8], baseadas nos conceitos do método dos estados limites (MEL), incluindo algumas recomendações e procedimentos do Eurocode [6] e da norma australiana AS/NZS [34], procurando sempre estabelecer uma compatibilidade com outras normas brasileiras relacionadas ao tema.

Em 1994, o Corpo de Bombeiros do Estado de São Paulo, alegando a inexistência de uma Norma Brasileira com recomendações para o dimensionamento das estruturas de aço em situação de incêndio, publicou uma Instrução Técnica outorgando diretrizes para o projeto de estruturas metálicas. A atitude do CB/SP foi adequada, porém as exigências de segurança foram consideradas exageradas pelos meios técnico e empresarial.

Em 1996, a ABNT instalou a Comissão de Estudos CE-24:301-06, que constituiu um Grupo de Trabalho (GT), composto por representantes do meio universitário (Universidade Federal de Minas Gerais, Universidade Federal de Ouro Preto e Escola Politécnica da

Universidade de São Paulo) e do meio técnico, representado por diversas empresas do ramo, para elaborar textos-base normativos sobre o assunto.

O GT elaborou um texto-base com recomendações para o dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio, fundamentado nas mais modernas bibliografias sobre o tema, adequadas às Normas Brasileiras em vigor. Em 1999, o texto foi aprovado pela Comissão de Estudos do CB-24 e em votação nacional, originando a NBR 14323 - Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio [2].

A NBR 14323 [2], que respeita a estrutura da NBR 8800 [7], fixa as condições exigíveis para o dimensionamento, em situação de incêndio, de elementos estruturais de aço constituídos por perfis laminados, perfis soldados não-híbridos, perfis formados a frio, de elementos estruturais mistos aço-concreto (vigas mistas, pilares mistos e lajes de concreto com fôrma de aço incorporada) e de ligações executadas com parafusos ou soldas.

O dimensionamento em situação de incêndio se faz com a verificação dos elementos estruturais e suas ligações, com ou sem proteção contra incêndio, no que se refere à estabilidade e à resistência aos esforços solicitantes em temperatura elevada.

Para a utilização da NBR 14323 [2], foi necessária a elaboração da NBR 14432 - Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos das edificações [3], que fornece as diretrizes para a determinação da ação térmica nos elementos construtivos das edificações. Esta norma, válida para edificações de qualquer material, tem por objetivo estabelecer as condições a serem atendidas pelos elementos construtivos, ou seja, elementos estruturais ou de compartimentação que integram os edifícios para que, em situação de incêndio, seja evitado o colapso estrutural e sejam atendidos os requisitos de estanqueidade e isolamento por um tempo suficiente para possibilitar: a fuga dos ocupantes da edificação em condições de segurança; a minimização de danos a edificações adjacentes e à infra-estrutura pública e a segurança das operações de combate ao incêndio.

A NBR 14432 [3] apresenta uma tabela de tempos requeridos de resistência ao fogo (TRRF) dos elementos construtivos das edificações, permitindo a utilização de outros métodos para determiná-lo.

## 1.2 Justificativas do estudo

O projeto estrutural envolvendo os perfis formados a frio engloba um considerável trabalho de cálculo para o dimensionamento e a verificação de cada elemento componente de uma estrutura, tornando-se repetitivo e cansativo quando realizado manualmente. A utilização de recursos computacionais para as tarefas de cálculo viabiliza a otimização e a racionalização das soluções empregadas, possibilitando ao engenheiro projetista o estudo de um maior número de soluções alternativas.

Quanto ao dimensionamento em situação de incêndio, a NBR 14323 [2] prescreve que os perfis formados a frio e suas ligações devem ser projetados à temperatura ambiente de acordo com a especificação do AISI (American Iron and Steel Institute) [8], relacionada a estes perfis, ou do ENV 1993-1-1 [4] e do ENV 1993-1-3 [6], ou ainda de acordo com outra norma ou especificação estrangeira, mas usando-se as combinações de ações dadas na seção 5 da NBR 14762 [1].

Ainda segundo a NBR 14323 [2], o dimensionamento de uma estrutura em situação de incêndio deve ser feito por meio: de resultados de ensaios; do método simplificado de dimensionamento; de um método avançado de análise estrutural e térmica; uma combinação entre ensaios e cálculos.

Conforme citado anteriormente, hoje podemos contar com a NBR 14762 [1] para o dimensionamento dos perfis formados a frio em temperatura ambiente. No entanto, para o dimensionamento destes perfis, em temperatura elevada, ainda não há uma norma ou recomendação específica, quer seja nacional ou internacional, que proponha modelos de cálculo para a resposta mecânica do elemento estrutural levando em conta os efeitos do aquecimento do aço e a degenerescência de suas propriedades físicas, inclusive o fenômeno da flambagem local.

### 1.3 Objetivos

O presente trabalho visa estudar o problema da instabilidade e apresentar uma proposta de formulação para o dimensionamento de perfis de aço formados a frio em temperatura elevada, com a implementação de um programa de dimensionamento automático, seguindo a filosofia de dimensionamento adotada pela NBR 14323 [2] e as prescrições da NBR 14762 [1], com suas devidas adaptações para os perfis de aço formados a frio em situação de incêndio.

Os estudos visam, também, contribuir para futuras revisões da Norma Brasileira de Dimensionamento de Estruturas de Aço de Edifícios em Situação de Incêndio (NBR 14323 [1]), no que diz respeito aos perfis formados a frio.

O programa implementado deve abranger a verificação de barras submetidas a esforços simples e combinados de compressão, flexão, cortante e web crippling, segundo o método dos estados limites. O Delphi® foi adotado como a linguagem de programação para a implementação do programa, já que se trata de uma ferramenta de desenvolvimento visual com uma linguagem orientada a objeto, possuindo internamente um núcleo de acesso à base de dados que o habilita a trabalhar com os principais formatos de bancos de dados existentes.

Visando a otimização do dimensionamento é necessário que haja uma associação do programa a um banco de dados com os principais catálogos de perfis brasileiros disponíveis no mercado.

Para validação do programa, devem ser confrontados os resultados obtidos com os apresentados por estudos realizados no exterior. Sendo assim, o software obtido poderá auxiliar no projeto de estruturas de perfis formados a frio, em temperatura ambiente e em situação de incêndio, possibilitando um dimensionamento racional, automático e seguro.

Esta dissertação visa, também, contribuir para a utilização dos perfis formados a frio no Brasil, disseminando também o uso das normas brasileiras para o dimensionamento destes perfis.

## **1.4 Descrição resumida dos capítulos**

No presente capítulo é feita uma introdução a respeito do uso de perfis de aço formados a frio e da importância de verificar o seu comportamento estrutural em situação de incêndio.

No capítulo 2 é feita uma revisão bibliográfica, onde se apresenta, de forma sucinta, os trabalhos realizados no exterior a respeito do assunto.

O capítulo 3 apresenta os fundamentos teóricos e aborda a determinação da largura efetiva dos elementos constituintes dos perfis em temperatura ambiente, segundo a NBR 14762 [1] e o AISI/96 [8]. São apresentadas as diferenças de procedimentos adotados por ambas as normas.

No capítulo 4 é apresentada uma proposta de formulação para o dimensionamento de perfis de aço formados a frio em temperatura elevada, seguindo a filosofia de dimensionamento adotada pela NBR 14323 [2] e as prescrições da NBR 14762 [1], com suas devidas adaptações para os perfis de aço formados a frio em situação de incêndio. No final, é apresentado um quadro com as principais diferenças entre as formulações utilizadas no dimensionamento de perfis de aço formados a frio em temperatura ambiente e em situação de incêndio.

O capítulo 5 se refere à implementação do programa DIMPEFF-FIRE. São apresentadas as janelas principais do programa e feita uma abordagem a respeito do correto uso do mesmo.

No capítulo 6 são apresentados os resultados gerados pelo programa e é feita uma comparação com resultados obtidos por estudos no exterior.

O capítulo 7 apresenta as conclusões deste trabalho e as sugestões de continuidade.

A seguir são apresentadas as referências bibliográficas e o anexo, onde se faz uma abordagem a respeito do uso de materiais de proteção contra o fogo.

## **2.1 Introdução**

Não há muitos estudos sobre o comportamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio em situação de incêndio. Os primeiros artigos científicos datam a partir dos anos 70, quando Klippstein [18] examinou a resistência do aço formado a frio exposto ao fogo. Durante os anos 90, outros trabalhos foram realizados, especialmente na Finlândia, Suécia, França, Reino Unido e Austrália. Este capítulo apresenta um resumo de algumas dessas pesquisas.

## **2.2 Olli Kaitila [13]**

Kaitila [13] resumiu o procedimento de cálculo simplificado do Eurocode 3 e fez uma breve descrição do modelo avançado de cálculo. Características especiais essenciais ao comportamento da estrutura em geral e dos elementos estruturais de aço constituídos por perfis formados a frio, em particular, foram explicadas. Em seu trabalho, foram descritos os atuais métodos de cálculos e as diretrizes oferecidas pelo Eurocode 3.

Segundo Kaitila [13], a distribuição da temperatura na estrutura é de grande importância, não só por causa da degradação das propriedades dos materiais em zonas aquecidas mas também por causa dos efeitos secundários causados pela dilatação térmica.

No modelo simplificado de cálculo foi assumida uma distribuição uniforme da temperatura ao longo da seção transversal e do comprimento do elemento. Vigas e pilares aquecidos apenas de um lado normalmente desenvolvem um gradiente térmico ao longo da seção transversal que conduz à deflexão da viga ou coluna para o lado da fonte de calor, pois o lado mais quente do elemento está sujeito a uma dilatação térmica maior.

A dilatação térmica global conduz, possivelmente, ao surgimento de importantes esforços nas extremidades dos elementos e compartimentos estruturais adjacentes, que estão a uma temperatura mais baixa e que podem resistir à expansão das partes aquecidas. Isto causa momentos normais adicionais e subseqüentemente também momentos de segunda ordem no elemento. Um efeito do aumento desigual da temperatura e da variação das propriedades materiais dos elementos adjacentes pode ser também o colapso dos elementos de aço e das ligações, por exemplo entre placas de gesso.

### **2.3 Anders Ranby [14]**

Ranby [14] estudou o comportamento de chapas finas de aço estrutural em situação de incêndio; verificou como a temperatura varia ao longo da seção transversal; estudou o fenômeno da flambagem local do aço em temperatura elevada e os efeitos do gradiente térmico ao longo da seção transversal do perfil.

Pela teoria de Nylander [39], foi estudado o efeito da deflexão inicial em temperaturas elevadas. Os resultados mostraram que deflexões iniciais têm a mesma influência relativa na resistência em temperatura ambiente e em situação de fogo. A teoria originou resultados conforme as normas do Eurocode 3, parte 1-3 [6].

Foram usados métodos teóricos e empíricos para determinar a resistência última de carga de quatro diferentes placas com relações  $b/t$  iguais a 100, 67, 50 e 40. Os cálculos foram realizados de acordo com a norma sueca StBK-N5 [40] e o Eurocode 3, parte 1-3 [6]. A análise numérica por Elementos Finitos mostrou resultados bem compatíveis às soluções empíricas, que foram confirmados através de ensaios.

Observou-se que a diferença entre a resistência determinada por ensaios e pela análise de elementos finitos apresentou-se da mesma ordem de grandeza da diferença entre os valores calculados empiricamente e pela análise de elementos finitos. Ficou claro que não importa muito o uso da deformação de 0,1% ou 0,2% para a escolha dos fatores de redução do limite de escoamento e do módulo de elasticidade do aço em temperatura elevada.

Na Suécia, é usado o limite de escoamento do aço correspondente a 0,2% de deformação. Porém, atualmente, o Eurocode 3, parte 1-2 [5] define o limite de escoamento como sendo a tensão correspondente a 2,0% de deformação total. Recomendações anteriores da ECCS (European Convention for Constructional Steelwork) são para se adotar a tensão correspondente a 0,5% de deformação. As duas definições podem ser pertinentes quando nenhuma instabilidade influencia o comportamento da estrutura, mas é conservadora nesse caso. Os fatores de reduções do  $f_y$  e do  $E$ , de acordo com o Eurocode 3, parte 1-2 [5], são apresentadas na Figura 2.1 e na Tabela 2.1.

Ranby [14] concluiu que o dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio em situação de incêndio pode ser realizado com o uso das equações do dimensionamento em temperatura ambiente, porém com o limite de escoamento,  $f_y$ , e o módulo de elasticidade,  $E$ , reduzidos correspondentes à deformação de 0,2%.

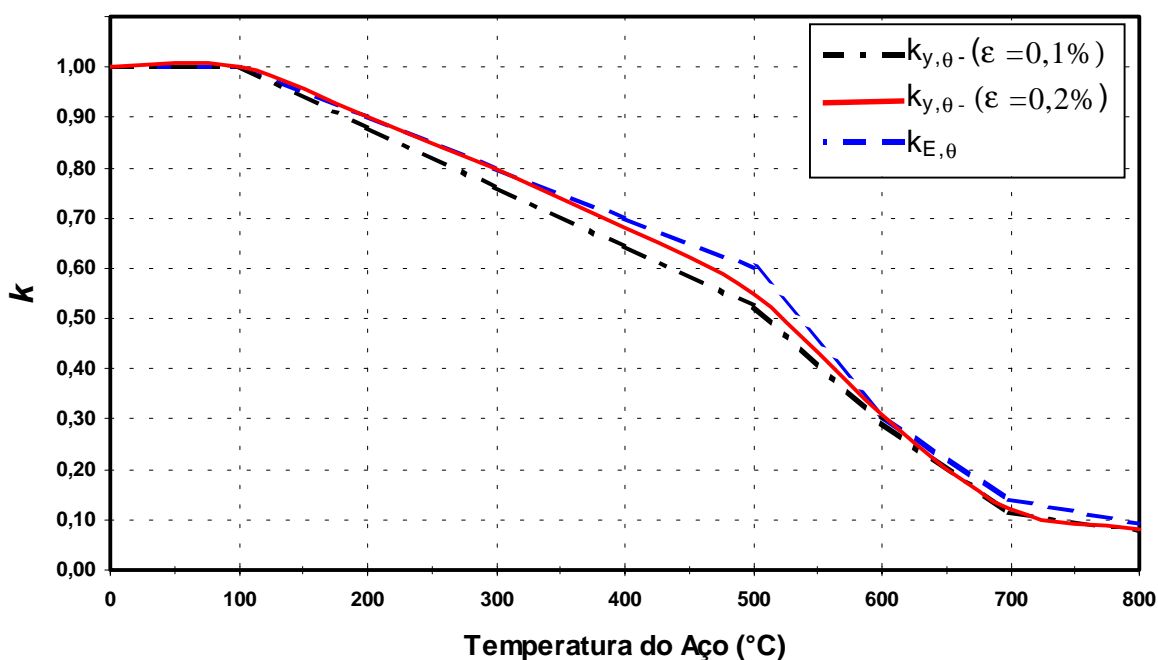


Figura 2.1 - Fatores de redução do limite de escoamento e do módulo de elasticidade do aço de acordo com o Eurocode 3, parte 1-2 [5].



Tabela 2.1 - Fatores de redução do limite de escoamento e do módulo de elasticidade do aço de acordo com o Eurocode 3, parte 1-2 [5].

<b>Fatores de Redução - Eurocode 3, parte 1-2</b>			
<b>Temperatura (°C)</b>	<b><math>k_{E,\theta}</math></b>	<b><math>k_{y,\theta}</math> (<math>\epsilon = 0,1\%</math>)</b>	<b><math>k_{y,\theta}</math> (<math>\epsilon = 0,2\%</math>)</b>
0	1,000	1,000	1,000
100	1,000	1,000	1,000
200	0,900	0,880	0,900
300	0,800	0,762	0,800
400	0,700	0,644	0,680
500	0,600	0,526	0,550
600	0,310	0,293	0,310
700	0,138	0,114	0,120
800	0,091	0,076	0,080

## 2.4 Gerlich, J. T. [16] e K. H. Klippstein [18]

Klippstein [18] realizou uma série de ensaios em perfis de aço formados a frio e Gerlich [16] formulou as seguintes expressões para os valores de  $k_{y,\theta}$  e  $k_{E,\theta}$  (para temperatura inferior a 650°C):

$$k_{y,\theta} = 1,0 - 5,3 \cdot 10^{-4} \cdot T + 4,0 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 - 1,9 \cdot 10^{-8} \cdot T^3 + 1,7 \cdot 10^{-11} \cdot T^4 \quad (2.1)$$

$$k_{E,\theta} = 1,0 - 3,0 \cdot 10^{-4} \cdot T + 3,7 \cdot 10^{-7} \cdot T^2 - 6,1 \cdot 10^{-9} \cdot T^3 + 5,4 \cdot 10^{-12} \cdot T^4 \quad (2.2)$$

Onde

$k_{y,\theta}$  é o fator de redução do limite de escoamento do aço em temperatura elevada;

$k_{E,\theta}$  é o fator de redução do módulo de elasticidade do aço em temperatura elevada;

$T$  é a temperatura do aço, em °C.

As Figuras 4.3 e 4.4 e as Tabelas 4.1 e 4.2 do capítulo 4 apresentam os valores de  $k_{y,\theta}$  e  $k_{E,\theta}$ , segundo Gerlich [16], entre outros.

## 2.5 Makelainen e Miller [20]

Por meio de ensaios realizados em chapas de aço galvanizado (Z32) formadas a frio foram derivadas as seguintes expressões para a determinação dos fatores de redução do limite de escoamento e do módulo de elasticidade.

$$k_{y,\theta} = 1,088 - 0,1314 \exp[0,0047(T - 148,3)] \quad \text{para } 20^\circ\text{C} \leq T \leq 500^\circ\text{C} \quad (2.3)$$

$$k_{y,\theta} = 104 \cdot (1,0 - T / 1135) / (T - 356) \quad \text{para } 500^\circ\text{C} \leq T \leq 800^\circ\text{C} \quad (2.4)$$

$$k_{E,\theta} = 1,01 - 0,139 \exp[0,007(T - 346)] \quad \text{para } 20^\circ\text{C} \leq T \leq 600^\circ\text{C} \quad (2.5)$$

Os valores de  $k_{y,\theta}$  nas equações 2.3 e 2.4 são baseados na deformação igual a 0,2%. Todos os ensaios mencionados foram conduzidos com uma taxa de aquecimento de 10°C/min.

As Figuras 4.3 e 4.4 e as Tabelas 4.1 e 4.2 do capítulo 4 apresentam os valores de  $k_{y,\theta}$  e  $k_{E,\theta}$ , segundo Makelainen [20], entre outros.

## 2.6 Guedes Soares *et al* [41]

Foi analisado o comportamento de placas finas carregadas e submetidas a um aquecimento localizado ou global. Um fenômeno observado é que uma área localizada de alta temperatura em uma placa pode induzir forças de tração na mesma. Embora a expansão térmica tenha produzido tensões de compressão por toda a área da placa, devido às restrições de extremidade na primeira parte de aumento de temperatura, posteriormente, em alta temperatura, as propriedades dos materiais na área de alta temperatura foram reduzidas e a compressão localizada foi reduzida, podendo se transformar de fato em forças de tração para temperaturas abaixo de 400°C, como visto na Figura 2.2.

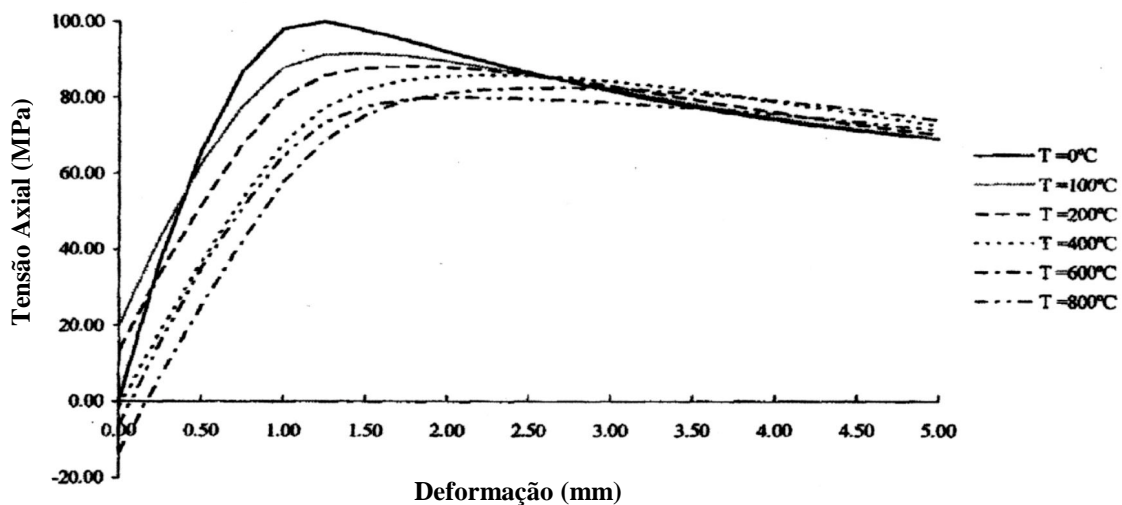


Figura 2.2 - Tensão axial para uma placa com 25% de área aquecida ( $b/t=60$ ).

Para maiores áreas aquecidas, as tensões térmicas induziram uma compressão generalizada acentuada na placa e uma diminuição geral das propriedades dos materiais, que juntos causaram o colapso da placa. Quando toda a placa foi aquecida, não houve nenhuma resistência pós-flambagem.

No caso da placa ser aquecida localmente, a diminuição do valor do módulo de elasticidade e do limite de escoamento pode conduzir a uma acentuada diminuição na compressão do elemento.

A principal conclusão do estudo é que a carga de colapso das placas diminui rapidamente quando a área aquecida é superior a 50% da área total da placa.

## **2.7 Uy e Bradford [42]**

O estudo de Uy e Bradford foi semelhante ao de Guedes Soares *et al.* Verificou-se que os limites de esbeltez exigidos para evitar a flambagem local em temperaturas elevadas são muito superiores que em temperatura ambiente. Na prática isto significa que a verificação contra a flambagem local em temperatura ambiente é também adequada para a situação de incêndio.

## **2.8 Ala-Outinen e Myllymaki [43]**

Ala-Outinen *et al* [43] realizaram um estudo experimental e numérico (FEA) da flambagem local de elementos RHS sem proteção, em temperatura elevada, com o objetivo de desenvolver um procedimento simples de cálculo. Foram realizados ensaios em seções RHS200x200x5 e RHS150x100x3, ambas com 900mm de comprimento. Baseando-se nas equações do Eurocode 3, parte 1-3 [6] e seguindo a curva de temperatura do incêndio padrão, foi proposto um método de cálculo. Segundo os autores, a largura efetiva das placas deve ser calculada usando as mesmas fórmulas em condições de fogo e em temperatura ambiente, com a exceção de que os valores do limite de escoamento e do módulo de elasticidade de aço sejam reduzidos de acordo com Eurocode 3, parte 1-2 [5].

## DETERMINAÇÃO DAS LARGURAS EFETIVAS DOS ELEMENTOS EM TEMPERATURA AMBIENTE

---

### 3.1 Introdução

Neste capítulo são apresentados os fundamentos teóricos para a determinação das larguras efetivas dos elementos constituintes dos perfis, em temperatura ambiente, segundo a NBR 14762 [1] e o AISI-96 [8].

A formulação apresentada é baseada na dissertação de mestrado de Barros Jr. *et al* [11].

### 3.2 Fundamentos

O AISI/96 [8] classifica os elementos (Figura 3.1) em:

- elemento enrijecido: elemento plano com as duas bordas paralelas à direção da tensão longitudinal enrijecidas por alma ou flanges;
- elemento parcialmente enrijecido: elemento plano com as duas bordas paralelas enrijecidas, uma por alma ou flange e a outra por enrijecedor de borda ou enrijecedor intermediário;
- elemento não enrijecido: elemento plano enrijecido em apenas uma borda paralela à direção das tensões longitudinais;
- elemento com múltiplos enrijecedores: elemento enrijecido entre almas, ou entre alma e um enrijecedor, por meio de enrijecedores intermediários paralelos à direção da tensão;
- sub-elemento: parte compreendida entre enrijecedores adjacentes ou entre a alma e o enrijecedor intermediário ou ainda entre a borda e o enrijecedor intermediário.

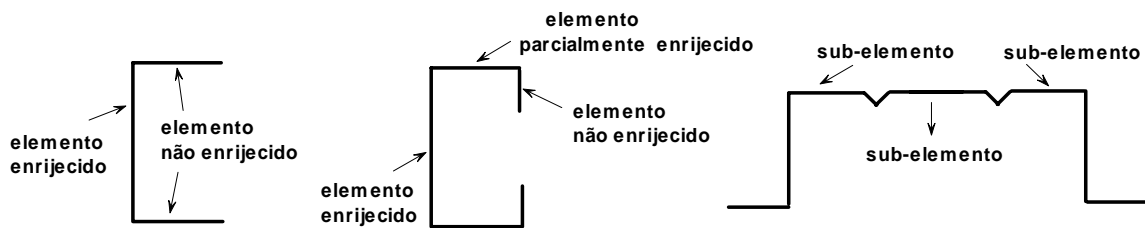
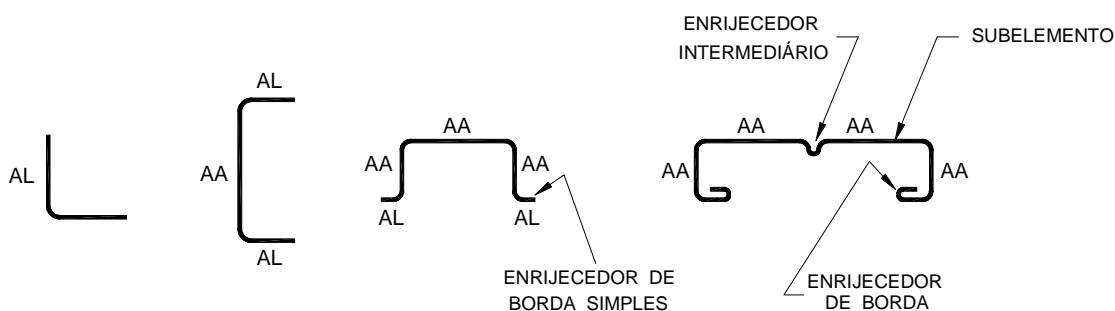


Figura 3.1 - Elementos enrijecidos, elementos não enrijecidos e elementos parcialmente enrijecidos segundo o AISI/96 [8].

A NBR 14762 [1] classifica os elementos (Figura 3.2) em:

- elemento com bordas vinculadas (elemento AA): elemento plano com as duas bordas vinculadas a outros elementos na direção longitudinal do perfil;
- elemento com borda livre (elemento AL): elemento plano vinculado a outro elemento em apenas uma borda na direção longitudinal do perfil;
- enrijecedor de borda simples: enrijecedor de borda constituído por um único elemento plano;
- elemento com enrijecedor(es) intermediário(s): elemento enrijecido entre as bordas longitudinais por meio de enrijecedor(es) intermediário(s) paralelo(s) à direção longitudinal do perfil;
- sub-elemento: parte compreendida entre enrijecedores intermediários adjacentes ou entre a borda e o enrijecedor intermediário adjacente.



AA - ELEMENTO COM BORDAS VINCULADAS  
 AL - ELEMENTO COM BORDA LIVRE

Figura 3.2 - Tipos de elementos componentes de perfis formados a frio segundo a NBR 14762 [1].

A tensão crítica de flambagem elástica de chapas retangulares é determinada por meio da seguinte equação:

$$f_{cr} = \frac{k\pi^2 E}{12(1-\mu^2)(w/t)^2} \quad (3.1)$$

Onde:

$w$  é a largura da parte plana do elemento;

$t$  é a espessura do elemento;

$k$  é o coeficiente de flambagem local;

$E$  é o módulo de elasticidade;

$\mu$  é o coeficiente de Poisson considerado igual a **0,3** para o aço na faixa elástica.

Quando submetidos à compressão uniforme, os elementos enrijecidos com pequenas relações  $w/t$  escoam antes de atingir a tensão crítica de flambagem elástica. Para relações  $w/t$  maiores, a tensão crítica de flambagem elástica se dá antes do escoamento.

A Figura 3.3 apresenta os valores de  $k$  para a determinação da tensão crítica de flambagem para diversas condições de contorno e solicitações de chapas.

Caso	Condições de contorno	Tensão	Valor de k para placas longas
(a)		Compressão	4.0
(b)		Compressão	6.97
(c)		Compressão	0.425
(d)		Compressão	1.277
(e)		Compressão	5.42
(f)		Cisalhamento	5.34
(g)		Cisalhamento	8.98
(h)		Flexão	23.9
(i)		Flexão	41.8

A: borda apoiada  
E: borda engastada  
L: borda livre

Figura 3.3 - Valores de  $k$  - Yu [30].

Para os elementos enrijecidos (do tipo AA) submetidos à compressão uniforme o valor de  $k$  é tomado igual a **4**. Para os elementos não enrijecidos ou do tipo AL o valor de  $k$  é considerado igual a **0,43**.

A Figura 3.4 apresenta a variação do coeficiente de flambagem local,  $k$ , com a razão  $a/h$ , para o caso de elementos enrijecidos submetidos a gradiente de tensão.

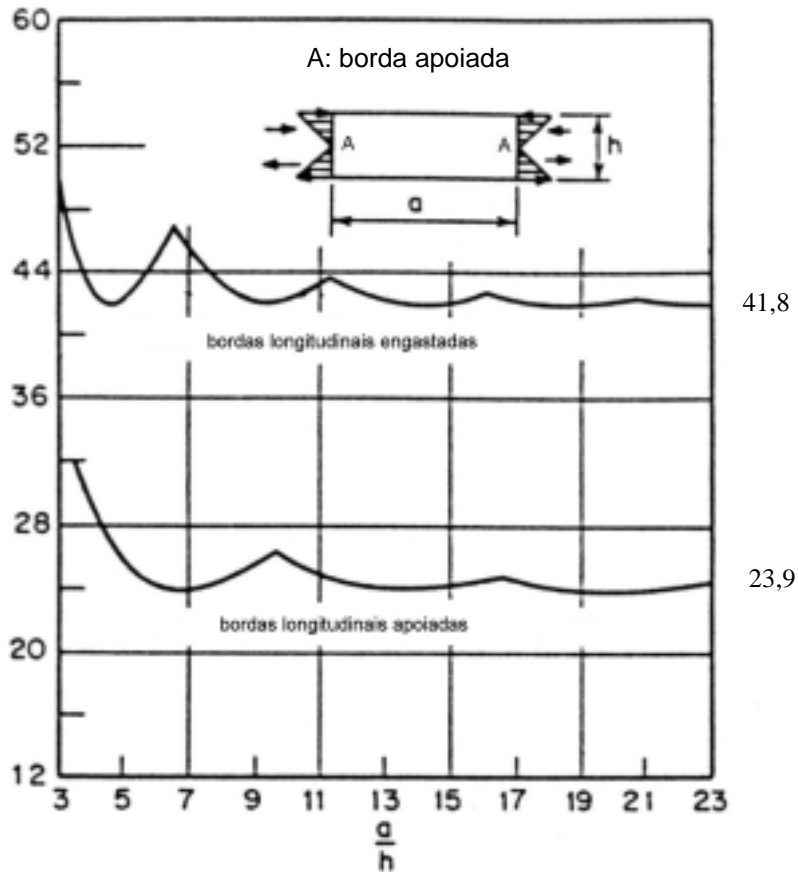


Figura 3.4 - Coeficiente de flambagem local de placas em função da razão  $a/h$  - Yu [30].

Na flexão pura, para elementos longos ( $a \gg h$ ),  $k$  tem valor igual a **41,8** para bordas longitudinais engastadas e **23,9** para bordas longitudinais apoiadas.

A Figura 3.5 apresenta a variação do coeficiente de flambagem local,  $k$ , de elementos submetidos à tensão de compressão não uniforme com as quatro bordas apoiadas.



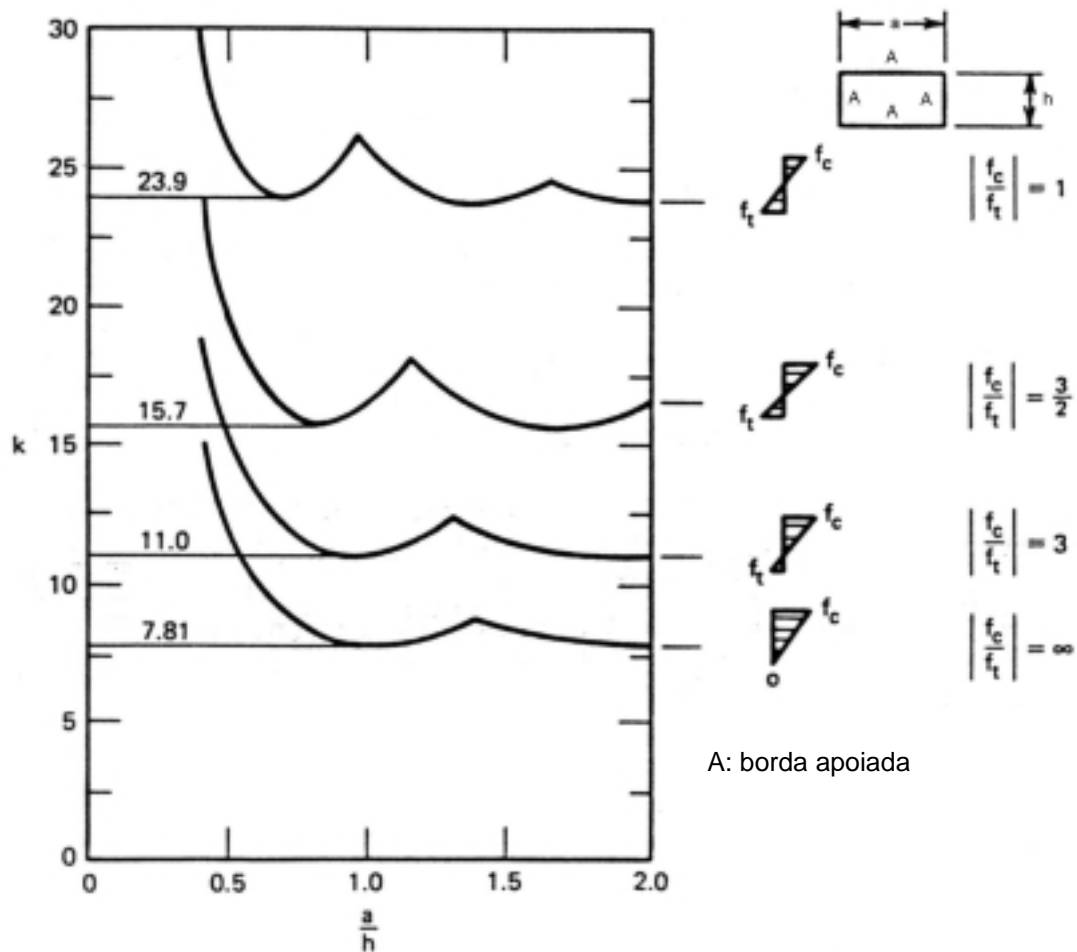


Figura 3.5 - Coeficiente de flambagem local,  $k$ , de elementos submetidos a gradientes de tensão em função da razão  $a/h$  - Yu [30].

Deve ser observado que quando a tensão de compressão no elemento é maior que a tensão de tração, o coeficiente de flambagem local,  $k$ , é reduzido em função da relação entre a máxima tensão de compressão e a máxima de tração ( $f_c/f_t$ ).

Para os elementos não enrijecidos, a exata determinação das tensões de flambagem é muito complexa. Para os casos em que a tensão varia de zero até um máximo, o coeficiente de flambagem pode ser obtido pelo ábaco da Figura 3.6.

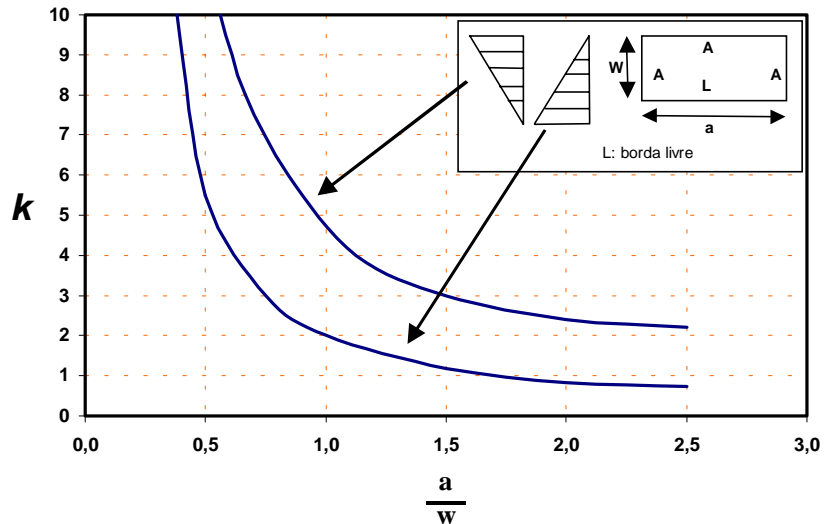


Figura 3.6 - Coeficiente de flambagem para elementos não enrijecidos submetidos à tensão não uniforme - Yu [30].

Quando um elemento enrijecido comprimido atinge a tensão crítica de flambagem local não ocorre o seu colapso devido à parcela significativa de sua resistência pós-flambagem.

Seja um elemento uniformemente comprimido com as bordas rotuladas de largura  $w$  e espessura  $t$ , conforme mostrado na Figura 3.7. Quando o carregamento é aumentado gradativamente, a tensão de compressão atuante no elemento atinge a tensão crítica de flambagem elástica e o elemento começa a se deformar. Neste estágio de carregamento, as fibras transversais tracionadas tendem a estabilizar o elemento, opondo-se à flambagem. A influência das fibras transversais no centro do elemento é pequena, aumentando à medida que se aproxima das bordas.

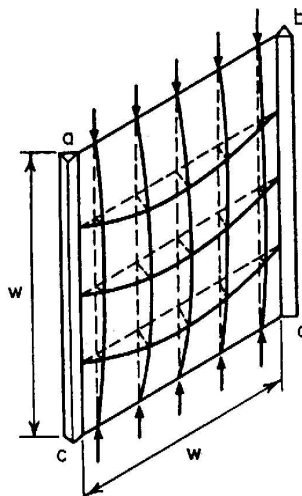


Figura 3.7 - Modelo ilustrativo da resistência pós flambagem do elemento enrijecido com as bordas apoiadas, submetido à tensão uniforme de compressão - Yu [30].

Em um estágio posterior de carregamento, a região central não consegue suportar o acréscimo de tensão, que é resistido pelas regiões próximas dos apoios longitudinais. O colapso ocorre quando a tensão nas bordas do elemento atinge o limite de escoamento,  $f_y$ .

A Figura 3.8 mostra, esquematicamente, os vários estágios de carregamento com as variações de tensões.

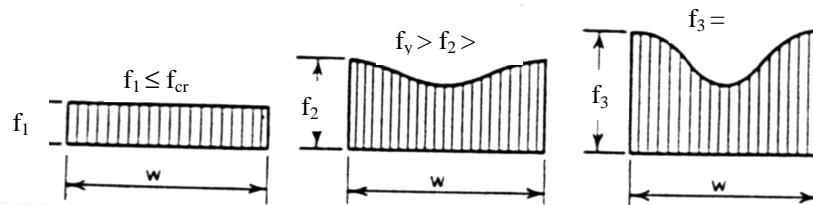


Figura 3.8 - Estágios de carregamento - Yu [30].

A análise do comportamento pós-flambagem é feita segundo o método das larguras efetivas, devido às dificuldades de se trabalhar com a tensão real, não uniforme, atuante no elemento.

A largura efetiva,  $b$ , é definida como uma largura fictícia do elemento, com distribuição uniforme de tensão, cuja resultante de força é igual à resultante correspondente à distribuição real e não uniforme de tensão sobre todo o elemento,  $w$ , conforme mostrado na Figura 3.9.

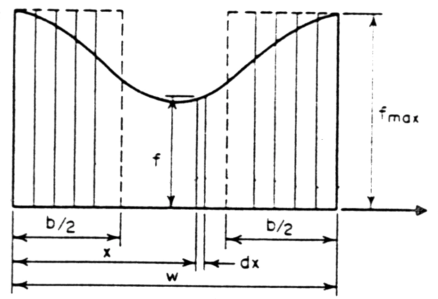


Figura 3.9 - Largura efetiva de elementos enrijecidos comprimidos - Yu [30].

O valor teórico da largura efetiva,  $b$ , no estado limite último, para um elemento apoiado nas quatro bordas, uniformemente comprimido longitudinalmente, pode ser determinado pela equação (3.1), igualando  $f_{cr}$  a  $f_y$  e substituindo  $w$  por  $b$ :

$$f_{cr} = f_y = \frac{k\pi^2 E}{12(1-\mu^2)(b/t)^2} \quad (3.2)$$

Isolando o valor de  $b$  e substituindo os valores de  $\pi$ ,  $\mu$  e  $k$  obtém-se:

$$b = C t \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 1,9 t \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (3.3)$$

$$C = \frac{\pi}{\sqrt{3(1-\mu^2)}} = 1,9 \quad \mu = 0,3 \quad (3.4)$$

A equação (3.3) é a fórmula de Von Karman, tendo sido derivada em 1932.

Com base em ensaios, Winter mostrou que a equação (3.3) é válida também para tensões inferiores ao limite de escoamento, podendo ser reescrita como:

$$b = C t \sqrt{\frac{E}{f_{\max}}} \quad (3.5)$$

Onde  $f_{\max}$  é a tensão máxima nas bordas do elemento.

Ensaio experimentais conduzidos por Winter e Sechler indicaram que o termo  $C$  depende de um parâmetro adimensional  $(E/f_{\max})^{0.5}(t/w)$ . Na Figura 3.10 é apresentada uma relação entre o termo  $C$  e o parâmetro adimensional  $(E/f_{\max})^{0.5}(t/w)$ .

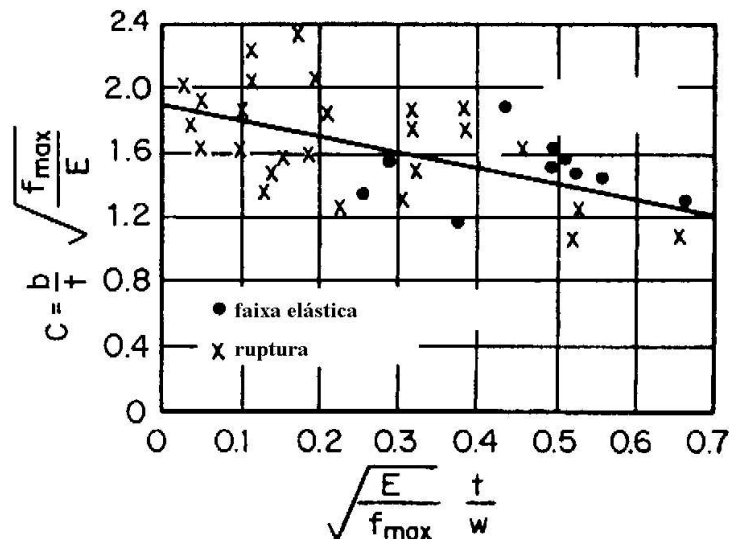


Figura 3.10 - Gráfico  $C \times (E/f_{\max})^{0.5}(t/w)$  - Yu [30].

Deve ser observado que o valor de  $C$ , dado para o caso de elementos muito esbeltos e submetidos a alta tensões  $[(E/f_{\max})^{0.5}(t/w) = 0]$  coincide com o valor de 1,9 dado na equação (3.4), estando em concordância com a fórmula original de Von Karman.

