ARTHUR RIBEIRO MELÃO

**Sobre perfis I de aço em
situação de incêndio paramétrico**

São Paulo

2016

ARTHUR RIBEIRO MELÃO

**Sobre perfis I de aço em
situação de incêndio paramétrico**

**Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção do título de
Mestre em Ciências.**

**São Paulo
2016**

ARTHUR RIBEIRO MELÃO

**Sobre perfis I de aço em
situação de incêndio paramétrico**

**Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção do título de
Mestre em Ciências.**

**Área de concentração:
Engenharia de Estruturas**

**Orientador:
Prof. Dr. Valdir Pignatta e Silva**

**São Paulo
2016**

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, 30 de setembro de 2016

Assinatura do autor: _____

Assinatura do orientador: _____

Catálogo-na-publicação

Melão, Arthur Ribeiro

Sobre perfis I de aço em situação de incêndio paramétrico / A. R. Melão --
versão corr. -- São Paulo, 2016.
214 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São
Paulo. Departamento de Engenharia de Estruturas e Geotécnica.

1.Estruturas de aço 2.Incêndio 3.Ação do fogo nas
estruturas I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica.
Departamento de Engenharia de Estruturas e Geotécnica II.t.

à minha esposa.

AGRADECIMENTOS

Ao meu professor e orientador Valdir Pignatta e Silva pela excelente dedicação ao desenvolvimento deste trabalho e de muitos outros.

Aos professores do Departamento de Engenharia de Estruturas e Fundações (PEF), cujo ensino não tem preço.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (Capes) pelo apoio à pesquisa.

Ao Laboratório de Mecânica Computacional (LMC) pelos equipamentos disponibilizados e ao Cristiano pelo excelente suporte.

À minha família, que me apoia em todos os momentos.

E à minha esposa, minha eterna companhia.

RESUMO

Nesta dissertação de mestrado se discorreu sobre o dimensionamento de vigas e pilares de aço em situação de incêndio. Foi apresentada a formulação para o dimensionamento em incêndio, esclarecendo sua origem. Tem-se como objetivo principal a elaboração de uma ferramenta computacional, que foi chamada de Açolnc, capaz de calcular os esforços resistentes de perfis de aço à temperatura ambiente, segundo a ABNT NBR 8800:2008, e em situação de incêndio, segundo a ABNT NBR 14323:2013. Por meio de Açolnc, é possível se determinar a temperatura do perfil de aço em situação de incêndio, seguindo o modelo de transferência de calor ABNT NBR 14323:2013, com base na curva de incêndio-padrão associada ao tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF) e no modelo do incêndio natural, empregando-se as curvas paramétricas do Eurocode 1 (2002). Por meio dos recursos acoplados a ferramenta, foram realizados alguns estudos. O primeiro é estudo probabilístico de ruínas de pilar e de viga de aço em situação de incêndio considerando o incêndio paramétrico por meio do método de Monte Carlo. Outro estudo é a realização de análises de sensibilidade paramétrica para verificar a influência das dimensões do perfil, das variáveis que compõem o incêndio natural e das propriedades associadas à transferência de calor nos esforços resistentes. Para esse estudo, além das planilhas, empregou-se o programa de computador Statgraphics Centurion XV (2007), que contém recursos de análises estatísticas. Empregando a ferramenta, também foi verificada a equivalência entre curvas paramétricas e curva de incêndio-padrão na obtenção da temperatura do aço em situação de incêndio. Para o uso do incêndio paramétrico, propuseram-se coeficientes de ponderação com base no método do tempo equivalente detalhado na ABNT NBR 14323:2013. Por último, com o auxílio das planilhas de Açolnc, foram criadas ferramentas simples não computacionais para a determinação das temperaturas críticas para pilares e vigas em algumas situações construtivas de interesse prático. Desses estudos concluiu-se que a temperatura do aço é o parâmetro mais importante na determinação dos esforços resistentes das estruturas de aço em situação de incêndio, que a formulação atual para a modelagem do incêndio paramétrico conduz a uma variação da temperatura do incêndio com o grau de ventilação com indesejável descontinuidade e que os dados encontrados na literatura internacional sobre probabilidade de ocorrência de incêndio e flashover levam a valores de probabilidade de ruína estrutural muito diferentes entre si.

ABSTRACT

The issue of this Master Dissertation is the design of steel beams and columns in fire situation. The formulation for the design in fire was presented, explaining its origin. The main objective is the development of a computational tool, which was called Açolnc, able to calculate the resistances of steel elements at room temperature according to ABNT NBR 8800:2008 and in case of fire according to ABNT NBR 14323:2013. The temperature of the steel element in fire is also obtained through the Açolnc, following the heat transfer model of ABNT NBR 14323:2013 and basing on fire curves. These curves are the standard fire curve associated with the required fire resistance time and parametric curves for natural fire model of Eurocode 1 (2002). With the support of spreadsheets, some studies were performed. The first one is probabilistic study of failure of column and beam in fire situation considering the parametric fire and by means of the Monte Carlo method. Other study is parametric sensitivity analyses, which were performed to verify how the resistances are influenced by the dimensions of cross section, the variables of the natural fire and the properties associated with heat transfer. For this study, in addition to spreadsheets, we used the Software *Statgraphics Centurion XV* (2007), which contains resources of statistical analysis. Applying the spreadsheets, the equivalence between parametric curves and fire standard curve in the obtention of the steel temperature in the fire situation was verified. For the use of parametric fire, partial factors, based on the equivalent time method detailed on ABNT NBR 14323:2013 were proposed. At last, with the assistance of spreadsheets, simple non-computational tools were created for determining the critical temperatures for columns and beams in some constructive situations of practical interest. Some conclusions from these studies are that the steel temperature is the most important parameter in determining the resistance of steel structures in a fire situation, that the current formulation for parametric fire modeling leads to a variation of the fire temperature in function of the opening factor with undesirable discontinuity and that the data found in the international literature about probability of fire and flashover lead to divergent values of structural failure probability.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 2.1 – Fases de um incêndio natural comparado com o incêndio-padrão	39
Figura 2.2 – Comparação da curva de incêndio-padrão da norma SBN (1967) e a da ISO-834.....	41
Figura 3.1 – Planilhas da pasta de trabalho	51
Figura 3.2 – Escolha das propriedades mecânicas do aço, características da estrutura e parâmetros referentes à situação de incêndio	52
Figura 3.3 – Escolha do perfil padronizado.	53
Figura 3.4 – Escolha do perfil soldado não padronizado.	54
Figura 3.5 – Verificações do Estado-Limite Último.	54
Figura 3.6 – Cálculos dos esforços resistentes à temperatura ambiente.....	55
Figura 3.7 – Exemplo de fórmula criada por meio do Visual Basic.	56
Figura 3.8 – Cálculo dos esforços resistentes em situação de incêndio.	56
Figura 3.9 – Cálculo da temperatura máxima do aço do elemento estrutural em situação de incêndio.	58
Figura 3.10 – Exemplo de resultados obtidos por meio da planilha.....	59
Figura 3.11 – Dados do compartimento.	60
Figura 3.12 – Calculadora para o parâmetro b dos elementos de compartimentação.....	62
Figura 3.13 – Calculadora exposição do perfil de aço.	63
Figura 3.14 – Dados do compartimento.	65
Figura 3.15 – Planilha de análise paramétrica dos esforços resistentes.	67
Figura 3.16 – Planilha de análise paramétrica da temperatura do aço.	68
Figura 3.17 – Planilha para gerar ábaco de temperatura crítica.	69

Figura 4.1 – Ilustração do problema de segurança no projeto de engenharia de segurança contra incêndio de uma estrutura carregada (PETTERSSON et al. 1976).....	72
Figura 4.2 – Temperatura do aço do perfil W460x68 sob a curva de incêndio-padrão.	80
Figura 4.3 – Temperatura do aço do perfil W460x68 para as combinações de carga de incêndio e grau de ventilação.....	82
Figura 4.4 – Esforços resistentes do perfil W460x68 para as temperaturas do aço.....	83
Figura 4.5 – Temperatura do aço do perfil HP 310x93 sob a curva de incêndio-padrão.	86
Figura 4.6 – Temperatura do aço do perfil HP 310x93 para as combinações de carga de incêndio e grau de ventilação.	87
Figura 4.7 – Esforços resistentes do perfil HP 310x93 para as temperaturas do aço.	88
Figura 5.1 – Pontos percentuais da distribuição t	96
Figura 5.2 – Combinações geradas para efetuar o cálculo da temperatura máxima no aço.	97
Figura 5.3 – Cálculo das temperaturas máximas no aço para cada combinação dos parâmetros analisados.	97
Figura 5.4 – Temperatura do aço em função da carga de incêndio específica de cálculo ($q_{t,d}$).....	98
Figura 5.5 – Temperatura do aço em função do grau de ventilação	98
Figura 5.6 – Combinações geradas para efetuar o cálculo dos esforços resistentes.	99
Figura 5.7 – Calculados os esforços resistentes para cada combinação dos parâmetros analisados.	100
Figura 5.8 – Influência dos principais parâmetros na variação da temperatura do aço, com regressão com polinômio de ordem 2.....	101

Figura 5.9 – Influência dos principais parâmetros na variação da temperatura do aço.	102
Figura 5.10 – Diagrama de Pareto de Efeito Padronizado com análise paramétrica para a temperatura do aço.	103
Figura 5.11 – Curvas temperatura-tempo do perfil de aço sob curva de incêndio paramétrico para algumas espessuras do revestimento contra fogo.	105
Figura 5.12 – Variação da temperatura máxima do aço com a espessura do revestimento contra fogo.	105
Figura 5.13 – Variação do tempo em que ocorre temperatura máxima do aço com a espessura do revestimento contra fogo.	106
Figura 5.14 – Diagrama de Pareto com análise paramétrica de ordem 2 para $M_{xRd,fi}$	107
Figura 5.15 – Influência dos principais parâmetros na variação do $M_{xRd,fi}$	107
Figura 5.16 – Diagrama de Pareto com análise de ordem 2 para $N_{Rd,fi}$	108
Figura 5.17 – Gráfico dos efeitos principais para $N_{Rd,fi}$	108
Figura 5.18 – Diagrama de Pareto com análise de ordem 2 para $V_{Rd,fi}$	109
Figura 5.19 – Gráfico dos efeitos principais para $V_{Rd,fi}$	109
Figura 5.20 – Força cortante ($V_{Rd,fi}$) em função da altura da alma – regressão linear.	110
Figura 5.21 – Força cortante ($V_{Rd,fi}$) em função da altura da alma – regressão de ordem 2	110
Figura 5.22 – Curvas de incêndios em função da carga de incêndio para $O = 0,02 \text{ m}^{1/2}$	112
Figura 5.23 – Curvas de incêndios em função da carga de incêndio para $O = 0,04 \text{ m}^{1/2}$	113
Figura 5.24 – Curvas de incêndios em função da carga de incêndio para $O = 0,06 \text{ m}^{1/2}$	113

Figura 5.25 – Curvas de incêndios em função da carga de incêndio para $Q = 0,12 \text{ m}^{1/2}$	114
Figura 5.26 – Curvas de incêndios em função do grau de ventilação para $q_t, d = 200 \text{ MJ/m}^2$	115
Figura 5.27 – Curvas de incêndios em função do grau de ventilação para $q_t, d = 100 \text{ MJ/m}^2$	116
Figura 5.28 – Temperatura máxima dos gases em função do grau de ventilação para perfis de diferentes cargas de incêndio	116
Figura 5.29 – Instante da temperatura máxima dos gases em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio	117
Figura 5.30 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil sem revestimento com $u/A = 100 \text{ m}^{-1}$	118
Figura 5.31 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil sem revestimento com $u/A = 200 \text{ m}^{-1}$	118
Figura 5.32 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis sem revestimento de diferentes fatores de massividade e $q_t, d = 150 \text{ MJ/m}^2$	119
Figura 5.33 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis sem revestimento de diferentes fatores de massividade e $q_t, d = 225 \text{ MJ/m}^2$	119
Figura 5.34 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil sem revestimento com $u/A = 100 \text{ m}^{-1}$	120
Figura 5.35 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil sem revestimento com $u/A = 200 \text{ m}^{-1}$	120

Figura 5.36 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis sem revestimento de diferentes fatores de massividade e $qt, d = 150 \text{ MJ/m}^2$	121
Figura 5.37 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis sem revestimento de diferentes fatores de massividade e $qt, d = 225 \text{ MJ/m}^2$	121
Figura 5.38 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 100 \text{ m}^{-1}$ e revestimento de 20 mm	122
Figura 5.39 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 200 \text{ m}^{-1}$ e revestimento de 20 mm	122
Figura 5.40 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 20 mm e de diferentes fatores de massividade e $qt, d = 150 \text{ MJ/m}^2$	123
Figura 5.41 – Temperatura máxima do aço não revestido em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 20 mm e de diferentes fatores de massividade e $qt, d = 225 \text{ MJ/m}^2$	123
Figura 5.42 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 100 \text{ m}^{-1}$ e revestimento de 20 mm	124
Figura 5.43 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 200 \text{ m}^{-1}$ e revestimento de 20 mm	124
Figura 5.44 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 20 mm e de diferentes fatores de massividade e $qt, d = 150 \text{ MJ/m}^2$	125
Figura 5.45 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 20 mm e de diferentes fatores de massividade e $qt, d = 225 \text{ MJ/m}^2$	125

Figura 5.46 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 100 \text{ m}^{-1}$ e revestimento de 30 mm.....	126
Figura 5.47 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 200 \text{ m}^{-1}$ e revestimento de 30 mm.....	126
Figura 5.48 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 30 mm e de diferentes fatores de massividade e $qt, d = 150 \text{ MJ/m}^2$	127
Figura 5.49 – Temperatura máxima do aço não revestido em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 30 mm e de diferentes fatores de massividade e $qt, d = 225 \text{ MJ/m}^2$	127
Figura 5.50 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 100 \text{ m}^{-1}$ e revestimento de 30 mm.....	128
Figura 5.51 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 200 \text{ m}^{-1}$ e revestimento de 30 mm.....	128
Figura 5.52 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 30 mm e de diferentes fatores de massividade e $qt, d = 150 \text{ MJ/m}^2$	129
Figura 5.53 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 30 mm e de diferentes fatores de massividade e $qt, d = 225 \text{ MJ/m}^2$	129
Figura 5.54 – Curvas-temperatura-tempo do incêndio natural e do aço para perfis não revestidos para $O = 0,1350 \text{ m}^{1/2}$	131
Figura 5.55 – Curvas-temperatura-tempo do incêndio natural e do aço para perfis não revestidos para $O = 0,1351 \text{ m}^{1/2}$	131
Figura 5.56 – Curvas-temperatura-tempo do aço para perfis não revestidos em função do fator de massividade.	132

Figura 5.57 – Curvas temperatura-tempo do aço para perfis com revestimento de 20 mm de espessura em função do fator de massividade.	133
Figura 5.58 – Curvas temperatura-tempo do aço para perfis com revestimento de 30 mm de espessura em função do fator de massividade.	133
Figura 6.1 -Tempo Equivalente pelo Conceito de Igualdade de Áreas sob as Curvas – Thomas, et. al. (1997).....	136
Figura 6.2 - Tempo Equivalente pelo Conceito Temperatura Máxima do Aço – Silva (1997)	136
Figura 6.3 - Tempo Equivalente pelo Conceito de esforço resistente mínimo do aço – Thomas, et. al. (1997)	137
Figura 6.4 – Variação do tempo equivalente com o grau de ventilação e fator de massividade para carga de incêndio igual a 100 MJ/m ² de área total.	144
Figura 6.5 – Variação do tempo equivalente com o grau de ventilação e fator de massividade para carga de incêndio igual a 200 MJ/m ² de área total.	144
Figura 6.6 – Variação do tempo equivalente com o grau de ventilação e carga de incêndio específica em relação à área total para fator de massividade igual a 100 m ⁻¹	145
Figura 6.7 – Variação do tempo equivalente com o grau de ventilação e carga de incêndio específica em relação à área total para fator de massividade igual a 300 m ⁻¹	145
Figura 6.8 – Coeficiente em função do tempo equivalente (<i>teq</i>)	148
Figura 7.1 – Temperatura crítica de pilares em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa e $f_y=250$ MPa.	151

Figura 7.2 – Temperatura crítica de pilares em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa e $f_y=300$ MPa.....	151
Figura 7.3 Temperatura crítica de pilares em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa e $f_y=345$ MPa.	152
Figura 7.4– Temperatura crítica de pilares em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa e $f_y=350$ MPa.....	152
Figura 7.5 – Momento fletor resistente M_{Rk} em função da esbeltez λ	155
Figura 7.6 – Fator de redução χ_{FLT} em função do índice de esbeltez λ_0 e do fator de modificação C_b	157
Figura 7.7 – Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=250$ MPa e $Z/W = 1,10$	158
Figura 7.8 – Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=300$ MPa e $Z/W = 1,10$	158
Figura 7.9 Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=345$ MPa e $Z/W = 1,10$	159
Figura 7.10– Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=350$ MPa e $Z/W = 1,10$	159
Figura 7.11 – Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=250$ MPa e $Z/W = 1,20$	160
Figura 7.12 – Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=300$ MPa e $Z/W = 1,20$	160

Figura 7.13 Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=345$ MPa e $Z/W = 1,20$.	161
Figura 7.14– Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y= 350$ MPa e $Z/W = 1,20$.	161
Figura 7.15 – Comparação de $Z/W = 1,10$ e $Z/W = 1,20$ para a temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento.	162
Figura 7.16 – Comparação de $Z/W = 1,10$ e $Z/W = 1,20$ para a temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento para $0,5 \leq \lambda_0 \leq 1,5$.	163
Figura A.1 – Gráfico para determinação de C_b .	184
Figura A.2 – Gráfico para determinação de C_b , com mesa superior com contenção lateral.	185
Figura A.3 – Influência da posição do carregamento no deslocamento lateral: (a) carregamento na mesa superior (b) carregamento na mesa inferior. Fonte:. Silva e Fruchtengarten (2009)	190
Figura C.1 – Fator de massividade para perfis de seção I ou H sem revestimento contra fogo (ABNT NBR 14323:2013)	209
Figura C.2 – Fator de massividade para perfis de seção I ou H com revestimento contra fogo (ABNT NBR 14323:2013)	211

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Carga de incêndio específica para diferentes ocupações (EUROCODE 1 – 2002)	64
Tabela 4.1 – Probabilidade de ocorrência de incêndio segundo fontes diferentes	75
Tabela 4.2 - Distribuições para as variáveis	81
Tabela 4.3 - Distribuições para as variáveis	87
Tabela 4.4 – Probabilidades de ruína em função da carga de incêndio adotada	89
Tabela 6.1 – Fatores de massividade de perfis brasileiros	140
Tabela 6.2 – Tempo equivalente em função do fator de massividade igual a 100 m^{-1} e demais parâmetros	141
Tabela 6.3 – Tempo equivalente em função do fator de massividade igual a 200 m^{-1} e demais parâmetros.	142
Tabela 6.4 – Tempo equivalente em função do fator de massividade igual a 300 m^{-1} e demais parâmetros.	143
Tabela A.1 - Valores dos coeficientes de ponderação das resistências γ_a	176
Tabela A.2 – Grupos 4 e 5 da Tabela F.1 da ABNT NBR 8800:2008.	200
Tabela A.3 – Grupos 4 e 5 da Tabela F.1 da ABNT NBR 8800:2008.	201
Tabela D.1 - Fatores das medidas de segurança contra incêndio	213
Tabela D.2 - Fatores das medidas de segurança contra incêndio	214

LISTA DE SÍMBOLOS

Romanos Maiúsculos

A_f	é a área de piso do compartimento.
A_t	é a área total do compartimento (teto, piso e paredes) em m ² .
A_v	é a área total de aberturas verticais nas paredes do compartimento em m ² .
A_g	é a área bruta da seção transversal da barra de aço.
C_b	é o fator de modificação para diagrama de momento fletor não uniforme
E	é o módulo de elasticidade do aço.
G	é o módulo de elasticidade transversal do aço.
I_x	é o momento de inércia da seção em relação ao eixo perpendicular ao eixo que passa pelo plano médio da alma.
I_y	é o momento de inércia da seção em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma.
I_w	é o momento de inércia ao empenamento da seção transversal.
$K_x L_x$	é o comprimento de flambagem por flexão em relação ao eixo x.
$K_y L_y$	é o comprimento de flambagem por flexão em relação ao eixo y.
$K_z L_z$	é o comprimento de flambagem por torção;
L_b	é a distância entre duas seções contidas à instabilidade lateral com torção (comprimento destravado).
M_{cr}	é o momento fletor crítico de flambagem elástica.
M_r	é o momento fletor correspondente ao início do escoamento, incluindo a influência das tensões residuais em alguns casos.
M_{Rd}	é o momento fletor resistente de cálculo
$M_{R,fi}$	é o momento fletor resistente em situação de incêndio.
$M_{Rd,fi}$	é o momento fletor resistente de cálculo em situação de incêndio.
M_{Sd}	é o momento fletor solicitante de cálculo;
$M_{S,fi}$	é o momento fletor solicitante em situação de incêndio.
$M_{Sd,fi}$	é o momento fletor solicitante de cálculo em situação de incêndio.
$N_{R,fi}$	é a força axial de compressão resistente em situação de incêndio.
$N_{Rd,fi}$	é a força axial de compressão resistente de cálculo em situação de incêndio.

$N_{S,fi}$	é a força axial de compressão solicitante em situação de incêndio.
$N_{Sd,fi}$	é a força axial de compressão solicitante de cálculo em situação de incêndio.
N_e	é a força axial de flambagem elástica.
Q	é o fator de redução total associado à instabilidade local
$V_{R,fi}$	é a força cortante resistente em situação de incêndio.
$V_{Rd,fi}$	é a força cortante resistente de cálculo em situação de incêndio.
$V_{S,fi}$	é a força cortante solicitante em situação de incêndio.
$V_{Sd,fi}$	é a força cortante solicitante de cálculo em situação de incêndio.
O	é o grau de ventilação.
W	é o módulo de resistência elástico da seção do perfil de aço em relação ao eixo de flexão.
Z	é o módulo de resistência plástico da seção do perfil de aço em relação ao eixo de flexão.

Romanos Minúsculos

b	é uma propriedade físico-térmica dos elementos de compartimentação, em $\text{J/m}^2\text{s}^{1/2}\text{ }^\circ\text{C}$, que é em função de sua massa específica (ρ), calor específico (c) e condutividade térmica (λ).
b_f	é a largura total da mesa (b_{fc} e b_{ft} representam as larguras totais das mesas comprimidas e tracionadas, respectivamente).
c	é o calor específico do material do elemento de compartimentação, em $\text{J/kg } ^\circ\text{C}$.
c_m	é o calor específico do revestimento contra fogo do perfil, em $\text{J/kg } ^\circ\text{C}$.
d	é a altura externa da seção
f_y	é a tensão de escoamentos do aço do perfil à temperatura ambiente.
$f_{y\theta}$	é a resistência ao escoamento à temperatura θ_a .
h	é a altura da alma.
h_{eq}	é a altura média das aberturas em m^2 .
$k_{E,\theta}$	é o fator de redução do módulo de elasticidade à temperatura elevada θ .
$k_{y,\theta}$	é o fator de redução da resistência ao escoamento à temperatura elevada θ .

$k_{\sigma,\theta}$	é o fator de redução da resistência ao escoamento de seções sujeitas à instabilidade local à temperatura elevada θ .
$q_{f,d}$	é o valor de cálculo da carga de incêndio específica relacionada à área de piso do compartimento (A_f).
$q_{t,d}$	é o valor de cálculo da carga de incêndio específica relacionada à área total do compartimento (A_t).
r_x	é o raio de giração da seção em relação ao eixo de flexão.
r_y	é o raio de giração da seção em relação ao eixo principal de inércia perpendicular ao eixo de flexão.
r_0	é o raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de cisalhamento.
t	é o tempo, expresso em horas ou minutos, dependendo da formulação.
t_{lim}	é o tempo-limite mínimo, determinado pela velocidade de desenvolvimento do incêndio.
$t_{máx}$	é o tempo em que ocorre a temperatura máxima dos gases.
t_m	é a espessura do revestimento contra fogo do perfil, em mm.
t_{eq}	é o tempo equivalente.
t_w	é a espessura da alma.
t_f	é a espessura da mesa (t_{fc} e t_{ft} representam as espessuras das mesas comprimidas e tracionadas, respectivamente)
u	é o perímetro exposto do perfil de aço.
u_m	é o perímetro efetivo do material de revestimento contra fogo.
u/A_g	é o fator de massividade do perfil de aço.
u_m/A_g	é o fator de massividade para elementos estruturais envolvidos por material de revestimento contra fogo.

Gregos

α_c	é o coeficiente de transferência de calor por convecção
γ_{a1}	é o coeficiente de ponderação da resistência do aço estrutural para estados-limites últimos relacionados a escoamento e instabilidade.
γ_m	é o coeficientes de ponderação das resistências.
γ_{fi}	é o coeficiente de ponderação da resistência em situação de incêndio.
γ_n	é um coeficiente que depende das medidas de proteção ativa da edificação;

γ_s	é um coeficiente que depende da altura do piso mais elevado da edificação, da área do compartimento e do risco de ativação do incêndio.
Δ	simboliza intervalo ou mudança, por exemplo: Δt (intervalo de tempo), $\Delta\theta_{a,t}$ (elevação de temperatura do aço).
θ_0	é a temperatura do ambiente antes do início do aquecimento, em graus Celsius ($^{\circ}\text{C}$), geralmente tomada igual a 20°C .
θ_g	é a temperatura dos gases, em graus Celsius ($^{\circ}\text{C}$).
θ_a	é a temperatura do aço, em graus Celsius ($^{\circ}\text{C}$).
λ	é a condutividade térmica do material do elemento de compartimentação, em $\text{W/m } ^{\circ}\text{C}$. Esse pode simbolizar índice de esbeltez.
λ_m	é a condutividade térmica do revestimento contra fogo do perfil, em $\text{W/m } ^{\circ}\text{C}$.
λ_0	é o índice de esbeltez reduzido.
$\lambda_{0,fi}$	é o índice de esbeltez reduzido a altas temperaturas.
λ_p	é o parâmetro de esbeltez correspondente à plastificação.
λ_r	é o parâmetro de esbeltez correspondente ao início do escoamento.
ν	é o coeficiente de Poisson. Para o aço, $\nu = 0,3$.
ρ	é a massa específica do material do elemento de compartimentação, em kg/m^3 .
ρ_a	é a massa específica do aço, adotada $\rho_a = 7.850 \text{ kg/m}^3$.
ρ_m	é a massa específica do revestimento contra fogo do perfil, em kg/m^3 .
σ_r	é a tensão residual de compressão do aço.
φ	é o valor do fluxo de calor por unidade de área, expresso em W/m^2 .
χ	é o fator de redução decorrente da esbeltez do pilar.
χ_{fi}	é o fator de redução decorrente da esbeltez do pilar à temperatura θ_a .

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	33
1.1	OBJETIVOS GERAIS E ESPECÍFICOS	33
1.2	JUSTIFICATIVA	34
1.3	METODOLOGIA DA PESQUISA.....	34
2	INCÊNDIO	37
2.1	CURVA DE INCÊNDIO NATURAL	40
2.2	CURVAS PARAMÉTRICAS	42
2.2.1	Tempo da temperatura máxima dos gases.....	43
2.2.2	Ramo ascendente	44
2.2.3	Ramo descendente	45
2.3	ESTRUTURAS DE AÇO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO	46
3	ELABORAÇÃO DA FERRAMENTA COMPUTACIONAL.....	51
3.1	VERIFICAÇÕES DO PERFIL	52
3.2	ESFORÇOS RESISTENTES À TEMPERATURA AMBIENTE	55
3.3	ESFORÇOS RESISTENTES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO	56
3.4	TEMPERATURA DO AÇO	57
3.5	COMPARTIMENTO.....	60
3.6	CARGAS DE INCÊNDIO	63
3.7	ANÁLISE PARAMÉTRICA 1.....	66
3.8	ANÁLISE PARAMÉTRICA 2.....	67
3.9	TEMPERATURA CRÍTICA	68
4	PROBABILIDADE DE RUÍNA EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO.....	71
4.1	PROBABILIDADE DE OCORRÊNCIA DE INCÊNDIO.....	72
4.1.1	Segundo norma britânica PD 7974-7:2003.....	73
4.1.2	Segundo Ellingwood (2005) e Hamilton (2011).....	74
4.1.3	Segundo NFPA 557 (2012)	74
4.1.4	Resultados das probabilidades de ocorrência de incêndio	75
4.2	ESTUDOS DE CASOS.....	75
4.2.1	Caso da viga de aço.....	76
4.2.2	Caso do pilar de aço.....	83

4.3	RESULTADOS	88
5	ANÁLISES PARAMÉTRICAS	91
5.1	ANÁLISES PARAMÉTRICAS POR MEIO DE RECURSOS ESTATÍSTICOS	91
5.1.1	Conceitos de Estatística	92
5.1.2	Estudo da temperatura do Aço	96
5.1.3	Estudos dos esforços resistentes.....	99
5.1.4	Análise dos resultados.....	100
5.1.5	Considerações gerais	111
5.2	ESTUDO SOBRE AS VARIAÇÕES DAS TEMPERATURAS.....	112
5.2.1	Temperatura do Incêndio	112
5.2.2	Temperatura do Aço sob Incêndio	117
6	ESTUDO DO TEMPO EQUIVALENTE.....	135
6.1	CONCEITOS DE TEMPO EQUIVALENTE	135
6.1.1	Conceito de Igualdade de Áreas sob as Curvas	135
6.1.2	Conceito de Temperatura Máxima do Aço	136
6.1.3	Conceito de esforço resistente mínimo do aço.....	137
6.1.4	Método do tempo equivalente (ABNT NBR14323:2013)	137
6.2	ESTUDO DO TEMPO EQUIVALENTE PELA TEMPERATURA MÁXIMA DO AÇO	138
6.3	COEFICIENTES DE PONDERAÇÃO DO “MÉTODO DO TEMPO EQUIVALENTE”	146
7	TEMPERATURA CRÍTICA.....	149
7.1	TEMPERATURA CRÍTICA DOS PILARES EM AÇO	149
7.2	TEMPERATURA CRÍTICA DAS VIGAS EM AÇO.....	153
8	CONCLUSÃO.....	165
9	REFERÊNCIAS	167
	DEFINIÇÕES	173
	ANEXO A ESFORÇOS RESISTENTES À TEMPERATURA AMBIENTE.....	175

A.1	MOMENTO FLETOR RESISTENTE.....	176
A.1.1	Propriedades do Aço do Perfil	177
A.1.2	Propriedades geométricas do Perfil	178
A.1.3	Propriedades geométricas da Estrutura.....	183
A.1.4	Parâmetros referentes ao momento fletor resistente	186
A.1.5	Momento fletor resistente de cálculo de vigas de alma esbelta	191
A.1.6	Fluxograma	194
A.2	FORÇA NORMAL RESISTENTE	196
A.2.1	Força axial de compressão resistente de cálculo	196
A.3	FLEXOCOMPRESSÃO	201
ANEXO B DIMENSIONAMENTO SEGUNDO ABNT NBR 14323:2013..		203
B.1	ESFORÇOS RESISTENTES.....	203
B.1.1	Força normal resistente a altas temperaturas.....	204
B.1.2	Momento fletor resistente à altas temperaturas	205
ANEXO C TRANSFERÊNCIA DE CALOR		207
C.1	ELEMENTOS ESTRUTURAIS SEM REVESTIMENTO CONTRA FOGO.....	207
C.2	ELEMENTOS ESTRUTURAIS COM REVESTIMENTO CONTRA FOGO	209
ANEXO D – MÉTODO DE TEMPO EQUIVALENTE PARA REDUÇÃO DO TRRF		213

1 INTRODUÇÃO

Ponderando-se as consequências de um incêndio, ressalta-se a importância de estudos que tenham como objetivos a segurança da vida humana, quer do usuário da edificação em chamas, quer da equipe de combate, bem como a proteção ao patrimônio de terceiros e ao meio ambiente. O nível de exigências de segurança, por parte das normas técnicas e do Corpo de Bombeiros, consolida-se nacional e internacionalmente. Entre essas exigências destaca-se, para esta Dissertação, o dimensionamento dos elementos estruturais expostos ao fogo.

1.1 Objetivos gerais e específicos

O objetivo geral da Dissertação é criar uma ferramenta computacional capaz de determinar os esforços resistentes para perfis I de aço em situação de incêndio e à temperatura ambiente e, por meio de recursos acoplados a ela, desenvolver outros estudos que permitirão ampliar o conhecimento sobre perfis de aço em situação de incêndio.

Os objetivos específicos são:

- Análise da formulação normatizada para a situação de incêndio, apresentando suas origens e fundamentação teórica;
- Elaboração de uma planilha eletrônica capaz de traçar as curvas temperatura-tempo de incêndio-padrão e paramétricas dos gases quentes em um compartimento em chamas;
- Elaboração de planilhas eletrônicas capazes de calcular os esforços resistentes de perfis de aço à temperatura ambiente e em situação de incêndio;
- Criação de ferramentas (ábacos, gráficos) para a determinação da temperatura crítica de vigas e pilares em situação de incêndio para situações de interesse prático;
- Avaliar, por meio de uma análise de sensibilidade paramétrica, o quanto os esforços resistentes são influenciados pelas dimensões do perfil, pelas propriedades físico-térmicas do material de revestimento contra fogo e pelas variáveis que compõem o modelo do incêndio natural do Eurocode 1 (2002) e a transferência de calor do ABNT NBR 14323:2013.

- Realizar um estudo sobre a probabilidade de ruína de vigas e pilares de aço em situação de incêndio, considerando o incêndio natural por meio do método de Monte Carlo.

1.2 Justificativa

A área de Engenharia de Estruturas em Situação de Incêndio ainda é de pouco conhecimento do meio técnico. Sendo assim, cada vez mais se pesquisa sobre o assunto e, como ainda não há no Brasil programas de computador que realizem verificações de perfis de aço em situação de incêndio, para este trabalho tornou-se necessário desenvolver planilhas capazes de realizar tais verificações. Para tal, necessitou-se, também, incluir a determinação da temperatura do aço. Neste trabalho, optou-se tomar por base os modelos do incêndio-padrão e do incêndio natural por meio das curvas paramétricas do Eurocode 1 (2002).

Como será visto mais adiante, às planilhas acrescentou-se uma série de procedimentos visando uma ferramenta computacional multiuso.

Assim com este trabalho, pretende-se fornecer uma ferramenta de cálculo dos esforços resistentes para estruturas de aço à temperatura ambiente e em situação de incêndio e assim auxiliar futuros estudos sobre o assunto.

1.3 Metodologia da pesquisa

Para que as planilhas eletrônicas fossem desenvolvidas, estudaram-se os procedimentos de cálculo dos esforços resistentes para perfis de aço com seção I à temperatura ambiente, segundo a ABNT NBR 8800:2008. Posteriormente, foram estudados os parâmetros e a formulação que permitem determinar os esforços resistentes em situação de incêndio, segundo a ABNT NBR 14323:2013.

Na prática, estima-se a temperatura da estrutura em situação de incêndio por meio da curva de incêndio-padrão e o tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF) conforme ABNT NBR 14432:2001 ou instruções técnicas dos Corpos de Bombeiros estaduais.

Porém, há outros procedimentos para se estimar essa temperatura, ou pelo método simplificado das curvas paramétricas do Eurocode 1 (2002), ou por critérios mais

realistas, empregando-se simuladores avançados de incêndio que se utilizam de teorias da Fluidodinâmica Computacional (*Computational Fluid Dynamics - CFD*), tais como, *Fire Dynamics Simulator (FDS)* e *Smart Fire*. O *FDS* é um programa gratuito desenvolvido pelo *National Institute of Standards and Technology (NIST)* do Departamento de Comércio dos Estados Unidos (*United States Department of Commerce*), em parceria com *VTT Technical Research Centre of Finland* (NATIONAL INSTITUTE OF STANDARDS AND TECHNOLOGY – NIST, 2015). Enquanto o programa *Smart Fire* foi desenvolvido pelo *Fire Safety Engineering Group (FSEG)* da Universidade de *Greenwich* (FIRE SAFETY ENGINEERING GROUP, 2015).

Para a criação da planilha, adotaram-se recursos em *Macro*, que utilizam linguagem de programação *Visual Basic for Applications (VBA)* associada ao programa de computador *Excel*, tornando a planilha mais ágil e prática aos usuários. Com uma programação específica conseguiu-se agilizar comandos repetitivos que dependem de vários parâmetros para fins de obter tabelas e gráficos de forma automática.

Com o uso da planilha, por meio de recursos em *Macro*, é possível realizar análises paramétricas ou até mesmo aplicar, por exemplo, o método de Monte Carlo para o estudo probabilístico de ruína de vigas e pilares de aço em situação de incêndio.

O método de Monte Carlo implica em calcular diversas vezes o resultado de uma função de variáveis aleatórias, a partir de amostragens delas. Para isso, deve-se conhecer a distribuição dessas variáveis aleatórias, que no caso dos elementos estruturais em situação de incêndio são a carga de incêndio, grau de ventilação, carregamentos da estrutura, resistência do material etc. Para esta dissertação, foi realizada uma pesquisa sobre dados estatísticos a fim de auxiliar na adoção de distribuições dessas variáveis aleatórias.

A ferramenta computacional ainda possibilita a criação de ferramentas (ábacos, gráficos) para a determinação da temperatura crítica de vigas e pilares em situação de incêndio para situações de interesse prático.

Serão apresentados alguns exemplos do uso da ferramenta computacional e avaliados os resultados obtidos, a fim de validar os procedimentos de cálculo e a própria planilha.

2 INCÊNDIO

Um incêndio é composto essencialmente de três fases: fase de ignição, aquecimento (aumento de temperatura) e resfriamento (diminuição da temperatura). O período de maior crescimento da temperatura em um incêndio real compartimentado ocorre no período seguinte ao flashover, que é o instante em que todo material combustível do ambiente entra em combustão espontânea (Silva, 2004).

Segundo Drysdale (1999), flashover ou inflamação generalizada é a transição de um incêndio localizado para uma conflagração generalizada dentro de um compartimento onde toda a superfície combustível está em chamas.

Conforme trabalho de Peacock et al. (1999), que apresenta resultados de ensaios realizados por outros pesquisadores, o fenômeno do flashover ocorre quando a temperatura dos gases próximos à superfície superior do compartimento eleva-se acima de 600 °C ou o fluxo de calor próximos à superfície inferior ultrapassa 20 kW/m². A fase inicial, ou pré-flashover, apresenta um incêndio de pequenas proporções, sem riscos à estrutura, porém podendo causar grandes consequência à vida das pessoas devido à geração de fumaça. Essa fumaça é quente e tóxica, o que causa queimaduras internas nos órgãos respiratórios, além disso, o monóxido de carbono (CO) que se forma a partir da queima de materiais entra pelo pulmão e vai para corrente sanguínea, ocupando espaço do oxigênio (O₂) nos glóbulos vermelhos por ter mais afinidade pela hemoglobina. Pela ocorrência de grandes teores de monóxido de carbono (CO) em incêndio, essa afinidade provoca a asfixia química dos tecidos orgânicos. (BARRADAS, 2011)

Após o flashover, tem-se um aumento brusco da temperatura dos gases, caracterizando, dessa forma, um incêndio de grandes proporções. Em seguida, com a queima de todo o material combustível, a temperatura começa a reduzir gradativamente.

No dimensionamento em situação de incêndio admite-se que o incêndio é compartimentado. Conforme Silva (2014), compartimentação de uma edificação é um dos principais meios de segurança contra incêndio, já que uma vez iniciado o incêndio em um compartimento, deve-se evitar que ele se propague para outros.

Compartimentação é definida pela Instrução Técnica nº3 (2011) do Corpo de Bombeiros do Estado de São Paulo como parte de uma edificação, compreendendo um ou mais cômodos, espaços ou andares, construídos para evitar ou minimizar a

propagação do incêndio de dentro para fora de seus limites. A compartimentação é denominada horizontal, quando minimiza a propagação horizontal, por meio de elementos tais como paredes e portas corta fogo, ou vertical, quando minimiza a propagação vertical, por meio de lajes, parapeitos e abas corta fogo, entre outros. Os elementos de compartimentação devem possuir, simultaneamente, capacidade de isolamento térmico, estanqueidade e segurança das estruturas por um determinado tempo.

A partir da curva temperatura-tempo dos gases de um incêndio compartimentado, determina-se o campo de temperaturas nos elementos estruturais e é possível dimensioná-los. Há métodos simplificados de determinar a temperatura do aço no caso de elementos estruturais esbeltos e isolados, em que a temperatura é praticamente uniforme. Com essa temperatura, torna-se possível o dimensionamento de elementos estruturais de aço, de acordo com a norma brasileira ABNT NBR 14323:2013.

Por simplicidade, a maioria dos códigos internacionais utiliza o conceito de tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF) para o dimensionamento das estruturas, embora possa receber outras denominações. O TRRF é o tempo relacionado à temperatura do incêndio a ser usada no cálculo com base na curva de incêndio-padrão. Por exemplo, no Brasil, esse TRRF é definido pela ABNT NBR 14432:2001 e em Instruções Técnicas dos Corpos de Bombeiros.

As curvas padronizadas são definidas de forma similar em diversas normas internacionais. Incêndio-padrão é o incêndio cuja curva temperatura versus tempo dos gases quentes é padronizada pela ISO 834 (1999) e também apresentada na ABNT NBR 5628:2001. A curva é dada pela Equação (2.1).

$$\theta_g = \theta_0 + 345 \log(8t + 1) \quad (2.1)$$

A ABNT NBR 14323:2013 e a Instrução Técnica 8 (2011) permitem também a redução do TRRF tabelado em até 30 minutos por meio de um método que depende da carga de incêndio específica e da ventilação do compartimento e das medidas de segurança contra incêndio das edificações. Esse método é apresentado no Anexo D.

Para incêndio em ambientes com material combustível formado por hidrocarbonetos, o Eurocode 1 (2002) apresenta a curva padronizada conforme a Equação (2.2).

$$\theta_g = \theta_0 + 1080(1 - 0,33e^{-0,17t} - 0,68e^{-2,50t}) \quad (2.2)$$

Nas Equações (2.1) e (2.2):

t é o tempo, em minutos;

θ_0 é a temperatura do ambiente antes do início do aquecimento, em graus Celsius, geralmente tomada igual a 20°C;

θ_g é a temperatura dos gases, em graus Celsius, no instante t .

Porém, os incêndios reais apresentam curvas temperatura-tempo com ramos ascendentes e descendentes. Conforme definido pela norma ABNT NBR 14432:2001, a curva de incêndio natural apresenta a variação de temperatura que simula o incêndio real e é função dos parâmetros do compartimento, que são geometria, ventilação, propriedades físico-térmicas dos elementos de vedação e da carga de incêndio específica.

Figura 2.1 – Fases de um incêndio natural comparado com o incêndio-padrão

A Figura 2.1 mostra um exemplo de curva de incêndio real que descreve as fases de um incêndio e, como referência, apresentado a curva de incêndio-padrão. O modelo do incêndio natural compartimentado é um método mais preciso de determinação da temperatura dos gases no interior de um compartimento em chamas. De forma simplificada, esse modelo pode ser representado por curvas paramétricas, que são determinadas em “base de modelos de incêndio e parâmetros físicos específicos definindo as condições do incêndio compartimentado”. (EUROCODE 1, 2002)

2.1 Curva de incêndio natural

De acordo com Silva (2012), os primeiros estudos sobre o ramo ascendente das curvas temperatura-tempo de um incêndio natural compartimentado foram realizados, no final da década de 1950, por Kawagoe, do *Building Research Institute* do Japão, e Ödeen, do *Royal Institute of Technology* da Suécia, em atividades independentes. Nesses trabalhos, foi considerado o equilíbrio térmico entre o calor gerado durante a combustão e o calor dissipado pelas aberturas e absorvido pela vedação do compartimento em chamas.

Segundo Pettersson et al. (1976), a norma sueca *Swedish Building Regulations* (SBN) na versão de 1967 apresentava uma curva de incêndio-padrão, conforme a Equação (2.3), sob a qual os componentes da estrutura deveriam resistir por um certo período de tempo. Esse tempo dependia da classificação da edificação. Tal método era equivalente ao que atualmente se denomina TRRF.

$$\theta_g = \theta_0 + 1325 - 430e^{-0,2t} - 270e^{-1,7t} - 625e^{-19t} \quad (2.3)$$

Na Equação (2.3):

t é o tempo, em horas;

θ_0 é a temperatura do ambiente no instante $t = 0$, em graus Celsius, tomada igual a 20°C;

θ_g é a temperatura dos gases, em graus Celsius, no instante t .

Como pode ser visualizado na Figura 2.2, a curva de incêndio-padrão da norma sueca se assemelha à curva apresentada pela ISO-834.

A SBN (1967) já permitia também o uso de um procedimento mais racional, cuja curva da fase de aquecimento considerava o grau de ventilação e a carga de incêndio, enquanto para a fase de resfriamento, de forma simplificada, considerava uma redução linear da temperatura dos gases de 10 °C/min.

Os suecos Pettersson, Magnusson e Thor desenvolveram pesquisas sobre carga de incêndio em ambientes com diversas ocupações, modelos matemáticos para representar o incêndio natural compartimentado e análise experimental. Esses trabalhos foram compilados no *handbook "Fire Engineering Design of Steel Structures"* em 1974 (traduzido para o inglês em 1976), que serviu de base para as recomendações da SBN na edição 1975, que apresenta tabelas e diagramas

indicando uma relação mais precisa entre a temperatura e o tempo, em função da carga de incêndio e grau de ventilação.

Figura 2.2 – Comparação da curva de incêndio-padrão da norma SBN (1967) e a da ISO-834

A partir das mesmas hipóteses adotadas por Pettersson, baseadas no equilíbrio térmico do compartimento em chamas, na década de 1980, o sueco Wickström propõe uma equação única para a determinação do ramo ascendente da curva temperatura-tempo dos gases quentes. (ONE STOP SHOP IN STRUCTURAL FIRE ENGINEERING, 2006)

Essa curva é igual à da SBN (1967) substituindo-se o t (tempo) por um t^* (tempo fictício), que depende do grau de ventilação e das propriedades físico-térmicas dos elementos de compartimentação (parâmetro b). Quando o grau de ventilação é igual a $0,04 \text{ m}^{1/2}$ e b é igual a $1160 \text{ J/m}^2 \text{ s}^{1/2}$, t^* será igual a t .

Wickström usou resultados dos ensaios das curvas de incêndio da norma sueca para validar suas hipóteses teóricas. As pesquisas dele proporcionaram uma base sólida para as futuras curvas paramétricas, incluídas no Eurocode 1 na versão de 1995.