Ainda com base em ensaios experimentais, Winter desenvolveu a seguinte equação para o cálculo do valor do termo  $C$ :

$$C = 1,9 \left[ 1 - 0,475 \left( \frac{t}{w} \right) \sqrt{\frac{E}{f_{max}}} \right] \quad (3.6)$$

Winter apresentou, em 1946, uma expressão modificada para o cálculo da largura efetiva,  $b$ , dada por:

$$b = 1,9t \sqrt{\frac{E}{f_{max}}} \left[ 1 - 0,475 \left( \frac{t}{w} \right) \sqrt{\frac{E}{f_{max}}} \right] \quad (3.7)$$

A equação (3.7) mostra que a largura efetiva não depende só da tensão  $f_{max}$ , mas também da relação  $w/t$  e pode ser escrita em termos de  $f_{cr}/f_{max}$ , como a seguir:

$$\frac{b}{w} = 1,9t \sqrt{\frac{f_{cr}}{f_{max}}} \left( 1 - 0,25 \sqrt{\frac{f_{cr}}{f_{max}}} \right) \quad (3.8)$$

Deve ser observado que a equação (3.7) é uma generalização da equação (3.3) em dois aspectos:

- as equações podem ser usadas para tensões de serviço,  $f_{máx}$ , e tensão de escoamento,  $f_y$ ;
- introdução de um fator empírico que leva em conta os efeitos acumulativos de várias imperfeições.

Durante o período de 1946 até 1968 a equação (3.7) foi utilizada pelo AISI. Após várias pesquisas, Winter desenvolveu uma equação que mais se aproximava dos resultados dos ensaios para a determinação da largura efetiva,  $b$ . Esta equação é dada por:

$$\frac{b}{w} = 1,9t \sqrt{\frac{E}{f_{max}}} \left( 1 - 0,415 \sqrt{\frac{E}{f_{max}}} \right) \quad (3.9)$$

A equação acima pode ser escrita em termos de  $f_{cr}/f_{max}$ , como a seguir:

$$\frac{b}{w} = \sqrt{\frac{f_{cr}}{f_{max}}} \left( 1 - 0,22 \sqrt{\frac{f_{cr}}{f_{max}}} \right) \quad (3.10)$$

Portanto, a largura efetiva pode ser determinada por:

$$b = \rho w \quad (3.11)$$

$$\rho = \frac{1 - 0,22 / \sqrt{(f_{cr} / f_{max})}}{\sqrt{(f_{cr} / f_{max})}} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda}\right) \frac{1}{\lambda} \leq 1 \quad (3.12)$$

O fator de esbeltez,  $\lambda$ , é determinado por:

$$\lambda = \sqrt{\frac{f_{max}}{f_{cr}}} = \frac{1,052}{\sqrt{k}} \left(\frac{w}{t}\right) \sqrt{\frac{f}{E}} \quad (3.13)$$

A relação entre  $\lambda$  e  $\rho$  é apresentada na Figura 3.11.

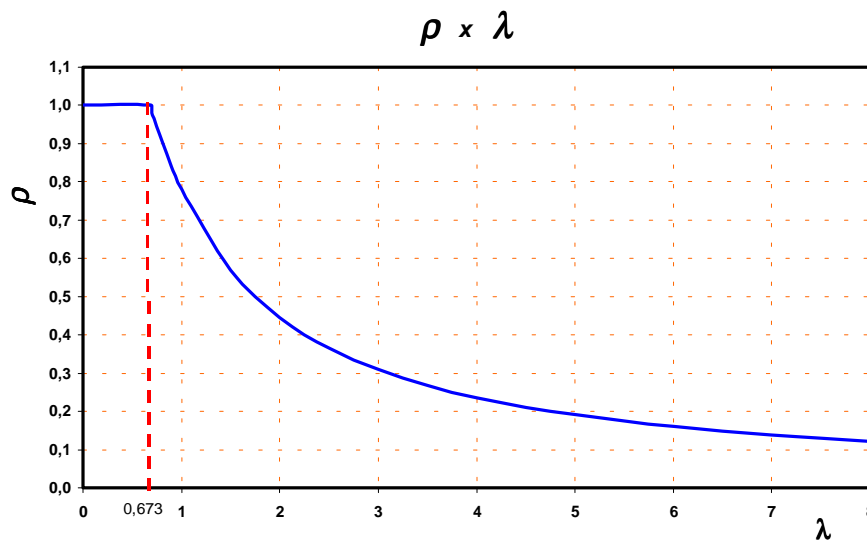


Figura 3.11 - Gráfico  $\rho \times \lambda$ .

Para os elementos enrijecidos ou parcialmente enrijecidos submetidos a gradiente de tensão, a flambagem pode ocorrer com tensão de compressão que pode atuar em todo o elemento ou em parte do elemento. A formulação do AISI/96 [8] para a determinação da resistência pós-flambagem e da largura efetiva dos elementos enrijecidos e parcialmente enrijecidos submetidos a gradiente de tensões é baseada em resultados experimentais.

Simplificadamente, o AISI/96 [8] trata o elemento não enrijecido submetido a gradiente de tensões como se fosse submetido a uma tensão uniforme de valor igual à máxima tensão atuante no elemento, devido à menor quantidade disponível de resultados de ensaios.

Já o comportamento de elementos uniformemente comprimidos com um enrijecedor de borda é baseado em investigações analíticas e experimentais conduzidas por Desmond, Perkoz e Winter, com estudos adicionais de Pekoz e Cohen.

### 3.3 Determinação das larguras efetivas dos elementos segundo o ISI/96

#### 3.3.1 Elementos enrijecidos

A determinação da largura efetiva dos elementos enrijecidos uniformemente comprimidos (Figura 3.12), de acordo com o AISI/96 [8], é obtida pelas seguintes equações:

$$\text{Para } \lambda > 0,673: \quad b_{ef} = \rho w \quad (3.14)$$

$$\text{Para } \lambda \leq 0,673: \quad b_{ef} = w \quad (3.15)$$

Onde:

$\lambda$  é o fator de esbeltez;

$w$  é o largura da parte plana do elemento;

$\rho$  é o fator de redução.

O fator de esbeltez,  $\lambda$ , e o fator de redução,  $\rho$ , são dados por:

$$\lambda = \frac{1,052}{\sqrt{k}} \left( \frac{w}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} \quad (3.16)$$

$$\rho = \left( 1 - \frac{0,22}{\lambda} \right) \frac{1}{\lambda} \quad (3.17)$$

Onde:

$t$  é a espessura do elemento;

$k$  é o coeficiente de flambagem local com valor igual a **4,0**;

$f$  é a tensão de compressão no elemento.

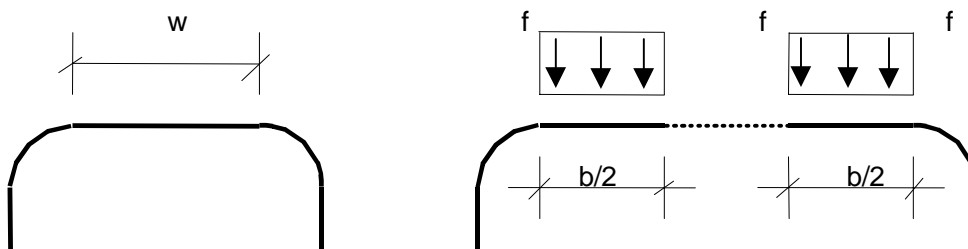


Figura 3.12 - Largura efetiva,  $b$ , e tensão,  $f$ , no elemento enrijecido uniformemente comprimido.

Para os elementos submetidos a gradiente de tensão, as larguras efetivas,  $b_1$  e  $b_2$  (Figura 3.13), são determinadas como a seguir:

$$\psi = \frac{f_2}{f_1} \quad (3.18)$$

$$k = 4 + 2(1 - \psi)^3 + 2(1 - \psi) \quad (3.19)$$

$$b_1 = \frac{b_e}{3 - \psi} \quad (3.20)$$

**Caso I:** Para  $\psi \leq -0,236$   $b_2 = \frac{b_e}{2}$  (3.21)

**Caso II:** Para  $\psi > -0,236$   $b_2 = b_e - b_1$  (3.22)

$b_1 + b_2$  não pode exceder a porção comprimida da alma.

Onde:

$f_1, f_2$  são as tensões atuantes no elemento mostradas na Figura 3.13, sendo  $f_1$  a tensão de compressão (-) e  $f_2$  pode ser de tração (+) ou compressão (-);

$k$  é o coeficiente de flambagem local;

$b_e$  é a largura efetiva determinada de acordo com as equações (3.14) a (3.17), substituindo  $f$  por  $f_1$  e  $k$  determinado pela equação (3.19).

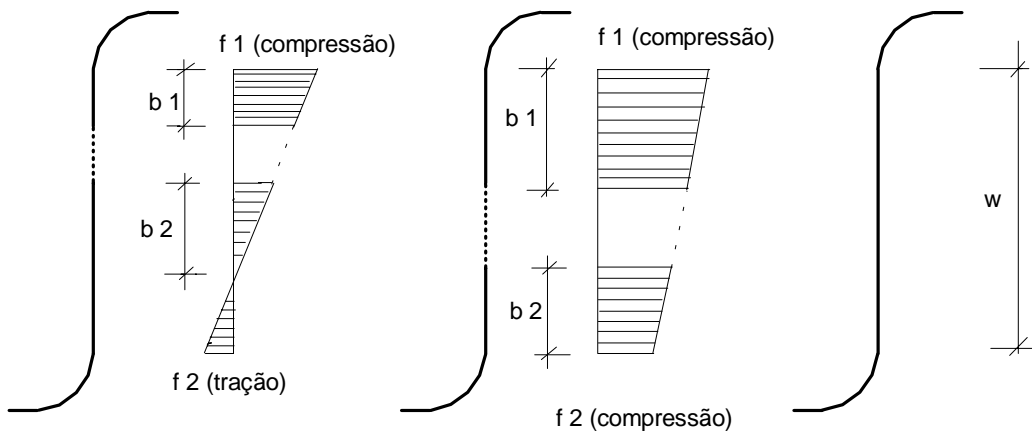


Figura 3.13 - Elemento enrijecido ou parcialmente enrijecido submetido a gradiente de tensões.



### 3.3.2 Elementos não enrijecidos

A largura efetiva dos elementos não enrijecidos uniformemente comprimidos é calculada conforme as equações (3.14) a (3.17), tomando-se o valor de  $k = 0,43$ .

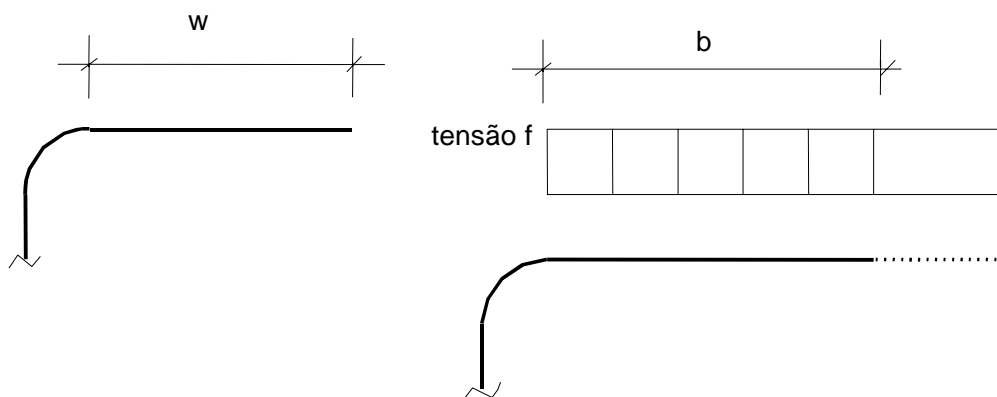


Figura 3.14 - Largura efetiva,  $b$ , e tensão,  $f$ , no elemento não enrijecido uniformemente comprimido.

Para os elementos não enrijecidos submetidos a gradiente de tensão, a largura efetiva é determinada conforme as equações (3.14) a (3.17) tomando o coeficiente de flambagem local  $k = 0,43$  e a tensão  $f = f_3$ , conforme mostrado na Figura 3.15.

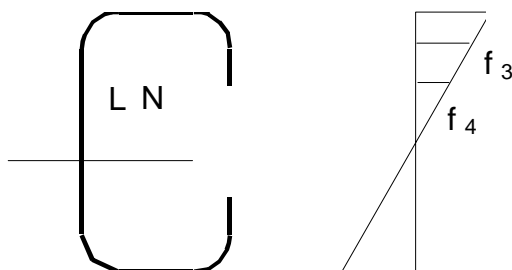


Figura 3.15 - Elemento não enrijecido submetido a gradiente de tensão.

### 3.3.3 Elementos parcialmente enrijecidos (com enrijecedor de borda)

Para a determinação da largura efetiva dos elementos com enrijecedor de borda uniformemente comprimidos, o AISI/96 [8] apresenta a seguinte formulação:

$$S = 1,28 \sqrt{\frac{E}{f_n}} \quad (3.23)$$

Onde:

$f_n$  é a tensão de compressão no elemento.

De acordo com o valor de  $S$  são estabelecidos os seguintes casos:

**Caso I:**  $w/t \leq S/3$  Não é necessário enrijecedor de borda.

$$b = w \quad (3.24)$$

$$d_s = d'_s, \text{ para enrijecedor de borda simples} \quad (3.25)$$

$$A_s = A'_s, \text{ para outro tipo de enrijecedor} \quad (3.26)$$

Onde:

$d'_s$  é a largura efetiva do enrijecedor, calculada conforme 3.3.2 e substituindo  $b$  por  $d'_s$ ;

$d_s$  é a largura efetiva reduzida do enrijecedor adotada no cálculo das propriedades da seção.

**Caso II:**  $S/3 < w/t < S$

$$I_a = 399 \left\{ \left[ (w/t)/S \right] - \sqrt{k_u/4} \right\}^3 t^4 \quad (3.27)$$

$$k_u = 0,43 \quad (3.28)$$

$$n = 1/2 \quad (3.29)$$

$$C_2 = I_s/I_a \leq 1 \quad (3.30)$$

$$C_1 = 2 - C_2 \quad (3.31)$$

Onde:

$I_a$  é o momento de inércia adequado do enrijecedor;

$I_s$  é o momento de inércia da seção bruta do enrijecedor (parte plana) em relação ao seu eixo principal paralelo ao elemento a ser enrijecido.

A largura efetiva do elemento com enrijecedor de borda é calculada conforme as equações (3.14) a (3.17), com o valor de  $k$  dado abaixo:

$$k = C_2^n (k_a - k_u) + k_u \quad (3.32)$$

Para enrijecedor de borda simples, com  $140^\circ \geq \theta \geq 40^\circ$  e  $D/w \leq 0,8$ , temos:

$$k_a = 5,25 - 5(D/w) \leq 4,0 \text{ para enrijecedor com } D/w \leq 0,8 \quad (3.33)$$

$$d_s = C_2 d'_s \quad (3.34)$$

Para outro tipo de enrijecedor:

$$k_a = 4,0 \text{ para enrijecedor com } D/w > 0,8 \quad (3.35)$$

$$A_s = C_2 A'_s$$

Onde:

$D$ ,  $w$ ,  $d$  são as dimensões representadas na Figura 3.16.

**Caso III:**  $w/t \geq S$

$$I_a = \{[115(w/t)/S] + 5\}t^4 \quad (3.36)$$

$$n = 1/3 \quad (3.37)$$

Os valores de  $C_2$ ,  $C_1$ ,  $b$ ,  $k$ ,  $d_s$  devem ser calculados conforme o Caso II.

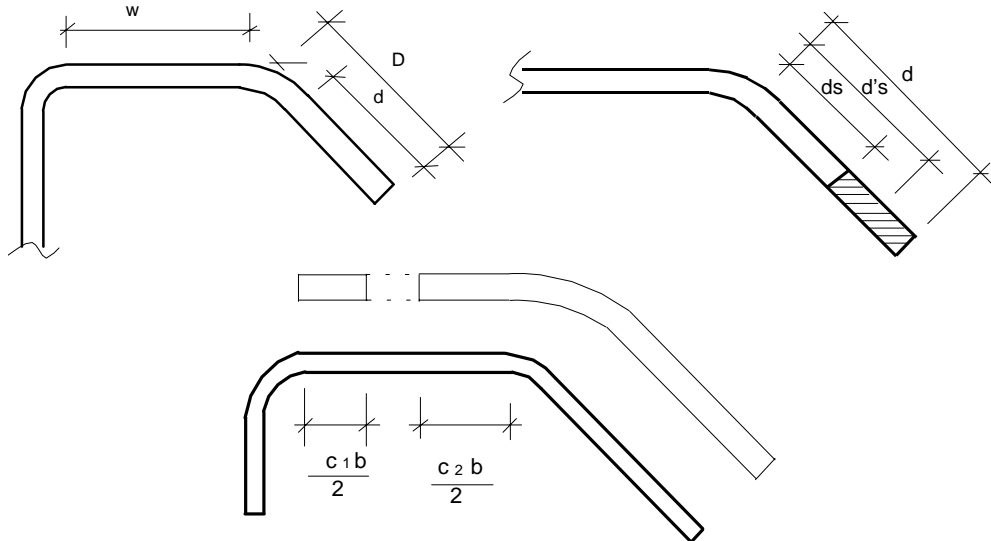
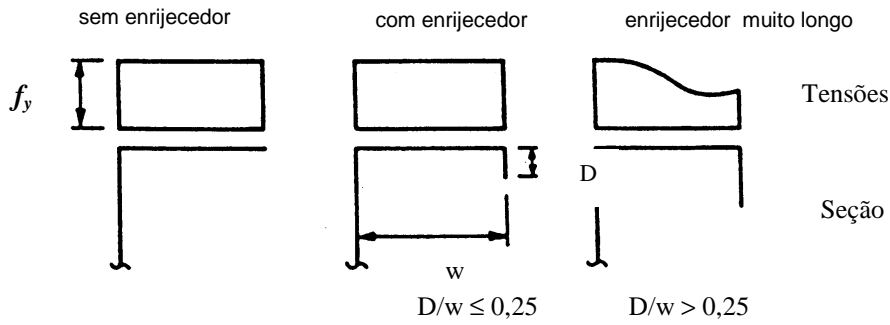


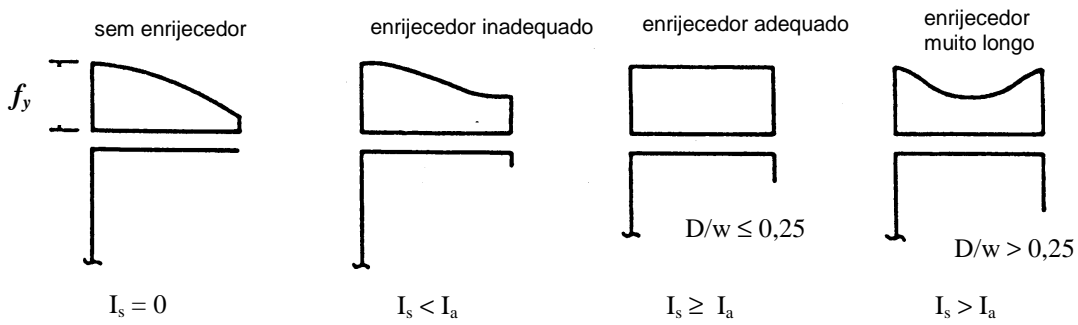
Figura 3.16 - Largura efetiva,  $b$ , e tensão,  $f$ , no elemento uniformemente comprimido com enrijecedor de borda.

A distribuição das tensões nos elementos uniformemente comprimidos com enrijecedor de borda está apresentada na Figura 3.17.

**CASO I:**  $w/t \leq S/3$ ; flange totalmente efetivo



**CASO II:**  $S/3 < w/t \leq S$ ; flange totalmente efetivo com  $I_s \geq I_a$  e  $D/w \leq 0,25$



**CASO III:**  $w/t > S$

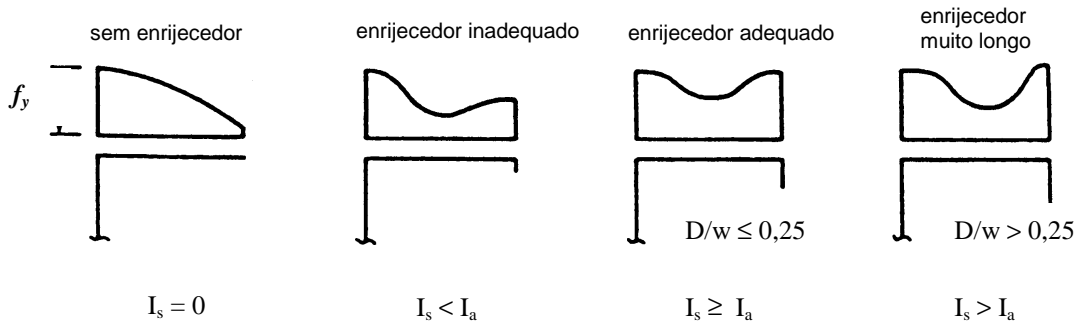


Figura 3.17 - Tensões nos elementos com enrijecedor de borda.

A relação entre  $I_a/t^4$  e  $(w/t)/S$  é mostrada na Figura 3.18.

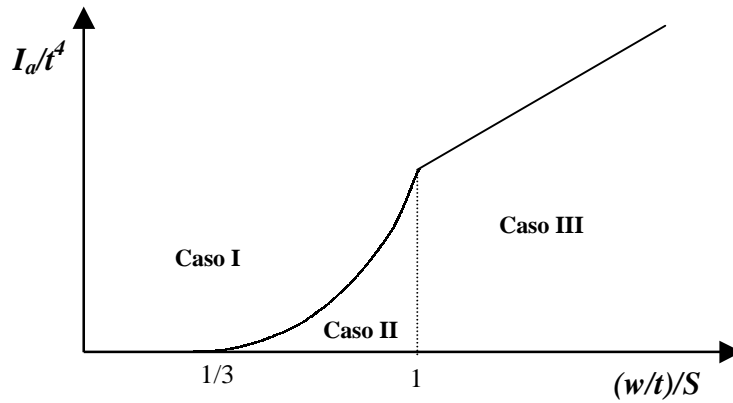


Figura 3.18 - Gráfico  $I_a/t^4$  x  $(w/t)/S$ .

O tratamento dado ao elemento com enrijecedor de borda, quando submetido à flexão, é o mesmo dado aos elementos enrijecidos submetidos a gradientes de tensão, conforme 3.3.1.

### 3.4 Determinação das larguras efetivas dos elementos segundo a NBR 14762

#### 3.4.1 Elementos AA

As expressões adotadas para o cálculo das larguras efetivas são apresentadas a seguir:

- para os casos sem inversão de sinal da tensão:

$$b_{ef} = b \left( 1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \frac{1}{\lambda_p} \leq b \quad (3.38)$$

- para os casos com inversão de sinal da tensão:

$$b_{ef} = b_c \left( 1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \frac{1}{\lambda_p} \leq b_c \quad (3.39)$$

Onde:

$b$  é a largura do elemento;

$b_c$  é a largura da região comprimida do elemento;

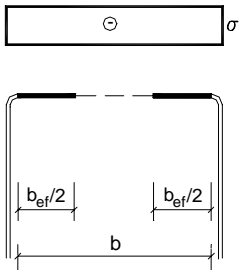
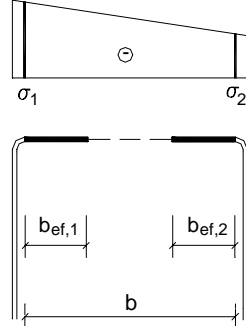
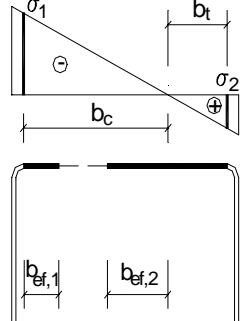
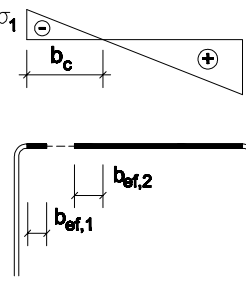
$\lambda_p$  é o índice de esbeltez reduzido do elemento. Para  $\lambda_p \leq 0,673$  a largura efetiva é a própria largura do elemento. O valor de  $\lambda_p$  é dado por:

$$\lambda_p = \frac{b/t}{0,95 \sqrt{\frac{kE}{\sigma}}} \quad (3.40)$$

$t$  é a espessura do elemento;

$k$  é o coeficiente de flambagem local, a ser calculado de acordo com a Tabela 3.1;  
 $\sigma$  é a máxima tensão normal de compressão, sendo  $\sigma = \sigma_1$  para elementos parcialmente comprimidos ou com tensão de compressão não uniforme, conforme a Tabela 3.1.

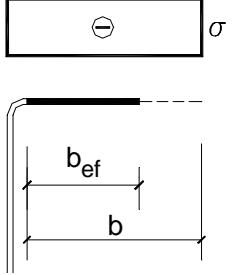
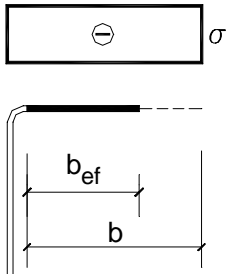
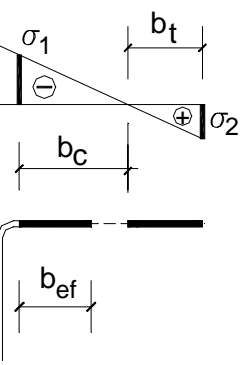
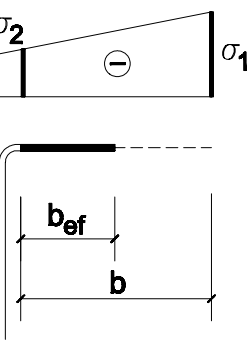
Tabela 3.1 - Largura efetiva e coeficientes de flambagem local para elementos AA.

Caso a		$\psi = \sigma_2 / \sigma_1 = 1,0$ $k = 4,0$
Caso b		$0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 1,0$ $b_{ef,1} = b_{ef} / (3 - \psi)$ $b_{ef,2} = b_{ef} - b_{ef,1}$ $k = 4 + 2(1 - \psi) + 2(1 - \psi)^3$
Caso c	 <p data-bbox="496 1451 852 1507">Nota: a parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva</p>	$-0,236 < \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 0$ $b_{ef,1} = b_{ef} / (3 - \psi)$ $b_{ef,2} = b_{ef} - b_{ef,1}$ $k = 4 + 2(1 - \psi) + 2(1 - \psi)^3$
Caso d	 <p data-bbox="496 1821 852 1877">Nota: a parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva</p>	$\psi = \sigma_2 / \sigma_1 \leq -0,236$ $b_{ef,1} = b_{ef} / (3 - \psi)$ $b_{ef,2} = 0,5b_{ef}$ <p data-bbox="1007 1753 1294 1798">sendo <math>b_{ef,1} + b_{ef,2} \leq b_c</math></p> $k = 4 + 2(1 - \psi) + 2(1 - \psi)^3$
Nota: o sinal (-) indica compressão		

### 3.4.2 Elementos AL

As larguras efetivas dos elementos não enrijecidos são determinadas conforme 3.4.1, sendo os valores de  $k$ ,  $\sigma$  e  $\sigma_1$  determinados de acordo com a Tabela 3.2.

Tabela 3.2 - Largura efetiva e coeficientes de flambagem local para elementos AL.

Caso a		$\psi = \sigma_2 / \sigma_1 = 1,0$ $k = 0,43$
Caso b		$0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 1,0$ $k = 0,578 / (\psi + 0,34)$
Caso c	 <p data-bbox="478 1451 869 1518">Nota: a parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva</p>	$-1,0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 0$ $k = 1,7 - 5\psi + 17,1\psi^2$
Caso d		$-1,0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 \leq 1,0$ $k = 0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$
<p>Nota: o sinal (-) indica compressão</p>		

### 3.4.3 Elementos com enrijecedor de borda

O calculo das larguras efetivas do elemento com enrijecedor de borda uniformemente comprimido é realizado conforme as expressões a seguir:

$$\lambda_{p0} = \frac{b/t}{0,623\sqrt{\frac{E}{\sigma}}} \quad (3.41)$$

Onde:

$b$  é a largura plana do elemento;

$t$  é a espessura do elemento;

$\sigma$  é a tensão normal de compressão no elemento.

De acordo com o valor de  $\lambda_{p0}$  são estabelecidos os seguintes casos:

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

Não é necessário enrijecedor de borda:

$$b_{ef} = b \quad (3.42)$$

$$d_s = d_{ef} \text{ para enrijecedor de borda simples} \quad (3.43)$$

$$A_s = A_{ef} \text{ para outro tipo de enrijecedor}$$

Onde:

$d_{ef}$  é a largura efetiva do enrijecedor calculada conforme 3.4.2;

$d_s$  é a largura efetiva reduzida do enrijecedor, conforme a Figura 3.19.

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

$$I_a = 400t^4[0,49\lambda_{p0} - 0,33]^3 \quad (3.44)$$

$$b_{ef,2} = (I_s/I_a)(b_{ef}/2) \leq (b_{ef}/2) \quad (3.45)$$

$$b_{ef,1} = b_{ef} - b_{ef,2} \quad (3.46)$$

Onde:

$I_a$  é o momento de inércia de referência do enrijecedor;

$I_s$  é o momento de inércia da seção bruta do enrijecedor (parte plana) em relação ao seu eixo principal paralelo ao elemento a ser enrijecido;

$b_{ef}$  é a largura do elemento com borda enrijecedora calculada conforme 3.4.1, com o valor de  $k$  calculado como:

$$k = \sqrt{\frac{I_s}{I_a}} (k_a - 0,43) + 0,43 \leq k_a \quad (3.47)$$



$k_a = 5,25 - 5(D/b) \leq 4,0$ , para enrijecedor de borda simples

com  $40^\circ \leq \theta \leq 140^\circ$  e  $D/b \leq 0,8$

$$d_s = \sqrt{\frac{I_s}{I_a}} d_{ef} \leq d_{ef} \quad (3.48)$$

$k_a = 4$ , para outros tipos de enrijecedor.

$$A_s = \sqrt{\frac{I_s}{I_a}} A_{ef} \leq A_{ef} \quad (3.49)$$

Onde:

$D, b, d, \theta$  são as dimensões representadas na Figura 3.19.

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

$$I_a = [56\lambda_{p0} + 5]t^4 \quad (3.50)$$

$$k = \sqrt[3]{\frac{I_s}{I_a}} (k_a - 0,43) + 0,43 \leq k_a \quad (3.51)$$

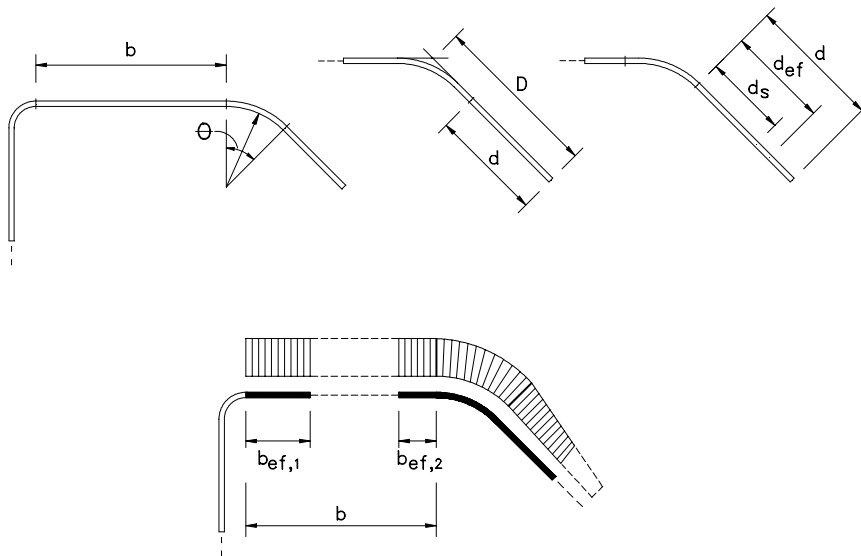


Figura 3.19 - Largura efetiva de elementos uniformemente comprimidos com enrijecedor de borda.

Os valores de  $b_{ef}$ ,  $b_{ef,1}$ ,  $b_{ef,2}$ ,  $d_s$ ,  $k_a$  devem ser calculados conforme o Caso II.

Para os elementos com enrijecedor de borda submetidos a gradiente de tensões, a largura efetiva é determinada conforme 3.4.1.

### 3.5 Principais diferenças entre os procedimentos adotados pela NBR 14762 [1] e o AISI/96 [8]

O AISI/96 [8] e a NBR 14762 [1] usam as mesmas expressões para determinar a largura efetiva dos elementos não enrijecidos uniformemente comprimidos, dos elementos enrijecidos uniformemente comprimidos e dos elementos com borda enrijecedora uniformemente comprimidos. A única diferença está na forma de apresentação das equações.

Para determinar a largura efetiva dos elementos enrijecidos ou parcialmente enrijecidos submetidos a gradientes de tensão, a NBR 14762 [1] considera três tipos de distribuição (casos **b**, **c** e **d** da Tabela 3.1). O AISI/96 [8] utiliza o procedimento apresentado em 3.3.1.

Simplificadamente, para os elementos não enrijecidos submetidos a gradiente de tensão, o AISI/96 [8] adota o coeficiente de flambagem local com valor  $k = 0,43$  e a tensão  $f = f_3$ , conforme a Figura 3.15. O AISI/96 [8] considera esse elemento totalmente comprimido com a tensão igual à máxima tensão de compressão atuante no elemento. A NBR 14762 [1] considera três tipos de distribuição de tensões (casos **b**, **c** e **d** da Tabela 3.2).

De forma resumida, as seguintes diferenças podem ser citadas:

A) Largura efetiva dos elementos enrijecidos ou parcialmente enrijecidos submetido a gradiente de tensão.

A Tabela 3.3 apresenta os valores de  $\psi$  para elementos enrijecidos.

Tabela 3.3 - Valores limites de  $\psi$  para elementos enrijecidos.

Limites	NBR 14762 [1]	AISI/96 [8]
$\psi = -3,0$	$k = 95,68$	$k = 140$
	$b_{ef,1} = 0,4 b_{ef}$	$b_1 = 0,1667 b_e$
	$b_{ef,2} = 0,6 b_{ef}$	$b_2 = 0,5 b_e$
$\psi = -1,0$	$k = 24$	$k = 24$
	$b_{ef,1} = 0,4 b_{ef}$	$b_1 = 0,25 b_e$
	$b_{ef,2} = 0,6 b_{ef}$	$b_2 = 0,5 b_e$
$\psi = -0,236$	$k = 10,25$	$k = 10,25$
	$b_{ef,1} = 0,4 b_{ef}$	$b_1 = 0,309 b_e$
	$b_{ef,2} = 0,6 b_{ef}$	$b_2 = 0,5 b_e$
$\psi = 0$	$k = 8$	$k = 8$
	$b_{ef,1} = 0,4 b_{ef}$	$b_1 = 0,333 b_e$
	$b_{ef,2} = 0,6 b_{ef}$	$b_2 = 0,666 b_e$
$\psi = 1,0$	$k = 4$	$k = 4$
	$b_{ef,1} = 0,5 b_{ef}$	$b_1 = 0,5 b_e$
	$b_{ef,2} = 0,5 b_{ef}$	$b_2 = 0,5 b_e$

- Para  $0 \leq \psi < 1,0$

**AISI/96:**

$$b_e = b_1 + b_2 \quad b_1 = b_e / (3 - \psi) \quad b_2 = b_e - b_1 \quad b_e = b_1 + b_2 = \rho w$$

**NBR 14762:**

$$b_{ef} = b_{ef,1} + b_{ef,2} \quad b_{ef,1} = 2b_{ef} / (5 - \psi) \quad b_{ef,2} = b_{ef} - b_{ef,1} \quad b_{ef} = b_{ef,1} + b_{ef,2} = \rho w$$

Para  $0 \leq \psi < 1,0$  a diferença entre as formulações é a localização das larguras efetivas.

- Para  $-0,236 < \psi < 0$

**AISI/96:**

$$b_e = b_1 + b_2 \quad b_1 = b_e / (3 - \psi) \quad b_2 = b_e - b_1 \quad b_e = b_1 + b_2 = \rho w$$

**NBR 14762:**

$$b_{ef} = b_{ef,1} + b_{ef,2} = \rho b_c \quad b_{ef,1} = 0,4b_{ef} \quad b_{ef,2} = 0,6b_{ef}$$

$$b_c = 0,809w \quad \text{para } \psi \text{ com valor inferior e próximo de } -0,236.$$

$$b_{ef} = \rho b_c = 0,809\rho w \quad b_{ef} = \rho b_c = \rho w \quad \text{para } \psi = 0$$

- Para  $-1,0 \leq \psi \leq -0,236$

**AISI/96:**

$$b_e = b_1 + b_2 \quad b_1 = b_e / (3 - \psi) \quad b_2 = b_e / 2 \quad b_e = b_1 + b_2 = \rho w (1 / (3 - \psi) + 0,5)$$

$$b_e = 0,75\rho w \quad \text{para } \psi = -1 \quad b_e = 0,809\rho w \quad \text{para } \psi = -0,236$$

**NBR 14762:**

$$b_{ef} = b_{ef,1} + b_{ef,2} = \rho b_c$$

$$b_{ef,1} = 0,4b_{ef}$$

$$b_{ef,2} = 0,6b_{ef}$$

$$b_{ef} = \rho b_c = 0,5\rho w \text{ para } \psi = -1$$

$$b_{ef} = \rho b_c = 0,809\rho w \text{ para } \psi = -0,236$$

- Para  $-3,0 \leq \psi < -1,0$

**AISI/96:**

$$b_e = b_1 + b_2$$

$$b_1 = b_e / (3 - \psi)$$

$$b_2 = b_e / 2$$

$$b_e = b_1 + b_2 = \rho w (1 / (3 - \psi) + 0,5)$$

$$b_e = 0,75\rho w \text{ para } \psi = -1,0$$

$$b_e = 0,667\rho w \text{ para } \psi = -3,0$$

**NBR 14762:**

$$b_{ef} = b_{ef,1} + b_{ef,2} = \rho b_c$$

$$b_{ef,1} = 0,4b_{ef}$$

$$b_{ef,2} = 0,6b_{ef}$$

$$b_{ef} = \rho b_c = 0,5\rho w \text{ para } \psi = -1,0$$

$$b_{ef} = \rho b_c = 0,25\rho w \text{ para } \psi = -3,0$$

B) Largura efetiva dos elementos não enrijecidos submetido a gradiente de tensão.

a)  $0 \leq \psi < 1,0$

Tabela 3.4 - Valores limites de  $\psi$  para elementos não enrijecidos.

Limites	Caso b: NBR 14762	AISI/96
$\psi = 0$	$k = 1,7$	$k = 0,43$
$\psi = 1,0$	$k = 0,43$	$k = 0,43$

b)  $-1,0 \leq \psi < 0$

Tabela 3.5 - Valores limites de  $\psi$  para elementos não enrijecidos.

Limites inferior/superior	Caso c: NBR 14762	AISI/96
$\psi = -1,0$	$k = 23,8$	$k = 0,43$
$\psi = 0$	$k = 1,7$	$k = 0,43$

c)  $-1,0 \leq \psi < 1,0$

Tabela 3.6 - Valores limites de  $\psi$  para elementos não enrijecidos.

Limites inferior/superior	Caso d: NBR 14762	AISI/96
$\psi = 0$	$k = 0,57$	$k = 0,43$
$\psi = 1,0$	$k = 0,43$	$k = 0,43$

À medida que a distribuição de tensões de compressão aumenta, o valor do coeficiente de flambagem local,  $k$ , das formulações tende a ser o mesmo.

## REQUISITOS PARA O DIMENSIONAMENTO DE BARRAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

---

### 4.1 Introdução

O dimensionamento em situação de incêndio consiste na verificação dos elementos estruturais e suas ligações, com ou sem proteção contra incêndio, no que se refere à estabilidade e à resistência aos esforços solicitantes em temperatura elevada. As combinações de ações devem ser determinadas conforme a seção 5 da NBR 14762 [1].

Esta verificação é feita a fim de evitar o colapso da estrutura em um tempo inferior àquele necessário para possibilitar a fuga dos usuários da edificação e, quando necessário, a aproximação e o ingresso de pessoas e equipamentos para as ações de combate ao fogo.

O tempo supracitado é denominado Tempo Requerido de Resistência ao Fogo (TRRF), sendo determinado pela NBR 14432 [3] - Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações - Procedimento. O TRRF é o tempo mínimo de resistência ao fogo de um elemento construtivo quando sujeito ao incêndio padrão. No item 4.3.2 é feita uma breve descrição a respeito do incêndio padrão.

Os perfis estruturais de aço formados a frio devem ser projetados à temperatura ambiente de acordo com as especificações da NBR 14762 [1] - Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio.

A verificação de uma estrutura em situação de incêndio pode ser feita a partir de resultados de ensaios, por meio de cálculos ou por uma combinação entre ensaios e cálculos.

Segundo a NBR 14323 [2], o dimensionamento por meio de cálculos pode ser feito pelo método simplificado ou por um método avançado de análise estrutural e térmica. Em ambos os casos deve-se adotar o método dos estados limites. Deve-se considerar que as

propriedades mecânicas do aço, a exemplo de outros materiais, debilitam-se progressivamente com o aumento da temperatura e como resultado de sua incapacidade de resistir às ações aplicadas pode ocorrer o colapso de um elemento estrutural ou ligação.

Neste trabalho é apresentado o método de cálculo simplificado para os perfis formados a frio, sendo feita uma abordagem sobre a flambagem local dos elementos. São apresentados os critérios de dimensionamento, em situação de incêndio, de barras submetidas à esforços de compressão, flexão e cortante. A formulação apresentada nesta pesquisa é uma adaptação proposta das normas NBR 14762 [1] e NBR 14323 [2].

No item 4.4.9 é apresentado um quadro contendo um resumo das principais diferenças entre o dimensionamento em temperatura ambiente e em situação de incêndio.

## 4.2 Propriedades mecânicas do aço

### 4.2.1 Limite de escoamento e módulo de elasticidade

Sob condições de incêndio, além de se expandirem, todos os materiais utilizados em uma edificação têm sua resistência diminuída. A perda da resistência do aço pode ser representada pela variação da curva tensão-deformação com a temperatura. A Figura 4.1 mostra esta variação para o aço Classe 43 (British Steel), com taxa de aquecimento de 10°C/min (Bayley [22]).

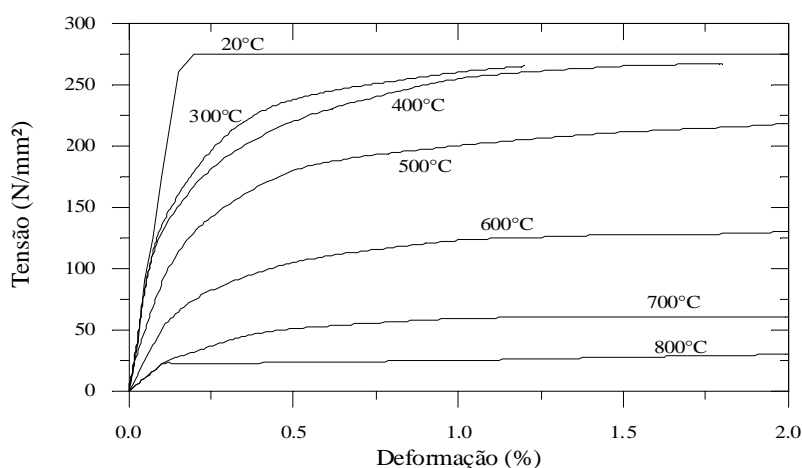


Figura 4.1 - Diagrama tensão-deformação para o aço Classe 43 (Bayley [22]).

Numa análise simplificada, e comprovadamente incorreta, considera-se que a perda de resistência do aço é atingida em 550°C. Por outro lado, a simples adição de elementos de liga como cromo e molibdênio podem manter o limite de escoamento requerido até valores acima de 600°C e não superiores a 700°C, como ocorre com os aços resistentes ao fogo.