Esses estudos tiveram por hipótese que o incêndio era controlado pela ventilação. O incêndio é dito “controlado pela ventilação” quando a taxa de aquecimento no compartimento depende principalmente da quantidade de oxigênio disponível e, portanto, das condições de ventilação. Enquanto “controlado pelo combustível” é quando o aquecimento liberado no compartimento depende principalmente das

características e da quantidade de material em combustão. Nesse caso, a ventilação é grande o suficiente para não ter influência sobre o incêndio e o oxigênio disponível é suficiente para a combustão.

Franssen (1999) apresenta alguns aperfeiçoamentos no cálculo das curvas paramétricas. Nessa época os procedimentos do Eurocode 1, além da carga de incêndio e do grau de ventilação, já consideravam as propriedades físico-térmicas dos elementos de compartimentação .

As melhorias apontadas por Franssen (1999), que depois foram inseridas na Eurocode 1 na versão de 2002, são:

- o cálculo do parâmetro b (propriedades físico-térmicas) equivalente para os elementos de compartimentação com camadas de materiais diferentes;
- a possibilidade de o incêndio ser controlado pelo combustível. Foi estabelecido um tempo mínimo para que toda a carga de incêndio fosse consumida pelo incêndio;
- a adoção de um parâmetro na curva de aquecimento para casos em que a ventilação é abundante e valores da carga de incêndio e do parâmetro b são baixos. Esse parâmetro procura levar em conta o fato que o excedente do ar que não é consumido pelo fogo faz com que desacelere o incêndio e reduza o nível de temperatura. Isso ocorre porque a troca de calor entre o interior e o exterior do compartimento aumenta quando o grau de ventilação é alto. Esse parâmetro é calculado pela Equação (2.10) apresentado no item 2.2.2.

2.2 Curvas Paramétricas

As curvas paramétricas apresentadas pela Eurocode 1 (2002) têm por base um modelo de incêndio natural e são válidas para compartimentos até 500 m² de área de piso e 4 metros de altura, sem aberturas horizontais (no teto). Nesse modelo considera-se que todo material inflamável participa do processo de combustão.

2.2.1 Tempo da temperatura máxima dos gases

O primeiro passo é se determinar o tempo em que ocorre a temperatura máxima dos gases ($t_{m\acute{a}x}$), expresso em horas, dentro de um compartimento, que será obtido por meio da Equação (2.4).

$$t_{m\acute{a}x} = 0,2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d} / O \geq t_{lim} \quad (2.4)$$

Na Equação (2.4):

$q_{t,d}$ é o valor de cálculo da carga de incêndio específica relacionada à área total do compartimento (A_t), conforme $q_{t,d} = q_{f,d} \cdot A_f / A_t$ [MJ/m²], respeitando os limites de $50 \leq q_{t,d} \leq 1000$ [MJ/m²]

$q_{f,d}$ é o valor de cálculo da carga de incêndio específica relacionada à área de piso do compartimento (A_f). Esse valor é determinado aplicando fatores de ponderação aos valores característicos da carga de incêndio específica.

O é o grau de ventilação, $O = A_v \cdot \sqrt{h_{eq}} / A_t$ [m^{1/2}], com os limites: $0,02 \leq O \leq 0,20$;

A_v é área total de aberturas verticais nas paredes em m².

h_{eq} é a altura média das aberturas em m².

A_t é área total do compartimento (teto, piso e paredes) em m².

t_{lim} é o tempo-limite mínimo, determinado pela velocidade de desenvolvimento do incêndio:

- 25 min para lento (espaço público);
- 20 min para médio (residência, hospital, hotel, escritório, sala de aula); e
- 15 min para rápido (biblioteca, shopping, cinema, teatro).

Os fatores de ponderação são encontrados no Anexo E da parte 2 do Eurocode 1 (2002). Já a ABNT NBR 14432:2001 e a Instrução Técnica 8 (2011) não especificam fatores de ponderação para serem aplicados nas cargas de incêndio específica. Porém, no assim denominado “Método do Tempo Equivalente” que possibilita a redução do TRRF de até 30 minutos, são usados fatores de ponderação semelhantes ao do Eurocode 1 (2002).

Quando $t_{m\acute{a}x} = t_{lim}$ significa que o incêndio é controlado pelo combustível e quando $t_{m\acute{a}x} > t_{lim}$, ou seja, quando $t_{m\acute{a}x}$ é determinado por $(0,2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d} / O)$, segundo o Eurocode 1 (2002), o incêndio é controlado pela ventilação. A temperatura máxima dos gases é obtida adotando o tempo $t_{m\acute{a}x}$ para a Equação (2.5).

2.2.2 Ramo ascendente

A formulação para temperatura dos gases na fase de aquecimento, ou seja, o ramo ascendente é dado pela Equação (2.5).

$$\theta_g = 20 + 1325(1 - 0,324e^{-0,2t^*} - 0,204e^{-1,7t^*} - 0,472e^{-19t^*}) \quad (2.5)$$

Na Equação (2.5):

θ_g é a temperatura dos gases dentro do compartimento, expresso em graus Celsius ($^{\circ}\text{C}$).

t^* é o tempo fictício em horas, calculado por meio da Equação (2.6) para incêndio controlado pela ventilação ($t_{m\acute{a}x} > t_{lim}$) e calculado por intermédio da Equação (2.8) para incêndio controlado pelo combustível ($t_{m\acute{a}x} = t_{lim}$).

$$t^* = t \cdot \Gamma \quad (2.6)$$

Sendo que o coeficiente Γ é determinado pela Equação (2.7).

$$\Gamma = \frac{(O/b)^2}{(0,04/1160)^2} \quad (2.7)$$

Na Equação (2.7):

O é o grau de ventilação

b é uma propriedade físico-térmica dos elementos de compartimentação em $\text{J/m}^2\text{s}^{1/2} \text{ } ^{\circ}\text{C}$.

$$t^* = t \cdot \Gamma_{lim} \quad (2.8)$$

Sendo que o coeficiente Γ_{lim} é determinado pela Equação (2.9).

$$\Gamma_{lim} = k \frac{(O_{lim}/b)^2}{(0,04/1160)^2} \quad (2.9)$$

Na Equação 2.6:

O_{lim} é o grau de ventilação-limite determinado por $O_{lim} = 0,1 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}/t_{lim}$

k é um coeficiente que é tomado igual a 1 ou calculado conforme Equação (2.10) caso sejam atendidas todas as condições: $O > 0,04$; $q_{t,d} < 75$; e $b < 1160$.

$$k = 1 + \left(\frac{O - 0,04}{0,04} \right) \left(\frac{q_{t,d} - 75}{75} \right) \left(\frac{1160 - b}{1160} \right) \quad (2.10)$$

A propriedade físico-térmica b dos elementos de vedação do compartimento é associada às características físicas e térmicas de seus materiais e é obtida por meio da Equação (2.11), com os seguintes limites: $100 \leq b \leq 2200$ em $\text{J/m}^2\text{s}^{1/2} \text{ } ^{\circ}\text{C}$.

$$b = \sqrt{\rho c \lambda} \quad (2.11)$$

Na Equação (2.11):

ρ é a massa específica do material do elemento de compartimentação em kg/m³;
 c é o calor específico do material do elemento de compartimentação em J/kg °C;
 λ é a condutividade térmica do material do elemento de compartimentação em W/m °C.

No caso de elementos de compartimentação com diferentes valores de b deve ser feita a média ponderada considerando suas áreas e descontando as áreas das aberturas.

Para elementos de compartimentação compostos por camadas de materiais com propriedades térmicas e físicas distintas, seguir a seguinte recomendação:

Para $b_1 < b_2$, adotar $b = b_1$.

Para $b_1 > b_2$, calcular pelas Equações (2.12) e (2.13).

$$\text{Para } s_1 > s_{lim}: \quad b = b_1 \quad (2.12)$$

$$\text{Para } s_1 < s_{lim}: \quad b = \frac{s_1}{s_{lim}} b_1 + \left(\frac{1 - s_1}{s_{lim}} \right) b_2 \quad (2.13)$$

Na Equações (2.12) e (2.13):

O índice 1 representa a camada exposta ao fogo e o índice 2 é relativo a próxima camada.

b_1 e b_2 são as propriedades físico-térmicas das camadas 1 e 2, respectivamente;

s_{lim} é a espessura-limite em metros dada pela Equação (2.14).

$$s_{lim} = \sqrt{\frac{3600 \cdot t_{m\acute{a}x} \lambda_1}{c_1 \rho_1}} \quad (2.14)$$

Na Equação (2.14):

$t_{m\acute{a}x}$ é o tempo para atingir a temperatura máxima em horas;

λ_1 , c_1 e ρ_1 são as propriedades da camada exposta ao fogo.

2.2.3 Ramo descendente

O ramo descendente da curva parametrizada proposto pelo Eurocode 1 (2002) é representado simplifiadamente por uma reta conforme as Equações (2.15), (2.16) e (2.17).

$$\theta_g = \theta_{m\acute{a}x} - 650(t^* - t_{m\acute{a}x}^* \cdot x), \text{ para } t_{m\acute{a}x}^* \leq 0,5 \quad (2.15)$$

$$\theta_g = \theta_{m\acute{a}x} - 250(3 - t_{m\acute{a}x}^*)(t^* - t_{m\acute{a}x}^* \cdot x), \text{ para } 0,5 < t_{m\acute{a}x}^* \leq 2,0 \quad (2.16)$$

$$\theta_g = \theta_{m\acute{a}x} - 250(t^* - t_{m\acute{a}x}^* \cdot x), \text{ para } t_{m\acute{a}x}^* > 2,0 \quad (2.17)$$

Nas Equações (2.15), (2.16) e (2.17):

$$t^* = t \cdot \Gamma$$

$$t_{m\acute{a}x}^* = (0,2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}/0) \cdot \Gamma$$

$x = 1,0$, se $t_{m\acute{a}x} > t_{lim}$ (incêndio controlado pela ventilação) ou $x = \Gamma/t_{m\acute{a}x}^*$, se $t_{m\acute{a}x} = t_{lim}$ (incêndio controlado pelo combustível).

Nessas equações do ramo descendente, é importante atentar-se que o $t_{m\acute{a}x}^*$ não é exatamente o mesmo do ramo ascendente, já que esse não respeita a limitação de t_{lim} . E o parâmetro x é criado para não haver descontinuidade entre as curvas do ramo ascendente e descendente quando o incêndio for controlado pelo combustível.

Para a programação criada para a planilha dessa dissertação, as Equações (2.15), (2.16) e (2.17) foram substituídas pela única Equação (2.18), de forma a deixá-la mais simples e manter a variável $t_{m\acute{a}x}^*$ igual ao do ramo ascendente.

$$\theta_g = \theta_{m\acute{a}x} - 250 \cdot k_{temp} \cdot (t^* - t_{m\acute{a}x}^*) \quad (2.18)$$

Na Equação (2.18):

$\theta_{m\acute{a}x}$ é a temperatura máxima dos gases calculada com a Equação (2.5) com o tempo $t_{m\acute{a}x}^*$.

$t_{m\acute{a}x}^*$ é o tempo fictício relativo ao tempo da temperatura máxima dos gases respeitando a condição de ser maior que t_{lim} .

k_{temp} é dado pela Equação (2.19), respeitando a condição $1,0 \leq k_{temp} \leq 2,5$

$$k_{temp} = (3 - t_{m\acute{a}x}^{**}) \quad (2.19)$$

Na Equação (2.19):

$t_{m\acute{a}x}^{**}$ é o tempo fictício relativo ao tempo da temperatura máxima dos gases NÃO respeitando a condição de ser maior que t_{lim} , ou seja calculada pela Equação (2.6) com $t_{m\acute{a}x} = 0,2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}/0$.

2.3 Estruturas de aço em situação de incêndio

Para o dimensionamento das estruturas a altas temperaturas deve-se considerar redução da resistência e do módulo de elasticidade dos materiais. No caso das

estruturas de aço, essa consideração é feita adotando redutores $k_{y,\theta}$ e $k_{E,\theta}$. Segundo Silva (2004), os redutores são recomendados pelo Eurocode tendo por base ensaios realizados pelas siderúrgicas British Steel (Reino Unido) e ARBED (Luxemburgo). Seguindo a linha da Eurocode, a ABNT NBR 14323:1999 e a atual versão de 2013 adotam os mesmos redutores.

O valor de cálculo da força normal resistente em situação de incêndio é determinado por meio da Equação (2.20), em que γ_{fi} é o coeficiente de ponderação da resistência em situação de incêndio e igual a 1.

$$N_{fi,Rd} = \chi_{fi} \frac{k_{y,\theta} A_g f_y}{\gamma_{fi}} \quad (2.20)$$

Na Equação (2.20):

χ_{fi} é o fator de redução de resistência para pilares em situação de incêndio, devido à esbeltez e imperfeições.

$k_{y,\theta}$ é o fator de redução da resistência ao escoamento à temperatura elevada θ .

$A_g f_y$ é a força normal de plastificação da seção transversal à temperatura ambiente.

A_g é a área bruta da seção transversal da barra de aço.

f_y é a tensão de escoamento do aço do perfil à temperatura ambiente.

Desde a década de mil novecentos e oitenta, foram desenvolvidos vários estudos para a determinação de χ_{fi} . A ECCS (1983), com base em Janss, Minne (1981), propôs que se utilizasse a Equação (2.21) adotando $\alpha = 0,49$ para qualquer seção de perfil. Nessa publicação era reconhecido que λ_0 deveria ser substituído por $\lambda_{0,fi}$ (Equação (2.23)), no entanto, à época admitiu-se que $\lambda_{0,fi} = \lambda_0$. A ECCS (1985) manteve a recomendação anterior.

Para $\lambda_{0,fi} \leq 0,2$

$$\chi_{fi} = 1$$

Para $\lambda_{0,fi} > 0,2$

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_{0,fi} + \sqrt{\varphi_{0,fi}^2 - \lambda_{0,fi}^2}} \quad (2.21)$$

Onde $\varphi_{0,fi}$ é obtido pela Equação (2.22).

$$\varphi_{0,fi} = 0,5(1 + \alpha(\lambda_{0,fi} - 0,2) + \lambda_{0,fi}^2) \quad (2.22)$$

O Eurocode 3 (1993) manteve $\lambda_{0,fi} = \lambda_0$ e a Equação (2.23), no entanto, incluiu um fator empírico de correção para reduzir a força normal resistente, como se adotasse $\chi_{fi} = \chi / 1,2$.

Já o Eurocode 3 (1995) manteve a Equação (2.23) e o fator de 1,2, mas utiliza $\lambda_{0,fi}$ conforme Equação (2.23). Esse procedimento era o recomendado pela ABNT NBR 14323:1999.

$$\lambda_{0,fi} = \frac{\lambda}{\sqrt{\pi^2 \frac{k_{E,\theta} E}{k_{y,\theta} f_{y,\theta}}}} \quad (2.23)$$

Franssen, Schleich, Cajot (1995) propuseram uma curva própria para incêndio, calculando $\varphi_{0,fi}$ pela Equação (2.24), adotando o valor de α conforme Equação (2.25).

$$\varphi_{0,fi} = 0,5(1 + \alpha \lambda_{0,fi} + \lambda_{0,fi}^2) \quad (2.24)$$

$$\alpha = \beta \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (2.25)$$

Na Equação (2.25), adota-se $\beta = 1,2$, sendo esse escolhido com base em análise numérica via programa de computador, SAFIR, de forma a estar a favor da segurança para todas as análises. Franssen et al. (1996) com base em cerca de 80 resultados experimentais, mantiveram a mesma curva, no entanto alteraram o fator β de 1,2 para 0,65, por ser esse o valor médio encontrado. O código modelo do ECCS (2001) incorpora a proposta de Franssen et al. (1996), que, finalmente também é incluído no Eurocode 3 (2001) e mantém-se até a última versão de 2005. A norma brasileira ABNT NBR 14323:2013 passa adotar a mesma curva que o Eurocode 3 (2005). Ressaltando que para os casos em que a instabilidade local seja preponderante, valores menores de $k_{y,\theta}$ devem ser empregados (Eurocode 3 2005, Renaud; Zhao 2006).

As normas europeias são conhecidas pela racionalidade das expressões normatizadas. Seguindo essa linha, as expressões para dimensionamento recomendadas pelo Eurocode 3 (2003) “à temperatura ambiente” e Eurocode 3 (2005) “em situação de incêndio” são formalmente parecidas. Essa similaridade ocorria também entre as normas ABNT NBR 14323:1999 e ABNT NBR 8800:1986.

No entanto, a ABNT NBR 8800:2008 alterou a forma de dimensionar pilares à temperatura ambiente, seguindo o AISC (2005). Isso tornou a expressão muito diferente daquela adotada pela ABNT NBR 14323:1999 e ABNT NBR 14323:2013. Essa diferença se agrava quando se trata do cálculo do momento fletor resistente à

instabilidade lateral com torção, em que a ABNT NBR 14323:2013, baseado na Eurocode 2 (2005), utiliza-se do fator de redução χ_{fi} .

Os procedimentos completos para se encontrar os esforços resistentes de perfis de aço em situação de incêndio se encontram no Anexo B.

3 ELABORAÇÃO DA FERRAMENTA COMPUTACIONAL

Para alcançar os objetivos desta Dissertação, foi desenvolvida a *AçoInc*, uma ferramenta computacional no programa *Excel* a fim de determinar a temperatura dos gases quentes no compartimento, conforme Capítulo 2 dessa Dissertação; determinar a temperatura no aço, conforme ABNT NBR 14323:2013 e apresentada no Anexo C; e, finalmente, calcular os esforços resistentes de elementos estruturais de aço de seção transversal do tipo “I” em situação de incêndio, conforme formulação apresentada no Anexo B. Nessa ferramenta foi incluída também o recurso de determinar os esforços resistentes à temperatura ambiente, conforme ABNT NBR 8800:2008 e apresentada no Anexo A.

A ferramenta é capaz de calcular os esforços resistentes à temperatura ambiente e em situação de incêndio dos perfis de aço, além de traçar curvas temperatura- tempo de incêndio-padrão e incêndio natural compartimentado, mais especificamente as curvas paramétricas indicadas no Eurocode 1 (2002). Foram adotados perfis de aço de seção do tipo “I”, soldados e laminados, por serem os mais empregados no mercado.

Figura 3.1 – Planilhas da pasta de trabalho

AçoInc é uma pasta de trabalho que contém nove planilhas, conforme apresentado Figura 3.1. As planilhas desenvolvidas são:

- Verificações do Perfil – “*Verificações Perfil*”;
- Esforços Resistentes à temperatura ambiente – “*Esforços Resistentes*”;
- Esforços Resistentes em Situação de Incêndio – “*Esforços Res. – Incêndio*”;
- Curvas de Incêndio e Temperatura do aço – “*Temperatura*”;
- Compartimento – “*Compartimento*”;
- Cargas de Incêndio – “*Cargas de Incêndio*”;
- Análise Paramétrica 1 – “*Análise Para. 1*”;
- Análise Paramétrica 2 – “*Análise Para. 2*”.
- Temperatura Crítica – “*T.Crítica*”

As planilhas serão apresentadas de forma detalhada nos itens a seguir.

3.1 Verificações do perfil

A primeira planilha, “*Verificações Perfil*”, é aquela onde são inseridos os dados gerais para possibilitar a determinação dos esforços resistentes de um perfil “I” à temperatura ambiente e em situação de incêndio.

Como pode ser visualizado na Figura 3.2, é disponibilizado ao usuário a inclusão/alteração das propriedades mecânicas do aço, características da estrutura e parâmetros referentes à situação de incêndio.

As propriedades mecânicas do aço são:

- resistência ao escoamento do aço (f_y);
- módulo de elasticidade (E) que, segundo a ABNT NBR 8800:2008, à temperatura ambiente vale 200.000 MPa;
- módulo de elasticidade transversal (G) que, segundo a ABNT NBR 8800:2008, à temperatura ambiente vale 77.000 MPa.

Ainda é permitido incluir:

- coeficientes de ponderação da resistência do aço (γ_{a1}) à temperatura ambiente e em situação de incêndio

Verificações de Perfis I sujeitos à Flexocompressão conforme NBR 8800:2008 e NBR 14.323:2013															
criado por Arthur Ribeiro Mello															
Propriedades do Aço		Características da Estrutura													
f_y	250 MPa	C_b	1.00												
E	200,000 MPa	L_b	300.00 cm (flexão)												
G	77,000 MPa	K_yL_x	323.00 cm (compressão)												
γ_{a1} (temp. amb.)	1.1	K_yL_y	323.00 cm (compressão)												
γ_{a1} (incêndio)	1.0	K_zL_z	323.00 cm (compressão)												
		Situação de Incêndio													
		k'	1.00												
		θ_a	503.6 °C												
		$k_{y,s}$	0.7688												
		$k_{e,s}$	0.5896												
		$k_{z,s}$	0.5217												
Perfil: ☒ Padronizado ☐ Soldado não padronizado HP 310x110		Dimensões do perfil Soldado <table border="1"> <tr><td>h</td><td>300 mm</td></tr> <tr><td>tw</td><td>9.50 mm</td></tr> <tr><td>bfc</td><td>300 mm</td></tr> <tr><td>tfc</td><td>12.50 mm</td></tr> <tr><td>bft</td><td>300 mm</td></tr> <tr><td>tft</td><td>12.50 mm</td></tr> </table>		h	300 mm	tw	9.50 mm	bfc	300 mm	tfc	12.50 mm	bft	300 mm	tft	12.50 mm
h	300 mm														
tw	9.50 mm														
bfc	300 mm														
tfc	12.50 mm														
bft	300 mm														
tft	12.50 mm														
		temperatura crítica copiar temperatura													

Figura 3.2 – Escolha das propriedades mecânicas do aço, características da estrutura e parâmetros referentes à situação de incêndio

As características do elemento estrutural são:

- comprimento destravado para a flexão (L_b), que é igual à distância entre duas seções contidas à instabilidade lateral com torção;

- comprimentos de flambagem por flexão em relação aos eixos x e y ($K_x L_x$ e $K_y L_y$), já considerados os coeficientes de flambagem segundo a ABNT NBR 8800:2008; na maior parte das vezes, iguais a 1,0;
- comprimento de flambagem por torção ($K_z L_z$), já considerados os coeficientes de flambagem segundo a ABNT NBR 8800:2008; na maior parte das vezes, iguais a 1,0.

Ainda é permitido incluir:

- fator de modificação (C_b) para o diagrama de momento fletor não uniforme, conforme ABNT NBR 8800:2008.

Os dados para o cálculo dos esforços resistentes do perfil de aço em situação de incêndio a serem inseridos são basicamente a temperatura do aço (θ_a) e o fator de correção κ . Esse fator, conforme ABNT NBR 14323:2013, leva em conta o efeito benéfico de uma distribuição de temperatura não uniforme na seção transversal. Com a temperatura do aço, se obtêm os fatores de redução da resistência ao escoamento ($k_{y,\theta}$), do módulo de elasticidade ($k_{E,\theta}$) e da resistência ao escoamento de seções sujeitas à instabilidade local ($k_{\sigma,\theta}$).

A temperatura do aço (θ_a) pode ser obtida da planilha “*Temperatura*”, com base no incêndio paramétrico (temperatura máxima), ou padronizado (temperatura associada a um TRRF). O campo da temperatura do aço não está vinculado à planilha “*Temperatura*” no intuito de permitir que o usuário insira outros valores, por exemplo, a temperatura crítica.

A escolha do perfil pode ser feita tanto inserindo suas dimensões ou escolhendo um perfil padronizado do mercado brasileiro por meio de um banco de dados. Os campos usados para a escolha do perfil estão destacados nas Figuras 3.3 e 3.4.

Verificações de Perfis I sujeitos à Flexocompressão conforme NBR 8800:2008 e NBR 14.323:2013	
criado por Arthur Ribeiro Melão	
Propriedades do Aço	
f_y	250 MPa
E	200,000 MPa
G	77,000 MPa
γ_{a1} (temp. amb.)	1.1
γ_{a1} (incêndio)	1.0
Características da Estrutura	
C_b	1.00
L_b	300.00 cm (flexão)
$K_x L_x$	323.00 cm (compressão)
$K_y L_y$	323.00 cm (compressão)
$K_z L_z$	323.00 cm (compressão)
Situação de Incêndio	
κ	1.00
θ_a	503.6 °C
$k_{y,\theta}$	0.7688
$k_{E,\theta}$	0.5896
$k_{\sigma,\theta}$	0.5217
Perfil:	
☒ Padronizado ☐ Soldado não padronizado	
<div>HP 310x110</div>	
Dimensões do perfil Soldado	
h	300 mm
tw	9.50 mm
bfc	300 mm
tfc	12.50 mm
bft	300 mm
tft	12.50 mm

Figura 3.3 – Escolha do perfil padronizado.

Verificações de Perfis I sujeitos à Flexocompressão conforme NBR 8800:2008 e NBR 14.323:2013									
criado por Arthur Ribeiro Melão									
Propriedades do Aço									
f_y	250	MPa							
E	200.000	MPa							
G	77.000	MPa							
γ_{af} (temp. amb.)	1.1								
γ_{af} (incêndio)	1.0								
Características da Estrutura									
C_b	1.00								
L_b	300.00	cm	(flexão)						
K_{yL-x}	323.00	cm	(compressão)						
K_{yL-y}	323.00	cm	(compressão)						
K_{yL-z}	323.00	cm	(compressão)						
Situação de Incêndio									
k	1.00								
θ_a	503.6	°C							
$k_{y,\theta}$	0.7688								
$k_{E,\theta}$	0.5896								
$k_{\sigma,\theta}$	0.5217								
<div> <div>temperatura crítica</div> <div>copiar temperatura</div> </div>									
Perfil: ☐ Padronizado ☒ Soldado não padronizado									
Dimensões do perfil Soldado									
h	300	mm							
tw	9.50	mm							
bfc	300	mm							
tfc	12.50	mm							
bft	300	mm							
tft	12.50	mm	sim.						

Figura 3.4 – Escolha do perfil soldado não padronizado.

Após serem inseridos os dados sobre as propriedades aço, características da estrutura, condições em situação de incêndio e escolhido o perfil, os esforços resistentes à temperatura ambiente e em situação de incêndio são automaticamente calculados pelas planilhas auxiliares “*Esforços Resistentes*” e “*Esforços Res. – Incêndio*”, que são apresentadas no item 3.2 e 3.3.

No caso de flexão composta, conforme apresentado na Figura 3.5, os resultados dos cálculos dos esforços resistentes são apresentados na parte da planilha “*Verificações Perfil*” e os estados-limites últimos à temperatura ambiente e em situação de incêndio são verificados conforme ABNT NBR 8800:2008 e ABNT NBR 14323:2013, respectivamente. Para realizar tais verificações, basta preencher os campos dos esforços solicitantes.

Verificações do Estado-Limite Último									
ELU - temperatura ambiente									
		Solicitantes	Resistentes						
$N_{o,Ed}$	1368,0	kN	2348,1						
$M_{o,Ed}$	0,0	kN.m	348,3						
$M_{y,Ed}$	0,0	kN.m	143,2						
$V_{o,Ed}$	0,0	kN	424,9						
Verificação									
		1368,0 > 0,2 * 2348,1							
N	Mx	My	PERFIL OK						
0,58	0,00	0,00	= 0,5826 < 1,00						
ELU - Situação de Incêndio									
		Solicitantes	Resistentes						
$N_{o,Ed}$	957,6	kN	872,3						
$M_{o,Ed}$	0,0	kN.m	175,5						
$M_{y,Ed}$	0,0	kN.m	145,7						
$V_{o,Ed}$	0,0	kN	256,7						
Verificação									
		957,6 > 0,2 * 872,3							
N	Mx	My	PERFIL NÃO PASSOU						
1,10	0,00	0,00	= 1,0977 > 1,00						

Figura 3.5 – Verificações do Estado-Limite Último.

Outro recurso incluído nessa planilha foi o de se encontrar automaticamente a temperatura crítica do elemento estrutural. Após a verificação à temperatura ambiente, uma rotina computacional encontra um valor para a temperatura do aço, com precisão de uma casa decimal, de forma a igualar os valores dos esforços solicitantes e resistentes em situação de incêndio. Para utilizar esse recurso basta inserir os

3.2 Esforços Resistentes à temperatura ambiente

cell_FLA_Mrd

:

✕

✓

f_x

=Mrd_alma(cell_FLA_Esb;cell_FLA_Esb_p;cell_FLA_Esb_r;cell_Mp;cell_FLA_Mr;cell_gama_a1;cell_Wx_c;cell_Wx_t;cell_fy;"N";1;1)

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
1	Cálculo dos Esforços Resistentes de Perfis I conforme NBR 8800:2008											
2	criado por Arthur Ribeiro Melão											
27												
28	Cálculo do Momento Fletor Resistente							<div>M_{Rd} 393.41 kN.m</div>				
29												
30	Simetria: 2 eixos							M _{Rd} máx				
31	M _p 432.75 kN.m							[kN.m]				
32								524.66				
33												
34	FLA				Alma Compacta							
35	λ	λ _p	λ _r	M _r		M _{Rd}	k _{pg}					
36				[kN.m]		[kN.m]						
37	15.9	106.3	161.2	384.75		393.41						
38												
39	FLM				Mesa Compacta							
40	λ	λ _p	λ _r	M _r	M _{or}	M _{Rd}	k _c					
41				[kN.m]	[kN.m]	[kN.m]						
42	10.0	10.7	28.1	269.33	2,123.82	393.41	1.000					
43												
44	FLT				Viga Curta							
45	λ	λ _p	λ _r	M _r	M _{or}	M _{Rd}	L _p	L _r	α _y			
46				[kN.m]	[kN.m]	[kN.m]	[cm]	[cm]				
47	40.3	49.8	204.8	269.33	2781.69	393.41	371	1526	1.0000			
48												

Para facilitar o cálculo em situações, por exemplo, em que o procedimento de cálculo dependa de vários fatores e possua equações que contenham várias condicionais (funções *se()*), foram utilizados os recursos do *Visual Basic* associado ao *Microsoft Excel* para criação de funções denominadas pelo programa de “fórmulas”. Um exemplo de aplicação é o caso dos momentos fletores resistentes, que dependem de verificações das instabilidades locais da alma e da mesa e lateral com torção. A Figura 3.7 apresenta um exemplo de “fórmula” criada por meio desses recursos. A grande

vantagem é de se manter fórmulas mais compactas no *Excel* e facilitar a visualização das rotinas de cálculo e, portanto, evitar erros e facilitar alterações.

Figura 3.7 – Exemplo de fórmula criada por meio do Visual Basic.

3.3 Esforços Resistentes em Situação de Incêndio

Assim como os esforços resistentes à temperatura ambiente, a planilha “*Esforços Res. – Incêndio*” apresenta os resultados parciais dos parâmetros intervenientes na determinação dos esforços resistentes em situação de incêndio, conforme ABNT NBR 14323:2013. A planilha é ilustrada pela Figura 3.8

cell_FLA_Mrd

✕

✓

f_x

=Mrd_alma(cell_FLA_Esb;cell_FLA_Esb_p;cell_FLA_Esb_r;cell_Mp;cell_FLA_Mr;cell_gama_a1;cell_Wx_c;cell_Wx_t;cell_fy;"S";cell_kytemp;cell_kttemp;cell_kappa_)

1

Cálculo dos Esforços Resistentes de Perfis I em Situação de Incêndio conforme NBR 14.323:2013

2

criado por Arthur Ribeiro Melão

27

28

Cálculo do Momento Fletor Resistente

29

30

Simetria:

2 eixos

31

M_p

346.41 kN.m

32

33

34

FLA

Alma Compacta

35

λ

λ_p

λ_r

M_r

M_{Rd}

36

[kN.m]

[kN.m]

37

31.6

90.4

137.0

314.74

266.33

38

39

FLM

Mesa Semicompacta

40

λ

λ_p

λ_r

M_r

M_{cr}

M_{Rd}

41

[kN.m]

[kN.m]

[kN.m]

42

12.0

9.1

23.0

314.74

1,120.15

241.98

43

44

FLT

Viga Curta

45

λ

λ_p

λ_r

M_r

M_{cr}

M_{Rd}

46

[kN.m]

[kN.m]

[kN.m]

47

40.7

42.3

109.5

314.74

2042.37

197.28

M_{Rd}

197.28 kN.m

k_{pg}

k_c

0.712

L_p

L_r

α_y

[cm]

[cm]

312

807

1.0000

Figura 3.8 – Cálculo dos esforços resistentes em situação de incêndio.

3.4 Temperatura do aço

Para analisar o elemento de aço em situação de incêndio é necessário conhecer a temperatura do aço para, em seguida, obter os esforços resistentes, conforme apresentado anteriormente. Para se obter essa temperatura foi desenvolvida outra planilha, denominada “*Temperatura*”, a qual permite calcular e traçar as curvas temperatura-tempo dos gases, segundo as curvas paramétricas do Eurocode 1 (2002) e a curva-padrão da ISO 834 (1999). Adotando os parâmetros e a formulação de transferência de calor recomendada pela ABNT NBR 14323:2013, a planilha traça as curvas temperatura-tempo do aço a partir das curvas dos gases.

Os dados de entrada da planilha apresentada na Figura 3.9, são:

- Valor de cálculo da carga de incêndio específica total de cálculo (q_{td}) do compartimento, ou seja, a carga de incêndio dividida pela área de todo o compartimento, incluindo piso, teto e paredes e afetada por coeficientes de ponderação;
- Grau de ventilação (O) do compartimento;
- Parâmetro b referente a propriedades físico-térmicas dos elementos de compartimentação;
- Dados do revestimento contra fogo do perfil, considerados invariáveis com a temperatura:
 - massa específica (ρ_m) em kg/m³;
 - calor específico (c_m) em J/kg °C;
 - condutividade térmica (λ_m) em W/m °C;
 - espessura (t_m) em mm;
- Tipo de exposição ao fogo;
- Fator de massividade que pode ser inserido manualmente ou por meio da calculadora auxiliar, em função das do perfil e do tipo de exposição. O fator de massividade é necessário para o cálculo da transferência de calor conforme apresentado no Anexo C.

Com esses dados de entrada, é possível se determinar a temperatura máxima do aço sujeito às curvas parametrizadas temperatura-tempo conforme recomendações do Eurocode 1 (2002) cuja formulação é apresentada na sessão 2.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J						
1	Cálculo da Temperatura Máxima do Aço															
2	criado por Arthur Ribeiro Melão															
3	Parâmetros Principais da Curva Paremétrica da Eurocode 1 (2002)															
4	q _{t,d}	150.0	MJ/m ²	carga de incêndio específica total												
5	O	0.0900	m ^{1/2}	grau de ventilação												
6	desenvolvimento do incêndio:			Médio												
7	b	1578	J/m ² s ^(1/2) °C	elementos de compartimentação												
8																
9	Exposição do perfil de aço															
10	tipo de exposição:	Com revestimento - todos os lados														
11																
12	Fator de massividade															
13	(u/A _g)	200.0	m ⁻¹	Calculadora Exposição												
14	(u/A _g) _b	200.0	m ⁻¹													
15																
16	Cálculos da Curva paremétrica da Eurocode 1 (2002)															
17	O _{lim}	0.0450	m ^{1/2}	grau de ventilação limite												
18	t _{lim}	20	min	instante limite												
19	t _{max}	20	min	instante máximo												
20	k	1.000														
21	Γ _{lim}	0.684														
22	Γ	2.736														
23	t _{max} *	54.7	min													
24																
25	θ _g	929.9	°C													
26																
27																
28	Redutor do TRRF (ABNT NBR 14323:2013)															
29	q f,d	398	MJ/m ²	TRRF 60 min te (limitado) 30.0 min												
30	W	0.784														
31	te	21.9	min													
32																
33	Calculadora Carga de Incêndio															
34																
35																

Dados do compartimento

Revestimento contra fogo do perfil

λ _m	0.150	W/m°C
ρ _m	240	kg/m ³
c _m	2300	J.kg/°C
t _m	20.0	mm

Transferência de calor gases/perfil

k _{sh}	0.9
c _a	600 J.kg/°C
ρ _a	7850 kg/m ³
Δt	5 seg
α _c	35 W/m ² °C
ε _r	0.7

Calcular

Figura 3.9 – Cálculo da temperatura máxima do aço do elemento estrutural em situação de incêndio.

Também é possível calcular a temperatura do aço sob incêndio-padrão no Tempo Requerido de Resistência ao Fogo (TRRF) com o valor reduzido por meio do método adotado pela ABNT NBR 14323:2013 e pela Instrução Técnica 8 (2011). Esse método é apresentado no Anexo D.

Para o cálculo da temperatura do aço sob incêndio-padrão, insere-se a carga de incêndio de cálculo (ver item 2.2.1) e o valor para o TRRF estabelecido pela Instrução Técnica nº 8 (2011). Como curiosidade, foram disponibilizados os valores para o TRRF com e sem a limitação determinada pelo Corpo de Bombeiros e pela própria ABNT NBR 14323:2013, que é em reduzir em no máximo 30 minutos (vide Anexo D).

Figura 3.10 – Exemplo de resultados obtidos por meio da planilha.

A Figura 3.10 apresenta um exemplo de resultados obtidos por meio da planilha "Temperatura". Tais resultados são apresentados em forma de gráfico e tabelas. Um dos resultados que pode ser visto na planilha é o tempo equivalente por meio do conceito de temperatura máxima do aço, ou seja, o tempo em que o elemento de aço sob incêndio-padrão atinge a mesma temperatura que sob o incêndio parametrizado do Eurocode 1 (2002). Esse resultado é apresentado na Figura 3.10 como Método do Tempo Equivalente pela curva paramétrica (" $MTE \theta_{a,m\acute{a}x}$ "). O item 6.1.2 desta dissertação explana sobre o método do tempo equivalente com esse conceito, que é o da temperatura máxima do aço.

A planilha “*Temperatura*” possui alguns botões que encaminham para ferramentas que auxiliam no cálculo dos parâmetros necessários para a determinação da temperatura máxima do aço sob incêndio paramétrico. Clicando nos botões “*Dados do compartimento*” e “*Calculadora Exposição*”, o usuário é direcionado para a planilha “*Compartimento*”.

3.5 Compartimento

Na planilha “*Compartimento*”, a primeira etapa é definir as características geométricas do compartimento, nos campos apresentados na Figura 3.11. As características geométricas são área de piso (considerada igual à área de teto), perímetro e altura das paredes e dados das aberturas (área total e altura média). Com esses dados são calculados a área total do compartimento e o grau de ventilação.

A próxima etapa é definir o valor de cálculo da carga de incêndio específica total, que é relacionada à área total do compartimento. Ela é obtida a partir da carga de incêndio específica de cálculo por área de piso e a relação de áreas dos elementos de compartimentação.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J
1	Dados do compartimento									
2										
3	Dados geométricos									
4	A_f	300,00	m ²	área do piso (em planta)	<div>voltar para "Temperatura"</div>					
5	Perímetro	90,0	m	Perímetro do compartimento						
6	Altura	3,00	m	altura do compartimento						
7										
8	h_{eq}	1,500	m	altura média das aberturas	<div>Calculadora Carga de Incêndio</div>					
9	A_v	85,00	m ²	área total de aberturas						
10	A_t	870,00	m ²	área total do compartimento	<div>Usar Grau de Ventilação</div>					
11										
12	O	0,1197	m ^{1/2}	grau de ventilação	<div>Usar q_{td}</div>					
13										
14	Cargas de Incêndio									
15	$q_{f,d}$	398,4	MJ/m ²	carga de incêndio de cálculo	<div>Usar q_{td}</div>					
16	$q_{t,d}$	137,4	MJ/m ²	carga de incêndio específica total						
17										
	<div>Esforços Res. - Incêndio</div> <div>Temperatura</div> <div>Tabelas Incêndios</div> <div>Compartimento</div> <div>Cargas de Incêndio</div>									

Figura 3.11 – Dados do compartimento.

Para auxiliar na determinação da carga de incêndio específica de cálculo foi feita outra planilha, apresentada no item 3.6, que o usuário acessa ao clicar no botão “*Calculadora Carga de Incêndio*”.

Em seguida, na planilha “*Compartimento*”, o usuário tem uma calculadora para auxiliar na determinação da propriedade físico-térmica b dos elementos de compartimentação, apresentado na sessão 2 desta Dissertação. Essa calculadora se fez necessária, em vista da dificuldade de cálculo quando se trata de elementos de compartimentação (teto, piso, paredes) formadas por diferentes materiais ou, até mesmo, constituído por duas camadas.

Nessa calculadora, os materiais dos elementos de compartimentação (piso, teto e paredes) são inseridos para que seja calculada a média ponderada do parâmetro b , considerando a relação entre as respectivas áreas dos elementos de compartimentação. Os valores da massa específica, da condutividade térmica e do calor específico podem ser obtidos por meio de um banco de dados, que contém valores citados no livro *Fire Design of Steel Structures* (FRANSSEN e VILA REAL 2010) e também adotados pelo programa Ozone V.2.2 de Cadorin et al. (2009). Outra observação a ser feita é que esses valores foram adotados constantes com a temperatura.

Outra opção disponível é o cálculo do parâmetro b para superfícies de elementos de compartimentação com até duas camadas de revestimentos. Por exemplo, como pode ser visualizado na Figura 3.12, para um piso de granito com 2 cm de espessura e uma segunda camada de concreto, o usuário seleciona “*Calculado*” para o revestimento do piso. Dessa forma, planilha utiliza o valor obtido por meio do procedimento de cálculo para elementos de compartimentação com duas camadas de materiais distintos, conforme Eurocode 1 (2002). Após determinado o parâmetro b para o compartimento, o botão “*usar parâmetro b*” deve ser clicado para que o valor seja transferido para a planilha “*Temperatura*”.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K
18	Elementos de Compartimentação										
19					ρ_m	λ_m	c_m	b	A	$A.b$	
20					kg/m³	W/mK	J/kgK		m²		
21	Paredes	Placa de Gesso			900	0.25	1000	474	185	87753	
22	Piso	Calculado			-	-	-	2352	300	705654	
23	Teto	Concreto Normal			2300	1.6	1000	1918	300	575500	
24								Soma:	785	1368907	
25											
26					b	1744 J/m² s ^(1/2) °C			(100 < b < 2200)		
27											
28	t_{max}	20.00 min			Usar parâmetro b						
29											
30	Paredes				s	ρ_m	λ_m	c_m	b		
31					mm	kg/m³	W/mK	J/kgK			
32	camada 1	Acabamento de Gesso			5	1150	0.488	1000	749		
33	camada 2	Bloco normal *				1600	0.7	840	970		
34			limite		22.6				749		
35											
36	Piso				s	ρ_m	λ_m	c_m	b		
37					mm	kg/m³	W/mK	J/kgK			
38	camada 1	Granito			20	2600	2.8	1000	2698		
39	camada 2	Concreto Normal				2300	1.6	1000	1918		
40			limite		35.9				2352		
41											
42	Teto				s	ρ_m	λ_m	c_m	b		
43					mm	kg/m³	W/mK	J/kgK			
44	camada 1	Concreto Leve			20	1600	0.8	840	1037		
45	camada 2	Concreto Normal				2300	1.6	1000	1918		
46			limite		26.7				1037		
47											

Figura 3.12 – Calculadora para o parâmetro b dos elementos de compartimentação

Outra ferramenta disponível na planilha “*Compartimento*” é referente à exposição do perfil aço. Ela auxilia na obtenção do fator de massividade e na inserção dos dados do revestimento contra fogo. Na planilha “*Temperatura*”, o usuário tem um rápido acesso pelo botão “*Calculadora Exposição*”, direcionando a planilha apresentada na Figura 3.13. Nessa parte da planilha o fator de massividade é calculado para o perfil adotado na planilha “*Calculo Perfil*” para o tipo de exposição ao fogo do perfil de aço escolhido na planilha “*Temperatura*”. A planilha ainda torna disponíveis alguns revestimentos contra fogo por meio de um banco de dados que contém suas propriedades físico-térmicas contidos no livro *Fire Design of Steel Structures* (FRANSSEN e VILA REAL 2010). Os valores são exportados para a planilha “*Temperatura*” ao clicar nos botões “*Usar fator de massividade*” e “*Usar propriedades do revestimento*”.

K	L	M	N	O	P	Q	R	S	T	U	V	W	X
Exposição do perfil de aço													
<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; background-color: #4a86e8; color: white;"> voltar para "Temperatura" </div>			tipo de exposição:		Com revestimento - todos os lados								
			Fator de massividade										
			(u/A_g)		176.9 m ⁻¹								
			$(u/A_g)_b$		120.8 m ⁻¹								
			<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; background-color: #4a86e8; color: white;"> Usar Grau de massividade </div>										
			Revestimento contra fogo do perfil										
			Blaze Shield II										
			λ_m		0.150 W/m°C								
			ρ_m		240 kg/m ³								
			c_m		2300 J.kg/°C								
			<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; background-color: #4a86e8; color: white;"> Usar propriedades do revestimento </div>										
Cálculo do Fator de Massividade													
(Perfil adotado na planilha "Verificações Perfil")													
nome		325 x 81		tipo de exposição				(u/A_g)		$(u/A_g)_b$			
Altura		325 mm		Sem revestimento - todos os lados				176.9		120.8			
Massa		81.2 kg/m		Sem revestimento - uma das mesas expost				31.4		31.4			
Área		103.5 cm ²		Sem revestimento - três lados (c/ laje)				147.9		91.8			
Alma				Sem revestimento - reforço em caixão				120.8		120.8			
h_0		300.00 mm		Com revestimento - todos os lados				176.9		120.8			
h		300.00 mm		Com revestimento - três lados (c/ laje)				147.9		91.8			
t_w		9.50 mm		Com revestimento - caixa todos os lados				120.8		120.8			
Mesa Comprimida				Com revestimento - caixa 3 lados				91.8		91.8			
b_f		300.00 mm											
t_f		12.50 mm											
Mesa Tracionada													
b_f		300.00 mm											
t_f		12.50 mm											

Figura 3.13 – Calculadora exposição do perfil de aço.

É importante ressaltar que, assim como as calculadoras para os dados do compartimento e para a carga de incêndio, a exposição do perfil de aço não foi inserida diretamente na planilha “*Temperatura*” para o usuário ter liberdade de adotar outros valores e, também, para realizar as análises paramétricas das planilhas que são apresentadas nos itens 3.7 e 3.8.

3.6 Cargas de Incêndio

Na planilha “*Cargas de Incêndio*”, ilustrada pela Figura 3.14, primeiramente é inserida a ocupação do compartimento para que a carga de incêndio específica característica seja obtida por meio de um banco de dados, que tem por base a Instrução Técnica 14 (2011) e o Eurocode 1 (2002).