Apesar de outros materiais também perderem a resistência da mesma forma, a pequena espessura juntamente com a alta condutibilidade térmica leva os elementos de aço a atingir níveis de temperatura elevados mais rapidamente. Daí, a abordagem tradicional para assegurar, em muitos casos, o bom desempenho do aço sob condições de incêndio é revesti-lo de algum material isolante.

A quantidade de isolamento do material de proteção depende, entre outros fatores, do TRRF e das dimensões do elemento de aplicação. A taxa de aquecimento de um elemento de aço depende do seu fator de massividade, que para um elemento sem proteção pode ser obtido pela razão entre a área do elemento por unidade de comprimento exposta às chamas ( $A$ ) e seu volume por unidade de comprimento ( $V$ ). Para barras prismáticas, o fator de massividade pode ser expresso pela razão entre o perímetro exposto ao fogo ( $u$ ) e a sua área da seção transversal ( $A$ ). Assim, conforme demonstrado na Figura 4.2, barras com elevado fator de massividade irão aquecer-se mais rapidamente.

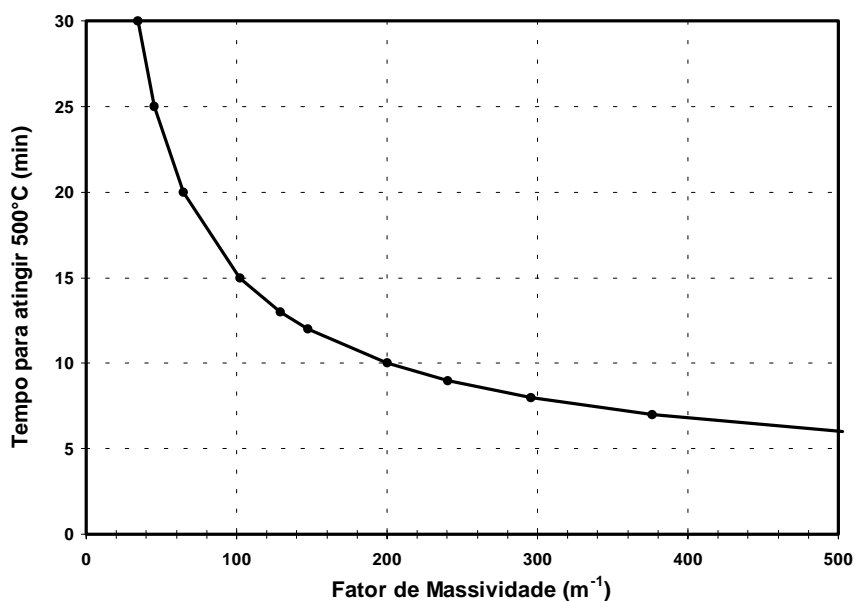


Figura 4.2 - Tempo médio para perfis de aço atingirem 500°C.

Em situação de incêndio, devido à elevada temperatura, o limite de escoamento e o módulo de elasticidade do aço são reduzidos. As Figuras 4.3 e 4.4 representam os fatores de redução  $k_{y,\theta}$  e  $k_{E,\theta}$ , respectivamente para o limite de escoamento e para o módulo de elasticidade dos aços estruturais utilizados em perfis formados a frio em temperatura elevada, de acordo com EC3 - Eurocode 3, parte 1-2 [5], Gerlich/Klippstein [16,18] e Makelainen [20]. Nestas figuras são também apresentados os fatores de redução prescritos pela NBR 14323 [2].

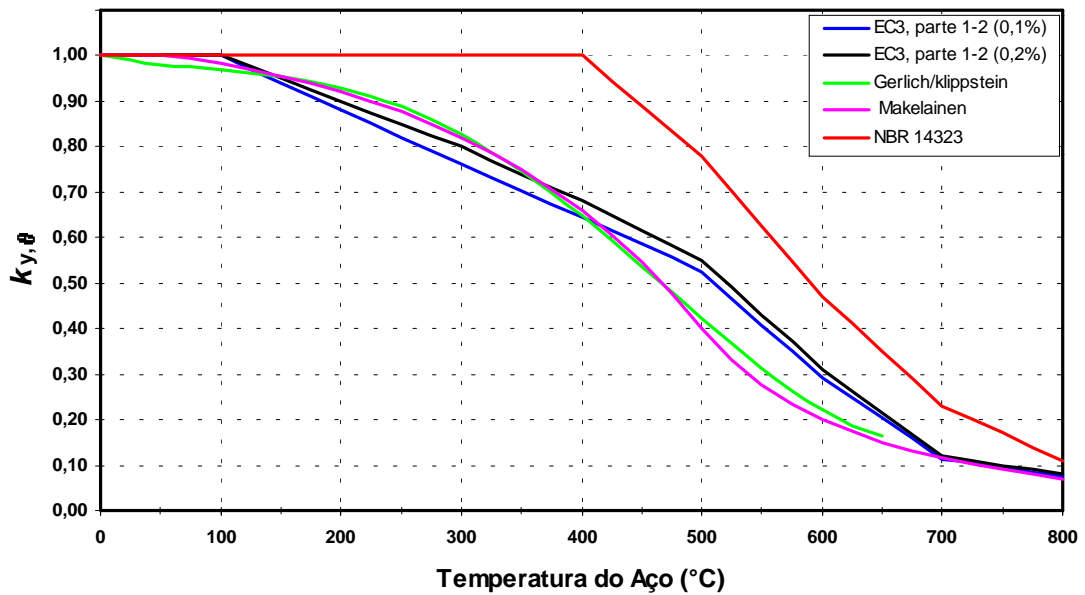


Figura 4.3 - Fatores de redução para o limite de escoamento do perfil formado a frio.

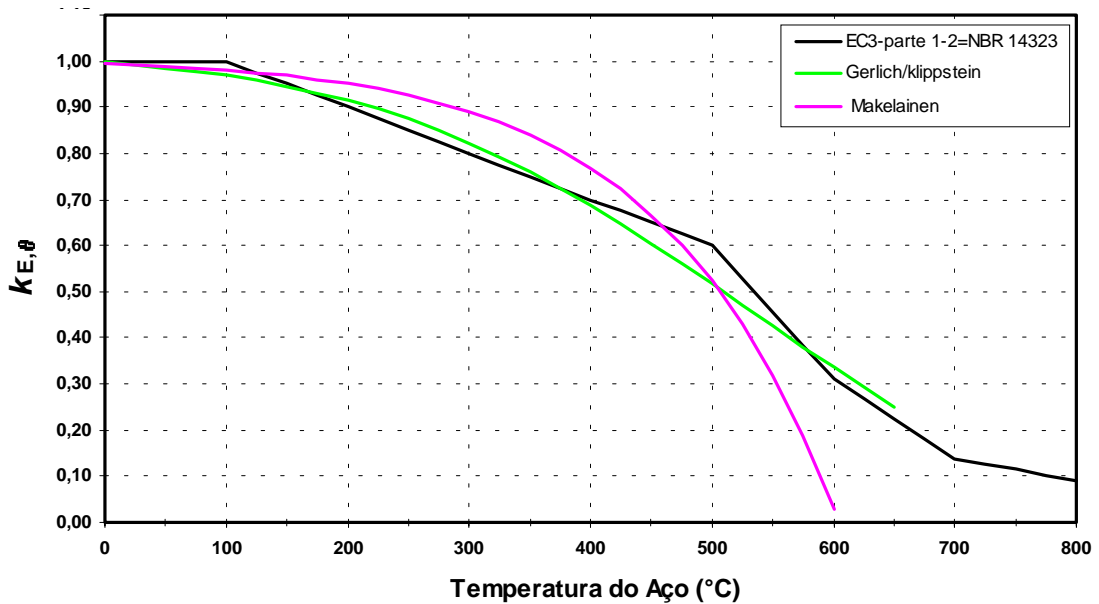


Figura 4.4 - Fatores de redução para o módulo de elasticidade do perfil formado a frio.



As Tabelas 4.1 e 4.2 apresentam os valores de  $k_{y,\theta}$  e  $k_{E,\theta}$ , correspondentes às Figuras 4.3 e 4.4. Para valores intermediários da temperatura do aço pode ser feita interpolação linear.

Tabela 4.1 - Fatores de redução para o limite de escoamento do perfil formado a frio.

Fatores de Redução - $k_{y,\theta}$					
Temperatura (°C)	EC3, parte 1-2 $\epsilon = 0,1\%$	EC3, parte 1-2 $\epsilon = 0,2\%$	Gerlich klippstein	Makelainen	NBR 14323
0	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
100	1,000	1,000	0,970	0,983	1,000
150	0,939	0,950	0,955	0,956	1,000
200	0,880	0,900	0,929	0,920	1,000
250	0,821	0,850	0,887	0,876	1,000
300	0,762	0,800	0,826	0,820	1,000
350	0,703	0,740	0,745	0,749	1,000
400	0,644	0,680	0,647	0,659	1,000
450	0,585	0,615	0,537	0,545	0,890
500	0,526	0,550	0,423	0,402	0,780
550	0,410	0,430	0,313	0,276	0,625
600	0,293	0,310	0,221	0,201	0,470
650	0,204	0,215	0,162	0,151	0,350
700	0,114	0,120	-	0,116	0,230
750	0,095	0,100	-	0,090	0,170
800	0,076	0,080	-	0,069	0,110

Tabela 4.2 - Fatores de redução para o módulo de elasticidade do perfil formado a frio.

Fatores de Redução - $k_{E,\theta}$			
Temperatura (°C)	EC3 - parte 1-2 NBR 14323	Gerlich klippstein	Makelainen
0	1,000	1,000	0,995
50	1,000	0,985	0,989
100	1,000	0,968	0,980
150	0,950	0,945	0,968
200	0,900	0,915	0,950
250	0,850	0,874	0,925
300	0,800	0,822	0,890
350	0,750	0,760	0,840
400	0,700	0,687	0,768
450	0,650	0,605	0,667
500	0,600	0,518	0,523
550	0,455	0,426	0,319
600	0,310	0,335	0,030
650	0,224	-	-
700	0,138	-	-
750	0,114	-	-
800	0,091	-	-

Desta forma, para que a segurança das estruturas de aço em incêndio possa ser adequadamente avaliada, o primeiro passo consiste em determinar a temperatura atingida pelas mesmas durante um certo tempo de sinistro.

Neste trabalho, o procedimento seguido para a obtenção da temperatura em elementos estruturais de aço situados no interior de um edifício em incêndio foi o mesmo da NBR 14323 [2], que tem por base o Eurocode 3, parte 1-2 [5].

#### 4.2.2 Massa específica

A massa específica do aço é considerada independente da temperatura e igual a:

$$\rho_a = 7850 \text{ kg/m}^3 \quad (4.1)$$

#### 4.3.3 Propriedades térmicas para o método simplificado de cálculo

Alongamento	$\frac{\Delta \ell}{\ell} = 14 \times 10^{-6} (\theta_a - 20)$
Calor Específico	$c_a = 600 \text{ J/kg}^\circ\text{C}$
Condutividade Térmica	$\lambda_a = 45 \text{ W/m}^\circ\text{C}$

### 4.3 Elevação da temperatura do aço

#### 4.3.1 Introdução

Para determinar a resistência de um elemento estrutural em situação de incêndio é necessário saber a sua máxima temperatura atingida. Na falta de ensaios específicos, considera-se que a estrutura esteja diante de um incêndio padrão, onde a temperatura atingida pelos gases em função do tempo é determinada conforme o item a seguir (4.3.2). Conhecida a temperatura dos gases é possível determinar a temperatura atingida pelo aço, de acordo com o item 4.3.3.

#### 4.3.2 Temperatura dos Gases

Segundo Silva [35], um dos fatores importantes no estudo da resistência de uma estrutura em situação de incêndio é o comportamento da temperatura dos gases. Na Figura 4.5 apresenta-se a evolução da temperatura dos gases em um incêndio. Observa-se que na fase

inicial da curva (pré-flashover) a temperatura ainda apresenta valores baixo, considerados sem riscos à vida humana e à estrutura. Sobretudo, após essa fase ocorre um aumento acentuado na inclinação da curva, implicando num elevado aumento da temperatura dos gases. Nesta fase, denominada *flashover*, praticamente toda a carga combustível presente no ambiente entra em ignição e o incêndio assume grandes proporções. A partir daí a carga combustível vai diminuindo e, conseqüentemente, a temperatura sofre uma redução gradativa.

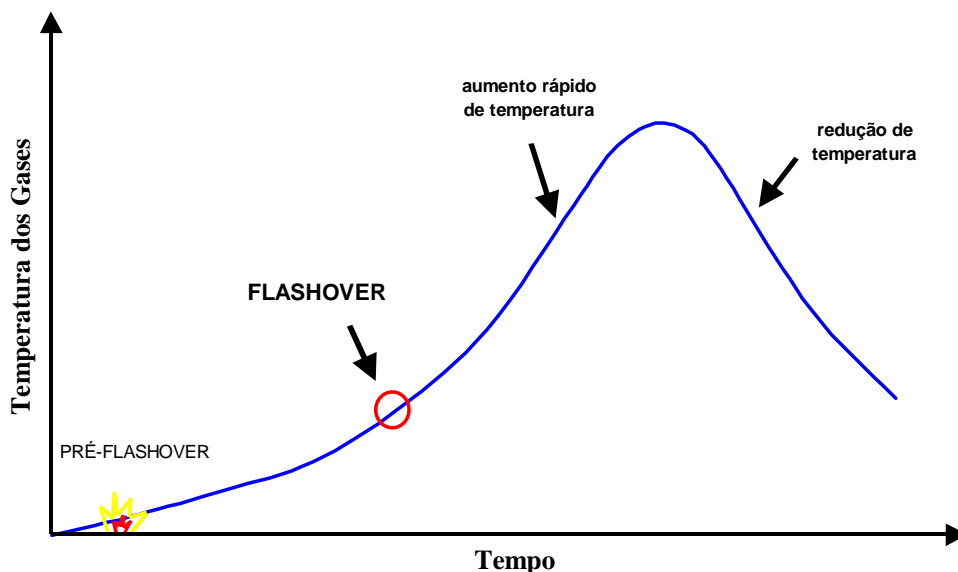


Figura 4.5 - Evolução da temperatura dos gases em incêndio.

Os resultados de ensaios realizados em diversos compartimentos mostram que a elevação da temperatura dos gases depende:

- da geometria do compartimento incendiado;
- das características térmicas dos materiais de vedação;
- da quantidade de material combustível;
- do grau de ventilação do ambiente.

Uma maneira de se medir a quantidade de material combustível em determinado compartimento é comparar a capacidade de combustão dos materiais ali presentes com a capacidade de combustão da madeira. A Figura 4.6 mostra diversas curvas de incêndio, obtidas a partir da variação da quantidade de material combustível, em quilo equivalente de madeira.

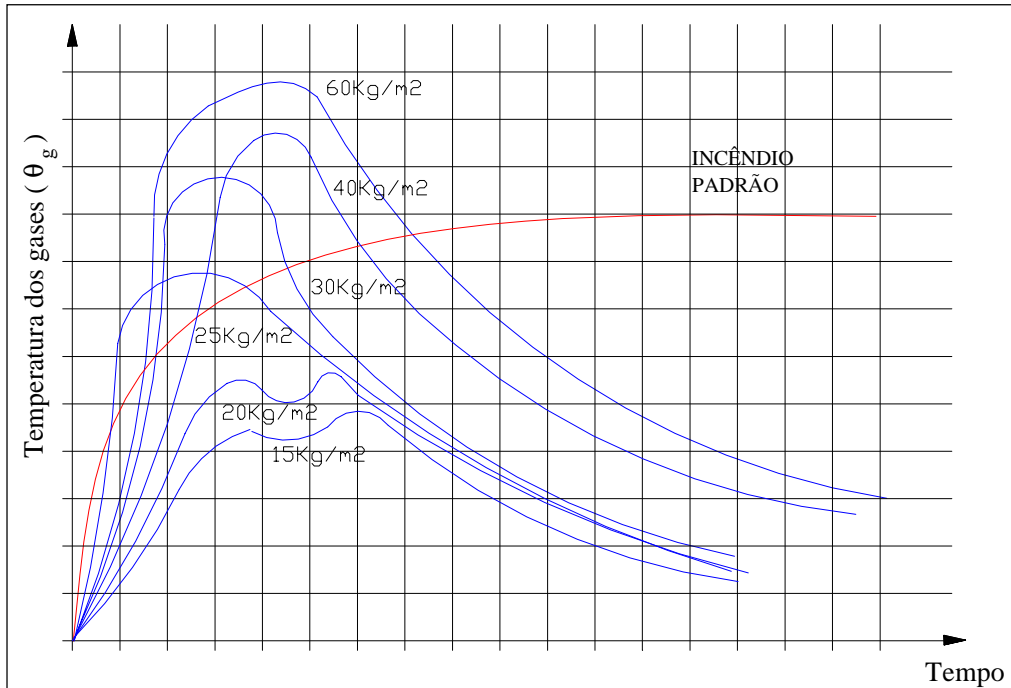


Figura 4.6 - Variação da temperatura dos gases para diferentes cargas combustíveis.

Verifica-se que a curva temperatura-tempo depende de cada situação. Sobretudo, convencionou-se adotar uma curva padronizada para servir de modelo na análise experimental de estruturas ou materiais isolantes térmicos em fornos dos institutos de pesquisa. Na falta de estudos mais realistas, a curva padronizada pode ser adotada no dimensionamento estrutural. Esse modelo é conhecido como incêndio-padrão e é previsto pela NBR 5628 [36]. A curva de incêndio-padrão é apresentada na Figura 4.7 e dada pela expressão:

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (4.2)$$

Onde

$\theta_g$  é a temperatura dos gases, em °C;

$t$  é o tempo, em minutos.

### Incêndio Padrão

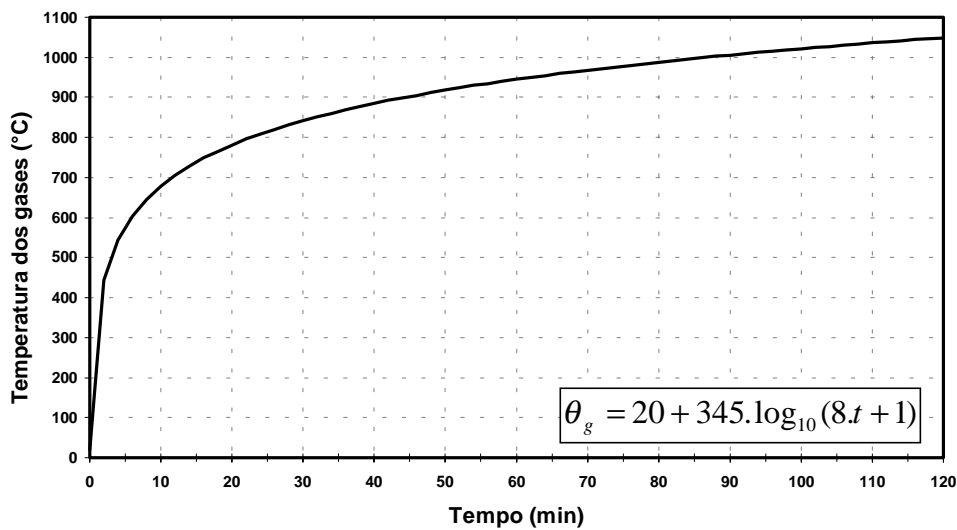


Figura 4.7 - Curva do incêndio padrão.

### 4.3.3 Elevação da temperatura do aço segundo a NBR 14323

A elevação da temperatura do aço depende da temperatura dos gases, do fator de massividade do elemento, das propriedades físicas e térmicas do aço e do material de proteção, se for o caso.

#### 4.3.3.1 Elementos estruturais sem proteção contra incêndio

Para uma distribuição uniforme de temperatura na seção transversal, a elevação de temperatura,  $\Delta\theta_{a,t}$ , em °C, de um elemento estrutural de aço sem proteção contra incêndio, situado no interior da edificação, durante um intervalo de tempo,  $\Delta t$ , pode ser determinada por:

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{(u/A)}{c_a \rho_a} \varphi \Delta t \quad (4.3)$$

Onde:

$u/A$  é o fator de massividade para elementos estruturais de aço sem proteção contra incêndio, em  $m^{-1}$ ;

$\rho_a$  é a massa específica do aço, em  $kg/m^3$ ;

$c_a$  é o calor específico do aço, em  $j/(kg \cdot ^\circ C)$ ;

$\varphi$  é o valor do fluxo de calor por unidade de área, em  $W/m^2$ ;

$\Delta t$  é o intervalo de tempo, em s.

O valor de  $\varphi$ , em W/m<sup>2</sup>, é dado por:

$$\varphi = \varphi_c + \varphi_r \quad (4.4)$$

com

$$\varphi_c = \alpha_c (\theta_g - \theta_a) \text{ e } \varphi_r = 5,67 \times 10^{-8} \varepsilon_{res} [(\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4] \quad (4.5)$$

Onde:

$\varphi_c$  é o componente do fluxo de calor devido à convecção, em W/m<sup>2</sup>;

$\varphi_r$  é o componente do fluxo de calor devido à radiação, em W/m<sup>2</sup>;

$\alpha_c$  é o coeficiente de transferência de calor por convecção, igual a 25 W/(m<sup>2</sup>.°C);

$\theta_g$  é a temperatura dos gases, em °C;

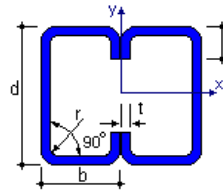
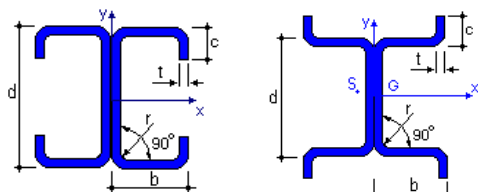
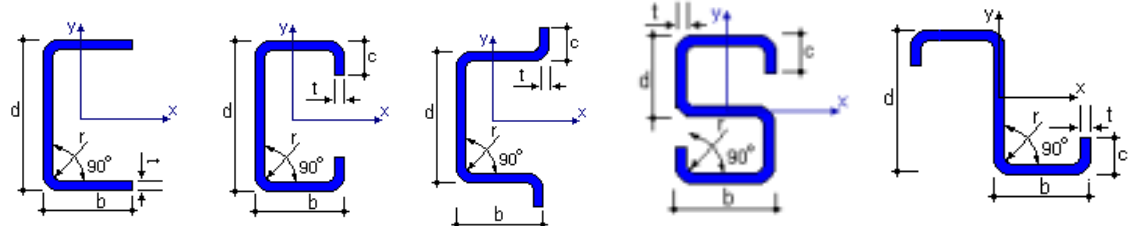
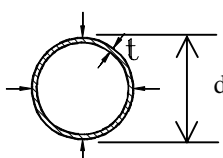
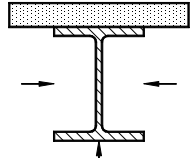
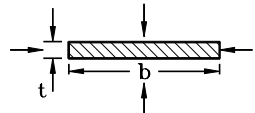
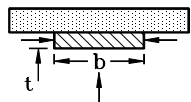
$\theta_a$  é a temperatura na superfície do aço, em °C;

$\varepsilon_{res}$  é a emissividade resultante, podendo ser tomada igual a 0,5.

O valor de  $\Delta t$  não pode ser tomado maior que  $25000(u/A)^{-1}$ . No entanto, recomenda-se não tomar  $\Delta t$  superior a 5 segundos.

A Tabela 4.3 apresenta algumas expressões aproximadas para a determinação do fator de massividade,  $u/A$ , de elementos de aço sem proteção.

Tabela 4.3 - Fator de massividade para elementos estruturais sem proteção.

<p>Perfil Caixa exposto ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A} = \frac{d + 2b}{t(d + 2b + 2c)}$ 	<p>Perfis I enrijecido e Duplo Cartola expostos ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A} = \frac{d + 4b + 4c}{t(d + 2b + 2c)}$ 
<p>Perfis U, U enrijecido, Cartola, S e Z expostos ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A} = \frac{2}{t}$ 	
<p>Seção tubular de forma circular exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A} = \frac{d}{t(d - t)}$ 	<p>Seção aberta exposta ao incêndio por três lados: perímetro exposto ao incêndio</p> $\frac{u}{A} = \frac{\text{perímetro exposto ao incêndio}}{\text{área da seção transversal}}$ 
<p>Chapa exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A} = \frac{2(b + t)}{bt}$ 	<p>Chapa exposta ao incêndio por três lados:</p> $\frac{u}{A} = \frac{b + 2t}{bt}$ 

#### 4.3.3.2 Elementos estruturais envolvidos por material de proteção contra incêndio

Para uma distribuição uniforme de temperatura na seção transversal, a elevação de temperatura,  $\Delta\theta_{a,t}$ , de um elemento estrutural situado no interior do edifício, envolvido por um material de proteção contra incêndio, pode ser determinada por cálculos, de acordo com exposto a seguir ou por ensaios de acordo com a seção 7 da NBR 14323 [2].

A elevação de temperatura,  $\Delta\theta_{a,t}$ , em °C, de um elemento estrutural de aço situado no interior do edifício, envolvido por um material de proteção contra incêndio, durante um intervalo de tempo,  $\Delta t$ , pode ser determinada por:

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_m(u_m/A)}{t_m c_a \rho_a} \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{1 + \xi/3} \Delta t - (e^{\xi/10} - 1)\Delta\theta_{g,t}, \quad \text{mas } \Delta\theta_{a,t} \geq 0 \quad (4.6)$$

com

$$\xi = \frac{c_m \rho_m t_m}{c_a \rho_a} (u_m/A) \quad (4.7)$$

Onde:

$u_m/A$  é o fator de massividade para elementos estruturais envolvidos por material de proteção contra incêndio, em  $m^{-1}$ ;

$u_m$  é o perímetro efetivo do material de proteção contra incêndio (perímetro da face interna do material de proteção contra incêndio, limitado às dimensões do elemento estrutural de aço), em m;

$A$  é a área da seção transversal do elemento estrutural, em  $m^2$ ;

$c_a$  é o calor específico do aço, em  $j/(kg \cdot ^\circ C)$ ;

$c_m$  é o calor específico do material de proteção contra incêndio, em  $j/(kg \cdot ^\circ C)$ ;

$t_m$  é a espessura do material de proteção contra incêndio, em m;

$\theta_{a,t}$  é a temperatura do aço no tempo  $t$ , em °C;

$\theta_{g,t}$  é a temperatura dos gases no tempo  $t$ , em °C;

$\lambda_m$  é a condutividade térmica do material de proteção contra incêndio, em  $W/(m^2 \cdot ^\circ C)$ ;

$\rho_a$  é a massa específica do aço, em  $kg/m^3$ ;

$\rho_m$  é a massa específica do material de proteção contra incêndio, em  $kg/m^3$ ;

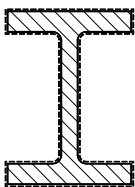
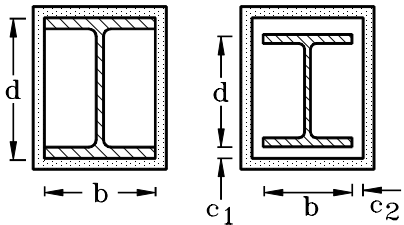
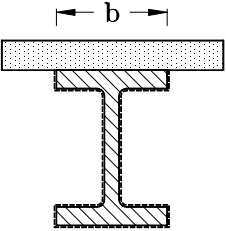
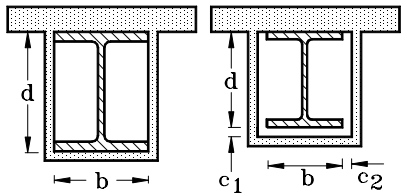
$\Delta t$  é o intervalo de tempo, em s.



O valor de  $\Delta t$  não pode ser tomado maior que  $25000(u_m/A)^{-1}$ . No entanto, recomenda-se não tomar  $\Delta t$  superior a 30 segundos.

A Tabela 4.4 apresenta algumas expressões para determinação do fator de massividade,  $u_m/A$ , para elementos estruturais de aço envolvidos por material de proteção contra incêndio.

Tabela 4.4 - Fator de massividade para elementos estruturais com proteção.

Situação	Descrição	Fator de massividade ( $u_m/A$ )
	Proteção tipo contorno de espessura uniforme exposta ao incêndio por todos os lados	$\frac{\text{perímetro da seção da peça de aço}}{\text{área da seção da peça de aço}}$
	Proteção tipo caixa <sup>1</sup> , de espessura uniforme exposta ao incêndio por todos os lados	$\frac{2(b + d)}{\text{área da seção da peça de aço}}$
	Proteção tipo contorno, de espessura uniforme exposta ao incêndio por três lados	$\frac{\text{perímetro da seção da peça de aço} - b}{\text{área da seção da peça de aço}}$
	Proteção tipo caixa <sup>1</sup> , de espessura uniforme exposta ao incêndio por três lados	$\frac{2d + b}{\text{área da seção da peça de aço}}$

<sup>1</sup> Para  $c_1$  e  $c_2$  superior a  $d/4$ , deve-se utilizar bibliografia especializada.

## 4.4 Equacionamento para o dimensionamento de perfis formados a frio em situação de incêndio

### 4.4.1 Introdução

Neste item é apresentado o equacionamento para o dimensionamento de perfis de aço formados a frio em situação de incêndio, utilizando-se o método simplificado de cálculo. Observa-se que a formulação apresentada considera os preceitos da NBR 14323 [2] e baseia-se na NBR 14762 [1], porém com as suas devidas adaptações para a situação de incêndio. No item 4.4.9 é apresentado um quadro contendo um resumo das diferenças entre o dimensionamento em temperatura ambiente e em situação de incêndio.

Inicialmente deve-se determinar o TRRF conforme a NBR 14432 [3]. Conhecido o TRRF, calcula-se a temperatura máxima atingida pelo elemento estrutural. Na sequência é determinada a resistência do elemento estrutural, que deve ser superior ao esforço, calculado conforme a seção 5 da NBR 14762 [1]. O fluxograma da Figura 4.8 apresenta um resumo do dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio.

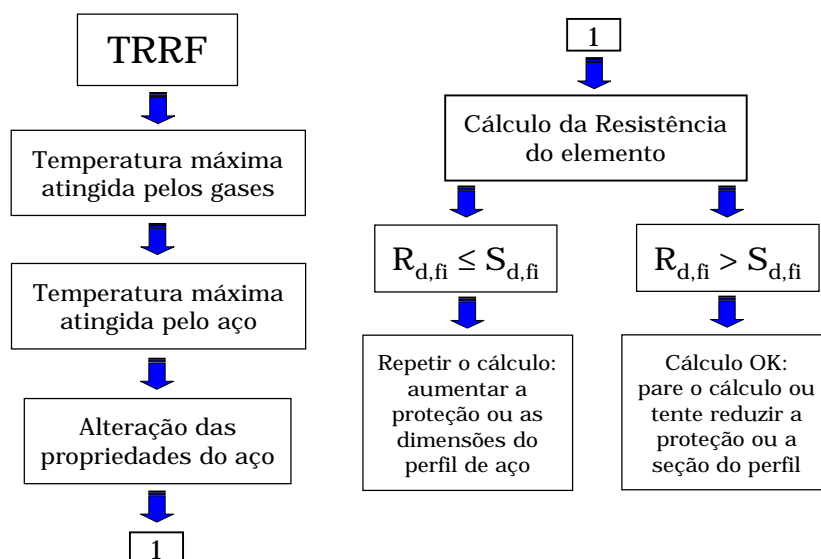


Figura 4.8 - Fluxograma resumido para o dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio.

Na Figura 4.8,  $R_{d,fi}$  é a resistência de cálculo e  $S_{d,fi}$  é o esforço aplicado, ambos em situação de incêndio.

## 4.4.2 Flambagem Local

### 4.4.2.1 Elementos AA e AL

A flambagem local de elementos, totalmente ou parcialmente comprimidos, deve ser considerada por meio de larguras efetivas, calculadas conforme os itens *a* e *b*, a seguir.

a) cálculo da resistência:

Para o cálculo da resistência de perfis formados por elementos esbeltos, deve ser considerada a redução de sua resistência, provocada pela flambagem local. Para isto, devem ser calculadas as larguras efetivas,  $b_{ef}$ , dos elementos da seção transversal que se encontrem total ou parcialmente submetidos a tensões normais de compressão, conforme descrito a seguir:

- todos os elementos AA indicados na Tabela 3.1 e os elementos AL indicados na Tabela 3.2 sem inversão no sinal da tensão ( $\psi \geq 0$ ):

$$b_{ef} = b \left( 1 - \frac{0,22}{\lambda_{p,fi}} \right) \frac{1}{\lambda_{p,fi}} \leq b \quad (4.8)$$

- elementos AL indicados na Tabela 3.2 com inversão no sinal da tensão ( $\psi < 0$ ):

$$b_{ef} = b_c \left( 1 - \frac{0,22}{\lambda_{p,fi}} \right) \frac{1}{\lambda_{p,fi}} \leq b_c \quad (4.9)$$

Onde:

$b$  é a largura do elemento;

$b_c$  é a largura da região comprimida do elemento, calculada com base na seção efetiva;

$\lambda_{p,fi}$  é o parâmetro de esbeltez reduzido do elemento, em situação de incêndio, definido como:

$$\lambda_{p,fi} = \frac{b/t}{0,95(k \cdot k_{E,\theta} \cdot E / \sigma_{fi})^{0,5}} \quad (4.10)$$

Para  $\lambda_{p,fi} \leq 0,673$  a largura efetiva é a própria largura do elemento;

$t$  é a espessura do elemento;

$k$  é o coeficiente de flambagem local, a ser calculado de acordo com a Tabela 3.1 para elementos AA, ou de acordo com a Tabela 3.2 para elementos AL;

$k_{E,\theta}$  é o coeficiente de redução do módulo de elasticidade do aço em temperatura elevada;  
 $\sigma_{fi}$  é a tensão normal de compressão, em situação de incêndio, definida como a seguir:

1) Estado limite último de escoamento da seção

Para cada elemento total ou parcialmente comprimido,  $\sigma_{fi}$  é a máxima tensão de compressão, em temperatura elevada, calculada para a seção efetiva, que ocorre quando a seção atinge o escoamento. Se a máxima tensão for de tração,  $\sigma_{fi}$  pode ser calculada admitindo-se uma distribuição linear de tensões. A seção efetiva, neste caso, deve ser determinada por aproximações sucessivas.

2) Estado limite último de flambagem da barra

Se a barra for submetida à compressão,  $\sigma_{fi} = \rho_{fi} k_{y,\theta} f_y$ , sendo  $\rho_{fi}$  o fator de redução associado à flambagem conforme 4.4.6. Se a barra for submetida à flexão,  $\sigma_{fi} = \rho_{FLT,fi} k_{y,\theta} f_y$ , sendo  $\rho_{FLT,fi}$  o fator de redução associado à flambagem lateral com torção, em temperatura elevada, conforme 4.4.7.1.2.

b) cálculo de deslocamentos:

O cálculo de deslocamentos em barras com seções transversais constituídas por elementos esbeltos deve ser feito por aproximações sucessivas, considerando a redução de sua rigidez provocada pela flambagem local. Para isto, devem ser calculadas as larguras efetivas,  $b_{ef}$ , dos elementos da seção transversal que se encontrem total ou parcialmente submetidos a tensões normais de compressão, conforme 4.4.2.1a, substituindo  $\lambda_{p,fi}$  por  $\lambda_{pd,fi}$ , onde:

$$\lambda_{pd,fi} = \frac{b/t}{0,95 \sqrt{k \cdot k_{E,\theta} \cdot E / \sigma_{n,fi}}} \quad (4.11)$$

$k$  é o coeficiente de flambagem local, de acordo com a Tabela 3.1 (elementos AA) ou a Tabela 3.2 (elementos AL),  $\sigma_{n,fi}$  é a máxima tensão normal de compressão, em temperatura elevada, calculada para a seção transversal efetiva e considerando as combinações de ações para os estados limite de utilização.

#### 4.4.2.2 Largura efetiva de elementos uniformemente comprimidos com um enrijecedor intermediário ou com enrijecedor de borda

Nesta subseção os símbolos e seus respectivos significados são os seguintes:

$$\lambda_{p0,fi} = \frac{b_0/t}{1,9 \sqrt{\frac{k_{E,\theta} \cdot E}{\sigma_{fi}}}} \quad \text{para 4.4.2.2.1} \quad (4.12)$$

$$\lambda_{p0,fi} = \frac{b/t}{0,623 \sqrt{\frac{k_{E,\theta} \cdot E}{\sigma_{fi}}}} \quad \text{para 4.4.2.2.2} \quad (4.13)$$

$\sigma_{fi}$  é a tensão normal definida em 4.4.2.1a;

$b_0$  é a largura do elemento com enrijecedor intermediário (ver Figura 4.9);

$k$  é o coeficiente de flambagem local;

$D, b, d$  são as dimensões indicadas na Figura 4.10;

$d_{ef}$  é a largura efetiva do enrijecedor, calculada conforme 4.4.2.1a;

$d_s$  é a largura efetiva reduzida do enrijecedor e adotada no cálculo das propriedades da seção efetiva do perfil;

$A_s$  é a área reduzida do enrijecedor, calculada conforme indicado nesta seção e adotada no cálculo das propriedades da seção efetiva do perfil. O centróide e os momentos de inércia do enrijecedor devem ser assumidos em relação à sua seção bruta;

$I_a$  é o momento de inércia de referência do enrijecedor intermediário ou de borda;

$I_s, A_{ef}$  são o momento de inércia da seção bruta do enrijecedor em relação ao seu eixo principal paralelo ao elemento a ser enrijecido e a área efetiva do enrijecedor, respectivamente.

Para enrijecedor de borda, a região das dobras entre o enrijecedor e o elemento a ser enrijecido não deve ser considerada como parte integrante do enrijecedor.

Para o enrijecedor representado na Figura 4.10:

$$I_s = \frac{d^3 t \sin^2 \theta}{12} \quad (4.14)$$

$$A_{ef} = d_{ef} t \quad (4.15)$$

#### 4.4.2.2.1 Largura efetiva de elementos uniformemente comprimidos com um enrijecedor intermediário

A largura efetiva de elementos uniformemente comprimidos com um enrijecedor intermediário deve ser calculada conforme os itens *a* e *b* seguintes, para os casos de cálculo da resistência e deslocamentos, respectivamente.

a) cálculo da resistência:

Para o cálculo da resistência de perfis formados por elementos com um enrijecedor intermediário deve ser considerada a redução de sua resistência, provocada pela flambagem local. Para isto, deve ser calculada a largura efetiva do elemento e a área efetiva do enrijecedor, conforme descrito a seguir:

Caso I:  $\lambda_{p0,fi} \leq 0,673$  → enrijecedor intermediário não é necessário.

$$b_{ef} = b \quad (4.16)$$

$$A_s = A_{ef} \quad (4.17)$$

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

$$I_a = 50t^4 (1,484\lambda_{p0,fi} - 1) \quad (4.18)$$

$b_{ef}$  e  $A_{ef}$  devem ser calculadas conforme 4.4.2.1a, onde:

$$k = 3\sqrt{\frac{I_s}{I_a}} + 1 \leq 4 \quad (4.19)$$

$$A_s = A_{ef} \sqrt{\frac{I_s}{I_a}} \leq A_{ef} \quad (4.20)$$

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

$$I_a = (190\lambda_{p0,fi} - 285)t^4 \quad (4.21)$$

$b_{ef}$  e  $A_{ef}$  devem ser calculadas conforme 4.4.2.1a, onde:

$$k = 3\left(\frac{I_s}{I_a}\right)^{\frac{1}{3}} + 1 \leq 4 \quad (4.22)$$

$$A_s = A_{ef} \sqrt{\frac{I_s}{I_a}} \leq A_{ef} \quad (4.23)$$

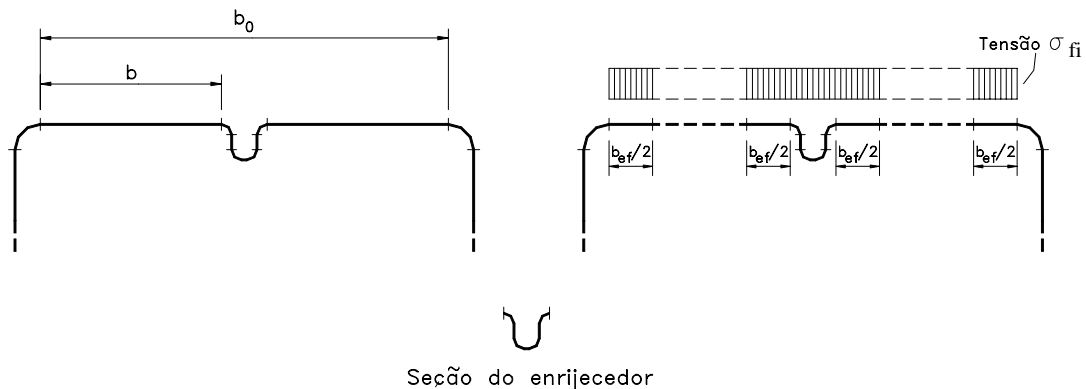


Figura 4.9 - Elemento uniformemente comprimido com enrijecedor intermediário.

b) cálculo de deslocamentos:

Deve ser adotado o mesmo procedimento estabelecido em 4.4.2.2.1a, substituindo  $\sigma_{fi}$  por  $\sigma_{n,fi}$ , que é a tensão calculada considerando as combinações de ações para os estados limite de utilização.

#### 4.4.2.2.2 Elementos uniformemente comprimidos com enrijecedor de borda

A largura efetiva de elementos uniformemente comprimidos com enrijecedor de borda deve ser calculada conforme os itens *a* e *b* seguintes, para os casos de cálculo da resistência e deslocamentos, respectivamente.

a) cálculo da resistência:

Para o cálculo da resistência de perfis formados por elementos com enrijecedor de borda deve ser considerada a redução de sua resistência, provocada pela flambagem local. Para isto, devem ser calculadas as larguras efetivas do elemento e do enrijecedor, conforme descrito a seguir:

Caso I:  $\lambda_{p0,fi} \leq 0,673 \rightarrow$  enrijecedor de borda não é necessário.

$$b_{ef} = b \quad (4.24)$$

$$d_s = d_{ef} \text{ (para enrijecedor de borda simples)} \quad (4.25)$$

$$A_s = A_{ef} \text{ (para outros tipos de enrijecedor)} \quad (4.26)$$

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

$$I_a = 400t^4 (0,49\lambda_{po,fi} - 0,33)^3 \quad (4.27)$$

$$b_{ef,2} = \frac{I_s}{I_a} \frac{b_{ef}}{2} \leq \frac{b_{ef}}{2} \quad (4.28)$$

$$b_{ef,1} = b_{ef} - b_{ef,2} \quad (4.29)$$

$b_{ef}$  deve ser calculada conforme 4.4.2.1a, onde:

$$k = \sqrt{\frac{I_s}{I_a}} (k_a - 0,43) + 0,43 \leq k_a \quad (4.30)$$

$$k_a = 5,25 - 5 \left( \frac{D}{b} \right) \leq 4,0 \rightarrow \text{para enrijecedor de borda simples,} \quad (4.31)$$

com  $40^\circ \leq \theta \leq 140^\circ$  e  $\frac{D}{b} \leq 0,8$ , onde  $\theta$  é indicado na Figura 4.10.

$$d_s = \frac{I_s}{I_a} d_{ef} \leq d_{ef} \quad (4.32)$$

$k_a = 4,0 \rightarrow$  para outros tipos de enrijecedor.

$$A_s = \frac{I_s}{I_a} A_{ef} \leq A_{ef} \quad (4.33)$$

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

$$I_a = (56\lambda_{po,fi} + 5)t^4 \quad (4.34)$$

$$k = \left( \frac{I_s}{I_a} \right)^{\frac{1}{3}} (k_a - 0,43) + 0,43 \leq k_a \quad (4.35)$$

$b_{ef}$ ,  $b_{ef,1}$ ,  $b_{ef,2}$ ,  $d_s$ ,  $k_a$ ,  $A_s$ , - devem ser calculados conforme o Caso II.