A instrução do Corpo de Bombeiros tem por base a ABNT NBR 14432:2001 que, por sua vez, tomou como referência a norma TRVB-126 (1987) da Liga Federal de

Combate a Incêndio da Áustria. A norma austríaca, por sua vez, teve por base o Método de Gretener. (SILVA E COELHO FILHO, 2007)

Por outro lado, conforme apresentado na Tabela 3.1, a norma europeia apresenta valores de média e valores característicos de carga de incêndio específica para apenas alguns casos de ocupação, tendo como referência a CIB de 1983. Esse valor característico da Eurocode 1 (2002) considera um percentil de 80% para a distribuição de Gumbel.

Tabela 3.1 – Carga de incêndio específica para diferentes ocupações (EUROCODE 1 – 2002)

Ocupação	Média	Percentil de 80%
Habitação	780	948
Hospital (quarto)	230	280
Hotel (quarto)	310	377
Biblioteca	1500	1824
Escritório	420	511
Sala de aula de escola	285	347
Centro Comercial	600	730
Teatro (Cinema)	300	365
Transporte (Espaço Público)	100	122
NOTA: Distribuição de Gumbel é adotada para percentil de 80 %.		

A ABNT NBR 14432:2001 e a Instrução Técnica nº8 (2011) não especificam fatores de ponderação para serem aplicados nas cargas de incêndio específicas. Porém, no assim denominado “Método do Tempo Equivalente” (vide Anexo D) são usados os fatores de ponderação γ_n e γ_s .

Além dos fatores de ponderação, há uma condição de segurança adicional contida no *Método do Tempo Equivalente* da Instrução Técnica nº 8 (2011), que é a limitação de redução de 30 minutos do TRRF. Essa limitação poderia ser considerada como um fator de ponderação adicional, como é comentado no Capítulo 6. No entanto, para evitar controvérsias, nesta planilha, não se considerou esse fator adicional. A qualquer instante, no futuro, ele poderá ser inserido na planilha.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N
1	Calculadoras de Cargas de incêndio													
2													Temperatura do aço	
3	Ocupação - Descrição do compartimento:					Serviços - Escritórios								
4														
5	NBR14323 / IT14													
6	Carga de Incêndio													
7		Divisão	D-1		>>>>	TRRF	60 min							
8		q f,k	700 MJ/m2		>>>>	q f,d	398 MJ/m2							
9														
10								Área do piso do compartimento:		300,00 m²				
11								Altura do piso habitável mais elevado da edificação:						
12	Medidas de segurança contra incêndio							h	15,00 m	γs1	1,054			
13	Chuveiro automático		SIM	γn1	0,600									
14	Brigada contra incêndio		SIM	γn2	0,900									
15	Detecção automática		NÃO	γn3	1,000									
16				γn	0,540									
17	Eurocode - EN1991-1-2													
18	q f,k	511 MJ/m2			>>>>	q f,d	291 MJ/m2							
19	m	1												
20	δq1	1,53												
21	δq2	1,00												
22														
23	Medidas de segurança contra incêndio													
24	Chuveiro automático		SIM	δn1	0,610									
25	Abastecimentos independentes de água		0	δn2	1,000									
26	Sensor pelo calor		NÃO	δn3	1,000									
27	Sensor pela fumaça		NÃO	δn4	1,000									
28	Transmissor Automático p/ Bombeiro		NÃO	δn5	1,000									
29	Brigada de Incêndio - Trabalho		SIM	δn6	0,610									
30	Brigada de Incêndio - Externo		NÃO	δn7	1,000									
31	Rota de Incêndio		SIM	δn8	1,000									
32	Dispositivo Contra Incêndio		SIM	δn9	1,000									
33	Sistema de Exaustão (p/ fumaça)		SIM	δn10	1,000									
34				γn	0,372									
35														

usar em curva ISO

usar em curva Parametrizada

usar em curva ISO

usar em curva Parametrizada

< > ... Esforços Res. - Incêndio Temperatura Tabelas Incêndios Compartimento **Cargas de Incêndio** Análise Para. 1 Análise Par

Figura 3.14 – Dados do compartimento.

Assim sendo, na planilha, o valor de cálculo da carga de incêndio específica é obtido multiplicando seu valor característico pelos fatores γ_n e γ_s . O fator γ_n depende das medidas de proteção ativa da edificação e o fator γ_s depende da altura do piso mais elevado da edificação, da área do compartimento e do risco de ativação do incêndio. Portanto, para a obtenção desses fatores, devem ser preenchidas as medidas de segurança contra incêndio, altura do piso habitável mais alto do edifício e o risco de ativação do incêndio.

A altura do piso habitável mais alto do edifício refere-se à distância entre a cota do piso mais baixo com permanência humana, mesmo que seja um subsolo, e a cota do piso mais elevado com permanência humana.

Esses fatores, que consideram o risco de ocorrência e propagação de incêndio e suas consequências, podem ou não aumentar o valor de cálculo da carga de incêndio em função das dimensões da edificação em estudo e das medidas de proteção contra incêndio existentes na construção.

A planilha também disponibiliza, para fins didáticos, a obtenção da carga de incêndio específica de cálculo adotando fatores de ponderação da Eurocode 1 (2002), que são em função da área de piso do compartimento, do risco de ativação do incêndio e das medidas de proteção ativa da edificação.

Após determinados, os valores da carga de incêndio específica de cálculo podem ser transferidos para a planilha “*Compartimento*” por meio do botão “*usar em curva parametrizada*” para o cálculo da curva parametrizada da Eurocode 1 (2002).

Outra opção é adotar os valores da carga de incêndio específica de cálculo na determinação da temperatura do aço pelo procedimento denominado pela Instrução Técnica nº8 (2011) e ABNT NBR 14323:2013 como “Método do Tempo Equivalente” associada a curva de incêndio-padrão. Para isso, basta transferi-los para o campo da planilha “*Temperatura*”, clicando em “*usar em curva ISO*”.

3.7 Análise Paramétrica 1

A pasta de trabalho possui duas planilhas para análises paramétricas. A planilha “*Análise Para. 1*”, mostrada na Figura 3.15, destinada ao estudo dos esforços resistentes à temperatura ambiente e, principalmente, em situação de incêndio. Por meio de uma rotina computacional criada no *Visual Basic* do *Excel*, os dados das colunas com cabeçalho em verde da tabela são inseridos automaticamente na planilha “*Calculo Perfil*” e são retornados os valores dos esforços resistentes (colunas com cabeçalho em amarelo). Assim, é possível estudar a variação das dimensões das mesas e da alma do perfil “I”, do comprimento destravado, a resistência ao escoamento e a temperatura do aço, nos valores dos esforços resistentes. Também é possível deixar fixas as dimensões do perfil, escolhendo um perfil padronizado, e estudar apenas a variação dos outros parâmetros.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O	P
1																
2	Análise Paramétrica dos Esforços Resistentes															
3	(em função das dimensões do perfil, temperatura e vão)															criado por Arthur Ribeiro Melão
4																
5	linhas	1000				calcular tabela			Fixar perfil?	SIM			325 x 81			
6																
7																
8	Perfil					ELU				Situação de incêndio						
9	b_f	t_f	h	t_w	L	f_y	M_{Rd}	My_{Rd}	N_{Rd}	V_{Rd}	θ_a	M_{Rd}	My_{Rd}	$N_{Rd,fi}$	$V_{Rd,fi}$	
10	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[cm]	[MPa]	[kN.m]	[kN.m]	kN	kN	(°C)	[kN.m]	[kN.m]	kN	kN	
11					300	250	393.4	169.4	2896.2	646.8	301.4	327.3	179.1	2458.2	711.5	
12					100	250	393.4	169.4	2896.2	646.8	267.7	384.8	179.1	2479.8	711.5	
13					100	250	393.4	169.4	2896.2	646.8	459.9	334.0	179.1	2096.7	617.7	
14					100	250	393.4	169.4	2896.2	646.8	290.7	384.8	179.1	2465.3	711.5	
15					300	250	393.4	169.4	2896.2	646.8	267.6	329.4	179.1	2479.9	711.5	
16					300	250	393.4	169.4	2896.2	646.8	206.9	332.9	179.1	2515.6	711.5	
17					300	250	393.4	169.4	2896.2	646.8	237.2	331.2	179.1	2498.2	711.5	
18					300	250	393.4	169.4	2896.2	646.8	283.4	328.5	179.1	2469.9	711.5	
19					300	250	393.4	169.4	2896.2	646.8	263.0	329.7	179.1	2482.7	711.5	
20					300	250	393.4	169.4	2896.2	646.8	312.9	326.6	179.1	2450.5	711.5	
21					300	250	322.4	141.4	2478.3	541.3	256.4	319.6	141.2	1659.2	595.4	
22					300	250	322.4	141.4	2478.3	541.3	293.2	315.8	141.2	1659.2	595.4	
23					300	250	322.4	141.4	2478.3	541.3	235.9	321.6	141.2	1659.2	595.4	
24					300	250	322.4	141.4	2478.3	541.3	303.6	314.7	141.2	1659.2	595.4	
25					300	250	322.4	141.4	2478.3	541.3	305.8	314.4	141.2	1659.2	595.4	
26					300	250	322.4	141.4	2478.3	541.3	275.2	317.6	141.2	1659.2	595.4	
27					300	250	322.4	141.4	2478.3	541.3	308.2	314.2	141.2	1659.2	595.4	
28					300	250	322.4	141.4	2478.3	541.3	250.7	320.1	141.2	1659.2	595.4	
29					300	250	322.4	141.4	2478.3	541.3	321.1	312.8	141.2	1659.2	595.4	
30					300	250	322.4	141.4	2478.3	541.3	429.2	286.0	141.2	1552.8	557.2	

Figura 3.15 – Planilha de análise paramétrica dos esforços resistentes.

3.8 Análise Paramétrica 2

A outra planilha é a “Análise Para. 2”, apresentada na Figura 3.16 destinada ao estudo da temperatura máxima do aço em situação de incêndio, segundo a curva paramétrica da Eurocode 1 (2002). Por meio de uma rotina computacional criada no *Visual Basic* do *Excel*, os dados das colunas com cabeçalho em verde da tabela são inseridos na planilha “Temperatura” e são retornados os valores da temperatura do aço (coluna com cabeçalho em amarelo). Assim, é possível estudar a variação dos parâmetros que definem a curva paramétrica e a exposição do elemento de aço (propriedades do revestimento contra fogo e o fator de massividade) na obtenção da temperatura máxima do aço do perfil em situação de incêndio.

1	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
2	Análise Paramétrica da Temperatura Máxima do Aço											
3	(em função dos parâmetros do compartimento e da exposição do perfil)											
4	criado por Arthur Ribeiro Melão											
5	Tamanho Amostra		1000 un		calcular tabela							
6												
7	compartimento			Perfil - revestimento e massividade								
8	q _{t,d}	O	b	t _m	ρ _m	λ _m	c _m	u/A	θ _{g,max}	t _{θg,max}	θ _{a,max}	t _{θa,max}
9	(MJ/m ²)	[m ^{1/2}]	[J/m ² s ^{1/2} °C]	[mm]	[kg/m ³]	[W/m°C]	[J.kg/°C]	[m ⁻¹]	[°C]	[min]	[°C]	[min]
10	75.0	0.020	1160	20	240	0.15	2300	50	717.2	45.0	331.7	199.3
11	75.0	0.030	1160	20	240	0.15	2300	50	768.6	30.0	258.6	123.3
12	75.0	0.040	1160	20	240	0.15	2300	50	803.3	22.5	210.2	85.6
13	75.0	0.045	1160	20	240	0.15	2300	50	818.3	20.0	192.8	73.6
14	75.0	0.045	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	125.8	63.1
15	75.0	0.050	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	117.1	56.5
16	75.0	0.060	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	105.4	46.0
17	75.0	0.070	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	98.0	39.9
18	75.0	0.080	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	92.9	35.8
19	75.0	0.090	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	89.3	33.1
20	75.0	0.091	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	88.9	32.8
21	75.0	0.100	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	86.6	31.1
22	75.0	0.110	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	84.6	29.6
23	75.0	0.120	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	83.0	28.5
24	75.0	0.130	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	81.8	27.6
25	75.0	0.135	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	81.3	27.3
26	75.0	0.136	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	81.2	27.2
27	75.0	0.140	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	80.8	26.9
28	75.0	0.150	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	80.1	26.4
29	75.0	0.160	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	79.5	26.0
30	75.0	0.170	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	79.0	25.7
31	75.0	0.180	1160	20	240	0.15	2300	50	614.4	20.0	78.6	25.4

Figura 3.16 – Planilha de análise paramétrica da temperatura do aço.

3.9 Temperatura Crítica

O estudo sobre a temperatura que será apresentado no capítulo 7 desta Dissertação resultou em uma planilha capaz de gerar gráficos da temperatura crítica em função da esbeltez reduzida do pilar ou viga para vários níveis de carregamento. O nível de carregamento, nesse estudo, é definido como sendo o esforço solicitante em situação de incêndio dividido pelo esforço resistente à temperatura ambiente, já que não se conhece, inicialmente, o esforço resistente em situação de incêndio. Esse item da Dissertação apenas mostra o funcionamento da planilha “*T.Crítica*” do *AçoInc*.

Na tela apresentada na Figura 3.17, para gerar os ábacos é necessário definir as propriedades do elemento estrutural (1), os níveis de carregamentos (2) e clicar no botão “Gerar” (3).

As propriedades do elemento estrutural que definem os gráficos gerados são: o módulo de elasticidade (E) e a resistência ao escoamento (f_y) do aço e se se trata de uma viga ou pilar. No caso de ser uma viga ainda é necessário definir qual a relação entre o módulo de resistência plástico e o módulo de resistência elástico (Z/W).

Figura 3.17 – Planilha para gerar ábaco de temperatura crítica.

4 PROBABILIDADE DE RUÍNA EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

Neste capítulo, apresentar-se-á um estudo possível de ser realizado com o auxílio da ferramenta computacional desenvolvida nesta Dissertação.

O primeiro livro que associou a segurança das estruturas em situação de incêndio à engenharia de estruturas foi o de Pettersson et al. (1976). Até então havia regras não estruturais para avaliar a segurança das estruturas. Pettersson et al. (1976), por meio de diversas pesquisas associadas entre si, propuseram métodos de determinação da temperatura do incêndio, da temperatura no aço e verificação dos elementos estruturais. Pettersson et al. (1976) já avaliava estatisticamente a ruína da estrutura em situação de incêndio, conforme ilustrado na Figura 4.1. Nela se comparam os esforços resistentes em situação de incêndio (B_f) com os esforços solicitantes (L), considerando que eles possuem certas variações estatísticas de ocorrência.

Na mesma figura, pode-se notar que os valores dos esforços resistentes em situação de incêndio (B_f) são menores que os valores à temperatura ambiente (B). Vale ressaltar que a variação de B_f é influenciada também pela variação da carga de incêndio (q). Considerando que L e B_f são independentes entre si, o resultado dessa comparação é a função de frequência (L, B_f), que está ilustrada na Figura 4.1 como um volume sobre o plano $L - B_f$. Esse volume é cortado pelo plano em $L = B_f$, dividindo em duas partes. Portanto, o volume na região $L > B_f$ representa o risco de falha da estrutura em situação de incêndio.

Pettersson et al. (1976) também comenta que o risco calculado se faz considerando a ocorrência do incêndio (ignição e *flashover*) e, portanto, deve ser multiplicado pela probabilidade de esse incêndio ocorrer, o que varia de acordo com o compartimento em estudo. No caso de escritórios, segundo literatura estudada por Pettersson et al. (1976), a probabilidade de ocorrência do incêndio é de 0,04, considerando vida útil da estrutura de 50 anos. E esse valor também varia se forem adotadas medidas de segurança como brigada de incêndio, detector de fumaça, alarme e sistema de *sprinkler* (chuveiros automáticos).

Figura 4.1 – Ilustração do problema de segurança no projeto de engenharia de segurança contra incêndio de uma estrutura carregada (PETTERSSON et al. 1976)

4.1 Probabilidade de ocorrência de incêndio

No item 4.2 serão apresentados dois estudos de caso, nos quais foi adotado um modelo hipotético, procurando representar um caso real. O modelo possui as seguintes características:

- Edifício de escritório composto por um pavimento térreo e quatro andares (altura da edificação igual a 12 m);
- Compartmento:
 - $A_f = 300 \text{ m}^2$ – área de piso (igual a área de teto);
 - $A_{par} = 270 \text{ m}^2$ – área de paredes de compartimentação, segundo as dimensões:
 - $P = 90 \text{ m}$ – perímetro em planta;
 - $h = 3,0 \text{ m}$ – altura;
 - $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$ – grau de ventilação, que foi considerado:
 - com área de ventilação igual a 30% da área do piso;

- com área de piso igual a 34,5% da área do total (valor próximo a 1/3 conforme valor que será mencionado no item 6.2 desta Dissertação);
- altura média das aberturas igual a 1,35 m;
- $b = 1580 \text{ J/m}^2 \text{ s}^{1/2} \text{ }^\circ\text{C}$ – parâmetro dos elementos de compartimentação com a relação entre as áreas de piso, de teto e de paredes adotadas para o compartimento e considerando piso em granito e teto com placas de gesso e paredes de bloco.

A partir desse modelo adotado foram calculadas probabilidades de ocorrência de incêndio segundo três referências distintas.

4.1.1 Segundo norma britânica PD 7974-7:2003

A norma britânica PD 7974-7:2003, *Application of fire safety engineering principles to the design of buildings – Part 7: Probabilistic risk assessment*, apresenta métodos para obter a probabilidade de ocorrência do incêndio, separando a probabilidade de ignição da probabilidade de *flashover*. Os valores apresentados têm por base pesquisas e estudos estatísticos realizados nas décadas de 1970 e 1980. Um aspecto a ressaltar é o de considerar que a frequência da ignição depende, não apenas do tipo de ocupação, mas também do total de áreas de piso da edificação. A frequência de ignição é dada pela Equação (4.1).

$$F_i = a \cdot A_b^b \quad (4.1)$$

Na Equação (4.1):

F_i é a frequência de ignição;

a e b são constantes que dependem do tipo de ocupação;

A_b total de áreas de piso da edificação, em metros quadrados.

Para uma edificação de escritório, $a = 5,9 \cdot 10^{-5}$ e $b = 0,9$. Para o caso em estudo, tem-se uma edificação com cinco pavimentos/compartimentos de 300 m^2 , resultando em $A_b = 1500 \text{ m}^2$. A norma britânica também apresenta valores de probabilidades de ocorrência de *flashover* para diversos tipos de ocupações com e sem sistema de *sprinkler* (chuveiros automáticos). Para o edifício em estudo, segundo PD 7974-7:2003, têm-se:

$$P(\text{ignição}) = 4,26 \times 10^{-2} / \text{ano}$$

$$P(\text{ignição} | \text{flashover}) = 9 \times 10^{-2}$$

Portanto a probabilidade da ocorrência de incêndio é:

$$P(\text{incêndio}) = 3,83 \times 10^{-3} / \text{ano}$$

4.1.2 Segundo Ellingwood (2005) e Hamilton (2011)

Ellingwood (2005) e Hamilton (2011) também apresentam valores de probabilidades de ocorrência de ignição e de o incêndio atingir o *flashover*. As probabilidades são:

$$P(\text{ignição}) = 1 \times 10^{-6} / \text{m}^2 / \text{ano}$$

$$P(\text{ignição} | \text{flashover}) = 1 \times 10^{-2}$$

Portanto a probabilidade da ocorrência de incêndio é:

$$P(\text{incêndio}) = P(\text{ignição}) * P(\text{ignição} | \text{flashover}) = 1 \times 10^{-8} / \text{m}^2 / \text{ano}$$

Para a edificação de 1500 m² resulta em:

$$P(\text{incêndio}) = 1,5 \times 10^{-5} / \text{ano}$$

4.1.3 Segundo NFPA 557 (2012)

Já a National Fire Protection Association 557 (NFPA 557, 2012) apresenta a probabilidade de ocorrência de incêndios em edifícios de escritórios, diferenciando a frequência de incêndios estruturalmente significativos. Segundo definição da própria norma, incêndio estruturalmente significativo é um incêndio que cresce a uma proporção que representa ameaça para o elemento estrutural e é obtido multiplicando a frequência do incêndio por um valor que depende do tipo de construção e das medidas de segurança contra incêndio adotadas. Para o caso em estudo, os valores das probabilidades são:

$$P(\text{ignição}) = 6 \times 10^{-6} / \text{m}^2 / \text{ano}$$

$$P(\text{ignição} | \text{flashover}) = 0,15$$

Portanto, a probabilidade da ocorrência de incêndio segundo a NFPA 557 (2012) é:

$$P(\text{incêndio}) = P(\text{ignição}) * P(\text{ignição} | \text{flashover}) = 9 \times 10^{-7} / \text{m}^2 / \text{ano}$$

Para a edificação de 1500 m² resulta em:

$$P(\text{incêndio}) = 1,35 \times 10^{-3} / \text{ano}$$

4.1.4 Resultados das probabilidades de ocorrência de incêndio

Resumem-se os resultados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Probabilidade de ocorrência de incêndio segundo fontes diferentes

Referência	Probabilidade
PD 7974-7:2003	$3,83 \times 10^{-3}/\text{ano}$
Ruína - Ellingwood (2005)	$1,5 \times 10^{-5}/\text{ano}$
Ruína - NFPA 557 (2012)	$1,35 \times 10^{-3}/\text{ano}$

4.2 Estudos de casos

Apesar de a probabilidade de ocorrência ser pequena, as consequências de um incêndio podem ser desastrosas. Há exigências legais e normativas de que as estruturas tenham predeterminada resistência ao fogo. No caso, as estruturas de aço, bem como as mistas de aço e concreto, devem ser dimensionadas de forma a respeitar essa exigência com base na ABNT NBR 14323:2013.

As curvas paramétricas do Eurocode 1 (2002) para o incêndio natural, conforme apresentado anteriormente, são função dos parâmetros do compartimento, que são geometria, ventilação, propriedades físico-térmicas dos elementos de compartimentação e da carga de incêndio específica.

Em se tratando de incêndio, principalmente os valores da carga de incêndio e o grau de ventilação possuem certa variabilidade, que afetarão a temperatura dos gases e os esforços resistentes. Da mesma forma, sabe-se que as ações variáveis e permanentes na estrutura também possuem variabilidades. Já outros parâmetros, como revestimentos do compartimento e características do perfil, possuem valores predeterminados em projeto ou possuem baixa variabilidade.

Levando-se em conta a carga de incêndio, o grau de ventilação e as ações na estrutura como variáveis aleatórias, por meio do Método de Monte Carlo, as probabilidades de ruína de elementos em aço em situação de incêndio são calculadas para dois casos. O primeiro caso é de uma viga de aço e o segundo é de um pilar de aço. Ambos são calculados para um edifício de escritórios, considerando-se também a probabilidade de ocorrência de um incêndio e do flashover.

Para que isso seja possível, é empregada a planilha desenvolvida pelos autores para calcular a temperatura e os esforços resistentes de perfis de aço em situação de incêndio, além do programa de computador sobre análise estatística, *Statgraphics Centurion XV* (STATPOINT TECHNOLOGIES, INC., 2007), por ser capaz de gerar números aleatórios segundo uma distribuição de probabilidade e realizar a análises dos resultados.