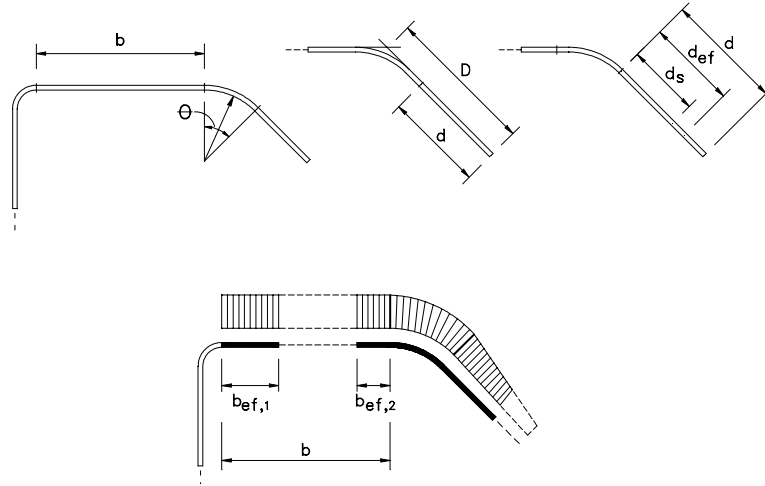


Figura 4.10 - Elemento uniformemente comprimido com enrijecedor de borda.

b) cálculo de deslocamentos:

O procedimento é o mesmo do estabelecido em 4.4.2.2.2a, substituindo  $\sigma_{fi}$  por  $\sigma_{n,fi}$ .

#### 4.4.2.3 Perfis tubulares com seção transversal circular

A flambagem local de perfis tubulares com seção transversal circular deve ser considerada por meio das propriedades efetivas da seção, conforme os itens *a* e *b*, a seguir.

a) cálculo da resistência:

Para os perfis tubulares com seção transversal circular submetidos à compressão, deve ser considerada a redução de sua resistência, provocada pela flambagem local, mediante o cálculo da área efetiva da seção,  $A_{ef}$ , conforme descrito a seguir:

$$A_{ef} = \left[ 1 - \left( 1 - \frac{0,5Ak_{y,\theta}f_y}{N_{e,fi}} \right) \left( 1 - \frac{A_o}{A} \right) \right] A \leq A \quad (4.36)$$

Onde:

$A$  é a área bruta da seção transversal do tubo;

$$A_o = \left( \frac{0,037t k_{E,\theta} E}{D k_{y,\theta} f_y} + 0,667 \right) A \leq A \quad \text{para} \quad \frac{D}{t} \leq 0,44 \left( \frac{k_{E,\theta} E}{k_{y,\theta} f_y} \right) \quad (4.37)$$

$D$  é o diâmetro externo do tubo;

$N_{e,fi}$  é a força normal de flambagem elástica da barra em temperatura elevada;

$t$  é a espessura da parede do tubo.

b) cálculo de deslocamentos:

O cálculo de deslocamentos em barras tubulares com seção transversal circular pode ser feito com as propriedades geométricas da seção transversal bruta.

#### **4.4.3 Flambagem por distorção da seção transversal**

As seções transversais de barras submetidas à compressão centrada ou à flexão, principalmente as constituídas por elementos com enrijecedores de borda, podem apresentar flambagem por distorção, conforme ilustrado na Figura 4.11. Dependendo da forma da seção e das dimensões dos elementos, o modo de flambagem por distorção pode corresponder ao modo crítico, devendo portanto ser considerado no dimensionamento, conforme 4.4.6.3 para barras submetidas à compressão centrada ou 4.4.7.1.3 para barras submetidas à flexão.

O cálculo do valor da tensão convencional de flambagem elástica por distorção pode ser feito com base na teoria da estabilidade elástica, ou conforme o procedimento apresentado no anexo D da NBR 14762 [1] para barras isoladas (Figuras 3.1a a 3.2d do referido anexo) ou no anexo F da NBR 14762 [1] para barras com painel conectado à mesa tracionada e a mesa comprimida livre (Figura 3.1e do referido anexo), sempre multiplicando os valores de  $f_y$  e  $E$  pelos seus respectivos coeficientes de redução devido à temperatura elevada.

A verificação da flambagem por distorção em perfis  $U$  simples (sem enrijecedores de borda) submetidos à compressão centrada ou à flexão pode ser dispensada, exceto no caso de perfis submetidos à flexão com painel conectado à mesa tracionada e a mesa comprimida livre, onde a flambagem por distorção do conjunto alma-mesa comprimida pode corresponder ao modo crítico. Nesse caso deve-se consultar bibliografia especializada.

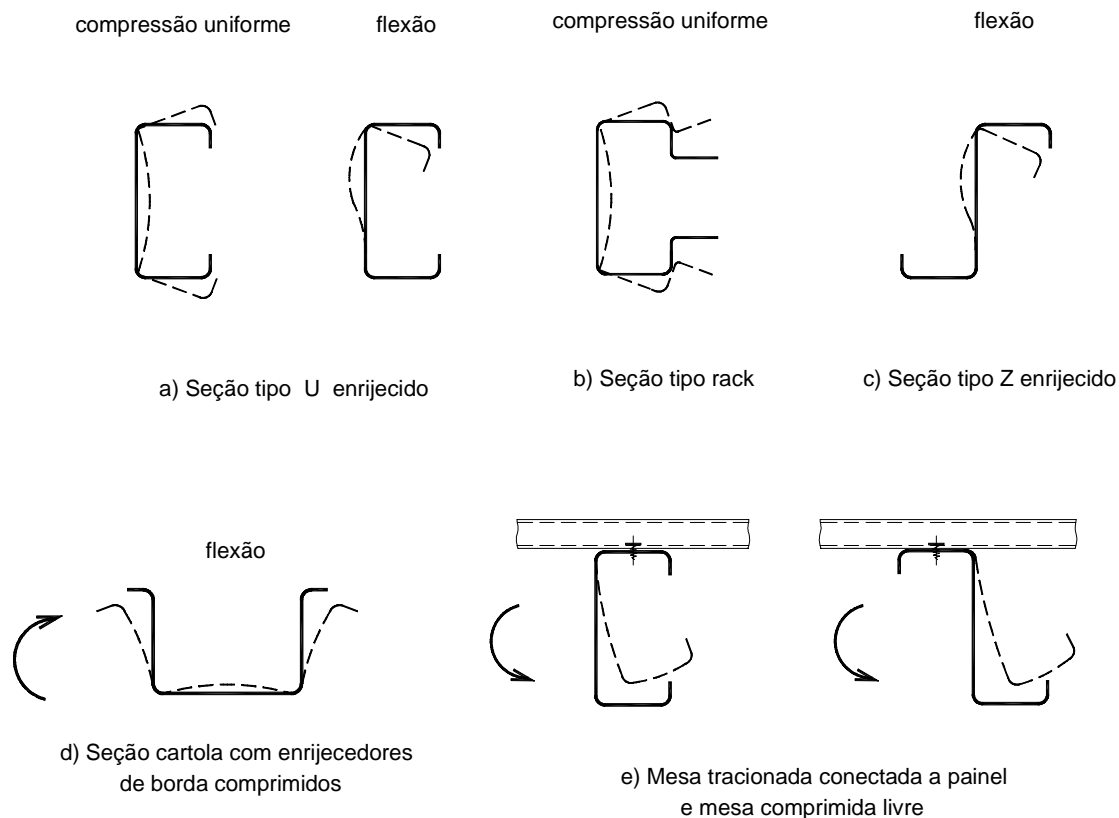


Figura 4.11 - Flambagem por distorção da seção transversal.

#### 4.4.4 Enriješidores transversais

##### 4.4.4.1 Enriješidores transversais em seções com força concentrada

Devem ser previstos enriješidores transversais nas seções dos apoios e nas seções intermediárias sujeitas à forças concentradas, exceto nos casos em que se demonstre que tais enriješidores não sejam necessários (conforme o Anexo E da NBR 14762 [1]), ou ainda nos casos onde as almas sejam ligadas a outras vigas ou pilares. A força normal resistente de cálculo de enriješidores transversais,  $N_{s,Rd,fi}$ , deve ser calculada por:

$$\text{a) enriješidores tracionados: } N_{s,Rd,fi} = Ak_{y,\theta} f_y \quad (4.38)$$

$$\text{b) enriješidores comprimidos: } N_{s,Rd,fi} = \rho_{fi} Ak_{y,\theta} f_y \quad (4.39)$$

Onde:

$\rho_{fi}$  é o fator de redução associado à flambagem por flexão de uma barra hipotética, com comprimento efetivo de flambagem  $KL$  igual a altura da viga e a seção transversal a ser considerada é a formada pelo enriješidor mais uma faixa de alma de largura igual a  $10t$ , se o enriješidor for de extremidade, ou igual a  $18t$  se o enriješidor for intermediário. Deve

ser admitida flambagem por flexão em relação a um eixo no plano médio da alma, adotando-se  $\alpha = 0,49$ ;

$$A = 18t^2 + A_s \text{ para enrijecedores em seções intermediárias da barra, ou} \quad (4.40)$$

$$A = 10t^2 + A_s \text{ para enrijecedores em seções de extremidade da barra;} \quad (4.41)$$

$A_s$  é a área da seção transversal do enrijecedor;

$t$  é a espessura da alma da viga.

A relação largura-espessura do enrijecedor,  $b/t_s$ , não deve ultrapassar os seguintes valores:

$$\frac{b}{t_s} \leq 1,28 \sqrt{\frac{k_{E,\theta} E}{k_{y,\theta} f_y}} \text{ para enrijecedores AA} \quad (4.42)$$

$$\frac{b}{t_s} \leq 0,42 \sqrt{\frac{k_{E,\theta} E}{k_{y,\theta} f_y}} \text{ para enrijecedores AL} \quad (4.43)$$

#### 4.4.4.2 Enrijecedores transversais para força cortante

Os enrijecedores transversais para força cortante, previstos em 4.4.8, devem atender às seguintes exigências:

- a relação  $a/h$  não deve exceder a 3,0 e nem a  $[260/(h/t)]^2$ ;
- o momento de inércia,  $I_s$ , de um enrijecedor simples ou duplo, em relação ao eixo contido no plano médio da alma, não deve ser inferior a:

$$I_{s,\min} = 5ht^3 \left( \frac{h}{a} - 0,7 \frac{a}{h} \right) \geq \left( \frac{h}{50} \right)^4 \quad (4.44)$$

#### 4.4.5 Barras submetidas à tração

A resistência de cálculo,  $N_{t,Rd,\bar{f}_t}$ , de uma barra axialmente tracionada com distribuição uniforme de temperatura na seção transversal e ao longo do comprimento, para o estado limite último de escoamento da seção bruta, é igual a:

$$N_{t,Rd,\bar{f}_t} = A k_{y,\theta} f_y \quad (4.45)$$

Onde:

$k_{y,\theta}$  é o fator de redução do limite de escoamento,  $f_y$ , em temperatura elevada;

$A$  é a área bruta da seção transversal da barra.

A resistência das ligações entre elementos estruturais não precisa ser verificada desde que a resistência térmica  $(t_m/\lambda_m)_{lig}$  da proteção contra incêndio da ligação não seja menor que o valor mínimo da resistência térmica  $(t_m/\lambda_m)_{elem}$  da proteção contra incêndio de qualquer elemento conectado, onde:

$t_m$  é a espessura do material de proteção contra incêndio (tomar  $t_m=0$  quando não houver proteção);

$\lambda_m$  é a condutividade térmica do material de proteção contra incêndio.

Caso seja necessária a verificação das ligações, a resistência de cálculo para o estado limite último de ruptura da seção líquida efetiva é dada por:

$$N_{t,Rd,fi} = C_t A_n k_{y,\theta} f_u \quad (4.46)$$

$A_n$  é a área líquida da seção transversal da barra, dada por:

- Para ligações parafusadas, devem ser analisadas as prováveis linhas de ruptura (Figura 4.12a), sendo a seção crítica aquela correspondente ao menor valor da área líquida. A área líquida da seção de ruptura analisada deve ser calculada por:

$$A_n = 0,9 \left( A - n_f d_f t + \frac{\sum ts^2}{4g} \right) \quad (4.47)$$

- Para ligações soldadas, considerar  $A_n = A$ . Nos casos em que houver apenas soldas transversais (soldas de topo),  $A_n$  deve ser considerada igual à área bruta da(s) parte(s) conectada(s) apenas.

$d_f$  é a dimensão do furo, conforme a Tabela 4.5.

Tabela 4.5 - Dimensões máximas de furos (mm).

Diâmetro nominal do Parafuso (d)	Diâmetro do furo padrão	Diâmetro do Furo alargado	Dimensões do Furo pouco alongado	Dimensões do furo muito alongado
$< 12,5$	$d+0,8$	$d+1,5$	$(d+0,8)(d+6)$	$(d+0,8)(2,5d)$
$\geq 12,5$	$d+1,5$	$d+5$	$(d+1,5)(d+6)$	$(d+1,5)(2,5d)$

$n_f$  é a quantidade de furos contidos na linha de ruptura analisada;

$s$  é o espaçamento dos furos na direção da solicitação (Figura 4.12a);

$g$  é o espaçamento dos furos na direção perpendicular à solicitação (Figura 4.12a);

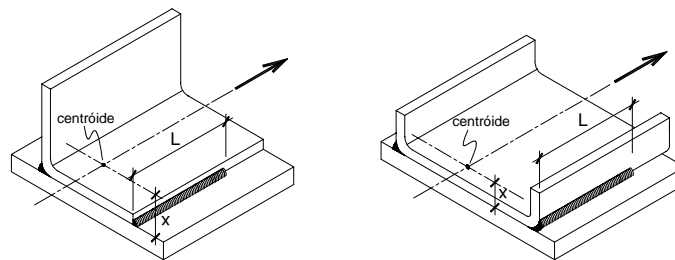
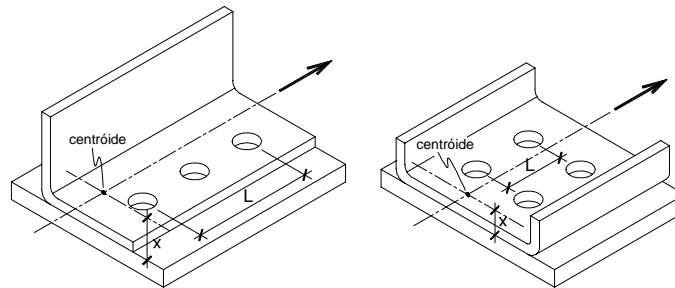
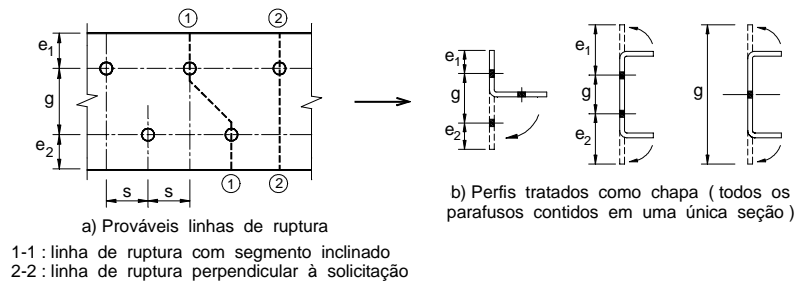


Figura 4.12 - Linhas de ruptura e grandezas para o cálculo do coeficiente  $C_t$ .

$t$  é a espessura da parte conectada analisada;

$C_t$  é o coeficiente de redução da área líquida, dado por:

a) chapas com ligações parafusadas:

- todos os parafusos da ligação contidos em uma única seção transversal:

$$C_t = 2,5(d/g) \leq 1,0 \quad (4.48)$$

- dois parafusos na direção da solicitação, alinhados ou em zig-zag:

$$C_t = 0,5 + 1,25(d/g) \leq 1,0 \quad (4.49)$$

- três parafusos na direção da solicitação, alinhados ou em zig-zag:

$$C_t = 0,67 + 0,83(d/g) \leq 1,0 \quad (4.50)$$

- quatro ou mais parafusos na direção da solicitação, alinhados ou em zig-zag:

$$C_t = 0,75 + 0,625(d/g) \leq 1,0 \quad (4.51)$$

$d$  é o diâmetro nominal do parafuso;

Com espaçamentos diferentes, tomar sempre o maior valor de  $g$  para cálculo de  $C_t$ .

Nos casos em que o espaçamento entre furos,  $g$ , for inferior à soma das distâncias entre os centros dos furos de extremidade às respectivas bordas, na direção perpendicular à solicitação ( $e_1 + e_2$ ),  $C_t$  deve ser calculado substituindo  $g$  por  $e_1 + e_2$ .

Havendo um único parafuso na seção analisada,  $C_t$  deve ser calculado tomando-se  $g$  como a própria largura bruta da chapa.

Nos casos de furos com disposição em zig-zag, com  $g$  inferior a  $3d$ ,  $C_t$  deve ser calculado tomando-se  $g$  igual ao maior valor entre  $3d$  e a soma  $e_1 + e_2$ .

b) perfis com ligações parafusadas:

- todos os elementos conectados, com dois ou mais parafusos na direção da solicitação:

$$C_t = 1,0 \quad (4.52)$$

- cantoneiras com dois ou mais parafusos na direção da solicitação (Figura 4.12c):

$$C_t = 1 - 1,2(x/L) < 0,9 \text{ (porém, não inferior a } 0,4) \quad (4.53)$$

- perfis U com dois ou mais parafusos na direção da solicitação (Figura 4.12c):

$$C_t = 1 - 0,36(x/L) < 0,9 \text{ (porém, não inferior a } 0,5) \quad (4.54)$$

Nos casos onde todos os parafusos estão contidos em uma única seção transversal, o perfil deve ser tratado como chapa equivalente (Figura 4.12b), conforme a), com  $C_t$  dado por:

$$C_t = 2,5(d/g) \leq 1,0 \quad (4.55)$$

c) chapas com ligações soldadas:

- soldas longitudinais associadas a soldas transversais:

$$C_t = 1,0 \quad (4.56)$$

- somente soldas longitudinais ao longo de ambas as bordas:

$$\text{para } b \leq L < 1,5b: \quad C_t = 0,75 \quad (4.57)$$

$$\text{para } 1,5b \leq L < 2b: \quad C_t = 0,87 \quad (4.58)$$

$$\text{para } L \geq 2b: \quad C_t = 1,0 \quad (4.59)$$

d) perfis com ligações soldadas:

- todos os elementos conectados:

$$C_t = 1,0 \quad (4.60)$$

- cantoneiras com soldas longitudinais (Figura 4.12d):

$$C_t = 1 - 1,2(x/L) < 0,9 \quad (\text{porém, não inferior a } 0,4) \quad (4.61)$$

- perfis U com soldas longitudinais (Figura 4.12d):

$$C_t = 1 - 0,36(x/L) < 0,9 \quad (\text{porém, não inferior a } 0,5) \quad (4.62)$$

$b$  é a largura da chapa;

$L$  é o comprimento da ligação parafusada (Figura 4.12c) ou o comprimento da solda (Figura 4.12d);

$x$  é a excentricidade da ligação, tomada como a distância entre o plano da ligação e o centróide da seção transversal do perfil (Figuras 4.12c e 4.12d).

#### 4.4.6 Barras submetidas à compressão centrada

##### 4.4.6.1 Generalidades

A resistência de cálculo à compressão normal,  $N_{c,Rd,fi}$ , em situação de incêndio deve ser tomada como o menor valor calculado em 4.4.6.2 e 4.4.6.3.

##### 4.4.6.2 Flambagem da barra por flexão, por torção ou por flexo-torção

A força normal de compressão resistente de cálculo,  $N_{c,Rd,fi}$ , deve ser calculada por:

$$N_{c,Rd,fi} = \frac{\rho_{fi} A_{ef} k_{y,\theta} f_y}{k_a} \quad (4.63)$$

Onde:

$k_{y,\theta}$  é o fator de redução do limite de escoamento,  $f_y$ , em temperatura elevada;

$\rho_{fi}$  é o fator de redução associado à flambagem, calculado por:

$$\rho_{fi} = \frac{1}{\beta + (\beta^2 - \lambda_{0,fi}^2)^{0,5}} \leq 1,0 \quad (4.64)$$

$$\beta = 0,5[1 + \alpha(\lambda_{0,fi} - 0,2) + \lambda_{0,fi}^2] \quad (4.65)$$



$\lambda_{o,fi}$  é o parâmetro de esbeltez reduzido para barras comprimidas, dado por:

$$\lambda_{o,fi} = \sqrt{\frac{A_{ef} k_{y,\theta} f_y}{N_{e,fi}}} \quad (4.66)$$

$A_{ef}$  é a área efetiva da seção transversal da barra, calculada com base nas larguras efetivas dos elementos, conforme 4.4.2.2, adotando  $\sigma_{fi} = \rho_{fi} f_y$ . Nesse caso  $\rho_{fi}$  pode ser determinado de forma aproximada, tomando-se diretamente  $A_{ef} = A$  para o cálculo de  $\lambda_{o,fi}$ , dispensando processo iterativo;

$N_{e,fi}$  é a força normal de flambagem elástica da barra, conforme 4.4.6.2.1, 4.4.6.2.2 ou 4.4.6.2.3;

$k_{a,fi}$  é um fator de correção empírico da resistência da barra em temperatura elevada, cujo valor é dado por:

$$\text{se } 0 \leq \lambda_{o,fi} \leq 0,2 \rightarrow k_{a,fi} = 1 + \lambda_{o,fi} \quad (4.67)$$

$$\text{se } \lambda_{o,fi} > 0,2 \rightarrow k_{a,fi} = 1,2 \quad (4.68)$$

#### 4.4.6.2.1 Perfis com dupla simetria ou simétricos em relação a um ponto

A força normal de flambagem elástica em situação de incêndio,  $N_{e,fi}$ , é o menor valor dentre os obtidos nos itens *a*, *b* e *c*, a seguir:

a) força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo principal *x*:

$$N_{ex,fi} = \frac{\pi^2 k_{E,\theta} EI_x}{(K_x L_x)^2} \quad (4.69)$$

b) força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo principal *y*:

$$N_{ey,fi} = \frac{\pi^2 k_{E,\theta} EI_y}{(K_y L_y)^2} \quad (4.70)$$

c) força normal de flambagem elástica por torção:

$$N_{et,fi} = \frac{1}{r_0^2} \left[ \frac{\pi^2 k_{E,\theta} EC_w}{(K_t L_t)^2} + k_{E,\theta} GI_t \right] \quad (4.71)$$

Onde:

$k_{E,\theta}$  é o fator de redução do módulo de elasticidade do aço em temperatura elevada;

$C_w$  é a constante de empenamento da seção;

$E$  é o módulo de elasticidade;

$G$  é o módulo de elasticidade transversal;

$I_t$  é o momento de inércia à torção uniforme;

$K_x L_x$  é o comprimento efetivo de flambagem por flexão em relação ao eixo  $x$ ;

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

$K_t L_t$  é o comprimento efetivo de flambagem por torção. Quando não houver garantia de impedimento ao empenamento, deve-se tomar  $K_t = 1,0$ ;

$r_o$  é o raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção, dado por:

$$r_o = \sqrt{r_x^2 + r_y^2 + x_o^2 + y_o^2} \quad (4.72)$$

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

$x_o$  e  $y_o$  são as coordenadas do centro de torção na direção dos eixos principais  $x$  e  $y$ , respectivamente, em relação ao centróide da seção.

#### 4.4.6.2.2 Perfis monossimétricos

A força normal de flambagem elástica,  $N_{e,fi}$ , de um perfil com seção monossimétrica, cujo eixo  $x$  é o eixo de simetria, é o menor valor dentre os obtidos pelos itens  $a$  e  $b$ , a seguir:

a) força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo  $y$ :

$$N_{ey,fi} = \frac{\pi^2 k_{E,\theta} EI_y}{(K_y L_y)^2} \quad (4.73)$$

b) força normal de flambagem elástica por flexo-torção:

$$N_{ext,fi} = \frac{N_{ex,fi} + N_{et,fi}}{2[1 - (x_o / r_o)^2]} \left[ 1 - \sqrt{1 - \frac{4N_{ex,fi} N_{et,fi} [1 - (x_o / r_o)^2]}{(N_{ex,fi} + N_{et,fi})^2}} \right] \quad (4.74)$$

Onde:

$N_{ex,fi}$  e  $N_{et,fi}$  são as forças normais de flambagem elástica conforme 4.4.6.2.1a e 4.4.6.2.1c, respectivamente;

$r_o$  e  $x_o$  são determinados conforme definido em 4.4.6.2.1.

Caso o eixo  $y$  seja o de simetria, basta substituir  $y$  por  $x$  em a);  $x$  por  $y$  e  $x_o$  por  $y_o$  em b).

#### 4.4.6.2.3 Perfis assimétricos

A força normal de flambagem elástica,  $N_{e,fi}$ , de um perfil com seção assimétrica é dada pela menor das raízes da seguinte equação cúbica:

$$r_o^2(N_{e,fi} - N_{ex,fi})(N_{e,fi} - N_{ey,fi})(N_{e,fi} - N_{et,fi}) - N_{e,fi}^2(N_{e,fi} - N_{ey,fi})x_o^2 - N_{e,fi}^2(N_{e,fi} - N_{ex,fi})y_o^2 = 0 \quad (4.75)$$

Onde:

$N_{ex,fi}$ ,  $N_{ey,fi}$ ,  $N_{et,fi}$ ,  $x_o$ ,  $y_o$  e  $r_o$  são determinados conforme definido em 4.4.6.2.1.

#### 4.4.6.3 Flambagem por distorção da seção transversal

Para as barras com seção transversal aberta, sujeitas à flambagem por distorção, a força normal de compressão resistente de cálculo em temperatura elevada,  $N_{c,Rd,fi}$ , deve ser calculada pelas expressões seguintes:

$$\text{- para } \lambda_{dist,fi} < 1,414 \quad N_{c,Rd,fi} = \frac{Ak_{y,\theta} f_y (1 - 0,25\lambda_{dist,fi}^2)}{k_{a,fi}} \quad (4.76)$$

$$\text{se } 0 \leq \lambda_{dist,fi} \leq 0,2 \rightarrow k_{a,fi} = 1 + \lambda_{dist,fi} \quad (4.77)$$

$$\text{se } \lambda_{dist,fi} > 0,2 \rightarrow k_{a,fi} = 1,2 \quad (4.78)$$

$$\text{- para } 1,414 \leq \lambda_{dist,fi} \leq 3,6 \quad N_{c,Rd,fi} = \frac{Ak_{y,\theta} f_y [0,055(\lambda_{dist,fi} - 3,6)^2 + 0,237]}{k_{a,fi}} \quad (4.79)$$

$$k_{a,fi} = 1,2 \quad (4.80)$$

Onde:

$A$  é área bruta da seção transversal da barra;

$\lambda_{dist,fi}$  é o parâmetro de esbeltez reduzido referente à flambagem por distorção, dado por:

$$\lambda_{dist,fi} = \sqrt{\frac{k_{y,\theta} f_y}{\sigma_{dist,fi}}} \quad (4.81)$$

$\sigma_{dist,fi}$  é a tensão convencional de flambagem elástica por distorção, calculada pela teoria da estabilidade elástica ou conforme o Anexo D da NBR 14762 [1], considerando-se a redução do limite de escoamento do aço em temperatura elevada.

#### 4.4.6.4 Limitação de esbeltez

O parâmetro de esbeltez das barras comprimidas pode ser determinado como no projeto em temperatura ambiente, ou seja, deve obedecer a relação:

$$\frac{KL}{r} \leq 200 \quad (4.82)$$

#### 4.4.6.5 Barras compostas comprimidas

Para barras compostas comprimidas, ou seja, aquelas constituídas por um ou mais perfis associados, além de atender o disposto em 4.4.6.4, o parâmetro de esbeltez de cada perfil componente da barra deve ser inferior:

- a) à metade do parâmetro de esbeltez máximo do conjunto, para o caso de presilhas (chapas separadoras);
- b) ao parâmetro de esbeltez máximo do conjunto, para o caso de travejamento em treliça. Neste caso, o parâmetro de esbeltez das barras do travejamento deve ser inferior a 140.

A substituição de travejamento em treliça por chapas regularmente espaçadas (talas), formando travejamento em quadro, não é prevista neste estudo. Neste caso, a redução da força normal de compressão resistente de cálculo devida à deformação por cisalhamento não deve ser desprezada.

#### 4.4.6.6 Curva de Resistência

A Figura 4.13 representa a resistência de cálculo de barras comprimidas em situação de incêndio (de 200°C a 700°C) e em temperatura ambiente (20°C), de acordo com a NBR 14762 [1], em função do parâmetro de esbeltez,  $\lambda$ .

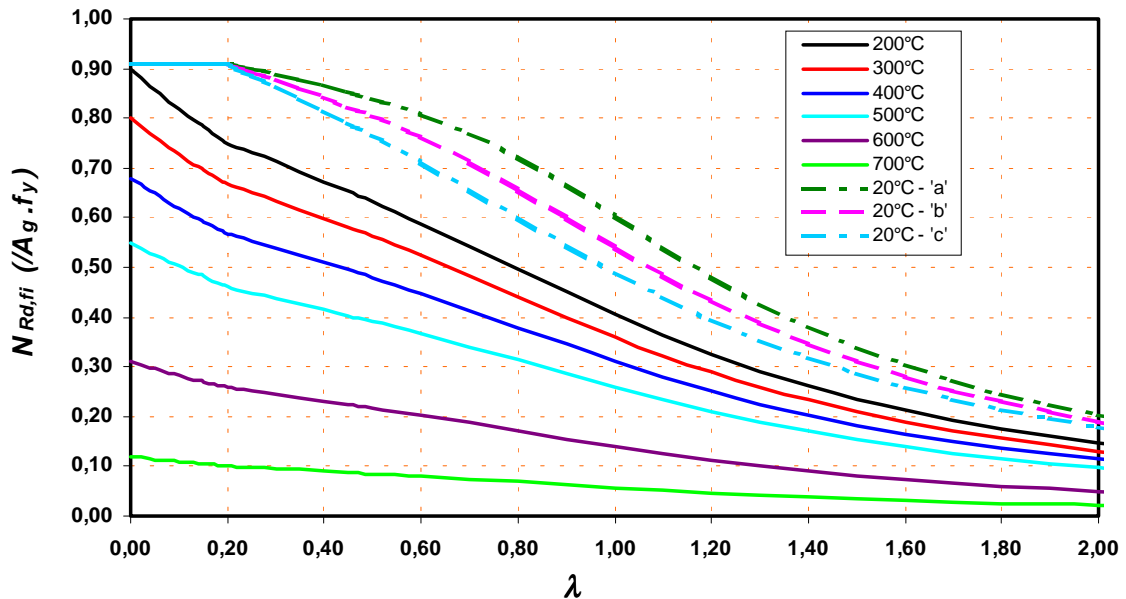


Figura 4.13 - Resistência de cálculo de barras comprimidas em função de  $\lambda$ .

#### 4.4.7 Barras submetidas à flexão simples

##### 4.4.7.1 Momento fletor

O momento fletor resistente de cálculo,  $M_{Rd,fi}$ , deve ser tomado como o menor valor calculado em 4.4.7.1.1, 4.4.7.1.2 e 4.4.7.1.3, onde aplicável:

##### 4.4.7.1.1 Início de escoamento da seção efetiva

$$M_{Rd,fi} = k_1 k_2 W_{ef} k_{y,\theta} f_y \quad (4.83)$$

Onde:

$W_{ef}$  é o módulo de resistência elástico da seção efetiva calculado com base nas larguras efetivas dos elementos, conforme 4.4.2, com  $\sigma_{fi}$  calculada para o estado limite último de escoamento da seção;

$k_1$  é o fator de correção para distribuição de temperatura não-uniforme na seção transversal, possuindo os seguintes valores:

- $k_1 = 1,00$  → para uma viga com todos os quatro lados expostos;
- $k_1 = 1,40$  → para uma viga com três lados expostos, com uma laje de concreto ou laje com fôrma de aço incorporada no quarto lado;

$k_2$  é fator de correção para distribuição de temperatura não-uniforme ao longo do comprimento da barra fletida, possuindo os seguintes valores:

- $k_2 = 1,15$  → nos apoios de uma viga estaticamente indeterminada;
- $k_2 = 1,00$  → em todos os outros casos.

#### 4.4.7.1.2 Flambagem lateral com torção

O momento fletor resistente de cálculo referente à flambagem lateral com torção, tomando-se um trecho compreendido entre seções contidas lateralmente, deve ser calculado por:

$$M_{Rd,fi} = k_1 k_2 \rho_{FLT,fi} W_{c,ef} k_{y,\theta} f_y \quad (4.84)$$

Onde:

$W_{c,ef}$  é o módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação à fibra comprimida, calculado com base nas larguras efetivas dos elementos, conforme 4.4.2, adotando

$$\sigma_{fi} = \rho_{FLT,fi} k_{y,\theta} f_y ;$$

$\rho_{FLT,fi}$  é o fator de redução associado à flambagem lateral com torção, calculado por:

$$\bullet \text{ se } \lambda_{o,fi} \leq 0,6 \quad \rightarrow \quad \rho_{FLT,fi} = 1,0 \quad (4.85)$$

$$\bullet \text{ se } 0,6 < \lambda_{o,fi} < 1,336 \quad \rightarrow \quad \rho_{FLT,fi} = \frac{1,11(1 - 0,278\lambda_{o,fi}^2)}{1,2} \quad (4.86)$$

$$\bullet \text{ se } \lambda_{o,fi} \geq 1,336 \quad \rightarrow \quad \rho_{FLT,fi} = \frac{1}{1,2\lambda_{o,fi}^2} \quad (4.87)$$

Onde:

$$\lambda_{o,fi} = \sqrt{\frac{W_c k_{y,\theta} f_y}{M_{e,fi}}} \quad (4.88)$$

$k_1$  e  $k_2$  são os fatores de correção para distribuição não uniforme de temperatura, conforme definido em 4.4.7.1.1;

**1,2** é o fator de correção empírico usado quando se considera uma distribuição uniforme da temperatura;

$W_c$  é o módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra comprimida;

$M_{e,fi}$  é o momento fletor de flambagem lateral com torção, em regime elástico, que pode ser calculado pelas expressões seguintes, deduzidas para carregamento aplicado na posição do centro de torção. A favor da segurança, também podem ser empregadas nos casos de carregamento aplicado em posição estabilizante, isto é, que tende a restaurar a posição original da barra (por exemplo, carregamento gravitacional aplicado na parte inferior da barra). Em casos de carregamento aplicado em posição desestabilizante, consultar bibliografia especializada.

- barras com seção duplamente simétrica ou monossimétrica sujeitas à flexão em torno do eixo de simetria (eixo x):

$$M_{e,fi} = C_b r_o \sqrt{N_{ey,fi} N_{et,fi}} \quad (4.89)$$

Em barras com seção monossimétrica, sujeitas à flexão em torno do eixo perpendicular ao eixo de simetria, consultar bibliografia especializada.

- barras com seção Z ponto-simétrica, com carregamento no plano da alma:

$$M_{e,fi} = 0,5 C_b r_o \sqrt{N_{ey,fi} N_{et,fi}} \quad (4.90)$$

- barras com seção fechada (caixão), sujeitas à flexão em torno do eixo x:

$$M_{e,fi} = C_b \sqrt{N_{ey,fi} k_{E,\theta} GI_t} \quad (4.91)$$

$N_{ey,fi}, N_{et,fi}, r_o$  conforme 4.4.6.2.1, considerando  $K_y L_y = L_y$  e  $K_t L_t = L_t$ . Valores de  $K_y L_y$  e  $K_t L_t$  inferiores a  $L_y$  e  $L_t$ , respectivamente, podem ser adotados desde que justificados com base em bibliografia especializada.

Para os balanços com a extremidade livre sem contenção lateral,  $K_y L_y$  e  $K_t L_t$  podem resultar maiores que  $L_y$  e  $L_t$ , respectivamente, em função das condições de vínculo, por exemplo, em barras contínuas conectadas apenas pela mesa tracionada, portanto com deslocamentos laterais, rotação em torno do eixo longitudinal e empenamento parcialmente impedidos no apoio. Nesse caso deve-se consultar bibliografia especializada.

$C_b$  é o coeficiente de equivalência de momento na flexão, que a favor da segurança pode ser tomado igual a 1,0 ou calculado pela seguinte expressão:

$$C_b = \frac{12,5M_{\max}}{2,5M_{\max} + 3M_A + 4M_B + 3M_C} \quad (4.92)$$

Para balanços com a extremidade livre sem contenção lateral e para barras submetidas à flexão composta,  $C_b$  deve ser tomado igual a 1,0.

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

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

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

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

#### 4.4.7.1.3 Flambagem por distorção da seção transversal

Para as barras com seção transversal aberta, sujeitas à flambagem por distorção, o momento fletor resistente de cálculo, em temperatura elevada, deve ser calculado pela seguinte expressão:

$$M_{Rd,fi} = M_{dist,fi} \quad (4.93)$$

Onde:

$M_{dist,fi}$  é o momento fletor de flambagem por distorção, em temperatura elevada, dado por:

$$\bullet \text{ se } \lambda_{dist,fi} < 1,414 \quad \rightarrow \quad M_{dist,fi} = W_c k_{y,\theta} f_y (1 - 0,25 \lambda_{dist,fi}^2) \quad (4.94)$$

$$\bullet \text{ se } \lambda_{dist,fi} \geq 1,414 \quad \rightarrow \quad M_{dist,fi} = \frac{W_c k_{y,\theta} f_y}{\lambda_{dist,fi}^2} \quad (4.95)$$

$W_c$  conforme definido em 4.4.7.1.2;

$\lambda_{dist,fi}$  é o parâmetro de esbeltez reduzido referente à flambagem por distorção, em temperatura elevada, dado por:

$$\lambda_{dist,fi} = \sqrt{\frac{k_{y,\theta} f_y}{\sigma_{dist,fi}}} \quad \text{ou} \quad \lambda_{dist,fi} = \lambda_{dist} \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad (4.96)$$

$\lambda_{dist}$  é o parâmetro de esbeltez reduzido referente à flambagem por distorção, em temperatura ambiente;

$\sigma_{dist,fi}$  é a tensão convencional de flambagem elástica por distorção, calculada pela teoria da estabilidade elástica ou conforme o Anexo D da NBR 14762 [1], considerando-se a redução do limite de escoamento do aço em temperatura elevada.

Para as barras com a mesa tracionada conectada a um painel e a mesa comprimida livre (terças com telhas de aço parafusadas e sujeitas à ação de vento de sucção, por exemplo), o



momento fletor resistente de cálculo, considerando o efeito da referida contenção lateral, pode ser calculado conforme o Anexo F da NBR 14762 [1], considerando-se a redução do limite de escoamento do aço em temperatura elevada.

#### 4.4.8 Força Cortante

A força cortante resistente de cálculo, em temperatura elevada,  $V_{Rd,fi}$ , deve ser calculada por:

$$\text{se } \frac{h}{t} \leq 1,08 \sqrt{\frac{k_{E,\theta} E k_v}{k_{y,\theta} f_y}} \rightarrow V_{Rd,fi} = 0,6 k_{y,\theta} f_y h t \quad (4.97)$$

$$\text{se } 1,08 \sqrt{\frac{k_{E,\theta} E k_v}{k_{y,\theta} f_y}} \leq \frac{h}{t} \leq 1,4 \sqrt{\frac{k_{E,\theta} E k_v}{k_{y,\theta} f_y}} \rightarrow V_{Rd,fi} = 0,65 t^2 \sqrt{k_v k_{y,\theta} f_y k_{E,\theta} E} \quad (4.98)$$

$$\text{se } \frac{h}{t} > 1,4 \sqrt{\frac{k_{E,\theta} E k_v}{k_{y,\theta} f_y}} \rightarrow V_{Rd,fi} = \frac{0,905 k_{E,\theta} E k_v t^3}{h} \quad (4.99)$$

Onde:

$t$  é a espessura da alma;

$h$  é a largura da alma (altura da parte plana da alma);

$k_v$  é o coeficiente de flambagem local por cisalhamento, dado por:

- para alma sem enrijecedores transversais:

$$k_v = 5,34 \quad (4.100)$$

- para alma com enrijecedores transversais satisfazendo as exigências de 4.4.4.

$$k_v = 4,0 + \frac{5,34}{\left(\frac{a}{h}\right)^2} \quad \text{para } \frac{a}{h} \leq 1,0 \quad (4.101)$$

$$k_v = 5,34 + \frac{4,0}{\left(\frac{a}{h}\right)^2} \quad \text{para } \frac{a}{h} > 1,0 \quad (4.102)$$

$a$  é a distância entre enrijecedores transversais de alma.

Para seções com duas ou mais almas, cada alma deve ser analisada como um elemento separado resistindo à sua parcela de força cortante.

A Figura 4.14 representa a resistência de cálculo ao esforço cortante em situação de incêndio (de 200°C a 700°C) e em temperatura ambiente (20°C), de acordo com a NBR 14762 [1], em função do parâmetro de esbeltez,  $h/t$  e em relação à resistência para  $h/t=20$ .

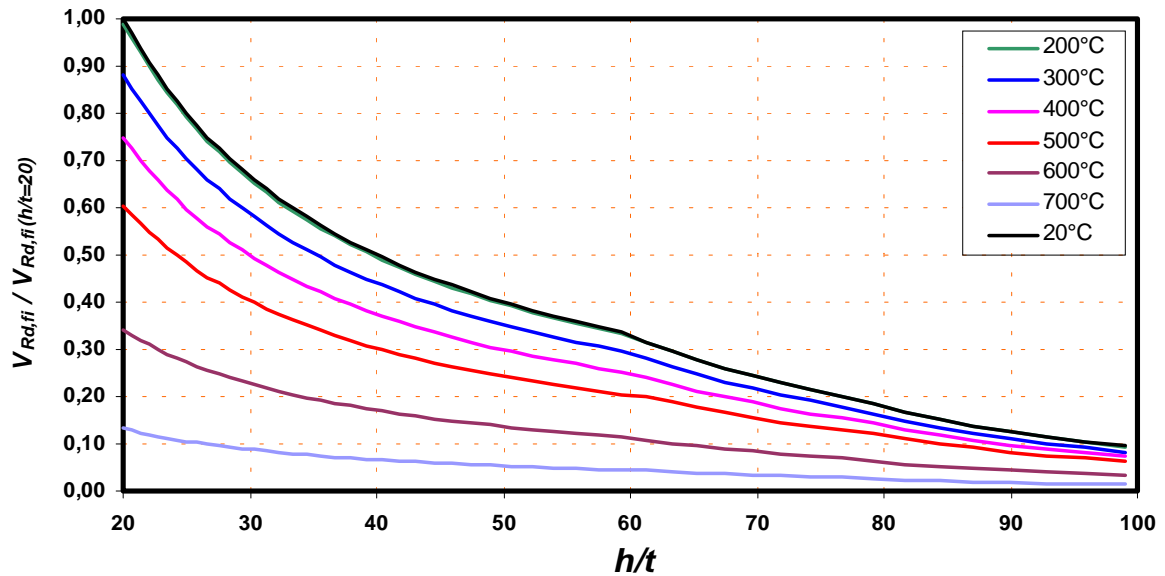


Figura 4.14 - Resistência de cálculo ao esforço cortante em função de  $h/t$  e em relação à resistência para  $h/t=20$ .