O *Statgraphics Centurion XV* contém mais de 150 procedimentos estatísticos para: análise de dados; regressão e análise de variações; cálculo de distribuição; controle de processos estatísticos; design de experimentos; análise confiável de dados; análise e previsão de séries temporais; métodos multivariados; técnicas não paramétricas. Atualmente, a versão mais recente desse programa tem como usuários empresas e órgãos renomados como *Nasa, Abbott, SaraLee, ALCOA, Porche, P&G, ExxonMobil*. (STATPOINT TECHNOLOGIES, INC., 2015)

Neste trabalho entende-se por "ruína" atingir-se o estado-limite último de incêndio, conforme ABNT NBR 14323:2013. Conforme apresentado nas Equações (4.2) e (4.3), a função G é resultado da diferença entre os esforços resistentes e os esforços solicitantes e assume-se que ocorrerá a ruína quando essa função for menor que zero. Portanto, para determinar a probabilidade de ruína de um elemento é necessário calcular a probabilidade de a função G ser menor que zero. Porém, essa função depende de diversas variáveis, que possuem variabilidades próprias e seguem distribuições específicas. Sendo assim, o método de Monte Carlo é a forma mais adequada de se obter a probabilidade de ruína.

$$G = R - S \quad (4.2)$$

$$P(\text{Ruína}) = P(G < 0) \quad (4.3)$$

4.2.1 Caso da viga de aço

No primeiro estudo, é calculada a probabilidade de ruína de uma viga contida lateralmente sujeita apenas a momento fletor. A Equação (4.2) toma a forma da Equação (4.4), em que $M_{R,fi}$ é o momento fletor resistente em situação de incêndio, conforme Equação (4.5) e $M_{S,fi}$ o momento fletor solicitante em situação de incêndio, conforme Equação (4.6).

$$G = M_{R,fi} - M_{S,fi} \quad (4.4)$$

$$M_{R,fi} = R \left(W, Z, f_{y\theta} \left(f_y, \theta_a(q_f, O) \right) \right) \quad (4.5)$$

$$M_{S,fi} = S(M_g, M_q) \quad (4.6)$$

Nas Equações (4.4)-(4.6):

$M_{R,fi}$ é o momento fletor resistente em situação de incêndio.

W é o módulo resistente elástico em relação ao eixo de flexão;

Z é o módulo resistente plástico em relação ao eixo de flexão.

$f_{y\theta}$ é a resistência ao escoamento à temperatura θ_a .

θ_a é a temperatura do aço.

q_f é a carga de incêndio específica por área de piso

O é o grau de ventilação.

$M_{S,fi}$ é o momento fletor solicitante em situação de incêndio.

M_g é o momento fletor decorrente do carregamento permanente à temperatura ambiente.

M_q é o momento fletor decorrente do carregamento variável à temperatura ambiente.

É importante ressaltar que as variáveis não são identificadas como valores característicos nem de cálculo, pois elas representam conjuntos de valores que possuem distribuições probabilísticas e valores característicos representam certo quantil dessas distribuições.

O esforço resistente em análise é função de diversas variáveis, porém, neste trabalho serão consideradas apenas a variabilidade da carga de incêndio e do grau de ventilação, devido à baixa variabilidade relativa dos demais parâmetros. Os esforços solicitantes são função apenas dos carregamentos da estrutura. Serão gerados valores seguindo distribuições adequadas para cada variável aleatória e calculados os esforços e, ao final, a probabilidade de ruína, conforme esquema apresentado a seguir:

$$\text{GeradorRandômico} \{q_f\} \rightarrow \text{temperatura máxima} \rightarrow M_{R,fi}$$

$$\text{GeradorRandômico} \{g\} \rightarrow M_{S,fi}(g, q)$$

$$G = M_{R,fi} - M_{S,fi}$$

$$P(\text{Ruína}) = P(G < 0)$$

Nesse mesmo modelo hipotético adotado, foi estudada a probabilidade de ruína de uma viga em situação de incêndio com as seguintes características:

- Uma viga de aço biapoiada contida lateralmente pela laje do pavimento;
- Vão: 6 m;
- Forças:
 - Permanente: 30,0 kN/m;
 - Variável: 18,0 kN/m.
- Perfil W460x68 – fator de massividade (u/A) igual a $155,5 \text{ m}^{-1}$ (três lados expostos);
- $f_y = 250 \text{ MPa}$;
- Revestimento contra fogo: argamassa projetada Blaze-Shield II, com as seguintes características e propriedades:
 - Espessura: 15 mm
 - Condutividade térmica: $0,15 \text{ W/m}^\circ\text{C}$;
 - Calor específico: $2300 \text{ J/kg } ^\circ\text{C}$;
 - Massa específica: 240 kg/m^3 .
 - Por simplicidade, os valores das propriedades da argamassa Blaze Shield II foram considerados invariantes com a temperatura e para temperatura próxima de $500 ^\circ\text{C}$, conforme adotado por Guimarães (2007).

A partir desse modelo, a viga é verificada à temperatura ambiente e em situação de incêndio e, então, é calculada a probabilidade de ruína em situação de incêndio.

4.2.1.1 Verificação à temperatura ambiente

Primeiramente, para dar representatividade ao exemplo, é verificado de forma simplificada o perfil W460x68 no Estado-Limite Último à temperatura ambiente. O esforço solicitante de cálculo é obtido pela Equação (4.7).

$$M_{sd} = \gamma_f \cdot \frac{q_k \cdot l^2}{8} \quad (4.7)$$

Na Equação (4.7):

γ_f Coeficiente de ponderação das ações.

q_k Carregamento característico de ações variáveis e permanentes em kN/m;

Portanto $M_{Sd} = 1,5 \times (30,0 + 18,0) \times 6^2 / 8 = 324,0 \text{ kN}$

O esforço resistente para W460x68, obtido por meio da planilha segundo a ABNT NBR8800:2008, bem como a relação entre esforços solicitante e resistente, resultam:

$M_{Rd} = 339,8 \text{ kN}$

$M_{Sd}/M_{Rd} = 0,95 < 1 \rightarrow \text{Verificação OK}$

4.2.1.2 Situação de incêndio

Segundo ABNT NBR 14323:2013, as combinações de ações para os Estados-Limites Últimos em situação de incêndio devem ser consideradas como combinações últimas excepcionais. Deve-se considerar que as ações transitórias excepcionais, ou seja, aquelas decorrentes da elevação da temperatura na estrutura em virtude do incêndio, têm um tempo de atuação muito pequeno. Dessa forma, as combinações de ações podem ser calculadas pela Equação (4.8).

$$F_{Sd,fi} = \sum_{i=1}^n \gamma_{g,fi,i} \cdot F_{Gi,k} + \gamma_{q,fi} \cdot F_{Q,exc} + \gamma_{q,fi} \cdot \sum_{j=1}^n \psi_2 \cdot F_{Qj,k} \quad (4.8)$$

Na Equação (4.8):

$F_{Sd,fi}$ é o valor de cálculo das ações solicitantes em situação de incêndio.

$F_{G,k}$ é o valor característico das ações permanentes diretas;

$F_{Q,exc}$ é o valor característico das ações térmicas decorrentes do incêndio (ação excepcional);

$F_{Qj,k}$ é o valor característico das ações variáveis decorrentes do uso e ocupação da edificação;

$\gamma_{g,fi}$ é o valor do coeficiente de ponderação para as ações permanentes diretas;

$\gamma_{q,fi}$ é o valor do coeficiente de ponderação para as ações variáveis;

ψ_2 é o fator de combinação utilizado para determinação dos valores reduzidos das ações variáveis, que a ABNT NBR 8681:2004 recomenda que na situação de incêndio o valor de ψ_2 seja reduzido a $0,7 \psi_2$.

Considerando as ações como sendo de momento fletor ($F_{Sd,fi} = M_{Sd,fi}$) e desprezando as ações térmicas decorrentes do incêndio, o esforço solicitante em situação de incêndio resulta em:

$$M_{Sd,fi} = (1,2 \times 30,0 + 0,7 \times 0,4 \times 18,0) \times 6^2 / 8 = 184,7 \text{ kN.m}$$

Para calcular o esforço resistente é necessário conhecer a temperatura do aço. A planilha desenvolvida pelos autores no que se refere às curvas parametrizadas poderia ser empregada, mas, geralmente, o meio técnico considera uma tabela da Instrução Técnica 8 (2011) do Corpo de Bombeiros Militar do Estado de São Paulo para a determinação do tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF) associado à curva de incêndio-padrão. Segundo a Instrução Técnica 8 (2011), o TRRF é igual a 60 minutos para edificações de escritório com altura de 12 m e a temperatura do aço nesse tempo é de 548,7 °C, como pode ser visualizado na Figura 4.2, cujo gráfico foi obtido com o auxílio da planilha desenvolvida.

Em seguida, utilizando-se a planilha, pode-se determinar o momento fletor resistente do perfil W460x68 em situação de incêndio segundo a ABNT NBR 14323:2013, bem como a relação entre esforço solicitante e resistente:

$$M_{Rd,fi} = 270,4 \text{ kN.m}$$

$$M_{Sd,fi}/M_{Rd,fi} = 0,68 < 1 \rightarrow \text{Verificação OK}$$

Figura 4.2 – Temperatura do aço do perfil W460x68 sob a curva de incêndio-padrão.

4.2.1.3 Probabilidade de ruína de uma viga de aço em situação de incêndio

As distribuições de probabilidade das variáveis aleatórias do método de Monte Carlo para calcular a probabilidade de ruína são apresentadas na Tabela 4.2. Para as ações

atuantes na estrutura, são considerados valores característicos os referentes ao quantil de 95% da respectiva distribuição de probabilidade (valor característico superior), porém será usada a distribuição normal para as ações permanentes e a distribuição de Gumbel para as ações variáveis. Distribuição de Gumbel é uma das distribuições de extremos da distribuição normal e foi adotada seguindo orientações presentes no código probabilístico *JCSS: Probabilistic Model Code* (2001).

Tabela 4.2 - Distribuições para as variáveis

Variável		Média	Desvio Padrão	CV	Distribuição
Ações permanentes		25,77 kN/m	2,577 kN/m	10 %	Normal
Ações variáveis		11,28 kN/m	2,256 kN/m	20%	Gumbel
Grau de Ventilação		0,06 – 0,12 m ^{1/2}	---	---	Uniforme
Carga de Incêndio	Eurocode 1	420 MJ/m ²	126 MJ/m ²	30 %	Gumbel
	NBR14432 / IT14	700 MJ/m ²	210 MJ/m ²	30 %	Gumbel

Para a definição do grau de ventilação do compartimento, segundo Hamilton (2011), pelo projeto arquitetônico é possível calcular o máximo de aberturas existentes. É uma consideração razoável no caso de essas aberturas serem fechadas por vidros e eles se quebrarem quando ocorrer o flashover. Porém é incerto se todas as janelas estarão abertas ou não, portanto a ventilação deve ser considerada como variável aleatória na simulação Monte Carlo.

Foi adotado para esta Dissertação que a soma das áreas de todas as janelas (aberturas) para o exterior é o limite máximo para ser usado no cálculo do grau de ventilação e que a sua distribuição de probabilidade pode variar de forma uniforme entre a metade desse valor e o próprio valor.

A carga de incêndio característica em relação à área de piso possui valores distintos dependendo da norma adotada. O valor adotado pelo Corpo de Bombeiro do Estado de São Paulo (Instrução Técnica 14 – 2011) é semelhante à da ABNT NBR 14432:2001 e apresenta valores médios para as cargas de incêndio e não especifica a distribuição. Segundo Silva e Coelho Filho (2007), os valores das cargas de incêndio específicas adotados pelo método de Gretener serviram como base para a norma austríaca TRVB – 126 (1987), que foi tomada como referência para a norma brasileira. Já o Eurocode 1 (2002) apresenta valores médios e percentis de 80%, sendo o último, o indicado para o cálculo das curvas paramétricas. Os valores da norma europeia

consideram a distribuição de Gumbel e, conhecendo os valores médios e percentis de 80%, é possível encontrar que o coeficiente de variação adotado é igual a 30%.

Em vista das diferenças numéricas entre os valores de carga de incêndio encontradas nas referências, neste trabalho foram empregados os valores referentes a escritórios tanto do Eurocode 1 (2002), quanto da ABNT NBR 14432:2001 (igual a Instrução Técnica 14 – 2011). Foi adotada a distribuição de Gumbel para os valores de carga de incêndio por ser essa a adotada pela Eurocode 1 (2002).

Com o auxílio do programa de estatística *Statgraphics Centurion XV* (2007) foram gerados 10.000 valores aleatórios para cada variável. Os valores gerados para carga de incêndio e grau de ventilação, juntamente com os valores fixos de projeto foram inseridos na planilha “*Análise Para. 2*” desenvolvida para esta Dissertação e apresentada na sessão 3.8 para que fossem calculadas as temperaturas do aço em situação de incêndio conforme apresentado na Figura 4.3. Obtidas as temperaturas, elas foram copiadas para a planilha “*Análise Para. 1*” para serem calculados os respectivos esforços resistentes do perfil W460x68. Os resultados dessa rotina são apresentados na Figura 4.4.

Como informação adicional, cada processamento das 10.000 combinações geradas para serem obtidas as temperaturas do aço em situação de incêndio sob curvas paramétricas demorou menos do que 3 minutos. O cálculo dos esforços resistentes para as 10.000 temperaturas encontradas demorou em torno de 45 segundos. Esses tempos foram obtidos em um computador com processador de 3.40 GHz, 12,0 GB de memória RAM e sistema operacional Windows 8 (64 bits).

	A	B	C	D	E	F	G	H	I
1									
2	Análise Paramétrica da Temperatura do Aço								
3	(em função dos parâmetros do compartimento e da exposição do perfil)								
4									
5	Tamanho Amostra	10000 un				calcular tabela			
6									
7	compartimento			Perfil - revestimento e massividade					
8	$q_{t,d}$	O	b	t_m	ρ_m	λ_m	c_m	u/A	θ_a
9	$[MJ/m^2]$	$[m^{1/2}]$	$[J/m^2 s^{1/2} \cdot ^\circ C]$	$[mm]$	$[kg/m^3]$	$[W/m^\circ C]$	$[J.kg/^\circ C]$	$[m^{-1}]$	$[^\circ C]$
10	218.0	0.101	1580	15	240	0.15	2300	155.5	508.2
11	276.5	0.085	1580	15	240	0.15	2300	155.5	606.4
12	157.7	0.063	1580	15	240	0.15	2300	155.5	496.5
10007	192.2	0.061	1580	15	240	0.15	2300	155.5	549.8
10008	251.6	0.060	1580	15	240	0.15	2300	155.5	624.1
10009	173.1	0.090	1580	15	240	0.15	2300	155.5	460.1

Figura 4.3 – Temperatura do aço do perfil W460x68 para as combinações de carga de incêndio e grau de ventilação.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O
1															
2	Análise Paramétrica dos Esforços Resistentes														
3	(em função das dimensões do perfil, temperatura e vão)														
4															
5	linhas	10000				calcular tabela				Perfil Padronizado	SIM		W 460x68		
6															
7															
8	Perfil					ELU					Situação de incêndio				
9	b_f	t_f	h	t_w	L	f_y	M_{xRd}	M_{yRd}	N_{Rd}	V_{Rd}	θ_a	M_{xRd}	M_{yRd}	$N_{Rd,fi}$	$V_{Rd,fi}$
10	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[cm]	[MPa]	[kN.m]	[kN.m]	kN	kN	(°C)	[kN.m]	[kN.m]	kN	kN
11					0.001	250	339.8	41.6	1276.9	569.6	508.2	324.3	45.8	455.5	472.7
12					0.001	250	339.8	41.6	1276.9	569.6	606.4	195.4	45.8	173.0	284.9
13					0.001	250	339.8	41.6	1276.9	569.6	496.5	338.5	45.8	475.5	493.5
10008					0.001	250	339.8	41.6	1276.9	569.6	549.8	268.9	45.8	377.7	392.0
10009					0.001	250	339.8	41.6	1276.9	569.6	624.1	177.2	45.8	153.6	258.2
10010					0.001	250	339.8	41.6	1276.9	569.6	460.1	373.0	45.8	523.9	543.7

Figura 4.4 – Esforços resistentes do perfil W460x68 para as temperaturas do aço.

Os esforços solicitantes foram obtidos por meio das combinações das forças permanentes e variáveis das amostras geradas a partir das distribuições de probabilidades adotadas. Finalmente, os esforços resistentes foram comparados aos esforços solicitantes e assim calculadas as probabilidades de ruína para as duas distribuições de carga de incêndio.

Os valores das probabilidades de ruína da viga são de 37,6% para a distribuição de cargas de incêndio específica da ABNT NBR 14432:2001 e 1,3% para a distribuição do Eurocode 1 (2002). Esses resultados ressaltam a diferença dos valores adotados pelas normas para a carga de incêndio.

4.2.2 Caso do pilar de aço

Neste item, é calculada a probabilidade de ruína de um pilar que recebe apenas força axial de compressão. A Equação (4.2) toma a forma da Equação (4.9), em que $N_{R,fi}$ é a força axial de compressão resistente de cálculo em situação de incêndio, conforme Equação (4.10) e $N_{S,fi}$ força axial de compressão solicitante de cálculo em situação de incêndio, conforme Equação (4.11).

$$G = N_{R,fi} - N_{S,fi} \quad (4.9)$$

$$N_{R,fi} = R \left(A_{st}, f_{y\theta} \left(f_y, \theta_m(q_f, 0) \right), \chi_{fi} \left(L, \theta_a(q_f, 0) \right) \right) \quad (4.10)$$

$$N_{S,fi} = S(N_g, N_q) \quad (4.11)$$

Nas Equações (4.9)-(4.11):

$N_{R,fi}$ Força axial de compressão resistente em situação de incêndio.

A_{st} Área da seção transversal do pilar.

- $f_{y\theta}$ Resistência ao escoamento à temperatura θ_m .
- χ_{fi} Fator de redução decorrente da esbeltez do pilar à temperatura θ_a .
- L Comprimento do pilar.
- θ_a Temperatura do material.
- q_f Carga de incêndio específica por área de piso
- O Grau de ventilação.
- $N_{S,fi}$ Força axial de compressão solicitante em situação de incêndio.
- N_g Força axial decorrente do carregamento permanente à temperatura ambiente.
- N_q Força axial decorrente do carregamento variável à temperatura ambiente.

Portanto, o esforço resistente em análise é função de diversas variáveis, porém, neste trabalho serão consideradas apenas a variabilidade da carga de incêndio e do grau de ventilação devido à baixa variabilidade relativa dos demais parâmetros. Os esforços solicitantes são função apenas dos carregamentos da estrutura. Serão gerados valores seguindo distribuições adequadas para cada variável aleatória e calculados os esforços e, ao final, a probabilidade de ruína, conforme esquema apresentado a seguir:

$$GeradorRandômico \left\{ \begin{matrix} q_{f,d} \\ O \end{matrix} \right\} \rightarrow temperaturamáxima \rightarrow N_{R,fi}$$

$$GeradorRandômico \left\{ \begin{matrix} g \\ q \end{matrix} \right\} \rightarrow N_{S,fi}(g, q)$$

$$G = N_{R,fi} - N_{S,fi}$$

$$P(\text{Ruína}) = P(G < 0)$$

Nesse mesmo modelo hipotético adotado, foi estudada a probabilidade de ruína de um pilar em situação de incêndio com as seguintes características:

- Um pilar que só receba força concentrada e centrada;
- Área de influência de cada pavimento: 36 m² (vãos de 6 m);
- Forças (por simplicidade, pavimento tipo igual à cobertura):
 - Permanente: 5,0 kN/m²;
 - Variável: 3,0 kN/m².
- Perfil HP 310x93 – fator de massividade (u/A) igual a 152,0 m⁻¹ (os quatros lados expostos);
- $f_y = 250$ MPa;

- Revestimento contra fogo: argamassa projetada Blaze-Shield II, com as características e propriedades:
 - Espessura: 20 mm
 - Condutividade térmica: 0,15 W/m°C;
 - Calor específico: 2300 J/kg °C;
 - Massa específica: 240 kg/m³.

A partir desse modelo, o pilar é verificado à temperatura ambiente e em situação de incêndio e, então, é calculada a probabilidade de ruína em situação de incêndio.

4.2.2.1 Verificação à temperatura ambiente

Primeiramente, para dar realismo ao exemplo, é verificado de forma simplificada o perfil HP 310x93 no Estado-Limite Último à temperatura ambiente. O esforço solicitante de cálculo é obtido Equação (4.12).

$$N_{Sd} = \gamma_f \cdot q_k \cdot A_{infl} \cdot n_{lajes} \quad (4.12)$$

Na Equação (4.12):

γ_f Coeficiente de ponderação das ações.

q_k Carregamento característico de ações variáveis e permanentes;

A_{infl} Área de influência por laje;

n_{lajes} Número de lajes.

Portanto $N_{Sd} = 1,4 \times 8,0 \times 36 \times 5 = 2016,0$ kN O esforço resistente para o lance de 3 m do perfil HP 310x93, obtido por meio da planilha segundo a ABNT NBR8800:2008, bem como a relação entre esforços solicitante e resistente, resultam:

$$N_{Rd} = 2478,0 \text{ kN}$$

$$N_{Sd}/N_{Rd} = 0,81 < 1 \rightarrow \text{Verificação OK}$$

4.2.2.2 Situação de incêndio

Conforme Equação (4.8), esforço solicitante em situação de incêndio resulta em:

$$N_{Sd,fi} = (1,2 \times 5,0 + 0,7 \times 0,4 \times 3,0) \times 36 \times 5 = 1231 \text{ kN}$$

Adotando as recomendações da Instrução Técnica 8 (2011) do Corpo de Bombeiros Militar do Estado de São Paulo para a determinação do tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF) associado à curva de incêndio-padrão, tem-se TRRF igual a 60 min

para edificações de escritório com altura de 12 m e a temperatura do aço nesse tempo é de 436,1 °C, como pode ser visualizado na Figura 4.5 cujo gráfico foi obtido com o auxílio da planilha desenvolvida.

Em seguida, utilizando-se a planilha pode-se determinar a força normal resistente do lance de 3 m do perfil HP 310x93 em situação de incêndio segundo a ABNT NBR 14323:2013, bem como a relação entre esforços solicitante e resistente:

$$N_{Rd,fi} = 1527,4 \text{ kN}$$

$$N_{Sd,fi}/N_{Rd,fi} = 0,81 < 1 \rightarrow \text{Verificação OK}$$

Figura 4.5 – Temperatura do aço do perfil HP 310x93 sob a curva de incêndio-padrão.

4.2.2.3 Probabilidade de ruína de um pilar de aço em situação de incêndio

As distribuições de probabilidade das variáveis aleatórias do método de Monte Carlo para se calcular a probabilidade de ruína são apresentadas na Tabela 4.3. De forma análoga à probabilidade de ruína de uma viga, para as ações atuantes na estrutura, são considerados valores característicos os referentes ao quantil de 95% da respectiva distribuição de probabilidade (valor característico superior), porém será usada distribuição normal para as ações permanentes e distribuição de Gumbel para as ações variáveis.

Tabela 4.3 - Distribuições para as variáveis

Variável		Média	Desvio Padrão	CV	Distribuição
Ações permanentes		4,29 kN/m ²	0,429 kN/m ²	10 %	Normal
Ações variáveis		1,88 kN/m ²	0,376 kN/m ²	20%	Gumbel
Grau de Ventilação		0,06 – 0,12 m ^{1/2}	---	---	Uniforme
Carga de Incêndio	Eurocode 1	420 MJ/m ²	126 MJ/m ²	30 %	Gumbel
	NBR14432 / IT14	700 MJ/m ²	210 MJ/m ²	30 %	Gumbel

As considerações para o grau de ventilação e carga de incêndio foram as mesmas adotadas no item 4.2.1.3. Os valores de carga de incêndio e grau de ventilação, juntamente com os valores fixos de projeto foram inseridos na planilha desenvolvida pelos autores para que fossem calculadas as temperaturas do aço em situação de incêndio conforme apresentado na Figura 4.6. Obtidas as temperaturas, são calculados os esforços resistentes do perfil HP 310x93 para cada uma delas. A planilha para essa rotina é apresentada na Figura 4.7.

Como curiosidade, cada processamento das 10.000 combinações geradas para serem obtidas as temperaturas do aço em situação de incêndio sob curvas paramétricas demorou menos do que 3 minutos. O cálculo dos esforços resistentes para as 10.000 temperaturas encontradas demorou em torno de 45 segundos. Esses tempos foram obtidos em um computador com processador de 3.40 GHz, 12,0 GB de memória RAM e sistema operacional Windows 8 (64 bits).

	A	B	C	D	E	F	G	H	I
1									
2	Análise Paramétrica da Temperatura do Aço								
3	(em função das dimensões do perfil, temperatura e vão)						tempo processamento:	00:02:51	
4									
5	Tamanho Amostra	10.000 un				calcular tabela			
6									
7	compartimento			Perfil - revestimento e massividade					
8	q_{td}	O	b	t_m	ρ_m	λ_m	c_m	u/A	θ_a
9	(MJ/m ²)	[m ^{1/2}]	[J/m ² s ^{1/2} °C]	[mm]	[kg/m ³]	[W/m°C]	[J.kg/°C]	[m ⁻¹]	(°C)
10	153,8	0,066	1580	15	240	0,15	2300	152	477,6
11	73,5	0,079	1580	15	240	0,15	2300	152	166,8
12	99,0	0,068	1580	15	240	0,15	2300	152	253,9
10007	97,4	0,074	1580	15	240	0,15	2300	152	240,3
10008	103,8	0,118	1580	15	240	0,15	2300	152	219,0
10009	117,8	0,082	1580	15	240	0,15	2300	152	274,4

Figura 4.6 – Temperatura do aço do perfil HP 310x93 para as combinações de carga de incêndio e grau de ventilação.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O
1															
2	Análise Paramétrica dos Esforços Resistentes														
3	(em função das dimensões do perfil, temperatura e vão)														
4															
5	linhas	10.000	calcular tabela					tempo processamento:			00:00:43				
6															
7															
8															
9	Perfil					ELU					Situação de incêndio				
10	b _f	t _f	h	t _w	L	f _y	M _{xRd}	M _{yRd}	N _{Rd}	V _{Rd}	θ _a	M _{xRd}	M _{yRd}	N _{Rd,fi}	V _{Rd,fi}
11	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kg/m3]	[W/m°C]	[kN.m]	[kN.m]	kN	kN	(°C)	[kN.m]	[kN.m]	kN	kN
12					300	250	322,4	141,4	2478,3	541,3	477,6	256,7	141,2	1376,0	493,8
13					300	250	322,4	141,4	2478,3	541,3	166,8	328,0	141,2	1659,2	595,4
10008					300	250	322,4	141,4	2478,3	541,3	253,9	319,8	141,2	1659,2	595,4
10009					300	250	322,4	141,4	2478,3	541,3	240,3	321,2	141,2	1659,2	595,4
10010					300	250	322,4	141,4	2478,3	541,3	219,0	323,2	141,2	1659,2	595,4
10010					300	250	322,4	141,4	2478,3	541,3	274,4	317,7	141,2	1659,2	595,4

Figura 4.7 – Esforços resistentes do perfil HP 310x93 para as temperaturas do aço.

Os esforços solicitantes foram obtidos por meio das combinações das cargas permanentes e variáveis das amostras geradas a partir das distribuições de probabilidades adotadas. Finalmente, os esforços resistentes foram comparados aos esforços solicitantes e assim calculadas as probabilidades de ruína para as duas distribuições de carga de incêndio.

Os valores das probabilidades de ruína do pilar são de 28,1% para a distribuição de cargas de incêndio específica da ABNT NBR 14432:2001 e 1,4% para a distribuição do Eurocode 1 (2002), novamente, ressaltando a diferença dos valores adotados pelas normas para a carga de incêndio.

4.3 Resultados

Considerando-se os valores calculados nos itens 4.2.1 e 4.2.2, calculou-se a probabilidade de ruína dos elementos estruturais de aço ($P(f,fi)$) em situação de incêndio:

$$P(f,fi) = P(\text{incêndio}) * P(G < 0)$$

A Tabela 4.4 apresenta as probabilidades de ruína dos elementos estruturais de aço caso ele seja atingido pelo incêndio ($P(G < 0)$) e as probabilidades de ruína considerando-se também a probabilidade da ocorrência e propagação do incêndio até os elementos estruturais de aço ($P(f,fi)$) segundo as referências mencionadas no item 4.1.

Tabela 4.4 – Probabilidades de ruína em função da carga de incêndio adotada

Probabilidade	Eurocode 1		NBR 14432 / IT14	
	VIGA	PILAR	VIGA	PILAR
P(G<0)	1,3 %	1,4 %	37,6 %	28,1 %
PD 7974-7:2003	$4,98 \times 10^{-5}$	$5,36 \times 10^{-5}$	$1,44 \times 10^{-3}$	$1,08 \times 10^{-3}$
Ruína - Ellingwood (2005)	$1,95 \times 10^{-7}$	$2,10 \times 10^{-7}$	$5,64 \times 10^{-6}$	$4,22 \times 10^{-6}$
Ruína - NFPA 557 (2012)	$1,76 \times 10^{-5}$	$1,89 \times 10^{-5}$	$5,08 \times 10^{-4}$	$3,79 \times 10^{-4}$

Como curiosidade, no estudo da probabilidade de ruína do pilar, com base no incêndio paramétrico, para distribuição de probabilidade da carga de incêndio segundo a Eurocode 1 (2002), 12,8% dos casos atingiram temperaturas do aço superiores ao valor obtido por meio do TRRF/curva-padrão (436,1 °C) e para a distribuição de probabilidade segundo a ABNT NBR 14432:2001, valor de 33,5%.

Neste trabalho, com a ferramenta computacional desenvolvida pelo autor, foi possível se determinar a probabilidade de ruína de uma viga e de um pilar de aço. Por simplificação, foi adotada para o estudo apenas uma tipologia de edifício. Para que não fossem necessárias verificações de instabilidade global, optou-se por um edifício pequeno e, dessa forma, obteve-se uma temperatura baixa ao se empregar a tabela de tempos requeridos de resistência ao fogo adotada no Brasil.

Com os dados empregados neste trabalho, os valores da probabilidade de ruína variaram entre cerca de 10^{-3} e 10^{-7} , ou seja, uma enorme variação nos resultados. Isso sugere que valores estatísticos mais precisos devem ser pesquisados.

De qualquer forma, foi possível mostrar a eficiência das planilhas desenvolvidas pelos autores e a possibilidade de realizar sequências de cálculos, o que auxilia na aplicação do método de Monte Carlo, além de também ser interessante em análises paramétricas.

Outros aspectos podem ser estudados, por exemplo, considerar o efeito da variação da espessura do revestimento contra fogo, da resistência do aço, das tolerâncias dimensionais entre outros.

5 ANÁLISES PARAMÉTRICAS

A curva temperatura-tempo do incêndio natural apresenta a variação de temperatura que simula o incêndio real após o *flashover* e é função dos parâmetros do compartimento, que são geometria, grau de ventilação, propriedades físico-térmicas dos elementos de compartimentação, carga de incêndio entre outros. O Eurocode 1 (2002) apresenta o modelo do incêndio paramétrico que é uma simplificação do incêndio real dentro de alguns limites (ver item 2.2 deste texto).

A norma brasileira ABNT NBR 14323:2013, assim como o Eurocode 3 (2005), apresenta procedimentos para determinar a temperatura do perfil de aço a partir de curvas de incêndio, seja ela incêndio-padrão ou de incêndio natural. O cálculo é realizado por meio de iterações que levam em consideração a transferência de calor entre os gases do compartimento e o perfil de aço, revestido contra fogo ou não. Os parâmetros intervenientes na formulação são as propriedades físico-térmicas do aço e do revestimento contra fogo, a espessura deste e o fator de massividade (u/A_g) do perfil.

Conhecida a temperatura do aço dos elementos da estrutura, são obtidos os esforços resistentes em situação de incêndio que também dependem das características geométricas do perfil (largura e espessura de mesas e alma), do comprimento destravado e da resistência ao escoamento do aço. Por meio do recurso estatístico de regressão e realizando testes para os coeficientes de regressão individuais, foi analisado o nível de influência de cada um dos parâmetros antes citados em relação à temperatura máxima e aos esforços resistentes do perfil de aço.

5.1 Análises Paramétricas por meio de recursos estatísticos

É importante ressaltar que se optou por analisar separadamente a temperatura do aço e os esforços resistentes, já que o mesmo perfil pode atingir temperaturas diferentes dependendo do número de lados expostos ao fogo e da forma que é revestido (caixa ou contorno), com isso aumentando muito a possibilidade de combinações.

Neste estudo foi utilizado *AçoInc*, apresentado no Capítulo 3, mais especificamente, as planilhas de análise paramétrica, nas quais são calculados, de forma automática, temperaturas do aço e esforços resistentes de perfil "I" para um grande número de

combinações de dados. Outro programa usado para este estudo foi o *Statgraphics Centurion XV* (2007), versão 15.2.06 de 2007, que contém recursos de análise estatística.

5.1.1 Conceitos de Estatística

Neste item da Dissertação usaram-se recursos estatísticos que merecem uma breve revisão teórica, que teve por base Hines et. al. (2006).

O principal recurso estatístico aplicado neste estudo é a regressão múltipla, que é uma técnica de estatística amplamente usada para se encontrar funções aproximadoras. Isto é, a verdadeira relação funcional das variáveis independentes é desconhecida, mas dentro de certos limites dessas variáveis o modelo de regressão é uma aproximação adequada. A variável dependente (y) em um modelo de regressão múltipla pode ser aproximada por uma função linear apresentada na Equação (5.1), onde se tem k variáveis independentes. Os parâmetros β_j , $j = 0, 1, \dots, k$ são coeficientes de regressão, que representam as mudanças esperadas na resposta y por unidade de mudança em x_j quando todas as demais variáveis independentes x_i ($i \neq j$) são mantidas constantes. Já o parâmetro ε representa o erro do modelo.

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \dots + \beta_k x_k + \varepsilon \quad (5.1)$$

Modelos de aparência mais complexos do que a Equação (5.1) podem ainda ser, em geral, analisados pelas técnicas de regressão linear múltipla. Por exemplo, um modelo polinomial cúbico em uma variável independente dada pela Equação (5.2) pode ser escrito como um modelo de regressão linear múltipla dada pela Equação (5.3), que é um modelo de regressão linear múltipla com três variáveis regressoras. Modelos que incluem os efeitos de interação entre variáveis independentes também podem ser analisados pelos métodos de regressão linear múltipla.

$$y = \beta_0 + \beta_1 x + \beta_2 x^2 + \beta_3 x^3 + \varepsilon \quad (5.2)$$

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_3 x_3 + \varepsilon \quad (5.3)$$

Os coeficientes de regressão, também conhecidos por efeitos, podem ser estimados, pelo método de mínimos quadrados a partir de observações. A quantidade de observações n deve ser maior do que a quantidade de coeficientes de regressão k .

Supondo que o erro ε no modelo tenha $E(\varepsilon) = 0$, $V(\varepsilon) = \sigma^2$ e que $\{\varepsilon\}$ sejam variáveis aleatórias não relacionadas, é possível escrever o modelo, Equação (5.4), em termos de observações em notação matricial.

$$\mathbf{y} = \mathbf{X}\boldsymbol{\beta} + \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.4)$$

Na Equação (5.4):

$$\mathbf{y} = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \vdots \\ y_n \end{bmatrix}, \mathbf{X} = \begin{bmatrix} 1 & x_{11} & x_{12} & \cdots & x_{1k} \\ 1 & x_{21} & x_{22} & \cdots & x_{2k} \\ \vdots & \vdots & \vdots & & \vdots \\ 1 & x_{n1} & x_{n2} & \cdots & x_{nk} \end{bmatrix}, \boldsymbol{\beta} = \begin{bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \vdots \\ \beta_n \end{bmatrix} \text{ e } \boldsymbol{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \vdots \\ \varepsilon_n \end{bmatrix}$$

A função de mínimos quadrados é dada pela Equação (5.5).

$$\begin{aligned} L &= \sum_{i=1}^n \varepsilon_i^2 = \boldsymbol{\varepsilon}'\boldsymbol{\varepsilon} = (\mathbf{y} - \mathbf{X}\boldsymbol{\beta})'(\mathbf{y} - \mathbf{X}\boldsymbol{\beta}) \\ &= \mathbf{y}'\mathbf{y} - 2\boldsymbol{\beta}'\mathbf{X}'\mathbf{y} + \boldsymbol{\beta}'\mathbf{X}'\mathbf{X}\boldsymbol{\beta} \end{aligned} \quad (5.5)$$

Os estimadores de mínimos quadrados ($\hat{\boldsymbol{\beta}}$) devem satisfazer a condição da Equação (5.6). O símbolo (') indica que a matriz é transposta e o símbolo (^) é usado para representar valores estimados.

$$\begin{aligned} \left. \frac{\partial L}{\partial \boldsymbol{\beta}} \right|_{\hat{\boldsymbol{\beta}}} &= -2\mathbf{X}'\mathbf{y} + 2\mathbf{X}'\mathbf{X}\hat{\boldsymbol{\beta}} = \mathbf{0} \\ \mathbf{X}'\mathbf{X}\hat{\boldsymbol{\beta}} &= \mathbf{X}'\mathbf{y} \end{aligned} \quad (5.6)$$

Para resolver as equações, multiplicam-se ambos os membros da Equação (5.6) pela inversa de $\mathbf{X}'\mathbf{X}$. Assim, o estimador de mínimos quadrados de $\boldsymbol{\beta}$ é obtido pela Equação (5.7).

$$\hat{\boldsymbol{\beta}} = (\mathbf{X}'\mathbf{X})^{-1}\mathbf{X}'\mathbf{y} \quad (5.7)$$

Portanto, a Equação (5.8) apresenta o modelo de regressão ajustado.

$$\hat{\mathbf{y}} = \mathbf{X}\hat{\boldsymbol{\beta}} \quad (5.8)$$

Após se terem os coeficientes de regressão, é importante medir a adequação de um modelo de regressão múltipla. A medida adotada nesta Dissertação é o coeficiente de determinação múltipla, R-Quadrado (R^2), que é definido conforme Equação (5.9).

$$R^2 = \frac{SQ_R}{S_{yy}} = 1 - \frac{SQ_E}{S_{yy}} \quad (5.9)$$

Na Equação (5.9):

SQ_R é a soma dos quadrados da regressão.

SQ_E é a soma dos quadrados dos erros (ou resíduos)

S_{yy} é a soma dos quadrados das observações, sendo que $S_{yy} = SQ_R + SQ_E$

R^2 é uma medida da quantidade de redução na variabilidade de y que se obtém com o uso das variáveis regressoras $x_1, x_2, \dots, x_k$, ou seja, R^2 é medida do grau de proximidade entre os valores estimados e observados da variável dependente dentro da amostra utilizada para estimar a regressão, sendo, portanto, uma medida do sucesso da estimativa. Como no caso da regressão linear simples, devemos ter $0 \leq R^2 \leq 1$, indicando, em percentagem, o quanto o modelo se ajusta aos valores observados. Quanto maior o R^2 , mais o modelo se ajusta à amostra.

No entanto, um valor grande de R^2 não implica necessariamente que o modelo de regressão seja um bom modelo. O acréscimo de uma variável ao modelo causará, sempre, um aumento em R^2 , independentemente de a variável adicional ser ou não estatisticamente significativa. Assim, é possível que modelos com grandes valores de R^2 produzam previsões pobres de novas observações ou estimativas da resposta média.

Outra forma de medir a adequação do modelo é por meio do coeficiente de determinação múltipla ajustado (R_{aj}^2), definido pela Equação (5.10), sendo n a quantidade de observações e p a quantidade de coeficientes de regressão (k) mais 1.

$$R_{aj}^2 = 1 - \frac{SQ_E/(n-p)}{S_{yy}/(n-1)} \quad (5.10)$$

R_{aj}^2 crescerá apenas se a adição de um novo termo reduzir significativamente a média quadrática dos erros ($SQ_E/(n-p)$).

Outro método para medir a adequação da regressão é por meio de testes para os coeficientes de regressão individuais. Com esse método é possível verificar se o modelo pode ser efetivo com a inclusão ou exclusão de uma ou mais variáveis.

A adição de uma variável a um modelo de regressão sempre faz com que a soma de quadrados para a regressão aumente e a soma de quadrados dos erros diminua. Porém deve-se verificar se o aumento da soma dos quadrados da regressão é suficiente para garantir o uso da variável adicional no modelo, já que a adição de uma variável sem importância pode aumentar a média quadrática dos erros.

As hipóteses (H_0 e H_1) para o teste da significância de qualquer coeficiente de regressão individual β_j são:

$$H_0: \beta_j = 0$$

$$H_1: \beta_j \neq 0$$

Se a hipótese nula $H_0: \beta_j = 0$ não for rejeitada, então isso indica que x_j pode, possivelmente, ser retirada do modelo por não ter correlação significativa com a variável dependente y . A estatística de teste, denominada estatística- t , para essa hipótese é dada pela Equação (5.11). Esse método também é conhecido por teste t .

$$t_0 = \frac{\hat{\beta}_j}{\sqrt{\hat{\sigma}^2 C_{jj}}} \quad (5.11)$$

Na Equação (5.11), $\sqrt{\hat{\sigma}^2 C_{jj}}$ é o erro padrão da estimativa em notação matricial, em outras palavras, ele representa o desvio padrão dos valores previstos da variável dependente ao redor da linha de regressão estimada. C_{jj} é o elemento da diagonal $(\mathbf{X}'\mathbf{X})^{-1}$ que corresponde a $\hat{\beta}_j$ (vide Equação (5.7)).

A hipótese nula $H_0: \beta_j = 0$ é rejeitada se $|t_0| > t_{\alpha/2, n-k-1}$ e assume-se a hipótese alternativa $H_1: \beta_j \neq 0$ e a variável x_j não pode ser retirada do modelo. Esse é um teste parcial ou marginal já que o coeficiente de regressão $\hat{\beta}_j$ depende de todas as outras variáveis regressoras ($i \neq j$) que estão no modelo.

O valor de referência da estatística- t ($t_{\alpha/2, n-k-1}$), também conhecido por valor- t crítico para certo nível de confiança, é obtido a partir da distribuição t para que a variável independente seja ou não retirada do modelo. A distribuição t , também conhecida por distribuição t de Student, é uma importante distribuição amostral que segue a função da Equação (5.12).

$$f(t) = \frac{\Gamma[(k+1)/2]}{\sqrt{\pi k} \Gamma(\frac{k}{2})} \cdot \frac{1}{[(t^2/k) + 1]^{(k+1)/2}} \quad , \quad -\infty < t < \infty \quad (5.12)$$

A média e a variância da distribuição t são $\mu = 0$ e $\sigma^2 = k/(k-2)$ para $k > 2$, respectivamente. A aparência geral da curva de distribuição t é semelhante à da distribuição normal padronizada, no sentido de que ambas as distribuições são simétricas e unimodais, e o valor máximo da ordenada é alcançado na média $\mu = 0$. No entanto, a distribuição t tem caudas mais pesadas do que a normal, isto é, ela tem mais probabilidade nos extremos. Na medida em que o número de graus de liberdade $k \rightarrow \infty$, a forma-limite da distribuição t é a distribuição normal padronizada. Os pontos percentuais da cauda superior da distribuição t são apresentados em forma de tabelas em livros de estatística, no qual é em função do percentual α e do grau de liberdade k . Pelo fato de a distribuição ser simétrica, é possível aplicar para obter pontos

percentuais da cauda inferior ou para intervalos de confiança bilateral com percentual $\alpha/2$ para cada cauda.

Figura 5.1 – Pontos percentuais da distribuição t

5.1.2 Estudo da temperatura do Aço

Para o desenvolvimento deste item, inicialmente foram listados os parâmetros que influenciam a temperatura do aço em situação de incêndio e foi adotada uma gama de valores representativos para cada um deles, como é apresentado a seguir. Entre parênteses são identificados, respectivamente, os símbolos adotados neste trabalho e os adotados pelo programa de estatística utilizado. As letras maiúsculas indicadas à esquerda como itemização (A, B, C etc.) são aquelas usadas como referência para o programa estatístico empregado.

- A) carga de incêndio específica em relação à área total do compartimento ($q_{t,d}$; qtd) [MJ/m²]: 50; 100; 150; 200; 250;
- B) grau de ventilação (O ; O) [m^{1/2}]: 0,020; 0,065; 0,110; 0,155; 0,200;
- C) propriedade físico-térmica dos elementos de compartimentação (b ; b) [J/m²s^{1/2} °C]: 1000; 1500; 2000;
- D) espessura do revestimento do perfil (t_m ; t_m) [mm]: 10; 20; 30; 40;
- E) massa específica (ρ_m ; ρ_m) do revestimento do perfil [kg/m³]: 300; 550; 800;
- F) condutividade térmica (λ_m ; λ_m) do revestimento do perfil [W/m °C]: 0,04; 0,12; 0,20;
- G) calor específico (c_m ; c_m) do revestimento do perfil [J.kg/°C]: 1000; 1500; 2000;
- H) Fator de massividade (u/A_g ; u_A) [m⁻¹]: 50; 150; 250.

Os valores adotados para cada parâmetro foram inseridos no programa de estatística *Statgraphics Centurion XV* (2007) para que ele fizesse todas as combinações possíveis entre esses valores. Foram 24300 combinações, como apresentado na tabela da Figura 5.2.

	BLOQUE	qtd	O	b	t _m	ro_m	lbd_m	c_m	u_A	Temp_a
		[MJ/m ²]	[m ^{1/2}]	[J/m ² s ^{1/2}]	[mm]	[kg/m ³]	[W/m°C]	[J.kg/°C]	[m ⁻¹]	[°C]
1	1	50	0.02	1000	10	300	0.04	1000	50	179.2
2	1	100	0.02	1000	10	300	0.04	1000	50	246.7
3	1	150	0.02	1000	10	300	0.04	1000	50	314.2
					10	300	0.04	1000	50	376.6
24298	1	150	0.2	2000	40	800	0.2	2000	250	340.5
24299	1	200	0.2	2000	40	800	0.2	2000	250	400.6
24300	1	250	0.2	2000	40	800	0.2	2000	250	441.7
24301										
24302										

Figura 5.2 – Combinações geradas para efetuar o cálculo da temperatura máxima no aço.

Por meio da planilha “*Análise Para. 2*” do *Açolnc* foram calculadas as temperaturas do aço para cada combinação, como podem ser visualizadas na Figura 5.3, da forma esclarecida no item 3.8 desta Dissertação. Como curiosidade, informa-se que o cálculo da temperatura para todas as combinações demorou cerca de 7 minutos em um computador com processador de 3,40 GHz e de 64 bits, 12,0 GB de memória RAM e sistema operacional Windows 8 (64 bits).