#### 4.4.9 Principais diferenças entre o dimensionamento em temperatura ambiente e em situação de Incêndio

##### 4.4.9.1 Compressão

##### 4.4.9.1.1 Flambagem por flexão

Temperatura Ambiente - NBR 14762	Situação de Incêndio
$\alpha \rightarrow$ depende da seção transversal e do eixo a ser considerado (curvas a, b ou c)	$\alpha = 0,49$ (curva c)
$\lambda_o = k \frac{L}{r} \sqrt{\frac{A_{ef} f_y}{\pi^2 EA}} \quad \text{ou} \quad \lambda_o = \sqrt{\frac{A_{ef} f_y}{N_e}}$	$\lambda_{o,fi} = k \frac{L}{r} \sqrt{\frac{A_{ef} k_{y,\theta} f_y}{\pi^2 k_{E,\theta} EA}} \quad \text{ou} \quad \lambda_{o,fi} = \lambda_o \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}}$ <p>se <math>0 \leq \lambda_{o,fi} \leq 0,2 \rightarrow k_{a,fi} = 1 + \lambda_{o,fi}</math>  se <math>\lambda_{o,fi} &gt; 0,2 \rightarrow k_{a,fi} = 1,2</math></p>
$N_{c,Rd} = \frac{\rho A_{ef} f_y}{\gamma} \quad (\gamma = 1,1)$	$N_{c,Rd,fi} = \frac{\rho A_{ef} k_{y,\theta} f_y}{k_{a,fi}}$

#### 4.4.9.1.2 Flambagem por torção ou flexo-torção

Temperatura Ambiente - NBR 14762	Situação de Incêndio
$\alpha = 0,34$ (curva b)	$\alpha = 0,49$ (curva c)
$\lambda_o = k \frac{L}{r} \sqrt{\frac{A_{ef} f_y}{\pi^2 EA}} \quad \text{ou} \quad \lambda_o = \sqrt{\frac{A_{ef} f_y}{N_e}}$	$\lambda_{o,fi} = k \frac{L}{r} \sqrt{\frac{A_{ef} k_{y,\theta} f_y}{\pi^2 k_{E,\theta} EA}} \quad \text{ou} \quad \lambda_{o,fi} = \lambda_o \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}}$ <p>se <math>0 \leq \lambda_{o,fi} \leq 0,2 \rightarrow k_{a,fi} = 1 + \lambda_{o,fi}</math>  se <math>\lambda_{o,fi} &gt; 0,2 \rightarrow k_{a,fi} = 1,2</math></p>
$N_{c,Rd} = \frac{\rho A_{ef} f_y}{\gamma} \quad (\gamma = 1,1)$	$N_{c,Rd,fi} = \frac{\rho A_{ef} k_{y,\theta} f_y}{k_{a,fi}}$

#### 4.4.9.1.3 Flambagem por distorção

Temperatura Ambiente - NBR 14762	Situação de Incêndio
$\lambda_{dist} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{dist}}}$	$\lambda_{dist,fi} = \lambda_{dist} \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}}$
<ul style="list-style-type: none"> <li>se <math>\lambda_{dist} &lt; 1,414</math> <math display="block">N_{c,Rd} = \frac{A f_y (1 - 0,25 \lambda_{dist}^2)}{\gamma} \quad (\gamma = 1,1)</math> </li> <li>se <math>1,414 \leq \lambda_{dist} \leq 3,606</math> <math display="block">N_{c,Rd} = \frac{A f_y [0,055(\lambda_{dist} - 3,6)^2 + 0,237]}{\gamma} \quad (\gamma = 1,1)</math> </li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>se <math>\lambda_{dist,fi} &lt; 1,414</math> <math display="block">N_{c,Rd,fi} = \frac{A k_{y,\theta} f_y (1 - 0,25 \lambda_{dist,fi}^2)}{k_{a,fi}}</math> <p>se <math>0 \leq \lambda_{dist,fi} \leq 0,2 \rightarrow k_{a,fi} = 1 + \lambda_{dist,fi}</math>  se <math>\lambda_{dist,fi} &gt; 0,2 \rightarrow k_{a,fi} = 1,2</math></p> </li> <li>se <math>1,414 \leq \lambda_{dist,fi} \leq 3,606</math> <math display="block">N_{c,Rd,fi} = \frac{A k_{y,\theta} f_y [0,055(\lambda_{dist,fi} - 3,6)^2 + 0,237]}{k_{a,fi}}</math> <p><math>k_{a,fi} = 1,2</math></p> </li> </ul>

#### 4.4.9.2 Tração

Temperatura Ambiente - NBR 14762	Situação de Incêndio
$N_{t,Rd} = \frac{Af_y}{\gamma} \quad (\gamma = 1,1)$	$N_{t,Rd,fi} = Ak_{y,\theta} f_y$

#### 4.4.9.3 Flexão simples

##### 4.4.9.3.1 Início do escoamento da seção efetiva

Temperatura Ambiente - NBR 14762	Situação de Incêndio
$M_{Rd} = \frac{W_{ef} f_y}{\gamma} \quad (\gamma = 1,1)$	$M_{Rd,fi} = k_1 k_2 W_{ef} k_{y,\theta} f_y$

##### 4.4.9.3.2 Flambagem lateral com torção

Temperatura Ambiente - NBR 14762	Situação de Incêndio
$\lambda_o = \sqrt{\frac{W_c f_y}{M_e}}$	$\lambda_{o,fi} = \lambda_o \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}}$
<ul style="list-style-type: none"> <li>• se <math>\lambda_o \leq 0,6 \Rightarrow \rho_{FLT} = 1,0</math></li> <li>• se <math>0,6 &lt; \lambda_o &lt; 1,336</math> <math>\Rightarrow \rho_{FLT} = 1,11(1 - 0,278 \cdot \lambda_o^2)</math></li> <li>• se <math>\lambda_o \geq 1,336 \Rightarrow \rho_{FLT} = \frac{1}{\lambda_o^2}</math></li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• se <math>\lambda_{o,fi} \leq 0,6 \Rightarrow \rho_{FLT,fi} = 1,0</math></li> <li>• se <math>0,6 &lt; \lambda_{o,fi} &lt; 1,336</math> <math>\Rightarrow \rho_{FLT,fi} = \frac{1,11(1 - 0,278 \lambda_{o,fi}^2)}{1,2}</math></li> <li>• se <math>\lambda_{o,fi} \geq 1,336 \Rightarrow \rho_{FLT,fi} = \frac{1}{1,2 \lambda_{o,fi}^2}</math></li> </ul> <p>Obs.: <b>1,2</b> é o fator de correção empírico usado quando se considera uma distribuição uniforme da temperatura.</p>
$M_{Rd} = \frac{\rho_{FLT} W_{c,ef} f_y}{\gamma} \quad (\gamma = 1,1)$	$M_{Rd,fi} = k_1 k_2 \rho_{FLT,fi} W_{c,ef} k_{y,\theta} f_y$

#### 4.4.9.3 Flambagem por distorção

Temperatura Ambiente - NBR 14762	Situação de Incêndio
<ul style="list-style-type: none"> <li>• se <math>\lambda_{dist} &lt; 1,414</math>  <math>\Rightarrow M_{dist} = W_c f_y (1 - 0,25 \lambda_{dist}^2)</math></li> <li>• se <math>\lambda_{dist} \geq 1,414</math>  <math>\Rightarrow M_{dist} = \frac{W_c f_y}{\lambda_{dist}^2}</math></li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• se <math>\lambda_{dist,fi} &lt; 1,414</math>  <math>\Rightarrow M_{dist,fi} = W_c k_{y,\theta} f_y (1 - 0,25 \lambda_{dist,fi}^2)</math></li> <li>• se <math>\lambda_{dist,fi} \geq 1,414</math>  <math>\Rightarrow M_{dist,fi} = \frac{W_c k_{y,\theta} f_y}{\lambda_{dist,fi}^2}</math></li> </ul>
$M_{Rd} = \frac{M_{dist}}{\gamma} \quad (\gamma = 1,1)$	$M_{Rd,fi} = M_{dist,fi}$

#### 4.4.9.4 Esforço cortante

Temperatura Ambiente - NBR 14762	Situação de Incêndio
<ul style="list-style-type: none"> <li>• se <math>\frac{h}{t} \leq 1,08 \sqrt{\frac{E k_v}{f_y}}</math>  <math>\Rightarrow V_{Rd} = \frac{0,6 f_y h t}{\gamma} \quad (\gamma = 1,1)</math></li> <li>• se <math>1,08 \sqrt{\frac{E k_v}{f_y}} \leq \frac{h}{t} \leq 1,4 \sqrt{\frac{E k_v}{f_y}}</math>  <math>\Rightarrow V_{Rd} = \frac{0,65 t^2 \sqrt{k_v f_y E}}{\gamma} \quad (\gamma = 1,1)</math></li> <li>• se <math>\frac{h}{t} &gt; 1,4 \sqrt{\frac{E k_v}{f_y}}</math>  <math>\Rightarrow V_{Rd} = \frac{0,905 E k_v t^3}{h} \frac{1}{\gamma} \quad (\gamma = 1,1)</math></li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• se <math>\frac{h}{t} \leq 1,08 \sqrt{\frac{k_{E,\theta} E k_v}{k_{y,\theta} f_y}}</math>  <math>\Rightarrow V_{Rd,fi} = 0,6 k_{y,\theta} f_y h t</math></li> <li>• se <math>1,08 \sqrt{\frac{k_{E,\theta} E k_v}{k_{y,\theta} f_y}} \leq \frac{h}{t} \leq 1,4 \sqrt{\frac{k_{E,\theta} E k_v}{k_{y,\theta} f_y}}</math>  <math>\Rightarrow V_{Rd,fi} = 0,65 t^2 \sqrt{k_v k_{y,\theta} f_y k_{E,\theta} E}</math></li> <li>• se <math>\frac{h}{t} &gt; 1,4 \sqrt{\frac{k_{E,\theta} E k_v}{k_{y,\theta} f_y}}</math>  <math>\Rightarrow V_{Rd,fi} = \frac{0,905 k_{E,\theta} E k_v t^3}{h}</math></li> </ul>

---

## IMPLEMENTAÇÃO DO PROGRAMA DIMPEFF-FIRE

---

### 5.1 Introdução

Para a implementação do programa DIMPEFF-FIRE foi escolhida a linguagem de programação Delphi®, que trabalha em ambiente Windows, sendo possível criar a interface do usuário na tela do computador. O Delphi® é uma ferramenta de desenvolvimento visual com uma linguagem de programação orientada a objeto, que possui internamente um núcleo de acesso à base de dados que o habilita a trabalhar com os principais formatos de bancos de dados existentes.

### 5.2 Descrição do programa

O programa DIMPEFF-FIRE (Dimensionamento de Perfis Formados a Frio em Temperatura Ambiente e em Situação de Incêndio) foi desenvolvido a partir do programa DIMPEFF, elaborado durante a dissertação de mestrado de Barros Jr. [11] para o dimensionamento em temperatura ambiente.

O banco de dados contém os principais catálogos de perfis disponíveis no mercado (Metform, Cosipa, Tecnofer S.A, Irmãos Gravia e Coferrão). Esta qualidade do programa permite o dimensionamento interativo e a otimização do projeto.

Se o usuário decidir criar o seu próprio perfil, uma tela permite-lhe especificar as dimensões correspondentes (altura, flange, enrijecedor, espessura e raio interno) e o programa calcula as propriedades geométricas e os esforços resistentes de cálculo.

Foram implementadas algumas seções transversais (Figura 5.1), dando enfoque para aquelas mais empregadas em edificações residenciais e industriais.

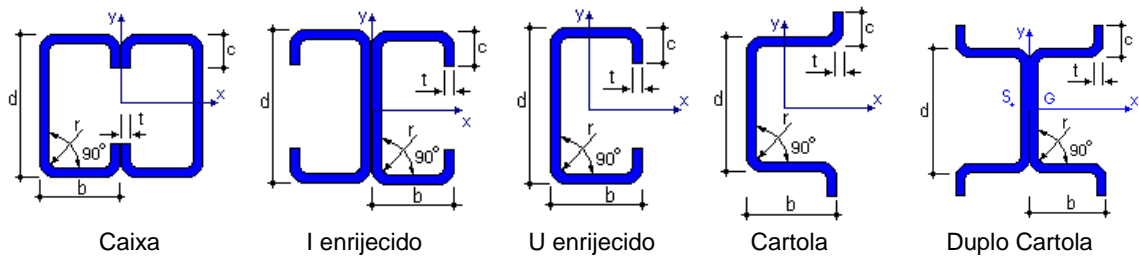


Figura 5.1 - Seções implementadas no programa DIMPEFF-FIRE.

O programa DIMPEFF-FIRE abrange o dimensionamento de barras submetidas a esforços simples e combinados de compressão, flexão, cortante e web crippling. A formulação utilizada segue a filosofia de dimensionamento adotada pela NBR 14323 [2] e as prescrições da NBR 14762 [1], com suas devidas adaptações para os perfis de aço formados a frio em situação de incêndio.

A Figura 5.2 apresenta parte de um dos fluxogramas elaborados por Barros Jr. [11] e que contribuíram na implementação computacional do DIMPEFF-FIRE.

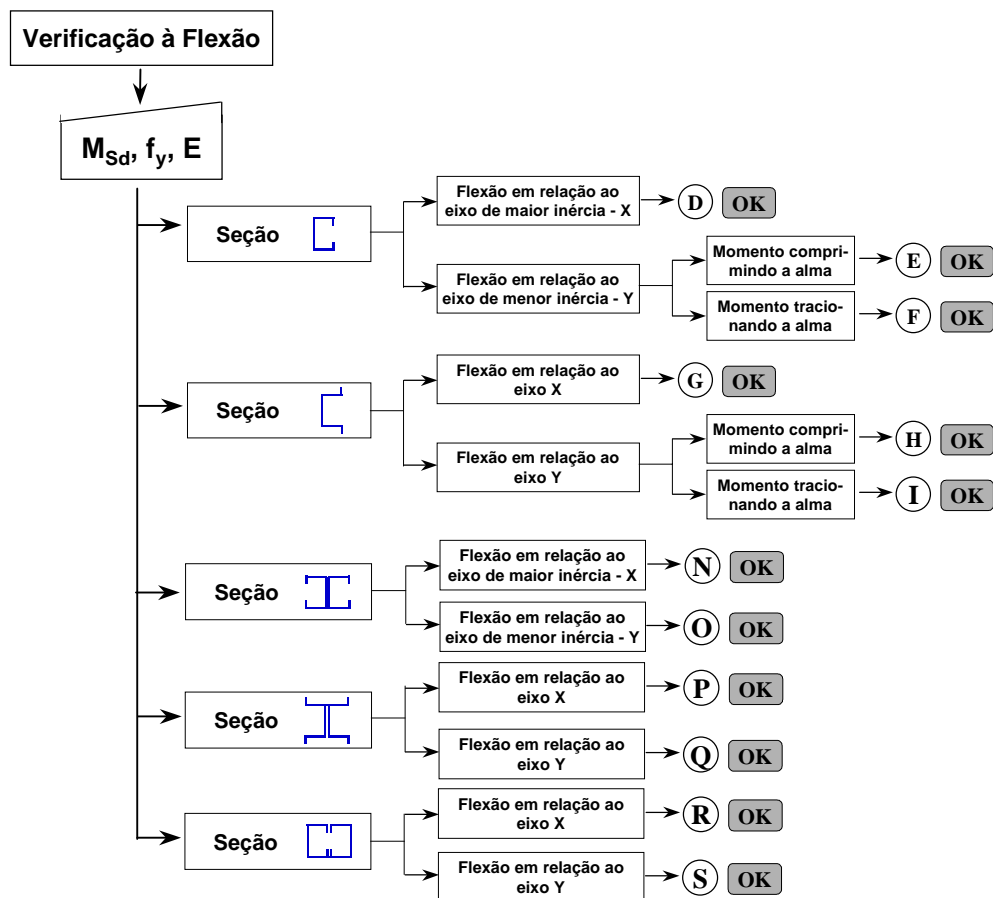


Figura 5.2 - Fluxograma para implementação do DIMPEFF, elaborado por Barros Jr. [11].

As características geométricas e setoriais das seções são calculadas segundo as formulações presentes no AISI/96 [8]. Esta norma não apresenta as expressões para a determinação das propriedades geométricas e setoriais das seções Duplo Cartola e Caixa. As propriedades geométricas e setoriais para estas seções são obtidas pela implementação e adaptação do programa apresentado por Pechi [28], que permite determinar as propriedades de qualquer tipo de seção transversal, seja ela fechada, aberta ou uma combinação destas.

A Figura 5.3 apresenta a janela para a escolha do tipo de aço. Inicialmente, o usuário deve selecionar o tipo de aço através do componente Navigator [29], que está relacionado à uma tabela com as propriedades físicas dos principais aços para perfis formados a frio utilizados no mercado brasileiro.



Figura 5.3 - Determinação do tipo de aço.

Após a escolha do tipo de aço, a janela da Figura 5.4 é apresentada. Nesta janela o usuário escolhe a condição de temperatura (ambiente ou em situação de incêndio) para o dimensionamento da barra.



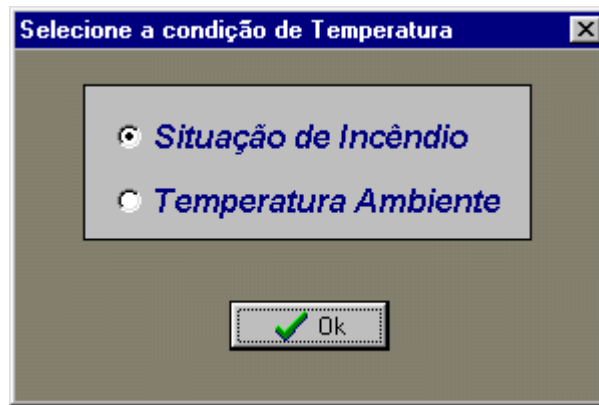


Figura 5.4 - Escolha da condição de temperatura.

O dimensionamento pode ser realizado considerando a temperatura ambiente ou situação de incêndio. Ao optar pelo dimensionamento em situação de incêndio abre-se uma nova tela, conforme apresentado na Figura 5.5.

**Determinação da Temperatura do Aço e dos fatores de redução de  $f_y$  e  $E$**

TRRF (min): 30

$U_m/A(m^{-1})$ : 284

Com Proteção  
 Sem Proteção

Selecione o Método

- EC3-part 1.2 - 0,2%
- EC3-part 1.2 - 0,1%
- Makelainen
- Gerlich / Klippstein
- NBR 14323
- 

**Propriedades do Aço**

Calor específico do aço (J/Kg°C):  $C_a = 600$

Massa específica do aço (Kg/m³):  $\rho_a = 7850$

Emissividade resultante (Eres):  $\epsilon_{res} = 0,5$

Coeficiente de Transferência (W/m²):  $\alpha_c = 25$

**Propriedades dos Materiais de Proteção**

Calor Específico (J/Kg°C):  $C_m = 1050$

Massa Específica (Kg/m³):  $\rho_m = 275$

Espessura da Proteção (cm):  $t_m = 1,0$

Condutividade Térmica (W/m°C):  $\lambda_m = 0,09$

**Resultados**

Aço (°C): 450,049

$K_y$ : 0,6149

$KE$ : 0,6499

**Se a verificação for à flexão, selecione as opções abaixo:**

Viga com todos os lados expostos ao fogo

Viga com 3 lados expostos ao fogo, com uma laje de concreto ou com fôrma de aço incorporada

A verificação é feita no apoio de uma viga estaticamente indeterminada?

Sim  Não

Figura 5.5 - Determinação da temperatura do aço e dos coeficientes de redução do limite de escoamento,  $k_{y,\theta}$ , e do módulo de elasticidade,  $k_{E,\theta}$ .

Para a determinação da temperatura do aço e dos fatores de redução do limite de escoamento e do módulo de elasticidade são necessários os seguintes dados:

- ⇨ O TRRF - tempo requerido de resistência do fogo, conforme NBR 14432 [3];
- ⇨ O fator de massividade ( $u_m/A$  ou  $u/A$ ) do perfil;
- ⇨ O método de determinação dos coeficientes de redução do limite de escoamento ( $k_{y,\theta}$ ) e do módulo de elasticidade ( $k_{E,\theta}$ ), que podem ser: Eurocode 3, parte 1-2 (0,1% ou 0,2% de deformação); Makelainen; Gerlich/Klippstein; NBR 14323 [2];
- ⇨ Se a opção for pelo uso de material de proteção, suas propriedades, como calor específico ( $c_m$ ), massa específica ( $\rho_m$ ), espessura ( $t_m$ ) e condutividade térmica ( $\lambda_m$ ), devem ser fornecidas.

Caso o usuário resolva alterar os valores das propriedades do aço, basta que os novos valores sejam digitados nos campos correspondentes ao calor específico ( $c_a$ ), massa específica ( $\rho_a$ ), emissividade resultante ( $\epsilon_{res}$ ) e coeficiente de transferência do aço ( $\alpha_c$ ).

Ao executar o cálculo são determinados os coeficientes  $k_{y,\theta}$  e  $k_{E,\theta}$ , além da temperatura atingida pelo aço.

Ao clicar no botão “?” aparece o aviso mostrado na Figura 5.6.

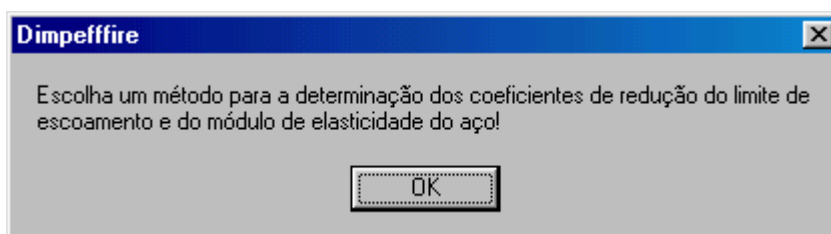


Figura 5.6 - Informação a respeito da escolha do método de determinação dos coeficientes de redução do limite de escoamento e do módulo de elasticidade do aço.

A seguir, ao selecionar “**C**ontinuar”, fecha-se essa tela e abre-se a janela principal (Figura 5.7), onde é possível determinar as resistências de cálculo a esforços simples e combinados de compressão, flexão, cortante e web crippling para os diversos tipos de seções disponíveis no programa.

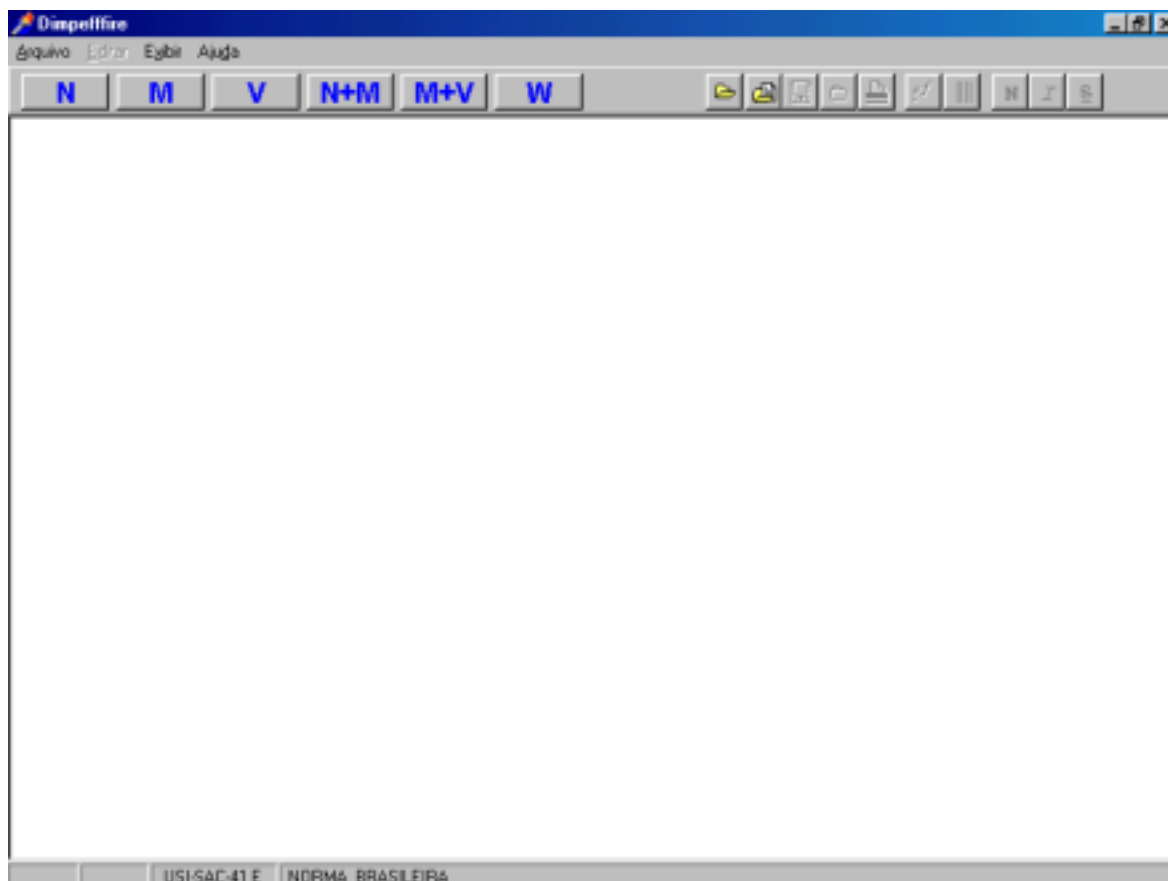


Figura 5.7 - Janela principal do programa.

A resistência de cálculo das seções transversais para um determinado esforço pode ser feita através do menu superior ou por meio de um 'click' na letra correspondente ao esforço. Ao clicar na letra correspondente ao esforço é apresentado no canto esquerdo da janela um painel com as seções disponíveis para o dimensionamento, conforme as Figuras 5.8 a 5.10.

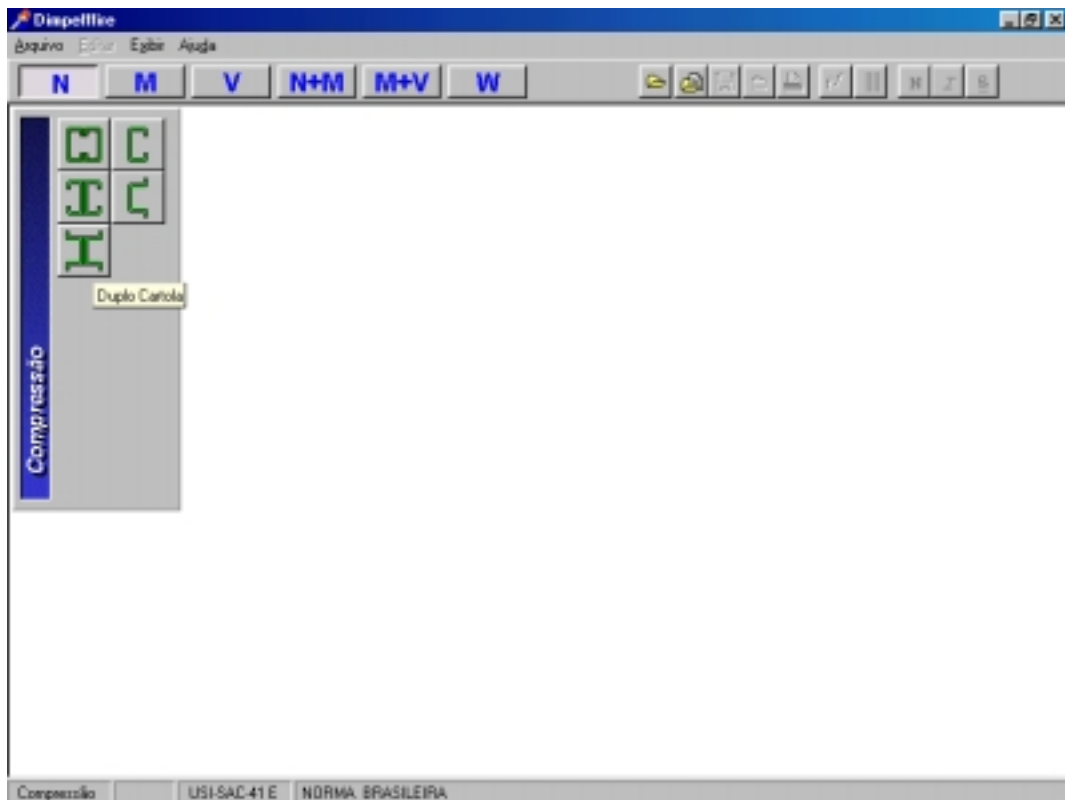


Figura 5.8 - Seções disponíveis para a verificação da resistência à compressão.

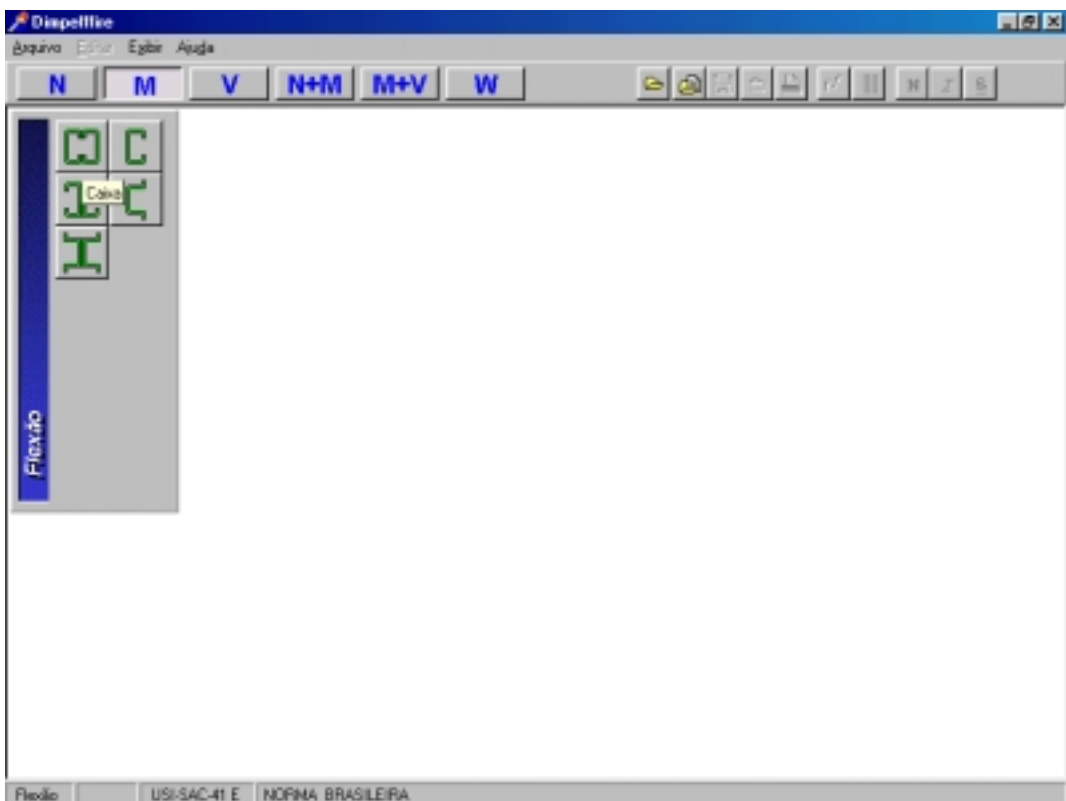


Figura 5.9 - Seções disponíveis para a verificação da resistência à flexão.

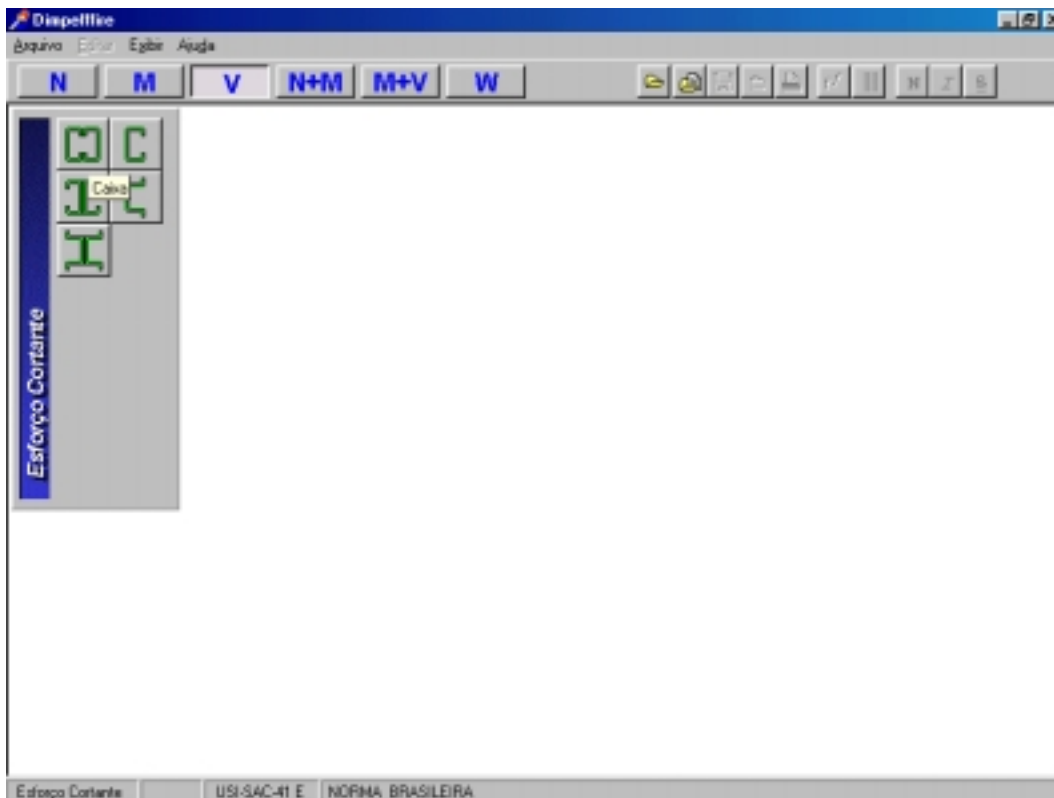


Figura 5.10 - Seções disponíveis para a verificação da resistência ao esforço cortante.

Após a escolha do tipo de seção transversal, a janela de dimensionamento é apresentada, como ilustra a Figura 5.11. Na janela de dimensionamento, o usuário pode acessar o banco de dados através do componente Navigator [29] ou entrar com as dimensões de seu interesse do perfil. Quando qualquer valor de entrada é alterado no programa, a resistência de cálculo é recalculada automaticamente.

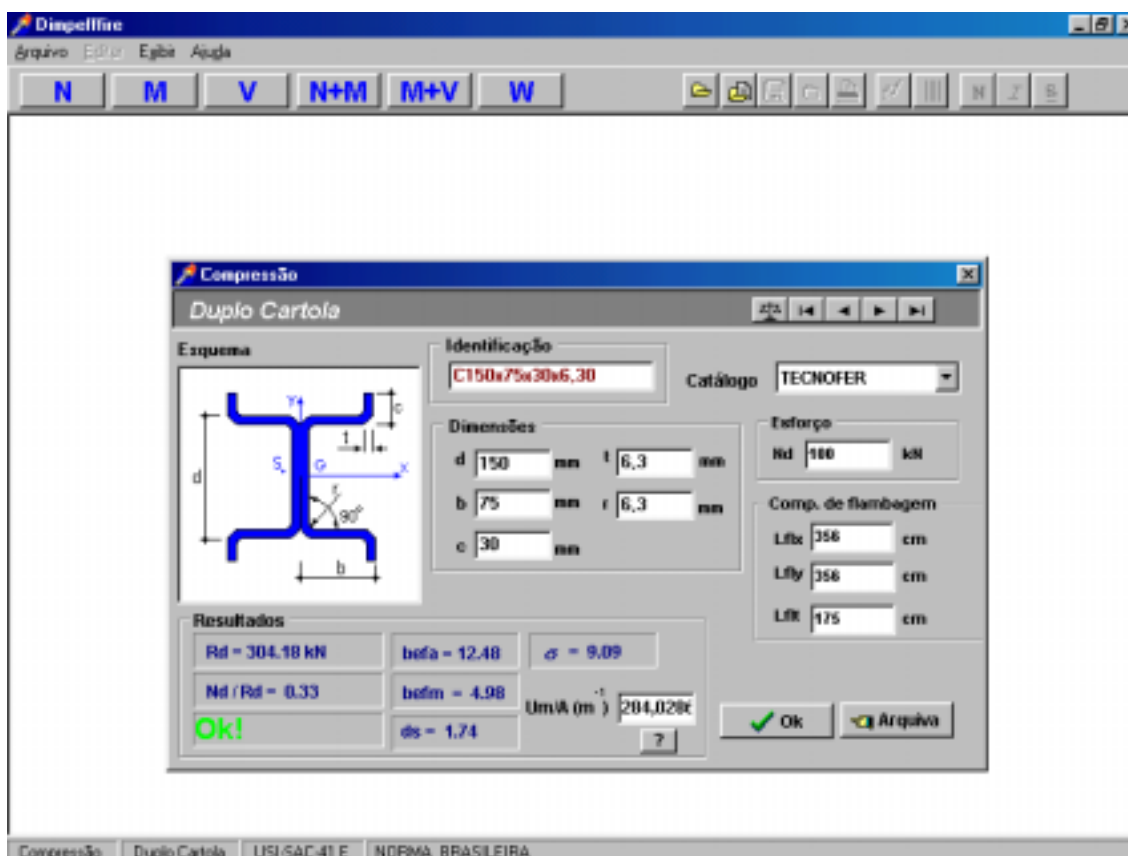


Figura 5.11 - Janela de dimensionamento da seção Duplo Cartola à compressão.

Observa-se que é fornecido, a título de informação, o valor do fator de massividade do perfil caso ele esteja exposto ao fogo por todas as faces. Ao clicar no botão “?” aparece o aviso mostrado na Figura 5.12.

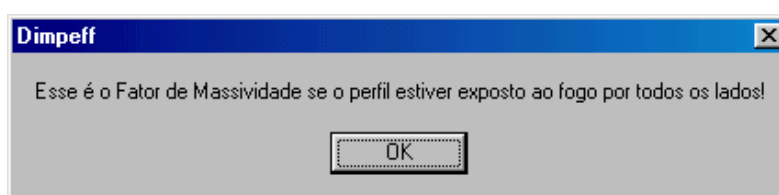


Figura 5.12 - Informação do valor do fator de massividade do perfil.

O botão “Arquiva” permite que se crie um arquivo com os dados de cálculo para um determinado projeto, conforme apresentado na Figura 5.13. O arquivo gerado pode ser salvo, impresso e pode ser lido em vários tipos de editores de texto, como o Word for Windows.

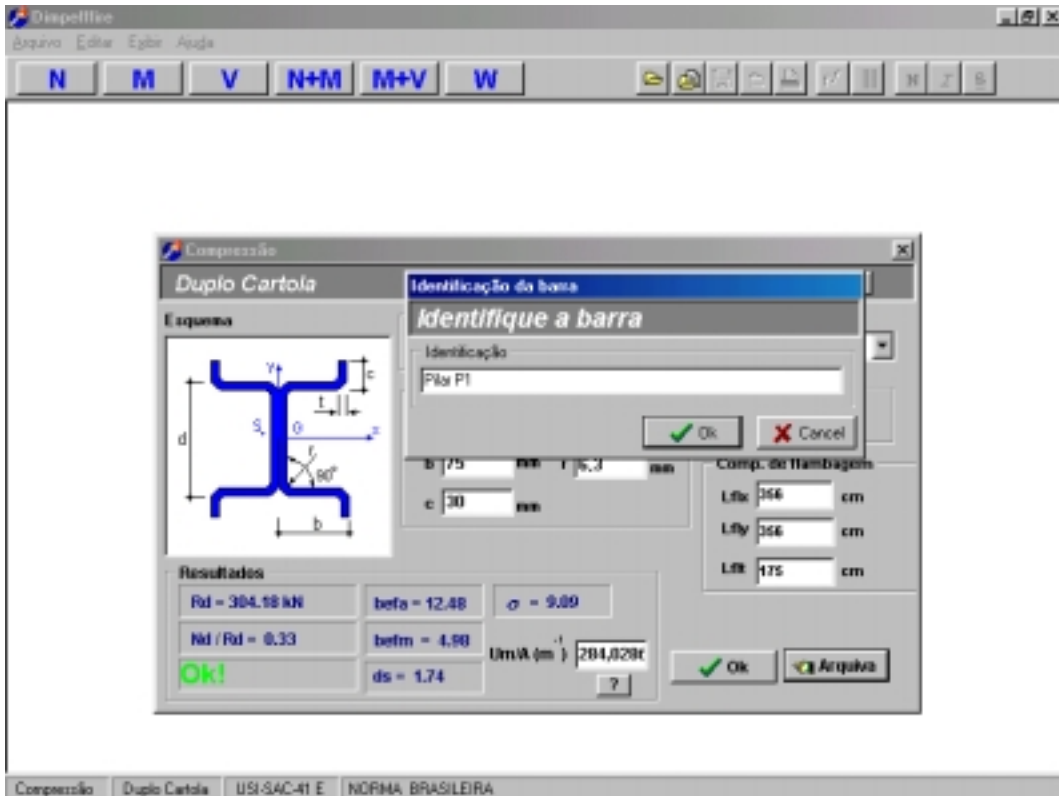


Figura 5.13 - Identificação do pilar do projeto.

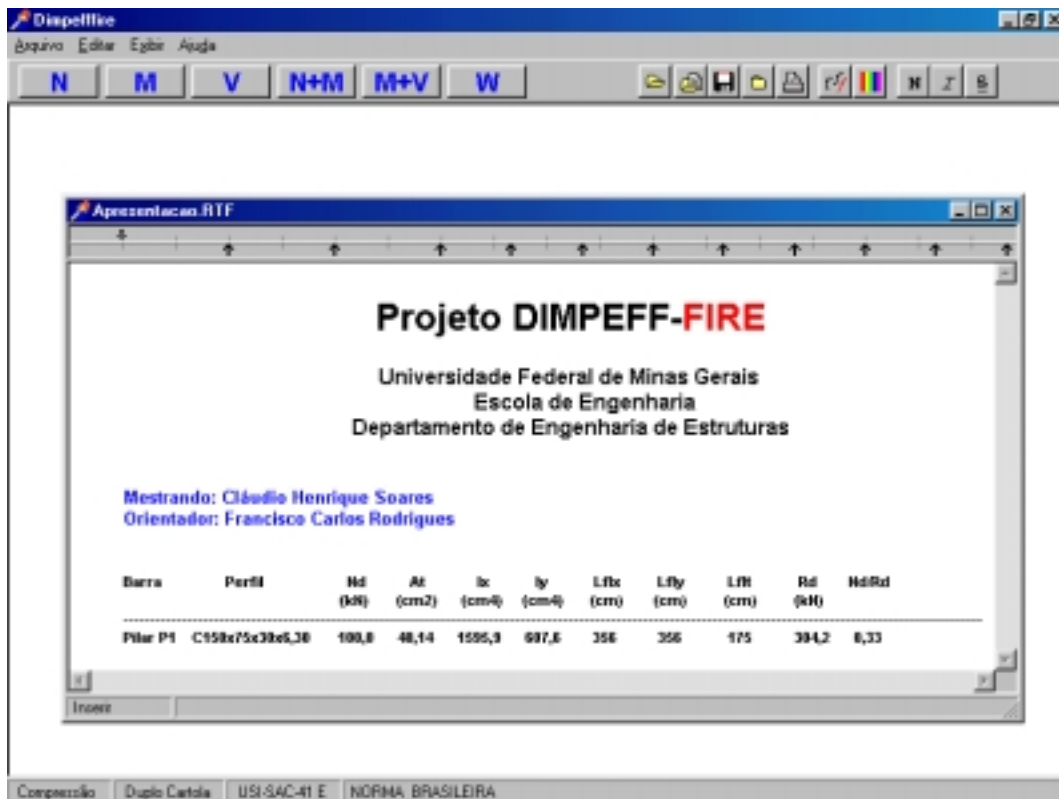


Figura 5.14 - Arquivo gerado com os dados da obra e do pilar calculado.

A seguir são apresentadas mais algumas janelas do programa DIMPEFF-FIRE.

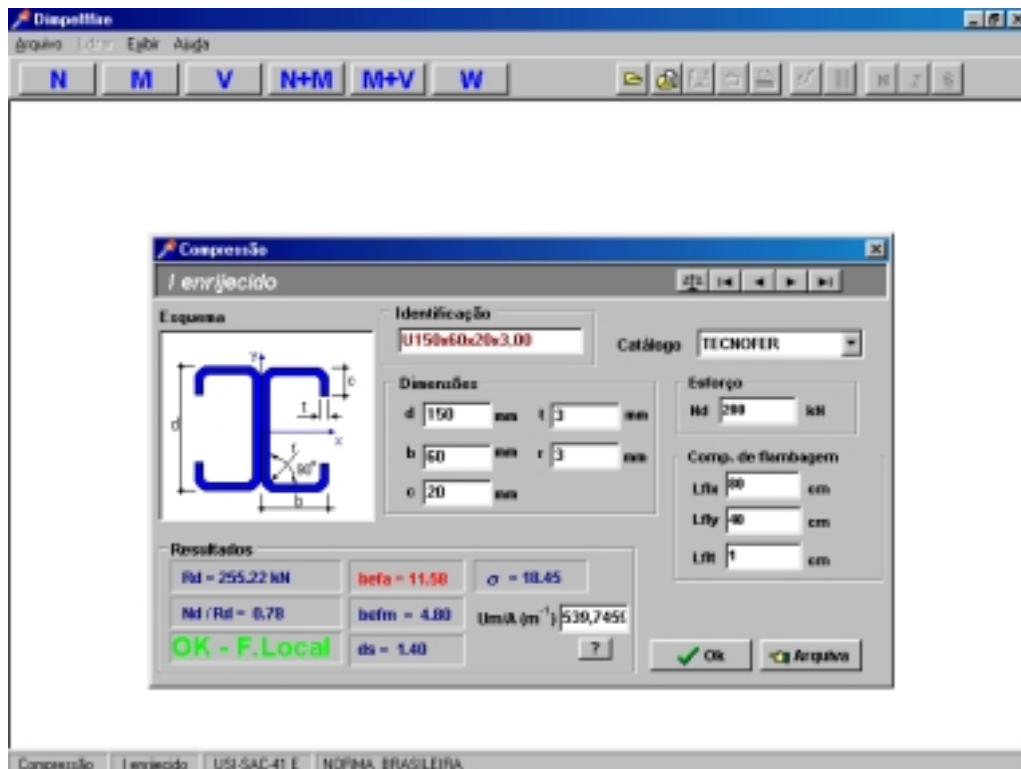


Figura 5.15 - Janela de dimensionamento da seção I enrijecida à compressão.

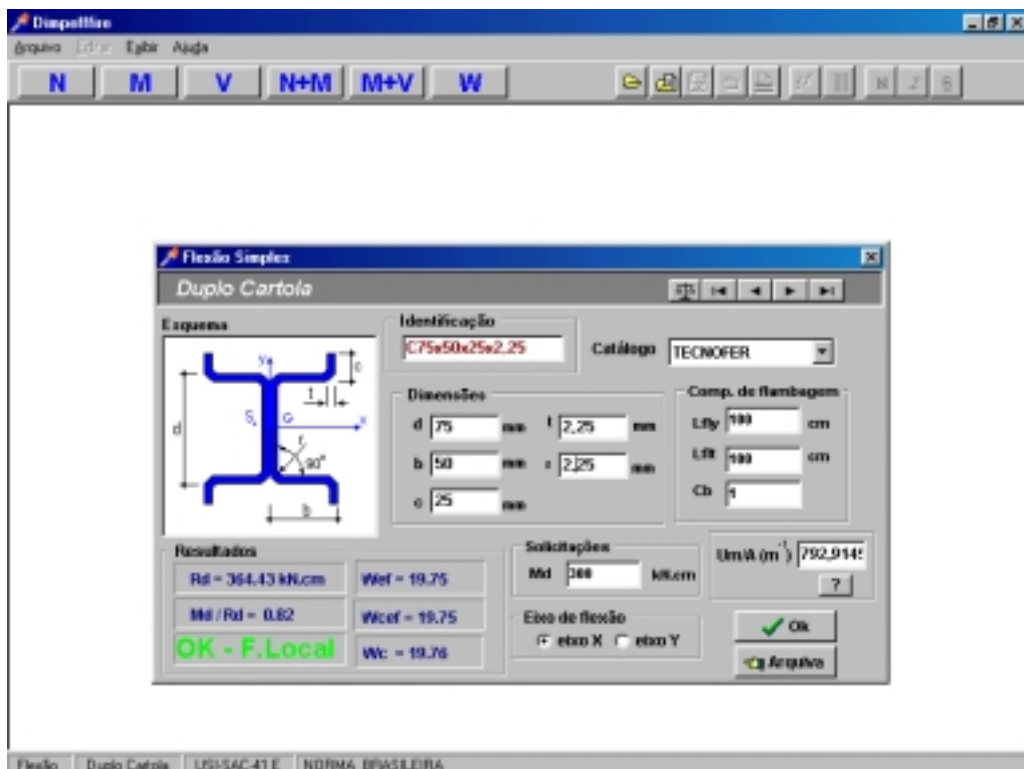


Figura 5.16 - Janela de dimensionamento da seção Duplo Cartola à flexão.



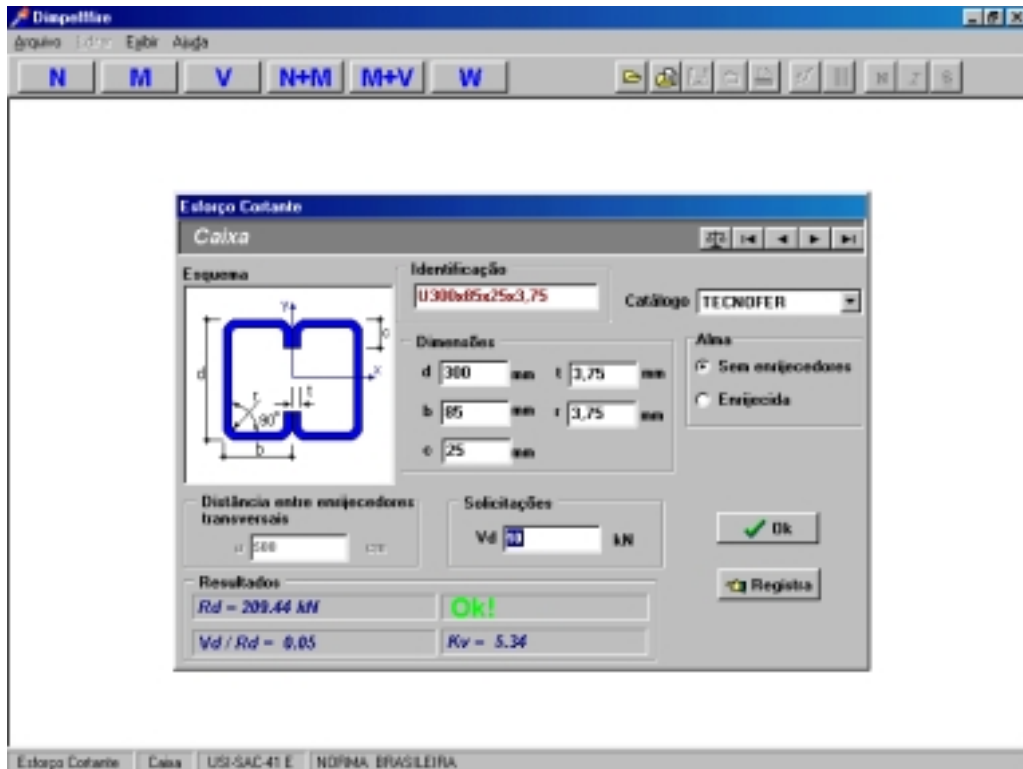


Figura 5.17 - Janela de dimensionamento da seção Caixa ao esforço cortante.

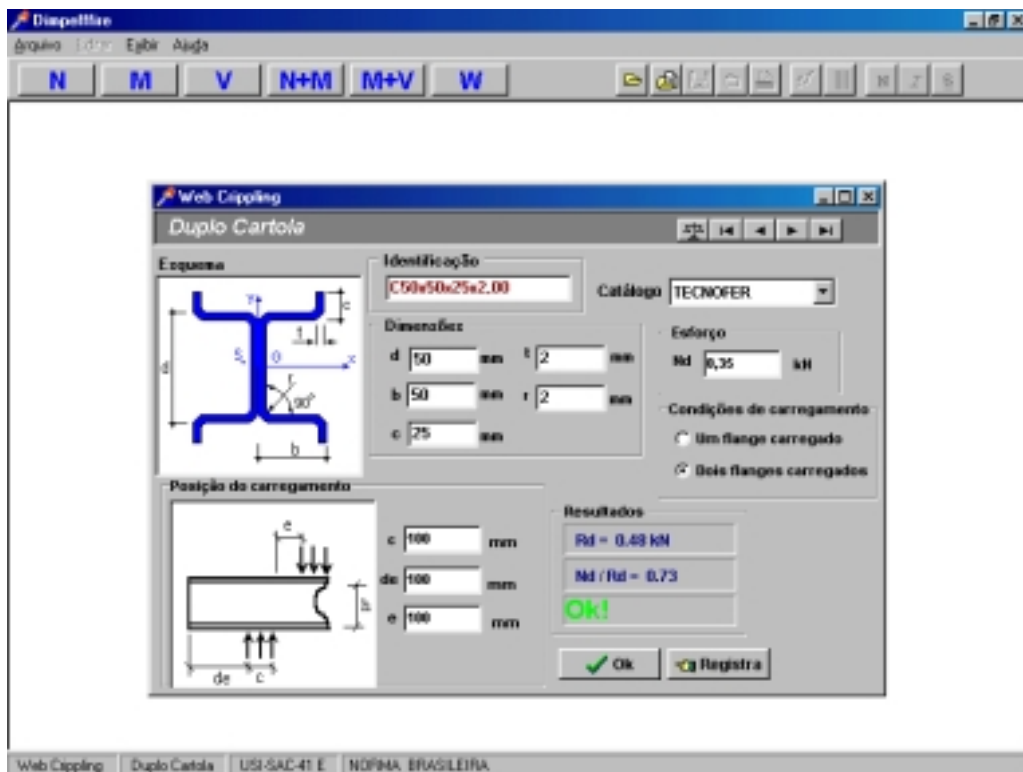


Figura 5.18 - Janela de dimensionamento da seção Caixa - Web Crippling.

## APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

---

### 6.1 Introdução

No presente capítulo são apresentados os resultados obtidos no dimensionamento de perfis formados a frio em situação de incêndio, com a implementação de um programa de dimensionamento automático, baseando-se nas normas NBR 14323 [2] e NBR 14752 [1], com suas devidas adaptações para os perfis de aço formados a frio em situação de incêndio. O programa DIMPEFF-FIRE abrange a verificação de barras submetidas a esforços simples e combinados de compressão, flexão, cortante e web crippling, segundo o método dos estados limites.

### 6.2 Perfil *U* enrijecido submetido à compressão

Para validação da metodologia de dimensionamento adotada e do programa implementado nesta pesquisa, os resultados encontrados foram comparados com os resultados apresentados por Ranby [14].

Para as simulações teóricas foi considerado o mesmo modelo estrutural adotado por Ranby [14], que consiste de um perfil *U* enrijecido, de 800mm, submetido à compressão, conforme apresentado na Figura 6.1. Foram verificados perfis com espessuras de 1,0mm e 1,5mm e dimensões da alma iguais a 100mm e 200mm, totalizando quatro tipos diferentes de perfis. Observa-se que a barra é travada lateralmente ao longo de ambas as mesas, impedindo deslocamentos na direção *x*, sendo submetida a uma carga axial aplicada na linha dos centróides, tomando-se para o comprimento de flambagem o mesmo comprimento da barra.

Além disso, para verificar o ganho na resistência dos elementos estruturais em função da quantidade de faces expostas ao fogo e do uso de materiais de proteção ao fogo, foram

dimensionados um pilar com perfil Duplo Cartola sujeito à compressão centrada e uma viga com perfil Caixa sujeita à flexão simples e ao esforço cortante.

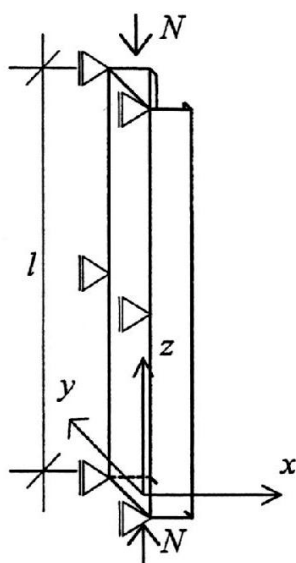


Figura 6.1 - Modelo estrutural: barra curta em perfil *U* enrijecido.

O limite de escoamento foi obtido pela interseção da curva tensão-deformação do aço com uma reta correspondente a uma deformação específica de 0,2%, paralela ao trecho reto do diagrama. Esta situação está representada na Figura 6.2.

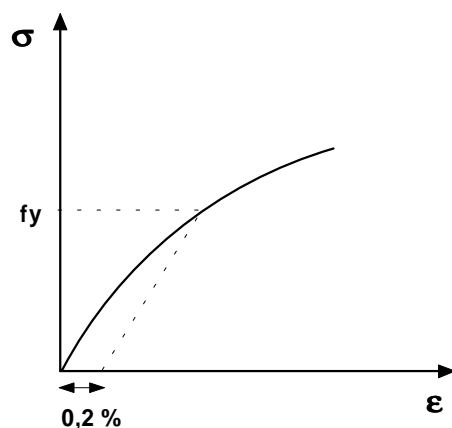


Figura 6.2 - Determinação do limite de escoamento do aço.

As Tabelas de 6.1 a 6.4 e as Figuras de 6.3 a 6.6 apresentam os valores das resistências à compressão dos perfis *U* enrijecidos. Foram considerados todos os modelos tratados nesta pesquisa para a determinação dos coeficientes de redução do limite de escoamento e do módulo de elasticidade do aço.

Tabela 6.1 - Resistência à compressão - U100x40x15x1.0mm.

<b>U enrijc ião</b> 100x40x15x1,0	<b>NRd,fi (kN)</b>						<b>Relações</b>		
Temperatura do Aço (°C)	A	B	C	Resultados de Anders			$\frac{D}{A}$	$\frac{E}{A}$	$\frac{F}{A}$
	DIMPEFF-FIRE - EC3 - 0,2%	DIMPEFF-FIRE - Makelainen	DIMPEFF-FIRE - Gerlich	D	E	F			
				Elementos Finitos	EC3	StBK-N5			
20	45,9	45,9	45,9	50,3	46,6	44,7	1,10	1,02	0,97
100	38,0	37,2	36,8	44,2	44,3	42,5	1,16	1,17	1,12
200	34,1	35,4	35,0	38,1	42,0	40,2	1,12	1,23	1,18
300	30,3	31,3	31,3	32,6	37,0	35,5	1,07	1,22	1,17
400	26,0	24,4	24,9	27,0	32,1	30,8	1,04	1,23	1,19
500	21,7	15,8	17,5	19,8	23,3	22,4	0,91	1,07	1,03
600	12,1	7,1	10,1	12,6	14,5	13,9	1,05	1,20	1,15
Aço: G35 Um/A = 2065m <sup>1</sup> Lflx = 80cm Lfly = 0 Lflt = 0 Média:							<b>1,07</b>	<b>1,16</b>	<b>1,12</b>

Tabela 6.2 - Resistência à compressão - U100x40x15x1.5mm.

<b>U enrijc ião</b> 100x40x15x1,5	<b>NRd,fi (kN)</b>						<b>Relações</b>		
Temperatura do Aço (°C)	A	B	C	Resultados de Anders			$\frac{D}{A}$	$\frac{E}{A}$	$\frac{F}{A}$
	DIMPEFF-FIRE - EC3 - 0,2%	DIMPEFF-FIRE - Makelainen	DIMPEFF-FIRE - Gerlich	D	E	F			
				Elementos Finitos	EC3	StBK-N5			
20	83,3	83,3	83,3	86,0	88,0	87,9	1,03	1,06	1,05
100	68,8	67,3	66,7	75,7	83,7	83,5	1,10	1,22	1,21
200	61,8	64,3	63,6	65,4	79,3	79,1	1,06	1,28	1,28
300	54,9	56,9	56,7	55,5	69,7	69,7	1,01	1,27	1,27
400	46,8	43,9	44,6	45,7	60,2	60,4	0,98	1,29	1,29
500	38,7	28,7	30,5	35,4	43,7	43,8	0,91	1,13	1,13
600	21,8	12,9	17,1	25,1	27,3	27,2	1,15	1,25	1,25
Aço: G35 Um/A = 1399m <sup>1</sup> Lflx = 80cm Lfly = 0 Lflt = 0 Média:							<b>1,03</b>	<b>1,21</b>	<b>1,21</b>

Tabela 6.3 - Resistência à compressão - U200x40x15x1.0mm.

<b>U enrijc ião</b> 200x40x15x1,0	<b>NRd,fi (kN)</b>						<b>Relações</b>		
Temperatura do Aço (°C)	A	B	C	Resultados de Anders			$\frac{D}{A}$	$\frac{E}{A}$	$\frac{F}{A}$
	DIMPEFF-FIRE - EC3 - 0,2%	DIMPEFF-FIRE - Makelainen	DIMPEFF-FIRE - Gerlich	D	E	F			
				Elementos Finitos	EC3	StBK-N5			
20	47,5	47,5	47,5	52,9	47,5	43,4	1,12	1,00	0,92
100	41,6	40,7	40,3	46,9	45,1	41,3	1,13	1,09	0,99
200	37,3	38,7	38,3	40,9	42,8	39,2	1,10	1,15	1,05
300	33,2	34,3	34,2	35,1	37,7	34,6	1,06	1,14	1,04
400	28,5	26,7	27,3	29,3	32,7	30,0	1,03	1,15	1,06
500	23,8	17,3	19,2	21,5	23,7	21,8	0,90	1,00	0,92
600	13,2	7,9	11,1	13,7	14,8	13,5	1,04	1,12	1,02
Aço: G35 Um/A = 2043m <sup>1</sup> Lflx = 80cm Lfly = 0 Lflt = 0 Média:							<b>1,05</b>	<b>1,09</b>	<b>1,00</b>

Tabela 6.4 - Resistência à compressão - U200x40x15x1.5mm.

Temperatura do Aço (°C)	N <sub>Rd,fi</sub> (kN)						Relações		
	A	B	C	Resultados de Anders			D/A	E/A	F/A
	DIMPEFF-FIRE - EC3 - 0,2%	DIMPEFF-FIRE - Makelainen	DIMPEFF-FIRE - Gerlich	D	E	F			
Elementos Finitos	EC3	StBK-N5							
20	88,0	88,0	88,0	93,1	90,8	87,7	1,06	1,03	1,00
100	77,1	75,4	74,7	82,1	86,2	83,3	1,07	1,12	1,08
200	69,2	72,0	71,2	71,0	81,7	78,9	1,03	1,18	1,14
300	61,5	63,7	63,5	63,8	71,9	69,6	1,04	1,17	1,13
400	52,5	49,2	50,1	56,5	62,1	60,3	1,08	1,18	1,15
500	43,5	32,2	34,4	41,4	45,1	43,7	0,95	1,04	1,01
600	24,4	14,0	19,4	26,3	28,2	27,2	1,08	1,15	1,11
Aço: G35 Um/A = 1377m <sup>-1</sup> Lflx = 80cm Lfly = 0 Lflt = 0							Média: <b>1,04</b> <b>1,13</b> <b>1,09</b>		

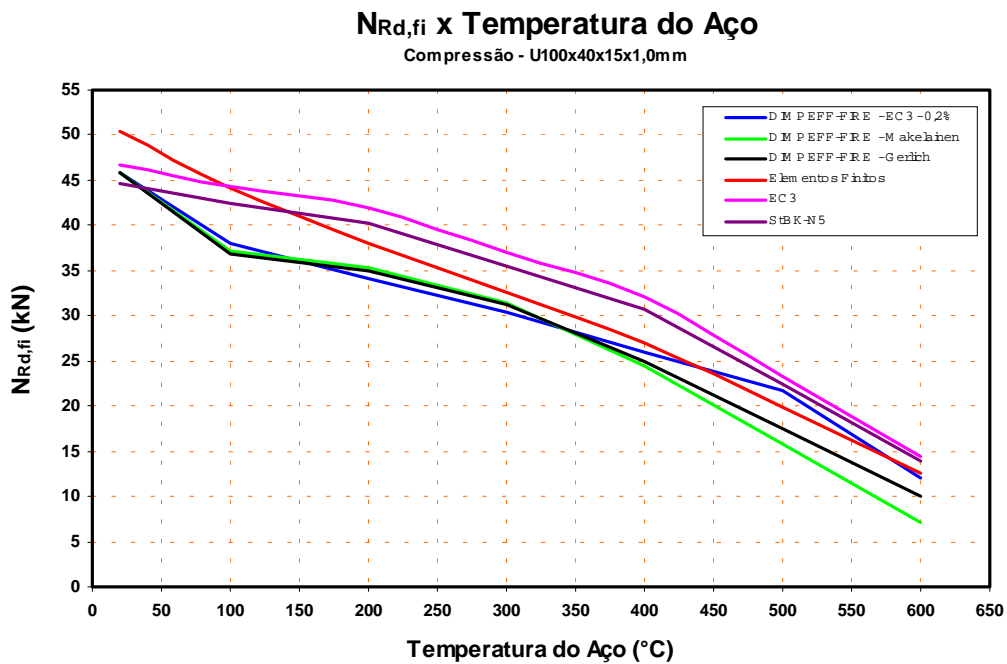


Figura 6.3 - Resistência à compressão - U100x40x15x1.0mm.

### N<sub>Rd,fi</sub> x Temperatura do Aço

Compressão - U100x40x15x1,5mm

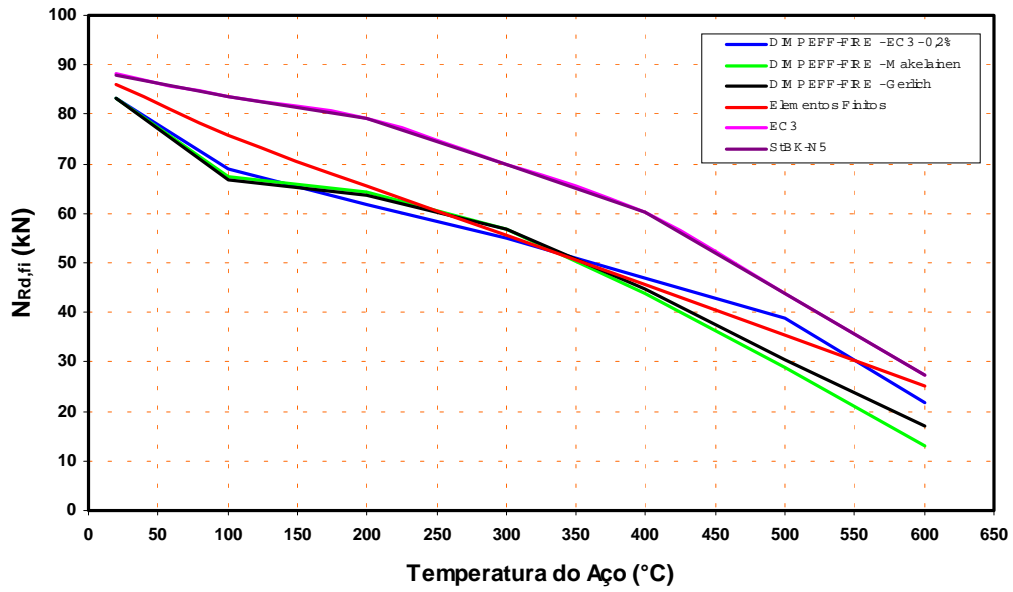


Figura 6.4 - Resistência à compressão - U100x40x15x1.5mm.

### N<sub>Rd,fi</sub> x Temperatura do Aço

Compressão - U200x40x15x1,0mm

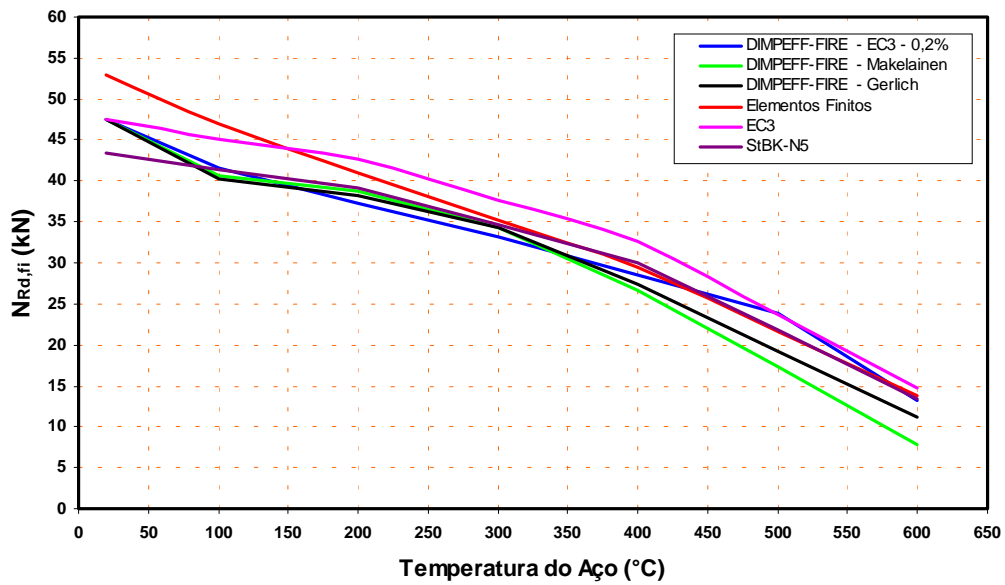


Figura 6.5 - Resistência à compressão - U200x40x15x1.0mm.

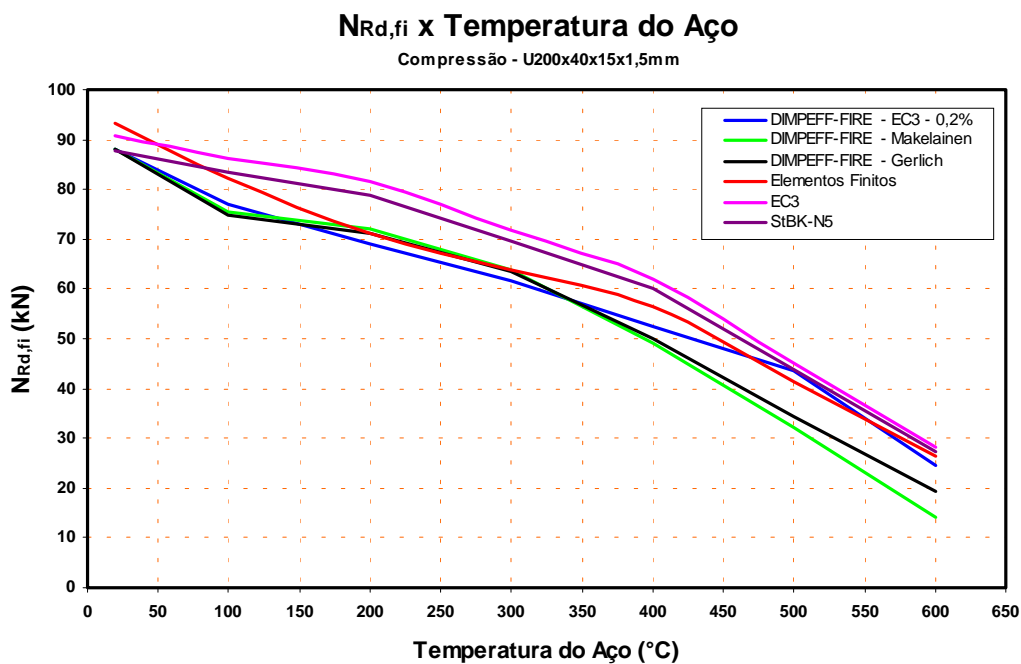


Figura 6.6 - Resistência à compressão - U200x40x15x1.5mm.

As Tabelas de 6.5 a 6.8 e as Figuras de 6.7 a 6.10 apresentam os valores das resistências de cálculo à compressão dos mesmos perfis *U* enrijecidos citados anteriormente, porém sem considerar o fator  $k_{a,fi}$ .

Tabela 6.5 - Resistência à compressão, sem  $k_{a,fi}$  - U100x40x15x1.0mm.

U enrijecido 100x40x15x1,0	N <sub>Rd,fi</sub> (kN)				Relações		
	A - sem ka DIMPEFF-FIRE - EC3 - 0,2%	Resultados de Anders			B A	C A	D A
		B Elementos Finitos	C EC3	D StBK-N5			
20	45,9	50,3	46,6	44,7	1,10	1,02	0,97
100	45,6	44,2	44,3	42,5	0,97	0,97	0,93
200	41,0	38,1	42,0	40,2	0,93	1,02	0,98
300	36,5	32,6	37,0	35,5	0,89	1,02	0,97
400	31,3	27,0	32,1	30,8	0,86	1,02	0,98
500	25,9	19,8	23,3	22,4	0,77	0,90	0,86
600	14,1	12,6	14,5	13,9	0,89	1,02	0,98
Aço: G35 Um/A=2065m <sup>1</sup> Lflx=80cm Lfly=0 Lfft=0 Média:					<b>0,92</b>	<b>1,00</b>	<b>0,96</b>

Tabela 6.6 - Resistência à compressão, sem  $k_{a,fi}$  - U100x40x15x1.5mm.

<b>U enrijpcido</b> 100x40x15x1,5		<b>NRd,fi (kN) - sem <math>k_{a,fi}</math></b>			<b>Relações</b>		
Temperatura do Aço (°C)	A - sem ka DIMPEFF-FIRE - EC3 - 0,2%	Resultados de Anders			$\frac{B}{A}$	$\frac{C}{A}$	$\frac{D}{A}$
		B Elementos Finitos	C EC3	D StBK-N5			
20	83,3	86,0	88,0	87,9	1,03	1,06	1,05
100	82,6	75,7	83,7	83,5	0,92	1,01	1,01
200	74,3	65,4	79,3	79,1	0,88	1,07	1,06
300	66,0	55,5	69,7	69,7	0,84	1,06	1,06
400	56,5	45,7	60,2	60,4	0,81	1,07	1,07
500	46,2	35,4	43,7	43,8	0,77	0,95	0,95
600	25,6	25,1	27,3	27,2	0,98	1,07	1,06
Aço: G35 Um/A=1399m <sup>-1</sup> Lflx=80cm Lfly=0 Lflt=0 Média:					<b>0,89</b>	<b>1,04</b>	<b>1,04</b>

Tabela 6.7 - Resistência à compressão, sem  $k_{a,fi}$  - U200x40x15x1.0mm.

<b>U enrijpcido</b> 200x40x15x1,0		<b>NRd,fi (kN) - sem <math>k_{a,fi}</math></b>			<b>Relações</b>		
Temperatura do Aço (°C)	A - sem ka DIMPEFF-FIRE - EC3 - 0,2%	Resultados de Anders			$\frac{B}{A}$	$\frac{C}{A}$	$\frac{D}{A}$
		B Elementos Finitos	C EC3	D StBK-N5			
20	47,5	52,9	47,5	43,4	1,12	1,00	0,92
100	47,5	46,9	45,1	41,3	0,99	0,95	0,87
200	42,7	40,9	42,8	39,2	0,96	1,00	0,92
300	38,0	35,1	37,7	34,6	0,93	0,99	0,91
400	32,6	29,3	32,7	30,0	0,90	1,00	0,92
500	26,9	21,5	23,7	21,8	0,80	0,88	0,81
600	14,7	13,7	14,8	13,5	0,93	1,00	0,92
Aço: G35 Um/A=2043m <sup>-1</sup> Lflx=80cm Lfly=0 Lflt=0 Média:					<b>0,95</b>	<b>0,98</b>	<b>0,89</b>

Tabela 6.8 - Resistência à compressão, sem  $k_{a,fi}$  - U200x40x15x1.5mm.

<b>U enrijpcido</b> 200x40x15x1,5		<b>NRd,fi (kN) - sem <math>k_{a,fi}</math></b>			<b>Relações</b>		
Temperatura do Aço (°C)	A - sem ka DIMPEFF-FIRE - EC3 - 0,2%	Resultados de Anders			$\frac{B}{A}$	$\frac{C}{A}$	$\frac{D}{A}$
		B Elementos Finitos	C EC3	D StBK-N5			
20	88,0	93,1	90,8	87,7	1,06	1,03	1,00
100	88,0	82,1	86,2	83,3	0,93	0,98	0,95
200	79,3	71,0	81,7	78,9	0,90	1,03	1,00
300	70,4	63,8	71,9	69,6	0,91	1,02	0,99
400	60,2	56,5	62,1	60,3	0,94	1,03	1,00
500	49,2	41,4	45,1	43,7	0,84	0,92	0,89
600	27,3	26,3	28,2	27,2	0,96	1,03	1,00
Aço: G35 Um/A=1377m <sup>-1</sup> Lflx=80cm Lfly=0 Lflt=0 Média:					<b>0,93</b>	<b>1,01</b>	<b>0,97</b>



**$N_{Rd,fi}$  x Temperatura do Aço (sem  $k_{a,fi}$ )**  
 Compressão - U100x40x15x1,0mm

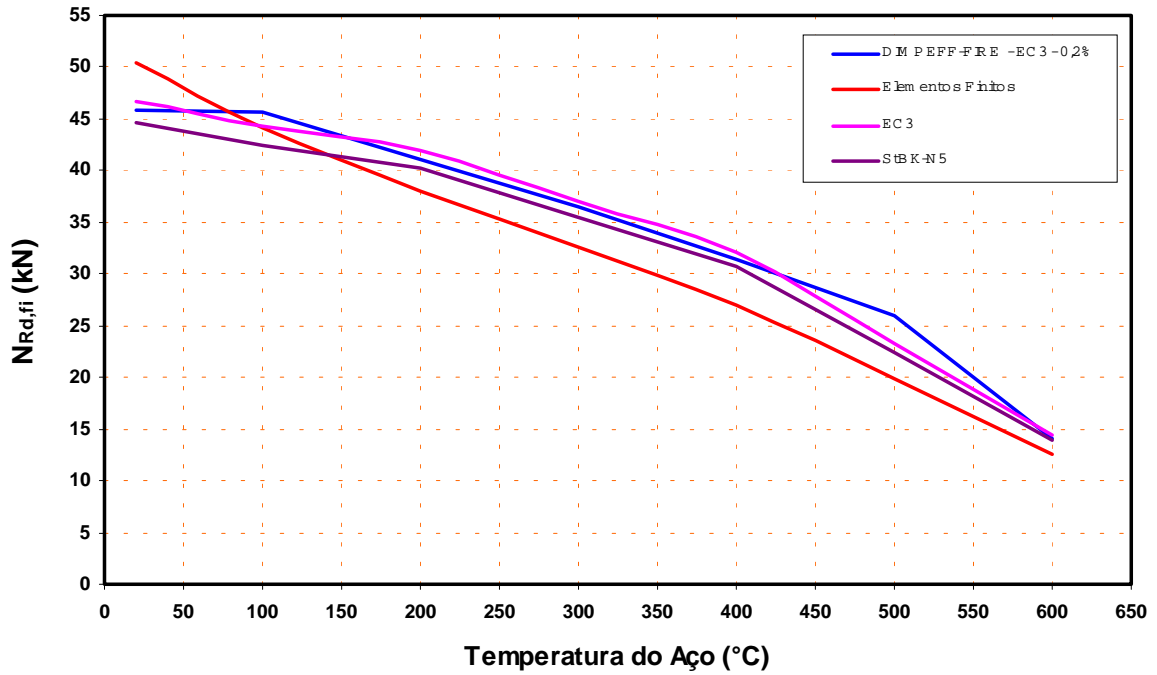


Figura 6.7 - Resistência à compressão, sem  $k_{a,fi}$  - U100x40x15x1.0mm.

**$N_{Rd,fi}$  x Temperatura do Aço (sem  $k_{a,fi}$ )**  
 Compressão - U100x40x15x1,5mm

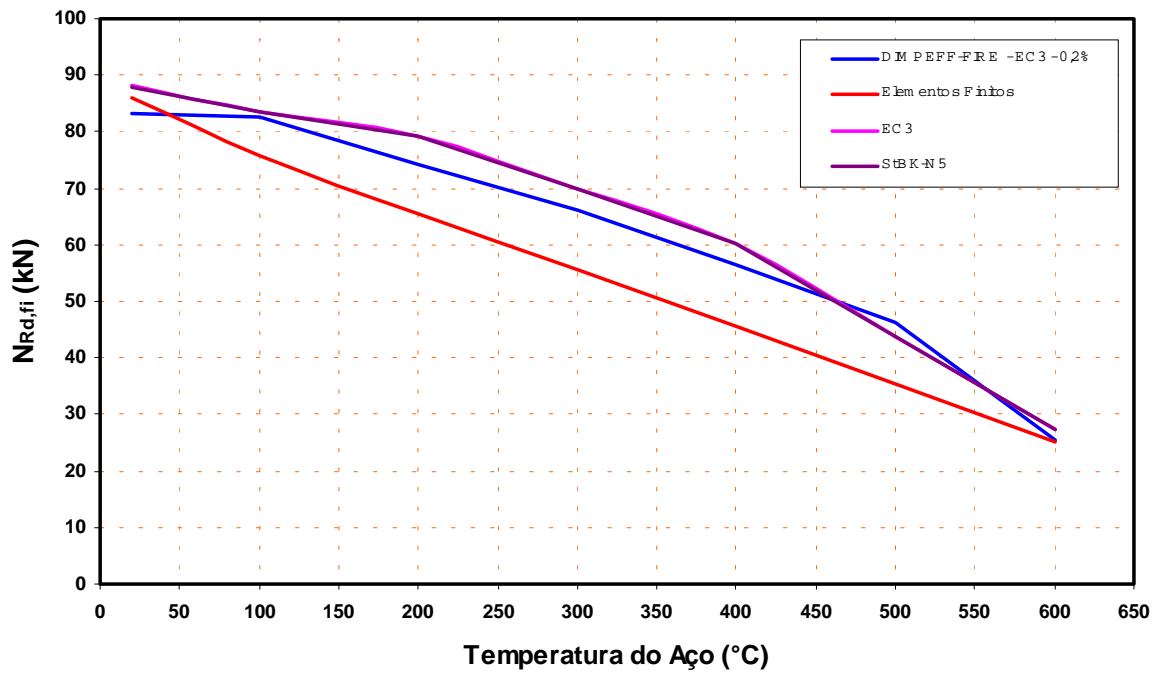


Figura 6.8 - Resistência à compressão, sem  $k_{a,fi}$  - U100x40x15x1.5mm.

### NRd,fi x Temperatura do Aço (sem o $k_{a,fi}$ )

Compressão - U200x40x15x1,0mm

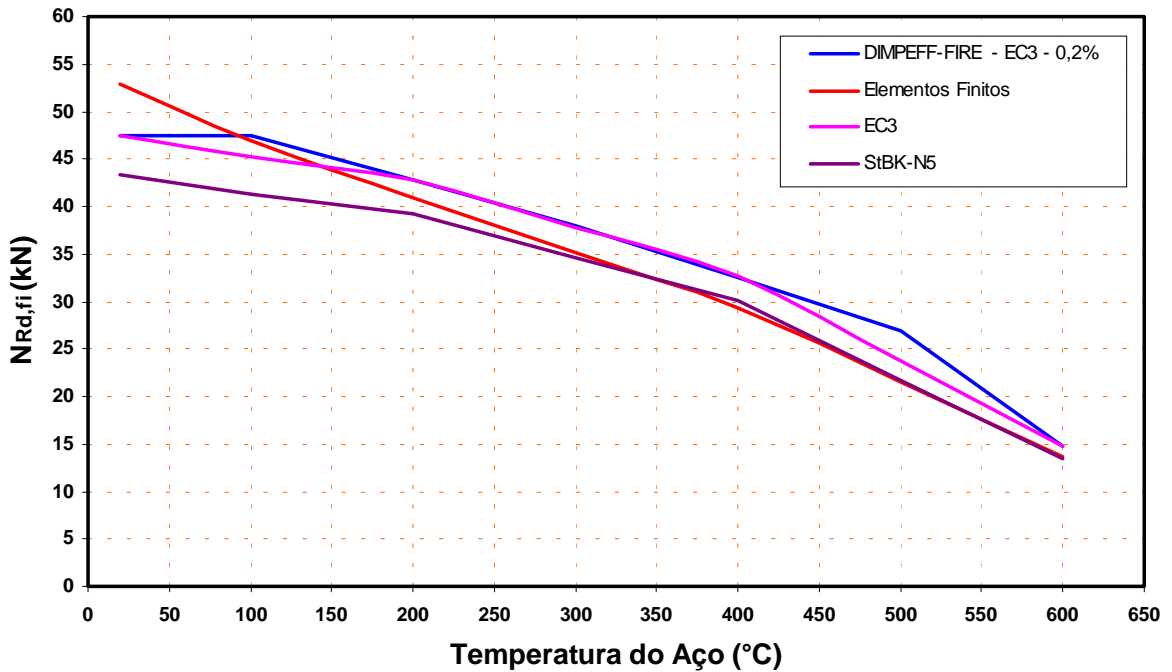


Figura 6.9 - Resistência à compressão, sem  $k_{a,fi}$  - U200x40x15x1.0mm.

### NRd,fi x Temperatura do Aço (sem o $k_{a,fi}$ )

Compressão - U200x40x15x1,5mm

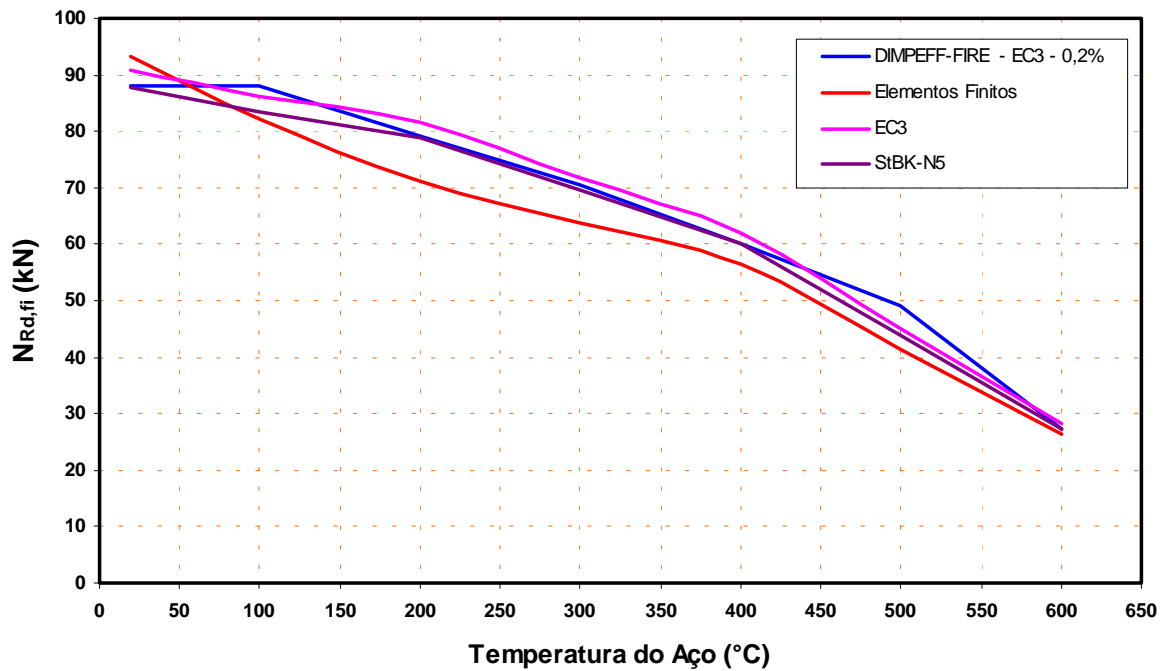


Figura 6.10 - Resistência à compressão, sem  $k_{a,fi}$  - U200x40x15x1.5mm.

A Tabela 6.9 apresenta um resumo estatístico das relações entre os resultados apresentados por Ranby [14] e pelo programa DIMPEFF-FIRE, considerando e desconsiderando o fator de redução  $k_{a,fi}$ .

Tabela 6.9 - Resumo estatístico das relações entre os resultados apresentados por Ranby [14] e pelo programa DIMPEFF-FIRE.

Estatística	Considerando - $k_{a,fi}$			Desconsiderando - $k_{a,fi}$		
	MEF	EC3	StBK-N5	MEF	EC3	StBK-N5
<b>Média</b>	<b>0,96</b>	<b>0,86</b>	<b>0,90</b>	<b>1,12</b>	<b>1,00</b>	<b>1,04</b>
<b>D. Padrão</b>	0,07	0,06	0,08	0,08	0,05	0,08
<b>C.V.</b>	<b>7%</b>	<b>7%</b>	<b>9%</b>	<b>8%</b>	<b>5%</b>	<b>7%</b>
<b>Mínimo</b>	1,11	1,00	1,09	1,31	1,13	1,24
<b>Máximo</b>	0,86	0,78	0,78	1,01	0,94	0,94

### 6.3 Influência do fator de massividade e do uso de material de proteção na resistência

Para verificar o ganho na resistência dos elementos estruturais em função da quantidade de faces expostas ao fogo e do tipo de material de proteção ao fogo, foram dimensionados um pilar com perfil Duplo Cartola sujeito à compressão centrada e uma viga com perfil Caixa sujeita à flexão simples e ao esforço cortante. Os materiais de proteção considerados estão representados na Tabela 6.10.

Tabela 6.10 - Materiais de proteção ao fogo.

Material de Proteção	Espessura (cm)	Massa Específica (kg/m³)	Condutividade Térmica (W/m°C)	Calor Específico (J/Kg°C)
Argamassa de gesso	1,0	650	0,20	1700
Placa de gesso	1,0	800	0,20	1700
Argamassa de fibras minerais	1,0	275	0,09	1050
Fibra mineral projetada	1,0	275	0,10	1100

### 6.3.1 Pilar Duplo Cartola

A Figura 6.11 ilustra, em planta, o pilar Duplo Cartola verificado à compressão centrada. Observa-se que na Figura 6.11 apenas uma face do pilar está exposta ao fogo. Fez-se também a verificação da influência do material de proteção na resistência.

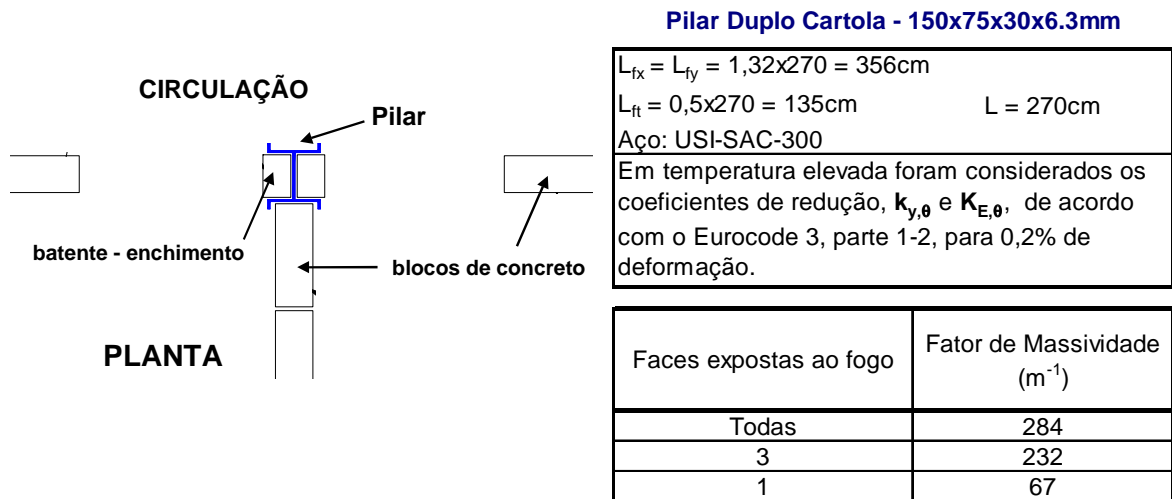


Figura 6.11 - Pilar Duplo Cartola calculado.

A resistência de cálculo do pilar foi determinada para cada uma das seguintes condições:

- ⇨ todas as faces expostas ao fogo;
- ⇨ apenas uma face exposta ao fogo, como ilustra a Figura 6.11;
- ⇨ três faces expostas ao fogo, conforme a Figura 6.11, porém sem os batentes de enchimento;
- ⇨ todas as faces protegidas com os materiais indicados na Tabela 6.10.

Os gráficos das Figuras de 6.12 a 6.15 mostram, para cada uma das condições, a variação da resistência do pilar quando sujeito ao incêndio padrão.

**Resistência de Cálculo à Compressão (kN)**  
**Pilar Duplo Cartola - 150x75x30x6.3mm**

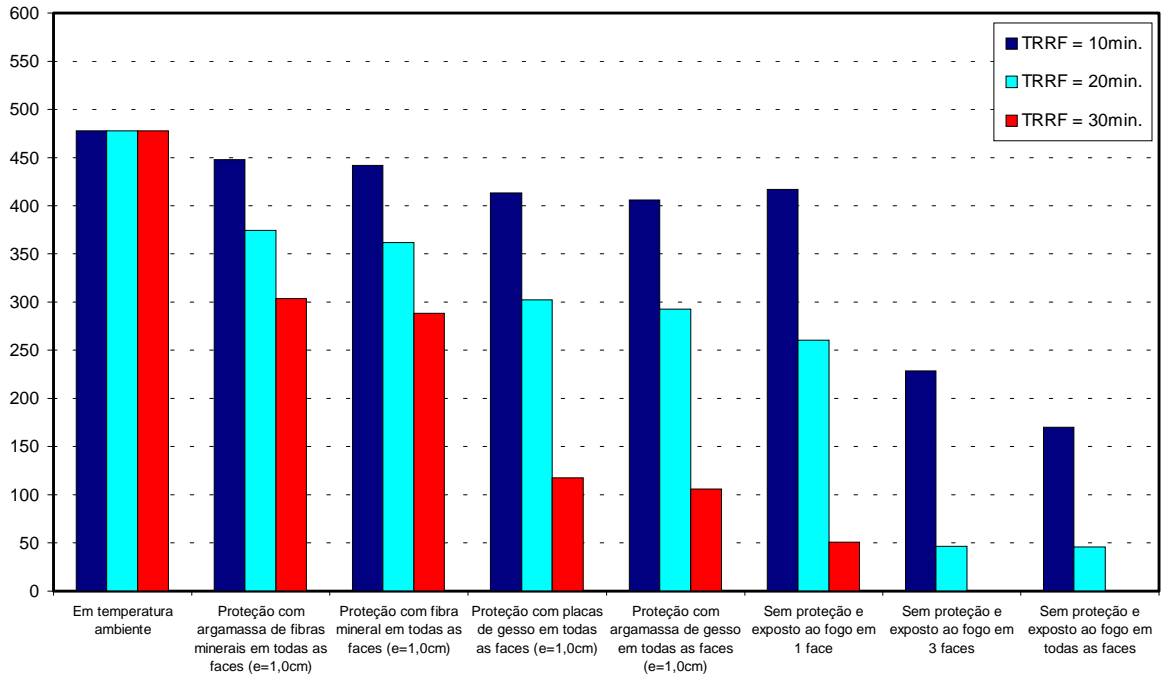


Figura 6.12 - Resistência de cálculo à compressão do pilar Duplo Cartola em função do TRRF, do fator de massividade e do tipo de material de proteção ao fogo.

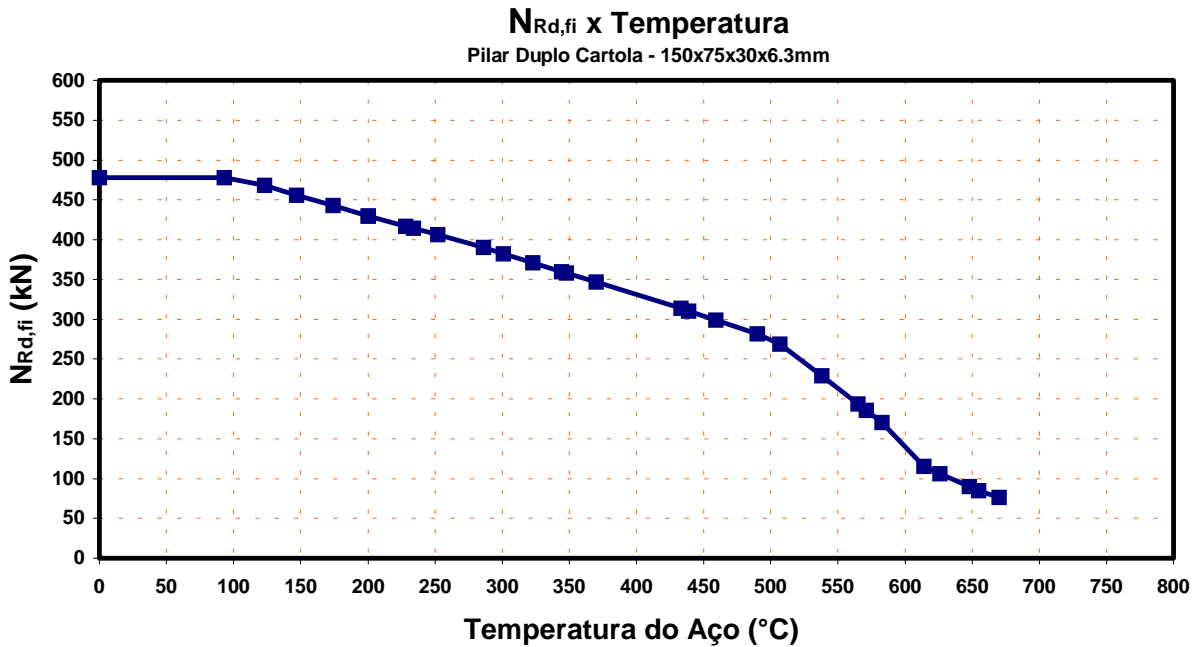


Figura 6.13 - Resistência de cálculo à compressão x temperatura.

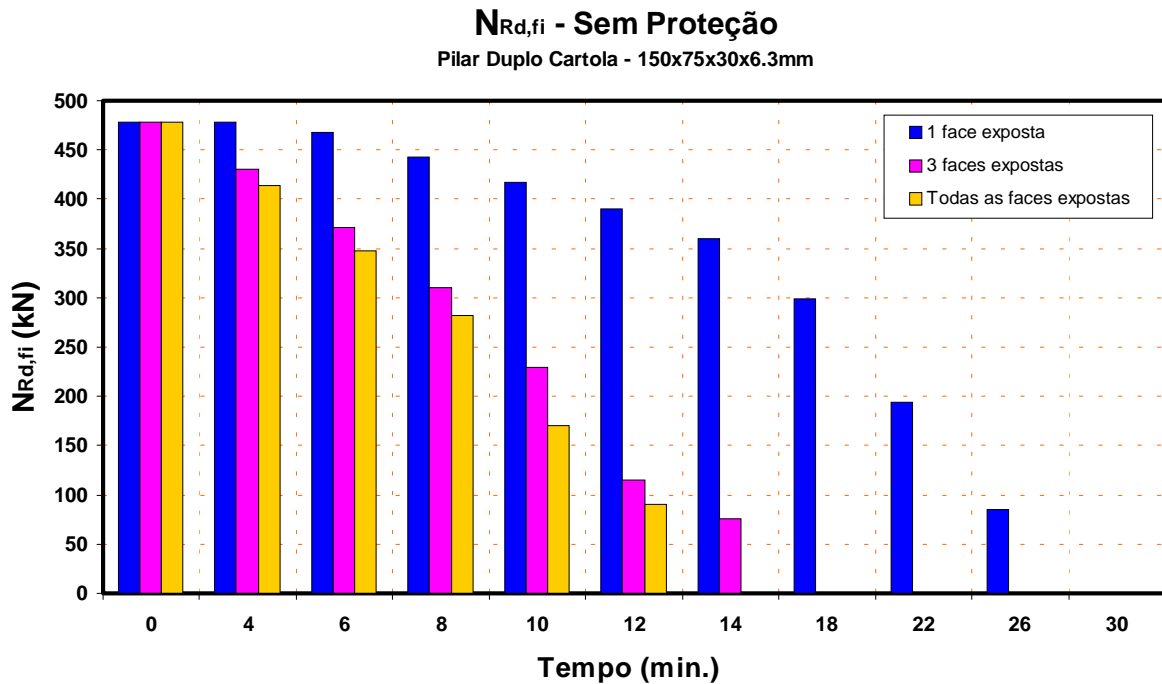


Figura 6.14 - Resistência de cálculo à compressão do pilar Duplo Cartola, sem proteção, em função do tempo sujeito ao incêndio padrão e do fator de massividade.

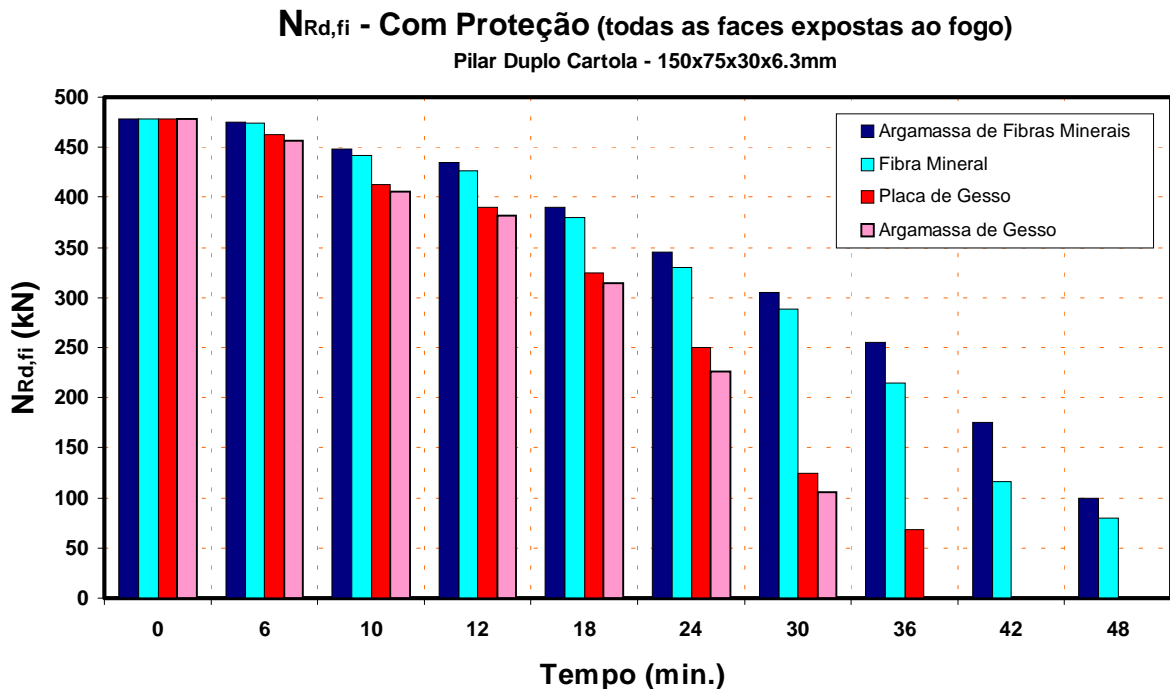


Figura 6.15 - Resistência de cálculo à compressão com todas as faces expostas ao fogo, em função do tempo sujeito ao incêndio padrão e do material de proteção.

### 6.3.2 Viga Caixa

A Figura 6.16 ilustra, em corte, a viga Caixa verificada à flexão simples e ao esforço cortante. Observa-se que a viga da Figura 6.16 está exposta ao fogo em duas faces. Fez-se também a verificação da influência do material de proteção na resistência.

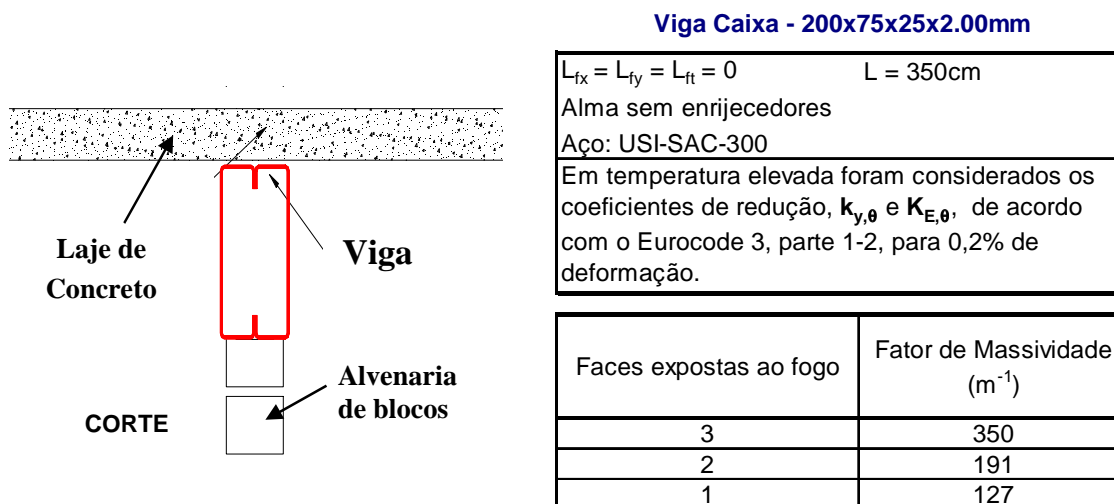


Figura 6.16 - Viga Caixa calculada.

A resistência de cálculo à flexão simples e ao esforço cortante da viga foi determinada para cada um dos casos:

- ⇒ três faces expostas ao fogo, ou seja, conforme a Figura 6.16, mas sem a alvenaria inferior.
- ⇒ duas faces expostas ao fogo, conforme a Figura 6.16;
- ⇒ apenas uma face exposta ao fogo, a direita ou a esquerda;
- ⇒ todas as faces protegidas com os materiais indicados na Tabela 6.10.

Os gráficos das Figuras de 6.17 a 6.24 mostram, para cada uma das condições, a variação da resistência da viga à flexão simples e ao esforço cortante quando sujeito ao incêndio padrão.

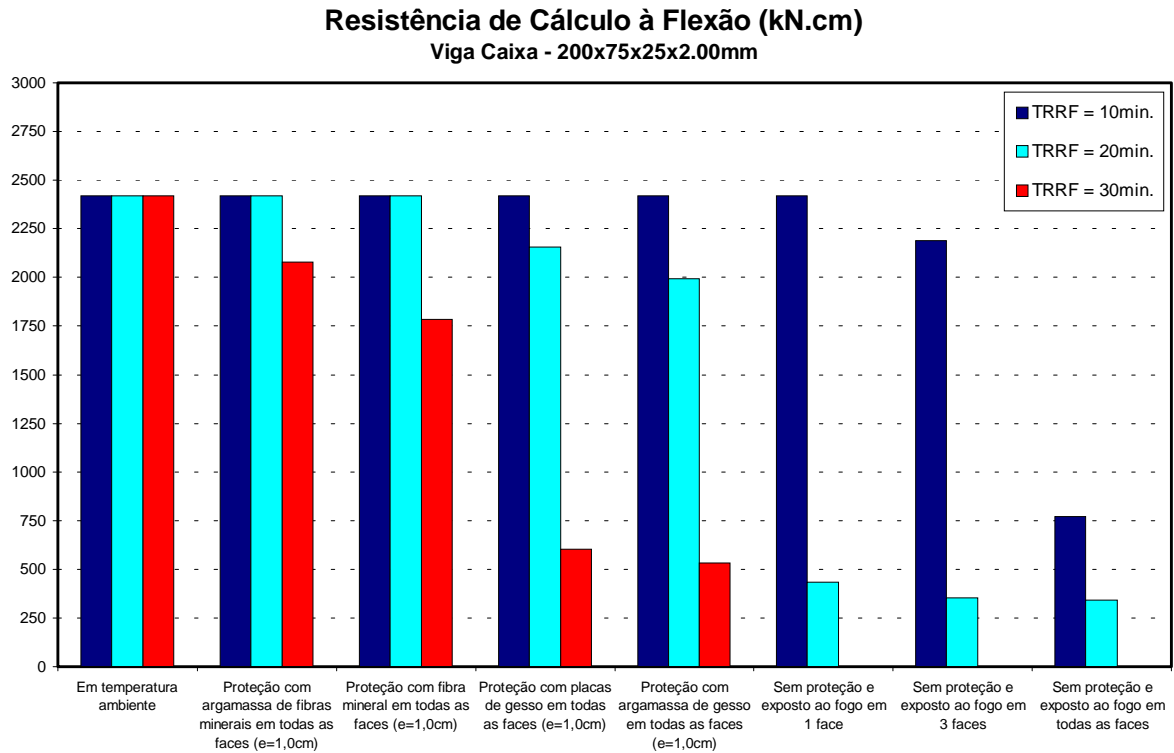


Figura 6.17 - Resistência de cálculo à flexão simples da viga Caixa em função do TRRF, do fator de massividade e do tipo de material de proteção ao fogo.

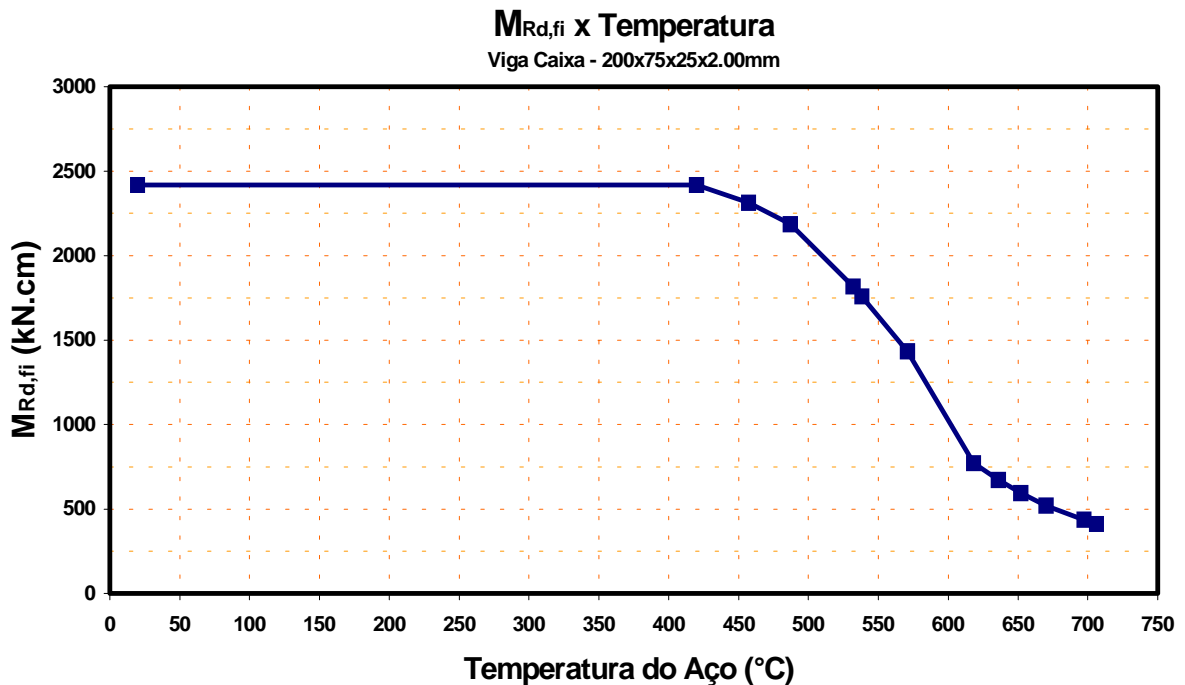


Figura 6.18 - Resistência de cálculo à flexão simples x temperatura.



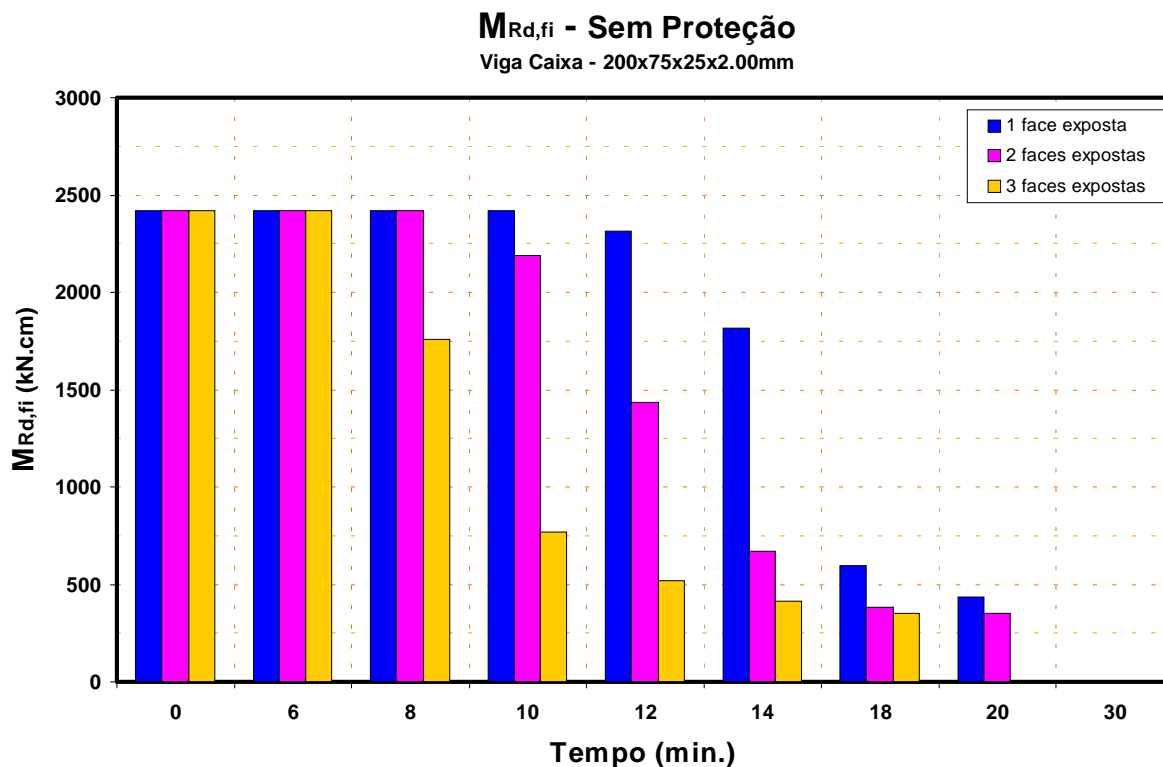


Figura 6.19 - Resistência de cálculo à flexão simples da viga Caixa, sem proteção, em função do tempo sujeito ao incêndio padrão e do fator de massividade.

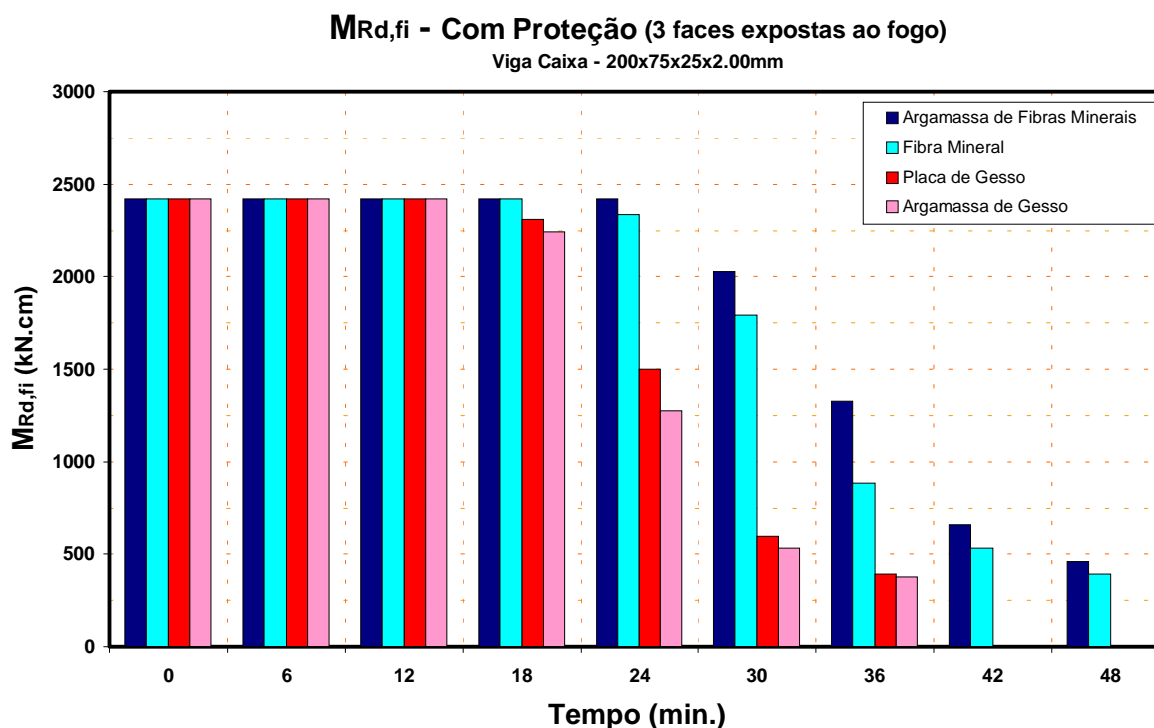


Figura 6.20 - Resistência de cálculo à flexão simples com três faces expostas ao fogo, em função do tempo sujeito ao incêndio padrão e do material de proteção.

**Resistência de Cálculo à Cortante (kN)**  
Viga Caixa - 200x75x25x2.00mm

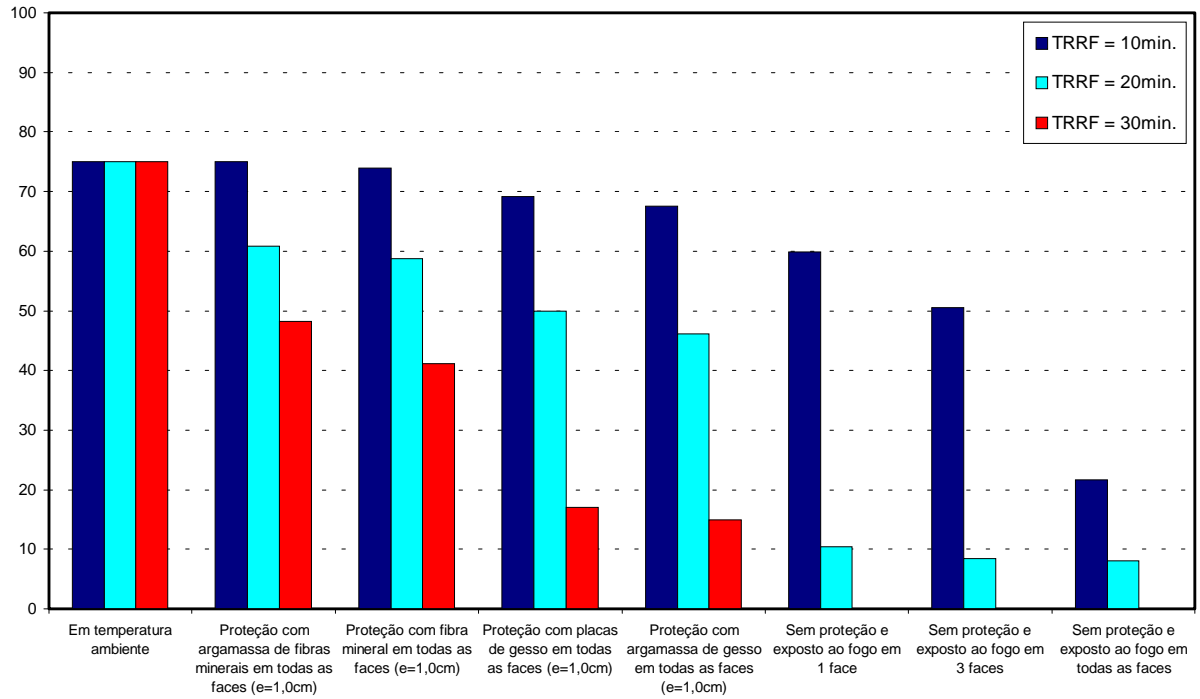


Figura 6.21 - Resistência de cálculo ao esforço cortante da viga Caixa em função do TRRF, do fator de massividade e do uso de material de proteção ao fogo.

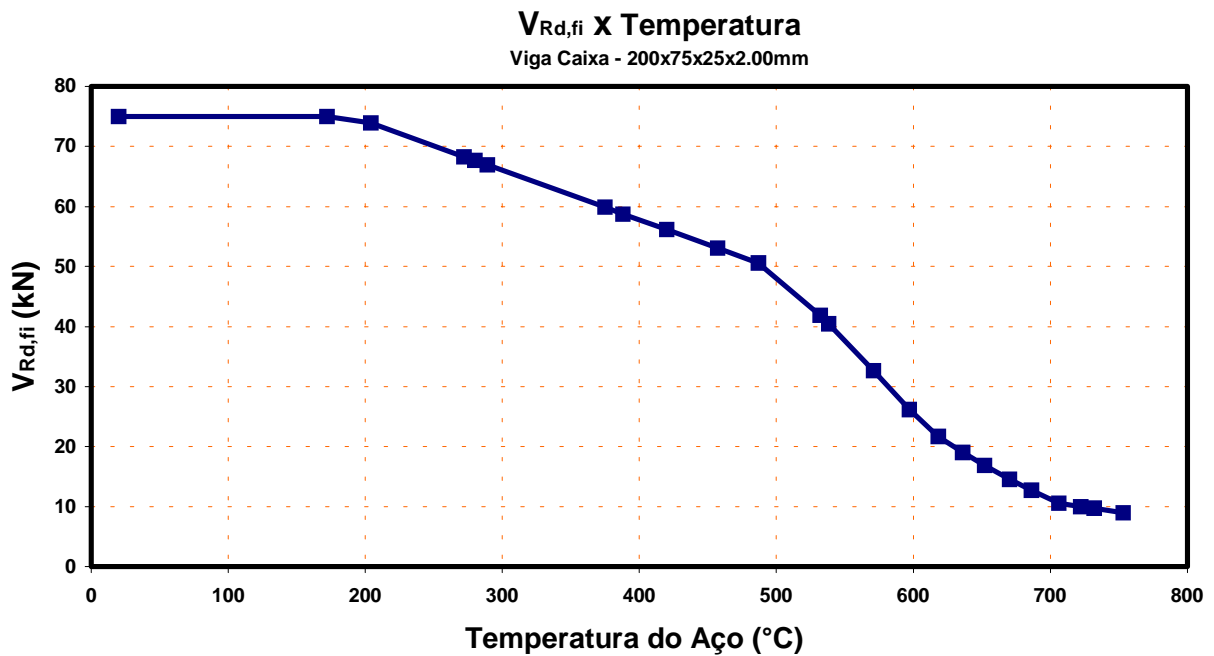


Figura 6.22 - Resistência de cálculo ao esforço cortante  $\times$  temperatura.

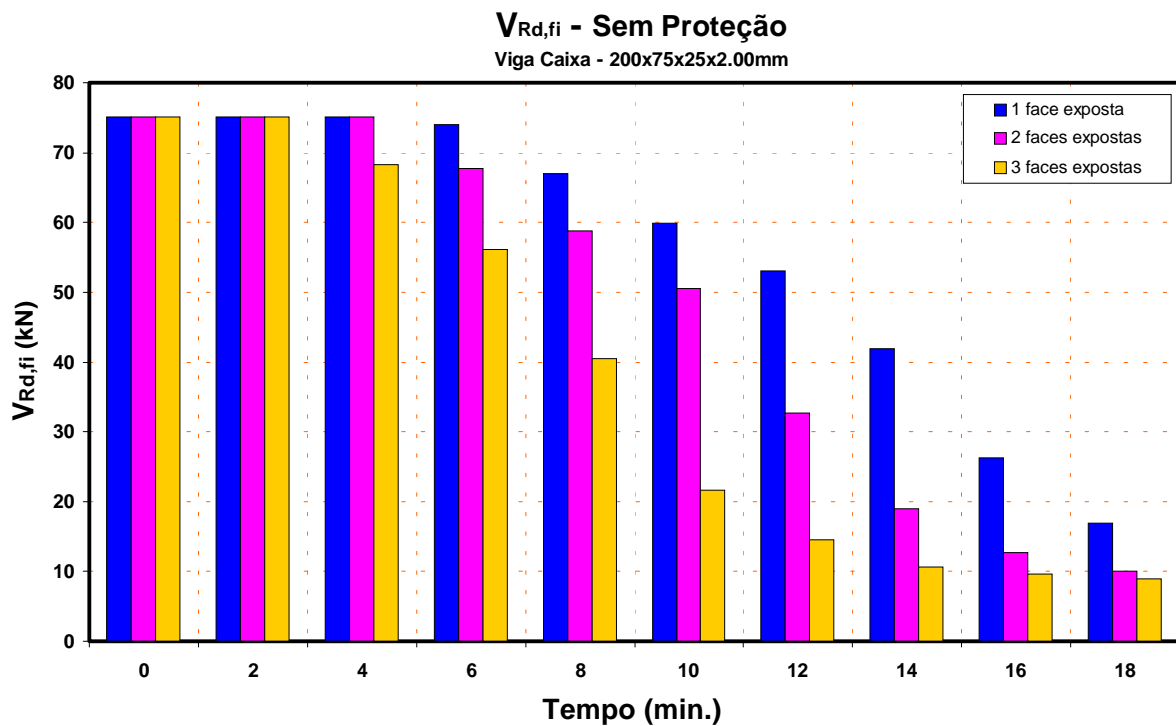


Figura 6.23 - Resistência de cálculo ao esforço cortante da viga Caixa, sem proteção, em função do tempo sujeito ao incêndio padrão e do fator de massividade.

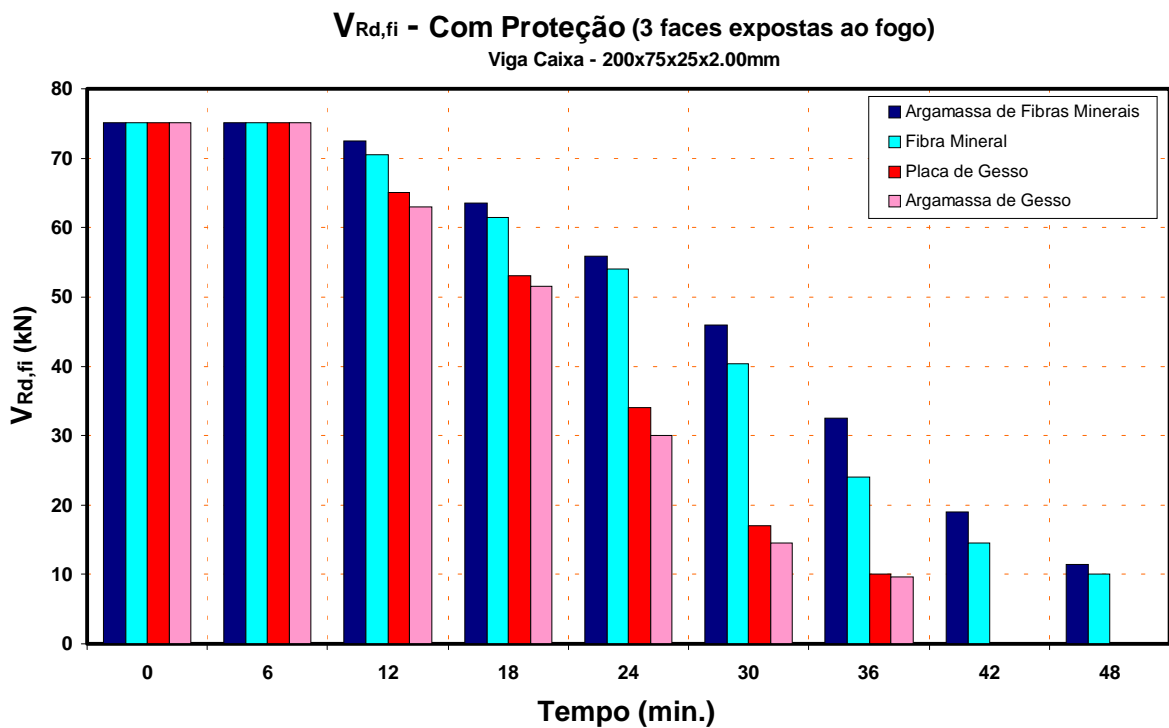


Figura 6.24 - Resistência de cálculo ao esforço cortante com três faces expostas ao fogo, em função do tempo sujeito ao incêndio padrão e do material de proteção.

## 6.4 Análise dos resultados

De acordo com o apresentado nas Tabelas 6.1 a 6.4 verificou-se que a resistência à compressão determinada pelo programa DIMPEFF-FIRE apresentou, em geral, valores menores que os apresentados por Ranby [14]. A diferença média foi de 3% para a resistência em temperatura ambiente e 9% em situação de incêndio. As menores diferenças percentuais, em situação de incêndio, foram as correspondentes à temperatura de 500°C.

Em situação de incêndio, foram considerados os fatores de redução do limite de escoamento e do módulo de elasticidade fornecidos pelo Eurocode 3, parte 1-2 [5], correspondentes à deformação de 0,2%. As resistências encontradas mostraram-se, em geral, inferiores às apresentadas por Ranby [14].

Os resultados obtidos apresentaram-se mais compatíveis com os obtidos pela análise de Elementos Finitos. Pode-se ainda verificar que a menor diferença percentual obtida foi para o perfil com menor espessura e maior alma (U200x40x15x1.0mm).

As diferenças entre os resultados obtidos pelo programa DIMPEFF-FIRE com os previstos pelos outros métodos analisados nesta pesquisa, podem ser devidas, por exemplo, ao fator de correção empírico da resistência à compressão,  $k_{a,fi}$ , descrito no item 4.4.6.2. Observa-se que as metodologias de cálculo consideradas não adotam o  $k_{a,fi}$ . De acordo com o apresentado na Tabela 6.9, se esse fator não fosse considerado a diferença média seria reduzida de 9% para 2%.

Verificou-se que o tipo de material de proteção e a quantidade de faces do elemento expostas ao fogo (fator de massividade) interferem consideravelmente na resistência em situação de incêndio. Dos materiais de proteção escolhidos, a argamassa de fibras minerais foi a que apresentou melhores resultados.

## 7.1 Conclusões

A metodologia utilizada para dimensionar os elementos estruturais de aço em situação de incêndio pode ser a mesma utilizada para a temperatura ambiente, levando-se em conta a degenerescência das propriedades do aço em tal situação. Na determinação da resistência de perfis de aço de parede fina em situação de incêndio é necessário levar em consideração o efeito da flambagem local e da deflexão inicial, Ranby [14].

O dimensionamento de perfis de aço formados a frio, incluindo o cálculo da largura efetiva dos elementos, em situação de incêndio pode ser realizado com o uso das equações do dimensionamento em temperatura ambiente, porém com o limite de escoamento,  $f_y$ , e o módulo de elasticidade,  $E$ , reduzidos acordo com Eurocode 3, parte 1-2, correspondentes à deformação de 0,2%. (Ranby [14], Ala-Outinen *et al* [43]).

Uy *et al* [42] verificaram que os limites de esbeltez exigidos para evitar a flambagem local em temperaturas elevadas são muito superiores que em temperatura ambiente. Na prática isto significa que o dimensionamento contra a flambagem local em temperatura ambiente é também adequado para a situação de incêndio.

Os resultados dos cálculos empíricos (Eurocode 3 e Norma Sueca) apresentados por Ranby [14] mostraram-se compatíveis com os resultados da análise de Elementos Finitos. Ficou claro que não importou muito o uso da deformação de 0,1% ou 0,2% na determinação dos coeficientes de redução do limite de escoamento e do módulo de elasticidade do aço.

No presente trabalho foi apresentada uma proposta de formulação para o dimensionamento de perfis de aço formados a frio em situação de incêndio. Ressalta-se que a formulação apresentada foi baseada nas normas NBR 14323 [2] e NBR 14762 [1], com suas devidas adaptações para os perfis de aço formados a frio em situação de incêndio.

A partir da formulação proposta e dos fluxogramas desenvolvidos por Barros Júnior, para o dimensionamento em temperatura ambiente, foi implementado, em linguagem de programação Delphi®, o software DIMPEFF-FIRE, que dimensiona os perfis de aço formados a frio, tanto em temperatura ambiente quanto em situação de incêndio.

O software implementado abrange uma variedade de perfis formados a frio submetidos a diversos tipos de esforços. Além dos perfis disponíveis no banco de dados, o software permite dimensionar as seções com dimensões variadas, diferente daquelas presentes nos catálogos dos perfis.

De acordo com os resultados obtidos e apresentados no Capítulo 6, as diferenças entre formulações que levam em conta a degenerescência das propriedades do aço mostraram-se, na maioria dos casos, desprezíveis.

Desta forma, pode-se verificar que a implementação se fez de maneira correta e eficiente. O programa obtido pode auxiliar o projeto de estruturas de perfis formados a frio, permitindo um dimensionamento racional, automático e seguro, em temperatura ambiente e em situação de incêndio.

Esta dissertação vem contribuir para a utilização dos perfis de aço formados a frio no Brasil, disseminando também o uso das normas brasileiras para o dimensionamento destes perfis.

## 7.2 Sugestões de continuidade

- Implementação do programa:
  - ⇨ para o uso de outras normas de dimensionamento, como por exemplo as recomendações do Eurocode e do AISI/96;
  - ⇨ para o dimensionamento de outras seções transversais e outros esforços;
  - ⇨ com a inclusão de rotinas que permitam o uso seções transversais particulares fornecidas pelo usuário;
  - ⇨ para a escolha do perfil mais leve;
  - ⇨ para a determinação automática do fator de massividade, em função da quantidade de lados do perfil expostos ao fogo;
  - ⇨ na melhoria da interface, inclusive com outros programas de análise estrutural, permitindo obter os esforços de forma automática;
- Comparação de resultados do programa DIMPEFF-FIRE com outras metodologias de cálculo quanto aos esforços de flexão e cortante;
- Estudo a respeito da adoção do fator de correção empírico,  $k_{a,fi}$ , na determinação da resistência de cálculo à compressão em temperatura elevada.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

---

1. Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), **NBR 14762 - Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio**. Rio de Janeiro, dezembro de 2001.
2. Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), **NBR 14323 - Dimensionamento de Estruturas de Aço de Edifícios em Situação de Incêndio**. Rio de Janeiro, junho de 1999.
3. Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), **NBR 14432 - Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações - Procedimento**. Rio de Janeiro, janeiro de 2000.
4. ENV 1993-1-1. **Design of steel structures - General rules and rules for buildings**, 1992.
5. ENV 1993-1-2. **Design of steel structures - Part 1.2: General rules - Structural fire design**. September, 1995.
6. ENV 1993-1-3. **Design of steel structures - General rules - Supplementary rules for cold formed thin gage members and sheetings**, 1996.
7. Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), **NBR 8800 - Projeto execução de estruturas de aço de edifícios - Procedimento**, Rio de Janeiro, 1986.
8. American Iron and Steel Institute (AISI), **Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members**. Washington, 1996.
9. International Iron and Steel Institute. **Fire Engineering Design for Steel Structures: State of the Art**, IISI, Brussels, Belgium, 1995.
10. British Steel. **Local instability phenomena in fire**. SCI, 1995.
11. Barros Jr, P. P.; Rodrigues, F. C. “**Verificação e Dimensionamento de Perfis Formados a Frio Segundo a ABNT e o AISI/96**”. Dissertação de Mestrado, UFMG, 2001.
12. Martins, M. M. “**Dimensionamento de Estruturas de Aço em Situação de Incêndio**”. Dissertação de Mestrado, UFMG, 2001.
13. Kaitila, O. “**Cold-Formed Steel in Fire Conditions**”. Helsinki University of Technology - Laboratory of Steel Structures - TKK-TER-15, 2000.
14. Ranby, A. “**Structural Fire Design of Thin Walled Steel Sections**”. Licentiate Thesis. Department of Civil and Mining Engineering, Lulea University of Technology. Swedish Institute of Steel Construction, 1999.
15. Alfawakhiri, F. “**Fire Resistance of Loadbearing Steel-Stud Walls Protected with Gypsum Board: A Review**”. Canadian Steel Construction Council, Toronto, Canada.
16. Gerlich, J. T., Collier, P. C. R; Buchanan, A. H., “**Design of Light Steel-Framed Walls for Fire Resistance**”, Fire and Materials, Vol. 20, No. 2, 1996, pp. 79-96.



17. Gerlich, J. T., “**Design of Loadbearing Light Steel Frame Walls for Fire Resistance**”, Fire Engineering Research Report 95/3, University of Canterbury, New Zealand, August 1995.
18. Klippstein, K. H., “**Strength of Cold-Formed Steel Studs Exposed to Fire**”, Proceedings of the Fourth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, MO, Vol. 1, June, 1978.
19. Klippstein, K. H., “**Behavior of Cold-Formed Steel Studs in Fire Tests**”, Proceeding of the Fifth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, MO, 1980, pp. 275-300.
20. Makelainen, P.; Miller, K., “**Mechanical Properties of Cold-Formed Galvanized Sheet Steel Z32 at Elevated Temperatures**”, Helsinki University of Technology, Finland, April 1983.
21. Harmathy, T. Z., “**Properties of Building Materials at Elevated Temperatures**”, DBR Paper N<sup>o</sup>. 1080, Division of Building Research, National Research Council of Canada, Ottawa, ON, 1983.
22. Bayley C.G. - “**Simulation of the structural behaviour of steel-framed buildings in fire**”. Doctor of Philosophy Thesis. University of Sheffield, July, 1995.
23. Bulson, P.S. “**The stability of flat plates**”. Chatto & Windus, 1970.
24. Rackham, J.W. “**The design of haunched composite beam frames for buildings**”. Ph.D. Thesis, City University, 1992.
25. Association of Fire Protection Contractors and Manufactures/The Steel Construction Institute/Fire Test Study Group (ASFPCM/SCI/FTSG). “**Fire protection for structural steel in buildings**” - (second edition - revised), 1992.
26. British Standards Institution - BS 5950: Structural use of steelwork in building. Parte 8:1990 - “**Code of practice for fire resistant design**”, BSI,1990.
27. British Standards Institution - BS 2989: 1992: “**Specification for continuously hot-dip zinc coated and iron-zinc alloy coated steel flat products: tolerances on dimensions and shape**”, BSI,1992.
28. Pechi, W. Programa para Cálculo das Características Geométricas e das Tensões em Seções Delgadas - Revista de Estrutura n<sup>o</sup> 116, 1973.
29. Alvez, W.P. Delphi 3.0, São Paulo, SP, 1997.
30. Yu, W. W. Cold-formed steel design. New York; John Willey & Sons. Inc, 1991.
31. Companhia de Habitação de Minas Gerais. Projeto Estrutural. Cohab, Belo Horizonte, 1997.
32. Usiminas. Sistema Usiteto. Belo Horizonte - MG.
33. Associação Brasileira de Normas Técnicas. P-NB-143 - Cálculo de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Leves. ABNT,1967.

34. Australian/New Zealand Standart. AS/NZS 4600:1996. Cold-formed steel structures. Standards new zealand, 1996.
35. Silva, V. P. **“Estruturas de Aço em Situação de Incêndio”**. Tese de Doutorado apresentada à Escola Politécnica (PEF). São Paulo, 1997.
36. Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), **NBR 5628 - Componentes Construtivos Estruturais - Determinação da Resistência ao Fogo**. Rio de Janeiro, 1980.
37. Souza Jr., V. **“Análise de Pórticos de Aço sob Altas Temperaturas”**. Dissertação de Mestrado, UFOP, setembro de 1998.
38. Bernardes, G. F.; Rodrigues, F. C.; Starling, C. M. D. **“Comparação do dimensionamento em situação de incêndio de perfis em aços estruturais convencionais e resistentes ao fogo”**. Dissertação de Mestrado, UFMG, 2002.
39. Nylander, H. **“Initially Deflected Thin Plate with Inicial Deflection to Additional Deflection”**. Preprinted from the eleventh Volume of the Publications, IABSE, Zurich, CH, 1951.
40. StBK-N5 - Norma Sueca. Norm for tunnplatskonstruktioner 79, Stantens stalbyggnadskomite, Svensk Buggtjanst, Stockholm, SE, 1980.
41. Soares, C. G.; Teixeira, A. P. **“Strenght of plates subjected to localised heat loads”**. Journal of Constructional Steel Research 53, p. 335-358, 2000.
42. Uy, B.; Bradford, M. A.. **“Local buckling of cold formed steel in composite structural elements at elevated temperatures”**. Journal of Constructional Steel Research 34, p. 53-73, 1995.
43. Ala-Outinen, T. Myllymaki, J. **“The local buckling of RHS members at elevated temperatures”**. VTT Researchs notes 1672, Espool, Finland, 1995.
44. Fire Master Steel. **“Mantas de Fibras Cerâmicas”**. Catálogo Técnico.
45. Neves, I. C. **“Segurança Contra Incêndio em Edifícios - Fundamentos”**. Apostila, Instituto Superior Técnico, Departamento de Engenharia Civil, Lisboa, 1994. 557p.
46. Refrasol. **“Soluções em Proteção Contra Fogo”**. Refrasol Térmicos e Refratários. Catálogo Técnico.
47. Schleich, J. P. *et al.* **“International Fire Engineering Design for Steel Structures: State of the Art”**. International Iron and Steel Institute, 1993. 164p.
48. Silva, V. P. **“Estruturas de Aço em Situação de Incêndio”**. Livro, USP, São Paulo: Zigurate Editora, 2001. 249p.
49. Starling, C. M. D. **“Estrutura e Propriedades Mecânicas Durante e Após Incêndio da Solda de Aços Resistentes ao Fogo para a Construção Civil”**. Tese de Doutorado, DEMET, EE/UFMG, Belo Horizonte, julho de 2000. 269p.
50. Unifrax. **“Especificação de Produto”**. Unifrax Brasil, Catálogo Técnico.

### 1 Introdução

Neste anexo é feita uma abordagem do uso de material de proteção contra o fogo. O texto seguinte baseia-se na dissertação de mestrado de Bernardes e Rodrigues [38].

Para se atingir os objetivos e exigências de resistência ao fogo pode ser necessário adotar as mais variadas medidas de proteção contra incêndio, as quais se classificam em medidas de proteção ativas e passivas. O melhor projeto de segurança contra incêndio é realizado pela implantação de um conjunto de sistemas destas proteções, sendo as proteções ativas aquelas que contribuem efetivamente no combate ao incêndio e as passivas as que garantem uma resistência ao fogo aos elementos estruturais e de compartimentação.

As medidas de proteção ativas visam reduzir a probabilidade de ocorrência de incêndios severos. A existência de meios adequados à salvação das pessoas, começando pelo próprio projeto arquitetônico que deve conter critérios de proteção contra incêndio (corredores, escadas, regiões livres de fumaças, materiais de revestimento etc). São também medidas de proteção ativas: a limitação ou atenuação das causas acidentais de incêndio, a detecção de focos e limitação das possibilidades de propagação, a existência de meios manuais ou automáticos (pulverizadores de água) de extinção do incêndio na sua fase inicial, a limitação da possibilidade de o incêndio se propagar a um edifício vizinho ou fronteiro (Neves [45]).

As medidas de proteção passiva visam reduzir a probabilidade de colapso estrutural sempre que ocorra um incêndio severo. A probabilidade de colapso estrutural perante um incêndio depende da resistência ao fogo, a qual compreende três aspectos, ou seja, a capacidade resistente da estrutura, a sua integridade perante ao fogo e a sua capacidade de isolamento térmico e que devem ser observados para os vários elementos da construção (Starling [49]).

A capacidade resistente da estrutura vai depender fortemente do comportamento do material estrutural utilizado, ou seja, do grau de variação de suas propriedades físicas e

mecânicas com a temperatura. Neste sentido, a utilização na construção metálica de aços menos sensíveis às altas temperaturas ou de mecanismos adequados, por exemplo, aplicação de materiais de proteção contra incêndio nos elementos estruturais para a melhoria de sua capacidade de isolamento térmico, também constitui medidas de proteção passiva (Starling [49]).

Todos os elementos estruturais de uma edificação devem ser verificados quanto a sua estabilidade e resistência durante o TRRF adotado no projeto. Caso não atendam as exigências normativas, deve ser aplicado nestes os materiais de proteção contra incêndio.

## **2 Materiais de proteção contra incêndio (proteção passiva)**

Quando um elemento estrutural de aço não resiste às solicitações de cálculo em situação de incêndio, ou seja, para o TRRF de projeto, o aço atinge uma temperatura que promove uma perda indesejável de sua resistência mecânica, se faz necessário a aplicação superficial de um material isolante térmico (proteção passiva) no mesmo.

Os materiais de proteção contra incêndio devem ser bons isolantes térmicos em temperaturas elevadas e se manterem íntegros durante a evolução do incêndio, sem apresentar fissuras ou deslocamentos. Estes materiais têm a função de retardar o aumento da temperatura do elemento estrutural metálico, permitindo que este mantenha uma resistência compatível com a solicitação atuante durante o incêndio. São geralmente aplicados em forma de placas ou mantas fixadas ao perfil através de pinos metálicos soldados ou através de jateamento.

Os revestimentos de proteção contra incêndio podem ser classificados, quanto à morfologia, em revestimentos tipo contorno e tipo caixa. Na Figura 1 são mostrados estes dois tipos para uma viga **I** sobreposta por uma laje de concreto.

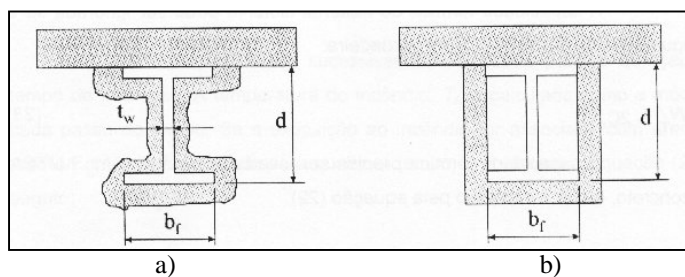


Figura 1 - Proteção tipo contorno (a) e proteção tipo caixa (b), aplicados à uma viga *I* sobreposta por laje de concreto.

Alguns dos materiais de proteção contra incêndio mais usados são:

- Argamassas projetadas;
- Tintas Intumescentes;
- Mantas;
- Painéis de materiais fibrosos;
- Placas de gesso acartonado;
- Argamassas de vermiculita.

Detalhes e propriedades destes materiais serão abordados no item 5 deste Anexo.

### 3 Propriedades físicas e térmicas dos materiais de proteção contra incêndio (Neves [45])

No dimensionamento da espessura de materiais de proteção contra incêndio, a ser aplicada em um perfil metálico, as principais propriedades destes materiais que devem ser levadas em conta são: massa específica, calor específico e condutividade térmica. Na Tabela 1, apresenta-se, para alguns materiais isolantes térmicos, valores médios do calor específico, condutividade térmica, e massa específica para o cálculo da evolução da temperatura em elementos de aço.

Pode-se concluir, através dos valores apresentados na Tabela 1, que um material isolante térmico que possui uma baixa condutividade térmica geralmente possui uma baixa massa específica. Isto significa que uma proteção com uma pequena condutividade térmica terá em regra uma capacidade calorífica (quantidade de energia fornecida a um corpo necessária para que a temperatura deste se eleve 1 grau. Sua unidade no S.I. é o  $J.K^{-1}$ ) reduzida. Devido a isso, a capacidade calorífica é desprezada

Tabela 1 - Valores médios para a massa específica, condutividade térmica e calor específico de alguns materiais utilizados como proteção contra incêndio em estruturas metálicas (Neves [45]; Martins [12]).

<b>Material</b>	<b>Massa Específica</b> (kg/m <sup>3</sup> )	<b>Condutividade Térmica</b> (W/m°C)	<b>Calor Específico</b> (J/Kg°C)
Fibra mineral projetada	250 - 300	0,1	1100
Placas de perlita ou vermiculita	300 - 800	0,15	1100
Folhas de silicato de amianto	800	0,15	1100
Folha de silicato fibroso	450 - 900	0,15	1100
Placas de gesso	800	0,2	1700
Placas de lã mineral	120 - 150	0,25	1100
Concreto celular	600	0,3	1200
Concreto celular	1000	0,45	1200
Concreto celular	1300	0,65	1200
Concreto leve	1600	0,8	1200
Tijolo cerâmico	2000	1,2	1200
Concreto de densidade normal (de agregado predominantemente amorfo)	2200 - 2400	1,3	1200
Concreto de densidade normal (de agregado predominantemente cristalino)	2200 - 2400	1,7	1200
Mantas de fibras minerais	100 - 500	0,23 - 0,25	1500
Mantas cerâmicas	61 - 192	0,10 - 0,25	1067
Argamassa de fibras minerais	200 - 350	0,08 - 0,10	1050
Argamassa de gesso	500 - 800	0,20 - 0,23	1700

A condutividade térmica dos concretos celulares aumentam com o aumento da densidade. O calor específico e a condutividade térmica do material de proteção variam com o aumento da temperatura e atualmente são poucos os estudos experimentais que permitem conhecer as leis de variação destas propriedades com a temperatura. Devido a isto, se nos cálculos para o dimensionamento das proteções contra incêndio, forem utilizados os valores do calor específico a 20°C, isto levará a resultados a favor da segurança.

Como exemplo, na Figura 2 está representada a variação do calor específico do gesso com o aumento da temperatura. Este material tem uma variação bastante irregular em virtude de uma série de reações químicas que se processam durante o aquecimento. Na Figura 3 está representada a variação da condutividade térmica de tijolos cerâmicos de várias densidades com a temperatura.

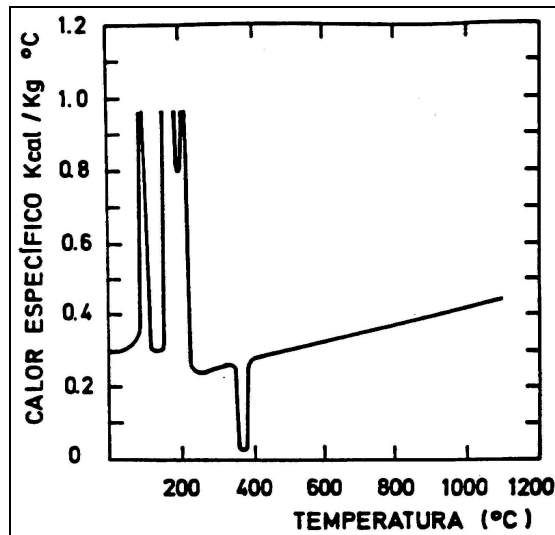


Figura 2 - Variação do calor específico do gesso com o aumento da temperatura (Neves [45]).

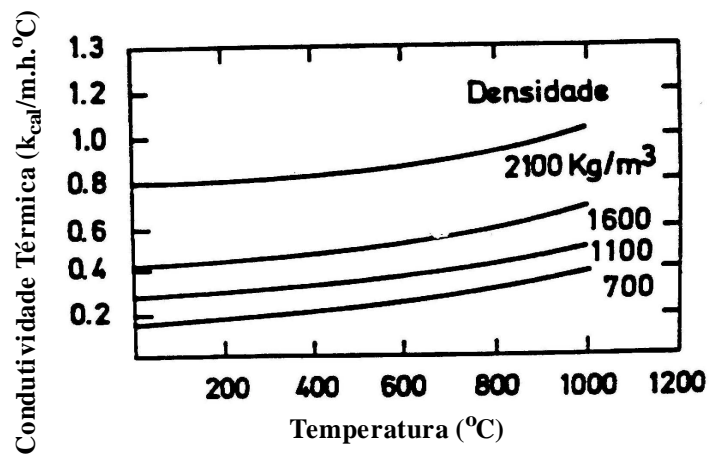


Figura 3 - Variação da condutividade térmica de um tijolo cerâmico com o aumento da temperatura (Neves [45]).

#### 4 Transmissão de calor em materiais sólidos (Neves [45])

Esta seção aborda os mecanismos de transferências de calor, com um enfoque na influência das propriedades físicas e térmicas das proteções contra incêndio, na transferência de calor do compartimento de incêndio para as estruturas de aço.

A transmissão de calor entre materiais sólidos ocorre de três modos diferentes, a saber:

1. Convecção.
2. Radiação;
3. Condução.

### ***Convecção***

Ocorre transmissão de calor por convecção quando no material existem espaços de ar com dimensão suficiente para permitir a circulação de ar aquecido das regiões mais quentes para as mais frias. Nos materiais de construção a contribuição deste tipo de transmissão de calor é desprezível.

### ***Radiação***

A transmissão de calor por radiação ocorre de maneira acentuada nos materiais porosos. As zonas mais quentes das superfícies dos poros transmitem calor por radiação para as zonas mais frias. A transmissão de calor por radiação aumenta fortemente com a temperatura e esse fato explica o aumento significativo da condutividade térmica de materiais porosos com a temperatura, como é o caso de algumas lãs minerais. Aumentando a massa específica do material isolante térmico consegue-se diminuir a transmissão de calor por radiação.

### ***Condução***

A transmissão de calor por condução ocorre através da interação entre partículas (ponto material que possui determinados atributos). Em materiais pouco porosos a transmissão de calor ocorre fundamentalmente através de condução.

O calor é transmitido das partículas com um nível de energia elevado para as partículas com um nível de energia mais baixo. Esta transmissão aumenta com a temperatura, o que tende a aumentar a condutividade térmica. Por outro lado, o aumento de temperatura



aumenta a desordem das partículas e provoca uma transmissão de calor em todas as direções, o que tende a diminuir a condutividade térmica.

Os materiais cristalinos tem uma estrutura ordenada à temperatura ambiente, e por isso, uma condutividade térmica relativamente elevada. O aumento de temperatura aumenta a desordem das partículas e também o número destas com um alto nível de energia. Em geral, o aumento da desordem é preponderante e estes materiais apresentam condutividade térmica decrescente com a temperatura.

Nos materiais amorfos as partículas encontram-se reunidas de forma desordenadas e o aumento de temperatura não acarreta um aumento dessa desordem. No entanto, o número de partículas com auto nível de energia aumentará. Deste modo, os materiais amorfos têm em geral baixa condutividade térmica à temperatura ambiente, aumentando o seu valor com a subida da temperatura.

Os materiais de proteção contra incêndio, são normalmente constituídos de uma mistura de substâncias cristalinas e amorfas. Portanto, a variação com a temperatura da condutividade térmica desses materiais dependerá da percentagem de cada uma dessas substâncias.

## **5 Descrição de alguns materiais de proteção contra incêndio**

### **5.1 Argamassas projetadas (Silva [48]; Refrasol [46])**

Tratam-se de materiais incombustíveis, à base de fibras minerais e cimentos (ligantes), com excelentes propriedades termo-acústicas, e elevados índices de resistência à erosão eólica e são aplicados por processo de projeção pneumática (jateamento).

Estes produtos além de não agredirem o aço, o protege contra a corrosão. Para a sua aplicação a estrutura deverá estar livre de primer, óleos, graxas, ferrugens, carepa ou elementos estranhos, tendo em vista a total garantia de aderência contra as estruturas metálicas. Dispensam o uso de qualquer tipo de ancoragens ou processos de sustentação e a forma de envolvimento da estrutura deverá ser do tipo contorno.

Os sistemas de materiais projetados são os mais utilizados em todo o mundo para a proteção passiva contra fogo de estruturas metálicas, em virtude da grande eficiência, baixo custo e alta velocidade de aplicação. Porém, requerem a limpeza posterior do ambiente e dependem de bons acessos para aplicação.

Possuem aparência de um chapisco rústico mas podem ser pintados com produtos especiais ou tintas látex, sempre que houver necessidade de um melhor padrão estético. Podem ser usados em locais expostos a intemperismo com o uso de produtos especiais de cobertura.

Podem ser divididos entre os cimentícios - compostos por alto índice de material aglomerante, tais como gesso, cimento e minerais inertes - e as fibras projetadas. Estas são produtos compostos por fibras minerais, geralmente lã de rocha, misturadas com baixo teor de aglomerante. As Figuras 4 e 5 mostram a aplicação de uma argamassa projetada e um pilar já protegido por esta, respectivamente.



Figura 4 - Aplicação de uma argamassa à base de cimento e fibras minerais.



Figura 5 - Estrutura metálica protegida com uma argamassa à base de cimento e fibras minerais.

## 5.2 Tintas Intumescentes (Silva [48]; Refrasol [46]; Unifrax [50])

Trata-se de um sistema composto de primer, tinta intumescente e tinta de acabamento. As tintas intumescentes são materiais aplicados na superfície do perfil, como se fossem uma pintura espessa. São produtos reativos ao calor, que, aproximadamente a 200°C, intumescem, ou seja, iniciam um processo de expansão volumétrica. Esta expansão volumétrica pode ser de até 35 vezes a espessura inicial de aplicação, que geralmente varia de 0,55 a 2,5 mm.

Após a expansão volumétrica esta tinta adquire uma característica esponjosa. Tendo os seus poros preenchidos por gases não tóxicos, que atuam em conjunto com resinas especiais forma-se uma espuma rígida na superfície da estrutura, a qual provoca o retardamento da elevação da temperatura nos elementos metálicos.

Para estruturas sem pintura ou tratamento prévio, é requerido um lixamento mecânico ou jato de areia para a preparação superficial. Após a preparação da superfície, é requerida a aplicação de um primer epóxi com base em zinco com espessura de 70 a 150 $\mu$ m.

Sua aplicação pode ser feita através de rolo, pincel ou spray e a espessura máxima por demão não deve ser superior a 400 $\mu$ m. O acabamento é obtido através da aplicação de um produto com aparência final similar a uma pintura epóxi convencional. As tintas intumescentes fornecem excelente acabamento, todavia são materiais caros e devem ser utilizados com cautela para não inviabilizarem economicamente o empreendimento.

As Figuras 6 e 7 mostram, respectivamente, o esquema da aplicação de uma tinta intumescente e sua expansão volumétrica em situação de incêndio e uma viga de aço protegida.

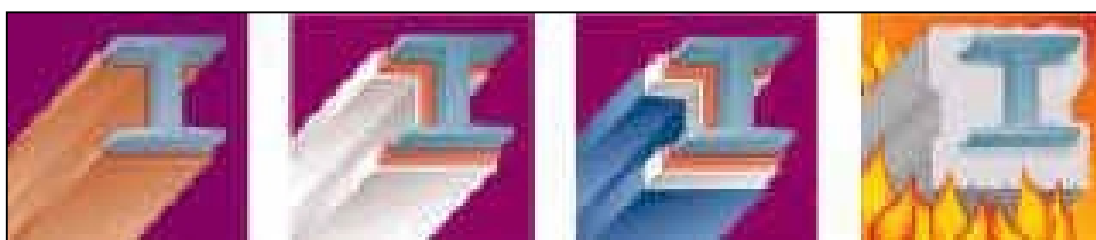


Figura 6 - Esquema da aplicação de uma tinta intumescente e sua expansão volumétrica em situação de incêndio.



Figura 7 - Estrutura metálica protegida com tinta intumescente.

### 5.3 Mantas (Silva [48])

As mantas podem ser de fibra cerâmica, lã de rocha ou qualquer outro material fibroso. São geralmente aplicadas como proteção tipo contorno e fixadas por meio de pinos de aço previamente soldados à estrutura.

Devido a suas características e forma de aplicação são boas alternativas para a proteção de estruturas de edificações já em funcionamento, pois este sistema gera menos sujeira que os materiais projetados. Por possuir um acabamento rústico é interessante que fiquem ocultas sobre forros ou sejam envolvidas por materiais específicos de acabamento.

#### *Mantas de fibra cerâmica* (Martins [12]; Fire Master Steel [44]; Unifrax [50])

Trata-se de um produto desenvolvido para resistir até duas horas de incêndio e por ser um material flexível é muito utilizado como proteção tipo contorno.

A manta cerâmica é um produto obtido da eletrofusão de sílica e alumina. As fibras que a compõem são multidirecionais e entrelaçadas por um processo contínuo de agulhamento, conferindo às mantas boa resistência ao manuseio e à abrasão. Seu ponto de fusão ocorre aproximadamente a 1760°C, e suportam trabalhar continuamente à 1260°C. São fornecidos em rolos com massa específica de 96 e 128 kg/m<sup>3</sup>.

Podem ser usadas tanto como proteção tipo caixa quanto tipo contorno. Porém, para proteções tipo contorno, tornam-se anti econômicas para a proteção de perfis com altura superior a 150 mm, pois nesses casos faz-se necessário o emprego de uma tela ao redor do perfil como base para apoio das mantas. A Figura 8 mostra o exemplo de uma viga metálica protegida por uma manta cerâmica.

Podem ser fornecidas completamente encapsuladas em folhas de alumínio reforçado com trama de fibra de vidro. Estas folhas resistem ao manuseio durante a aplicação, bem como às condições ambientais adversas, possuindo resistência à umidade.



Figura 8 - Viga metálica protegida com manta cerâmica.

#### **5.4 Painéis de materiais fibrosos**

Os painéis de materiais fibrosos possuem funcionamento e propriedades térmicas bastante semelhantes aos das mantas e são aplicados no sistema caixa. São feitos com materiais fibrosos como lã de rocha, em geral aglomerados com resinas.

##### ***Painéis de lã de rocha*** (Refrasol [46])

São painéis com excelentes propriedades termo-acústicas, produzidos a partir de rochas basálticas e componentes inorgânicos. Têm suas fibras obtidas através de processos de fibragem por centrifugação, aglutinados por resina termofixa.

Esses painéis são fixados em pinos previamente soldados à estrutura e travados por arruelas metálicas. Alternativamente, os painéis podem ser fixados por sistemas de travamento de encaixe sob pressão, sem a necessidade da utilização de soldagens na estrutura.

Esses materiais não agredem o aço. Trata-se de um material higroscópico, permeável à umidade. Devido a isto, recomenda-se o tratamento convencional de proteção anticorrosiva da estrutura. Estes materiais não devem ficar expostos à intempéries ou a exposição pública, tendo em vista seu acabamento estético rústico e ainda seus baixos índices de resistência mecânica. A Figura 9 mostra o exemplo de uma estrutura de cobertura protegida por painéis de lã de rocha.

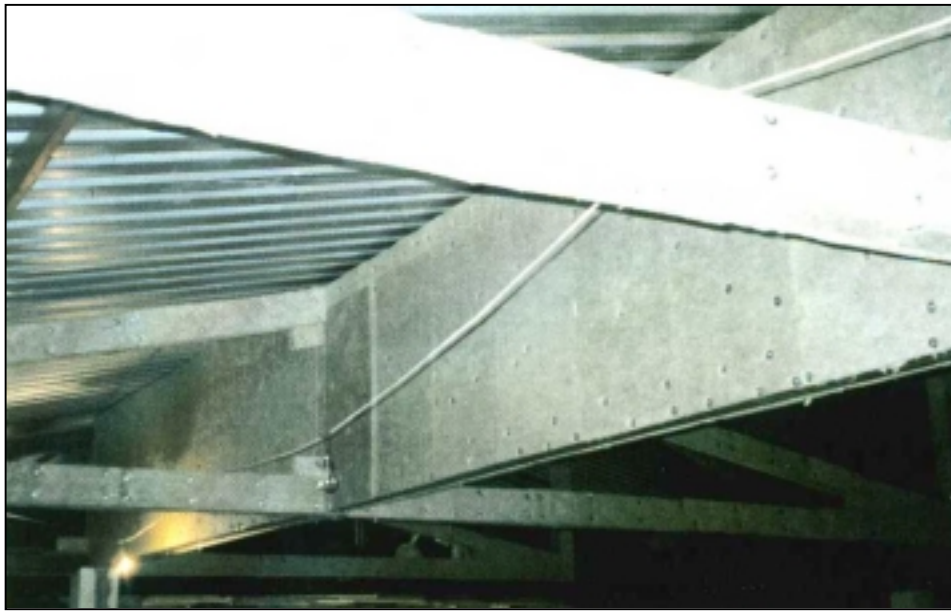


Figura 9 - Estrutura de uma cobertura protegida com painéis de lã de rocha.

### **5.5 Placas de gesso acartonado** (Silva [48])

Existe no mercado placas de gesso acartonado que possuem características específicas para a proteção contra fogo de estruturas metálicas. Essas placas possuem custo superior às placas de gesso acartonado denominadas de “dry-wall”, utilizadas geralmente como materiais de vedação. Porém, podem ser uma boa solução em projetos onde existam requisitos de acabamento. Este tipo de proteção deve ser utilizado no interior dos edifícios, pois externamente sofrem agressão da umidade.

### **5.6 Argamassa de vermiculita** (Silva [48]; Martins [12]; Refrasol [46])

O produto é obtido através de uma mistura à base de vermiculita expandida, cimento hidráulico e aglomerantes minerais com adição de água potável fresca. A argamassa de vermiculita é um dos produtos mais antigos utilizados no Brasil para a proteção de estruturas metálicas.

São produtos de grande resistência mecânica e a intemperismos. São utilizados principalmente em áreas industriais sujeitas à abrasão ou atmosferas quimicamente agressivas. Para sua aplicação devem ser soldados pinos metálicos de acordo com um “lay-out” pré determinado. As estruturas são envolvidas por telas de malha hexagonal, fixadas

através de arruelas de pressão. O revestimento é aplicado por processo de projeção pneumática. O acabamento normal para a argamassa à base de vermiculita é rústico, similar à um chapisco grosseiro, podendo ser feito um acabamento após a aplicação.

São argamassas de agregado leve, à base de vermiculita, que pertence ao grupo dos minerais micáceos, com ponto de fusão em torno de 1370°C. A vermiculita, quando aquecida, perde água, intumescce e se expande. Sua massa específica é de 100 a 130kg/m<sup>3</sup>. É encontrada na forma de flocos, para dosagem em obra, ou pré-misturada a seco com aditivos e cimento, para posterior adição de água.

As espessuras das camadas de proteção variam de 10 a 40 mm, com massas específicas variando de 300 a 800 kg/m<sup>3</sup> dependendo do tipo da massa e da capacidade de isolamento requerida. As Figuras 10 e 11 mostram exemplos de aplicação de uma argamassa a base de vermiculita.



Figura 10 - Vigas de aço revestidas com argamassa de vermiculita, por meio de “spray”.





Figura 11 - Aplicação de argamassa de vermiculita na plataforma P-19 da Petrobras. Também para os pilares mistos o concreto resiste juntamente com o aço às solicitações atuantes na estrutura para temperatura ambiente e em situação de incêndio.

## 6 Outras formas de obter resistência ao fogo (Schleich *et al* [47])

### *Elementos Estruturais Mistos*

Quando requerimentos de resistência ao fogo severos são exigidos, uma alternativa convencional de se atingir os critérios de resistência ao fogo é o uso de elementos estruturais mistos aço-concreto. Este método auxilia a obtenção da resistência ao fogo de construções em que os elementos de aço ficam parcialmente visíveis. A Figura 12 mostra a execução de pilares mistos de aço totalmente revestidos de concreto.

Nos elementos mistos, o concreto resiste a uma parte do carregamento atuando no elemento estrutural e ao mesmo tempo, para elementos onde partes do perfil metálico são protegidos pelo concreto, previne a propagação do calor para o núcleo da seção transversal de aço. Este tipo de sistema construtivo aumenta a resistência do elemento estrutural tanto a temperatura ambiente quanto em situação de incêndio.

Para as vigas mistas o aumento da resistência ao fogo pode ser obtido pelo envolvimento parcial da seção transversal de aço pelo concreto como mostra a Figura 13.a. Uma outra interessante solução consiste no total revestimento do perfil metálico da viga pelo concreto, onde somente o flange inferior da viga de aço fica exposto ao fogo, como mostra a Figura 13.b (sistema slim-floor). Para grandes cargas de serviço e grandes vãos uma

solução alternativa é a utilização de concreto armado entre os flanges do perfil como mostra as Figuras 13.c e 13.d, que além de aumentar a resistência da viga a temperatura ambiente asseguram uma satisfatória resistência ao fogo.



Figura 12 - Pilares mistos de aço totalmente revestidos de concreto.

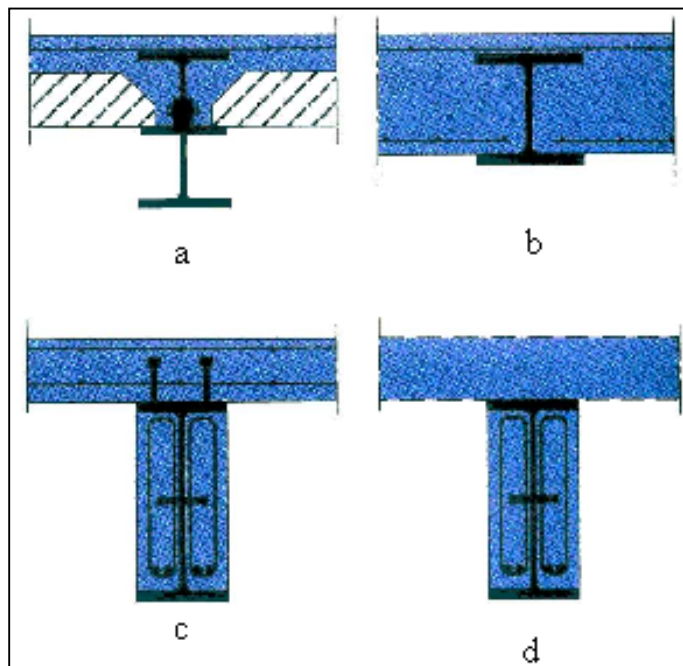


Figura 13 - Seções de vigas mistas aço-concreto utilizadas.

Seções típicas de pilares mistos são mostradas na Figura 14. Estes tipos de seções vem sendo muito utilizadas por possuírem bom desempenho em situação de incêndio, comprovado por um grande número de testes.

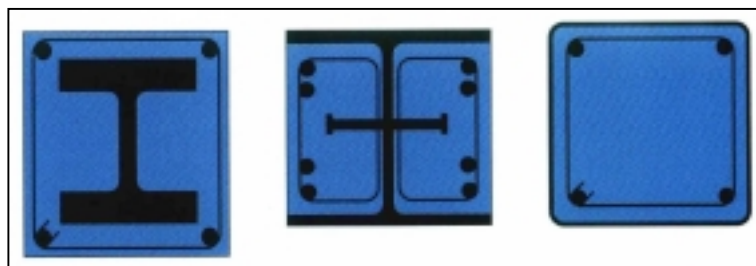


Figura 14 - Seções de pilares mistos aço-concreto utilizados.

Em pilares mistos totalmente revestidos por concreto que possuem, na seção de concreto, uma baixa difusão térmica, o calor propagado é de aproximadamente 10% da taxa de propagação que ocorre em seções de aço isoladas. Isso assegura um longo tempo de resistência ao fogo para este tipo de seção. Devido à redução da resistência e rigidez do concreto nas partes externas da seção transversal para temperaturas superiores a 300°C, a tensão no aço é aumentada. Devido a isto, é preferível que o perfil de aço da seção mista tenha uma capacidade de carga superior à capacidade de carga da parte da seção em concreto.

Para as seções tubulares de aço preenchidas de concreto, a temperatura no aço aumenta mais rapidamente. Como o aço perde parte de sua resistência e rigidez com o aumento da temperatura, o carregamento é transferido para o núcleo de concreto.

A utilização de perfis tubulares preenchidos por concreto combinado com a aplicação de uma tinta intumescente na parede externa do tubo tem provado ser uma boa solução para obtenção de uma boa resistência ao fogo. A Figura 15 mostra o aumento da temperatura do aço para uma seção transversal de um perfil tubo HSS 150x150x8 (exposto ao incêndio padrão). Na curva (a) este está protegido com 1,5mm de tinta intumescente, na curva (b) esta proteção é de 2 mm e na curva (c) além de uma proteção de tinta intumescente de 1,5mm o tubo está preenchido com concreto. Percebe-se que o aumento da temperatura do aço no caso (c) ocorreu mais lentamente, o que significa que o elemento estrutural misto atingirá a sua temperatura crítica em um tempo superior à dos outros casos. Geralmente quando é utilizado seções tubulares de aço preenchidas de concreto a resistência ao fogo destas seções é superior a 60 minutos. No caso apresentado na curva (c), é garantido uma resistência ao fogo de 90 minutos.

A NBR 14323 [2], em seus apêndices A, B e C apresenta o método simplificado de cálculo para vigas mistas, pilares misto e lajes mistas respectivamente, para o dimensionamento à temperatura ambiente e em situação de incêndio. No caso de pilares mistos o dimensionamento a temperatura de incêndio é feito por um método tabular, onde para cada tempo requerido de resistência ao fogo são exigidos dimensões mínimas para a seção mista do pilar (largura da mesa do perfil metálico, cobrimento das armaduras, entre outros).

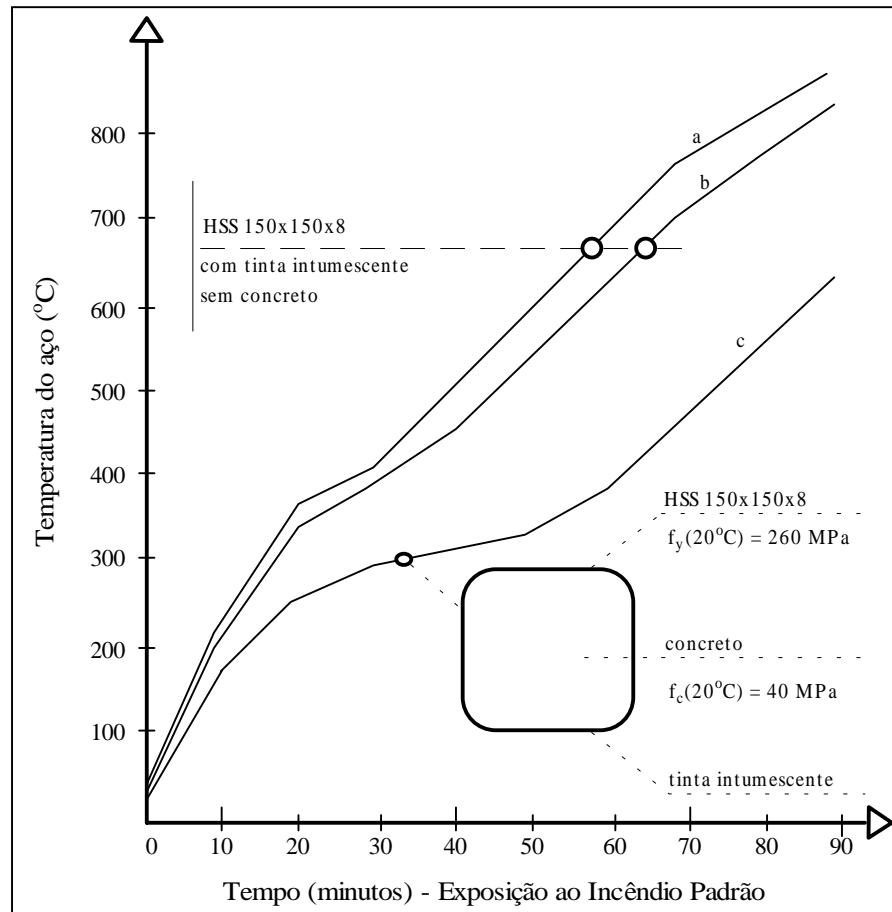


Figura 15 - Elevação da temperatura do aço de pilares tubulares (a) e (b) e pilares tubulares preenchidos por concreto (c) (Schleich *et al* [47]).