	A	B	C	D	E	F	G	H	I
1									
2	Análise Paramétrica da Temperatura do Aço								
3	(em função das dimensões do perfil, temperatura e vão)						tempo processamento:	0:07:02	
4									
5	Tamanho Amostra	24300 un							
6									
7	compartimento			Perfil - revestimento e massividade					
8	qtd	O	b	t _m	ρ _m	λ _m	c _m	u/A	θ ₂
9	(MJ/m ²)	[m ^{1/2}]	[J/m ² s ^{1/2} ·°C]	[mm]	[kg/m ³]	[W/m°C]	[J.kg/°C]	[m ⁻¹]	(°C)
10	50	0.020	1000	10	300	0.04	1000	50	179.2
11	100	0.020	1000	10	300	0.04	1000	50	246.7
12	150	0.020	1000	10	300	0.04	1000	50	314.2
24307	150	0.200	2000	40	800	0.2	2000	250	340.5
24308	200	0.200	2000	40	800	0.2	2000	250	400.6
24309	250	0.200	2000	40	800	0.2	2000	250	441.7

Figura 5.3 – Cálculo das temperaturas máximas no aço para cada combinação dos parâmetros analisados.

Figura 5.4 – Temperatura do aço em função da carga de incêndio específica de cálculo ($q_{t,d}$)

Figura 5.5 – Temperatura do aço em função do grau de ventilação

Em seguida, foram desenvolvidas análises de regressão dentro do conjunto de valores de temperaturas, com ajuda do *Statgraphics Centurion XV* (2007). Essa técnica implica em ajustar a variável dependente, no caso, a temperatura do aço, em uma função de uma ou mais variáveis independentes preestabelecidas, podendo essa função ser linear ou não linear. A função adotada neste trabalho é a polinomial de ordem 2. Além das variáveis isoladas, podem-se analisar combinações entre elas, duas a duas: BB representa $O \cdot O = O^2$; DF representa $t_m \cdot \lambda_m$. Optou-se por regressão de ordem 2 para tentar adequar a função à variação não linear da temperatura do aço com as variáveis independentes que é o caso encontrado, por exemplo, quando o incêndio muda de controlado pela ventilação para controlado pelo combustível, como pode ser visualizado pelos desalinhamento dos pontos dos gráficos da Figura 5.4 e da Figura 5.5. Para esses casos das curvas da temperatura do aço em função do grau de ventilação e da espessura do revestimento contra fogo, ainda foi necessária a adoção dos parâmetros de ordem 3 para o grau de ventilação e da espessura do revestimento contra fogo, isto é O^3 (BBB) e t_m^3 (DDD). Essa análise será explicada no item 5.1.4.1.

5.1.3 Estudos dos esforços resistentes

Para analisar a influência de determinados parâmetros no valor dos esforços resistentes de perfis de aço com dois eixos de simetria em situação de incêndio, foram adotados os seguintes valores representativos para cada parâmetro:

- A) Largura das mesas do perfil (b_f ; b_f) [mm]: 100; 150; 200; 250
- B) Espessura das mesas do perfil (t_f ; t_f) [mm]: 6; 8; 10; 12
- C) Altura da alma do perfil (h ; h) [mm]: 250; 400; 550; 700; 850
- D) Espessura da alma do perfil (t_w ; t_w) [mm]: 6; 8; 10; 12
- E) Temperatura do aço (θ_a ; Temp_a) [°C]: 200; 350; 500; 650; 800
- F) Comprimento destravado (L ; L) [cm]: 200; 300; 400; 500
- G) Resistência do aço (f_y ; f_y) [MPa]: 250; 350; 450

Entre parênteses são identificados, respectivamente, os símbolos adotados neste trabalho e os adotados pelo programa de estatística utilizado. As letras maiúsculas indicadas à esquerda como itemização (A, B, C etc.) são aquelas usadas como referência para o programa estatístico empregado. Esses parâmetros juntamente com os valores adotados foram inseridos em um novo projeto do *Statgraphics Centurion XV* (2007). Foram criadas todas as combinações possíveis dos valores dos parâmetros inseridos. Foram 19200 combinações como apresentadas na tabela da Figura 5.6.

esforços resistentes.sfx												
	BLO	b_f	t_f	h	t_w	Temp_a	L	f_y	M_{xrdfi}	M_{yrdfi}	N_{rdfi}	V_{rdfi}
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[°C]	[cm]	[MPa]	[kN.m]	[kN.m]	[kN]	[kN]
1	1	100,0	6,0	250,0	6,0	200,0	200,0	250,0				
2	1	150,0	6,0	250,0	6,0	200,0	200,0	250,0				
3	1	200,0	6,0	250,0	6,0	200,0	200,0	250,0				
4	1	250,0	6,0	250,0	6,0	200,0	200,0	250,0				
19199	1	200,0	12,0	850,0	12,0	800,0	500,0	450,0				
19200	1	250,0	12,0	850,0	12,0	800,0	500,0	450,0				
19201												
19202												

Figura 5.6 – Combinações geradas para efetuar o cálculo dos esforços resistentes.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O
1															
2	Análise Paramétrica dos Esforços Resistentes														
3	(em função das dimensões do perfil, temperatura e vão)														
4															
5	linhas	19200													
6															
7															
8	Perfil					ELU					Situação de incêndio				
9	b_f	t_f	h	t_w	L	f_y	M_{xRd}	M_{yRd}	N_{Rd}	V_{Rd}	θ_a	M_{xRd}	M_{yRd}	$N_{Rd,fi}$	$V_{Rd,fi}$
10	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kg/m ³]	[W/m ² °C]	[kN.m]	[kN.m]	kN	kN	(°C)	[kN.m]	[kN.m]	kN	kN
11	100	6	250	6	200	250,0	44,6	6,8	175,6	214,4	200	30,0	7,5	94,8	235,8
12	150	6	250	6	200	250,0	69,9	15,2	470,7	214,4	200	56,9	14,7	231,3	235,8
13	200	6	250	6	200	250,0	77,3	23,9	663,2	214,4	200	85,9	21,6	311,6	235,8
19208	150	12	850	12	500	450	260,9	56,2	1201,7	1710,7	800	25,6	61,9	31,7	95,2
19209	200	12	850	12	500	450	554,1	98,9	2604,4	1710,7	800	46,4	101,4	58,3	95,2
19210	250	12	850	12	500	450	1031,8	148,0	3480,3	1710,7	800	72,9	130,0	83,1	95,2

Figura 5.7 – Calculados os esforços resistentes para cada combinação dos parâmetros analisados.

Por meio da planilha “Análise Para. 1” do *Açolnc*, foram calculados os esforços resistentes em situação de incêndio para cada combinação de valores dos parâmetros, como pode ser visualizado na Figura 5.7. Retornando os valores dos esforços resistentes para o *Statgraphics Centurion XV* (2007), foram desenvolvidas análises de regressão e realizados testes para os coeficientes de regressão individuais.

5.1.4 Análise dos resultados

A seguir serão apresentados os resultados obtidos das análises referidas nos itens 5.1.2 e 5.1.3.

5.1.4.1 Resultados para a temperatura do aço

A partir das equações obtidas por regressão, o programa *Statgraphics Centurion XV* (2007) apresenta curvas da temperatura máxima do aço em função dos principais parâmetros, gerando uma curva para cada variável, mantendo as demais variáveis fixas e iguais aos valores médios dos inseridos como entrada do programa. Nesse gráfico, quanto maior a inclinação, maior a influência do parâmetro sobre o resultado final, no caso, a temperatura do aço.

O conjunto de valores representativos dos parâmetros foi fornecido tendo como base os valores geralmente encontrados na prática, sem a preocupação da combinação entre eles. Dessa forma, os valores intermediários aos inseridos, principalmente a carga de incêndio e o grau de ventilação, resultaram em valores baixos para a temperatura do aço, porém se considerou suficiente para a análise qualitativa da influência dos parâmetros.

Primeiramente foi realizada a regressão com polinômio de ordem 2, que obteve R^2 igual a 93,0%, que pode ser considerado o suficiente para a análise deste trabalho. Porém, as curvas da temperatura do aço em função do grau de ventilação e da espessura do revestimento contra fogo obtidas a partir da regressão não apresentaram um comportamento que condiz com a realidade.

Por exemplo, conforme Figura 5.8, a função polinomial de ordem 2 adotada para a regressão resultou em uma curva para a espessura do revestimento contra fogo que pode dar a falsa impressão que, a partir de um certo valor de espessura, o aumento da mesma resulta no aumento da temperatura máxima do aço em situação de incêndio. Porém, isso não é real, é apenas a curva de polinômio de ordem 2 de regressão mais próxima em que o programa obteve para esse parâmetro para essas faixas de valores.

Figura 5.8 – Influência dos principais parâmetros na variação da temperatura do aço, com regressão com polinômio de ordem 2.

Com o objetivo de melhor ilustrar o comportamento das curvas tentou-se adotar a regressão com polinômio de ordem 3, porém sua análise é dificultada pela quantidade de combinação de parâmetros gerados. Então, para o estudo da temperatura do aço optou-se em inserir apenas os parâmetros de ordem 3 para o grau de ventilação e da espessura do revestimento contra fogo, isto é O^3 (BBB) e t_m^3 (DDD). O resultado foram curvas mais coerentes, como apresenta a Figura 5.9 e o R^2 dessa regressão obteve o valor igual a 95,0%.

Figura 5.9 – Influência dos principais parâmetros na variação da temperatura do aço.

Com essa regressão foi gerado o diagrama de Pareto da Figura 5.10. A partir dos testes para os coeficientes de regressão individuais, os Diagramas de Pareto relacionam parâmetros ou combinação de parâmetros ao objeto de análise (temperatura máxima do aço), onde se podem observar quais variáveis têm maior influência no resultado final. Nesses diagramas, os símbolos à esquerda das barras estão identificados no início do item 5.1.2 deste texto.

O diagrama de Pareto mostra que o parâmetro de maior influência na temperatura do aço é a carga de incêndio, seguido pelo fator de massividade, condutividade térmica do revestimento contra fogo, grau de ventilação, propriedade físico-térmica dos elementos de compartimentação e espessura, massa específica e calor específico do revestimento do perfil. Deve-se lembrar que a análise foi feita para os valores dos parâmetros considerados representativos fornecidos ao *Statgraphics Centurion XV* (2007) e listados no item 5.1.2.

No diagrama de Pareto padronizado, os parâmetros e combinações de parâmetros estão relacionados em ordem decrescente de significância. Essa ordenação é determinada pelos seus efeitos padronizados, como são denominados na área da Estatística. Tais efeitos são determinados por meio do teste t , que significa obter para cada variável um valor denominado “estatística- t ”, calculado conforme Equação (5.11), ou seja, a razão entre os coeficientes de regressão $\hat{\beta}_j$ de cada análise realizada (neste caso, a temperatura do aço) e seus respectivos erros padrões de forma a ter uma comparação justa entre suas significâncias.

Comparando-o a um valor de referência, relacionado a um ponto percentual predefinido e obtido por meio da curva da distribuição *t* de *Student* (Figura 5.1), pode-se obter o nível de confiança necessário para que a variável possa ser retirada ou não do modelo de regressão de acordo com a sua significância.

No diagrama de Pareto padronizado, o sinal positivo significa que o parâmetro ou combinação de parâmetros influenciam positivamente no crescimento da temperatura máxima do aço, enquanto o sinal negativo significa que o parâmetro faz decrescer a temperatura do aço.

Figura 5.10 – Diagrama de Pareto de Efeito Padronizado com análise paramétrica para a temperatura do aço.

Enquanto o gráfico dos principais parâmetros mostra, nesse caso, a variação da temperatura máxima do aço em função de cada parâmetro o diagrama de Pareto apresenta o efeito (taxa de variação) de cada parâmetro, associado a estatística- t .

Comparando a regressão feita com a função polinomial de ordem 2 e inserindo os parâmetros de ordem 3 para o grau de ventilação e para a espessura do revestimento do perfil, é possível fazer algumas observações nos diagramas de Pareto. Percebe-se como variam os graus de influência dos parâmetros O e t_m e suas combinações O^2 (BB) e t_m^2 (DD). Os valores da estatística- t dessas variáveis diminuem ao se inserir as variáveis de ordem 3.

Conclui-se, com o comportamento dessas curvas, que tanto para o grau de ventilação quanto para a espessura do material de revestimento contra fogo acima de determinado valor as suas variações não afetam tanto o resultado final da temperatura máxima do aço.

No caso do grau de ventilação, a justificativa é que após certo valor o incêndio deixa de ser controlado pela ventilação e passa a ser controlado pelo combustível, portanto diminuindo a sua importância no resultado final.

Para analisar a espessura do revestimento contra fogo deve-se também levar em consideração outro fator, que é o instante em que a temperatura máxima ocorre. O revestimento tem outra característica além de evitar o aquecimento do perfil de aço, que é o retardamento do seu aquecimento, como pode ser notado na Figura 5.11. As Figuras 5.12 e 5.13 apresentam a variação da temperatura máxima do aço e o tempo que ela ocorre com a espessura do revestimento contra fogo. Segundo Silva (1997), o material de revestimento contra fogo absorve parte do calor transferido pelos gases do compartimento e, a maior parte, é transferida por condução para o aço. Quanto maior a espessura do revestimento, mais calor é absorvido, o que faz, também, a temperatura do perfil resfriar mais lentamente. Analisando as curvas apresentadas pelas Figuras 5.12 e 5.13, presume-se que exista uma determinada espessura máxima do revestimento, a partir da qual a temperatura máxima do aço não é tão afetada.

Figura 5.11 – Curvas temperatura-tempo do perfil de aço sob curva de incêndio paramétrico para algumas espessuras do revestimento contra fogo.

Figura 5.12 – Variação da temperatura máxima do aço com a espessura do revestimento contra fogo.

Figura 5.13 – Variação do tempo em que ocorre temperatura máxima do aço com a espessura do revestimento contra fogo.

5.1.4.2 Resultados para os esforços resistentes

Retornando os valores da temperatura do aço apresentados no item 5.3 para o *Statgraphics Centurion XV* (2007) foram gerados Diagramas de Pareto com os efeitos padronizados, onde se mostram quais variáveis têm maior influência no resultado final que, nesse caso, são: momento fletor resistente em torno do eixo de maior inércia incluindo instabilidades local e global, força axial resistente de compressão e força cortante resistente.

Os resultados estão apresentados em forma de gráficos da Figura 5.14 à Figura 5.19, que são diagramas de Pareto e gráficos dos parâmetros principais. As regressões são de ordem 2 e obtiveram R-Quadrado igual a 92,1% para momento fletor resistente ($M_{xRd,fi}$), 92,7% para força axial resistente de compressão ($N_{Rd,fi}$) e 89% para força cortante resistente ($V_{Rd,fi}$), que foram julgadas como suficientes para fins deste trabalho.

Figura 5.14 – Diagrama de Pareto com análise paramétrica de ordem 2 para $M_{xRd,fi}$.

Figura 5.15 – Influência dos principais parâmetros na variação do $M_{xRd,fi}$.

Figura 5.16 – Diagrama de Pareto com análise de ordem 2 para $N_{Rd,fi}$.

Figura 5.17 – Gráfico dos efeitos principais para $N_{Rd,fi}$.

Figura 5.18 – Diagrama de Pareto com análise de ordem 2 para $V_{Rd,fi}$.

Figura 5.19 – Gráfico dos efeitos principais para $V_{Rd,fi}$.

Como resultado, verifica-se que a temperatura é um dos parâmetros mais importantes para os três esforços resistentes estudados, inclusive mais do que os parâmetros geométricos do perfil de aço. Isto é, os esforços resistentes sofreram mais influência com a variação dos valores adotados para temperatura do aço.

Para cada tipo de esforço existem parâmetros mais significativos que outros. No caso do momento fletor em torno do eixo principal de inércia, nota-se na Figura 5.14 e na Figura 5.15, que os parâmetros mais importantes são aqueles que aumentam a inércia

em torno desse eixo do perfil, que são b_f e, em menor proporção, t_f , que aumentam a área da mesa e h que faz aumentar a altura do perfil como todo. O comprimento destravado (L) também exerce um papel importante na determinação desse esforço resistente, já que esse parâmetro influencia na instabilidade lateral por torção. Por exemplo, o caso mais favorável seria quando a laje travasse lateralmente a viga, adotando assim, $L = 0$.

Para a força axial de compressão, nota-se na Figura 5.16 e na Figura 5.17 que todos os parâmetros geométricos são importantes, pois aumentam a área resistente do perfil, com exceção da altura da alma, cujo aumento faz crescer a possibilidade de instabilidade local, que não é compensado pelo aumento da área da seção. A distância entre as contenções (L) também é um dos principais parâmetros desse esforço resistente.

Observa-se na Figura 5.18 e na Figura 5.19 que para a força cortante resistente perpendicular ao eixo principal de inércia, a espessura de alma é fundamental. Aumentar a altura da alma é menos efetivo que aumentar sua espessura, já que cresce a possibilidade de instabilidade local com almas esbeltas. O motivo para que fossem adotadas regressões de ordem 2 é poder avaliar casos como o apresentado na Figura 5.20 e Figura 5.21. Na primeira, de ordem 1, haveria a falsa impressão de que o aumento da altura da alma faria diminuir a força cortante, o que realmente ocorre apenas quando a alma passa a ficar esbelta.

Figura 5.20 – Força cortante ($V_{Rd,fi}$) em função da altura da alma – regressão linear

Figura 5.21 – Força cortante ($V_{Rd,fi}$) em função da altura da alma – regressão de ordem 2

5.1.5 Considerações gerais

Neste item do trabalho, foi possível analisar a influência dos principais parâmetros intervenientes na determinação, por meio de métodos simplificados, dos esforços resistentes de perfis "I" de aço em situação de incêndio.

A ferramenta computacional *Açolnc* se mostrou eficiente para esses estudos, já que foi possível calcular diversas combinações de parâmetros do incêndio em alguns minutos de maneira automática.

A partir de uma análise preliminar, é possível verificar que a temperatura do aço é o parâmetro mais importante na determinação dos esforços resistentes nessa análise, já que exerce maior influência sobre os esforços resistentes. Da mesma forma, a carga de incêndio se apresentou importante na determinação do valor de cálculo da temperatura máxima do aço. Outro parâmetro que influencia bastante é o fator de massividade, assim como a espessura e a condutividade térmica do revestimento do perfil.

O grau de ventilação do compartimento que, juntamente com a carga de incêndio, é um parâmetro associado à severidade do incêndio, se mostrou um parâmetro importante, principalmente quando possui valores mais baixos, isto é, o incêndio é controlado pela ventilação.

A exposição ao fogo também possui valor significativo na determinação da temperatura do aço e merece maior cuidado nos estudos de estruturas em situação de incêndio.

A análise estatística é importante para ter um embasamento teórico e assim dar credibilidade a qualquer estudo. O programa estatístico se mostrou eficiente para o estudo em questão, fornecendo diversos recursos úteis para as análises paramétricas. A faixa dos valores inseridos para os parâmetros altera o resultado do grau de importância destes. Por exemplo, para valores baixos do grau de ventilação, a sua variação é mais significativa que para valores altos quando o incêndio passa a ser controlado pelo combustível. Portanto, sugere-se para futuros trabalhos se estudar diferentes faixas de valores para os parâmetros que influenciam na segurança contra incêndio. Além disso, estudar a influência de outros parâmetros mais complexos, tais como as restrições às deformações térmicas.

5.2 Estudo sobre as variações das temperaturas

Neste item, estuda-se a variação da temperatura do incêndio e do aço em função do tempo, para diversos valores de grau de ventilação e cargas de incêndio.

5.2.1 Temperatura do Incêndio

Da Figura 5.22 à Figura 5.25, são apresentadas curvas temperatura-tempo de incêndios, segundo o método do incêndio paramétrico descrito no Eurocode 1 (2002), variando a carga de incêndio específica para alguns valores de grau de ventilação. Para essas curvas foram adotados $b = 1160 \text{ J/m}^2 \text{ s}^{1/2} \text{ } ^\circ\text{C}$ e $t_{lim} = 20 \text{ min}$. Como referência apresenta-se também a curva de incêndio-padrão. Deve-se lembrar que os valores da carga de incêndio específica são apresentados em função da área total do compartimento e não em relação ao piso.

Figura 5.22 – Curvas de incêndios em função da carga de incêndio para $\theta = 0,02 \text{ m}^{1/2}$

Figura 5.23 – Curvas de incêndios em função da carga de incêndio para $O = 0,04 m^{1/2}$

Figura 5.24 – Curvas de incêndios em função da carga de incêndio para $O = 0,06 m^{1/2}$

Figura 5.25 – Curvas de incêndios em função da carga de incêndio para $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$

Nota-se nas Figuras de 5.22 a 5.25 que, quanto maior a carga de incêndio específica, maior a duração do incêndio e valores mais altos da temperatura dos gases são alcançados.

Para o grau de ventilação igual a 0,04 o ramo de aquecimento do incêndio coincide com o da curva-padrão. Ocorre que a formulação fornecida pelo Eurocode 1 (2002) para incêndio paramétrico teve por base uma curva exponencial que leva a resultados similares à curva logarítmica do incêndio-padrão e Wickstrom (1981/82), proponente do método europeu, usou o valor de 0,04 para padrão de sua proposta, alterando o argumento da equação exponencial para valores diferentes de 0,04. Também se pode inferir que a curva-padrão criada pela UL – Underwriters Laboratory de Chicago em 1916, que também leva a resultados similares aos da ISO 834 (1999), teve por base incêndios em que o grau de ventilação se aproximava de 0,04.

Percebe-se também que a curva da fase de aquecimento de um incêndio controlado pela ventilação é a mesma para um mesmo grau de ventilação, apenas variando a tempo em que ocorre a temperatura máxima. Esse comportamento só se altera quando o incêndio passa a ser controlado pelo combustível, para graus de ventilação altos e cargas de incêndio baixas, como apresentado na Figura 5.25.

As Figuras 5.26 e 5.27 exemplificam a importância do grau de ventilação para dois valores de carga de incêndio específica total. Conforme esses gráficos, conclui-se

que, para incêndios controlados pela ventilação, quanto maior o grau de ventilação, mais curto será o incêndio, porém maiores serão as temperaturas alcançadas pelos gases. Os casos de incêndio controlado pela ventilação são as curvas para os valores de grau de ventilação de 0,02 a 0,12 da Figura 5.26 e de 0,02 a 0,06 da Figura 5.27. Porém, quando o incêndio é controlado pelo combustível (curvas para os valores do grau de ventilação igual a 0,16 e 0,20 da Figura 5.26 e de 0,12 a 0,20 da Figura 5.27), a curva da fase de aquecimento passa a ser a mesma para o mesmo valor de carga de incêndio, apenas aumentando a inclinação da curva da fase de resfriamento com o aumento do grau de ventilação.

Figura 5.26 – Curvas de incêndios em função do grau de ventilação para $q_{t,d} = 200 \text{ MJ/m}^2$

Figura 5.27 – Curvas de incêndios em função do grau de ventilação para $q_{t,d} = 100 \text{ MJ/m}^2$

Por meio também da planilha “Análise Para. 2” do *Açolnc*, foram calculadas as temperaturas máximas dos gases e os tempos em que elas ocorrem para várias combinações dos parâmetros referentes ao incêndio. A partir dos resultados obtidos foram gerados gráficos que apresentem a variação desses resultados em função da carga de incêndio e grau de ventilação. Os gráficos são apresentados na Figura 5.28 e Figura 5.29.

Figura 5.28 – Temperatura máxima dos gases em função do grau de ventilação para perfis de diferentes cargas de incêndio

Figura 5.29 – Instante da temperatura máxima dos gases em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio

No gráfico da Figura 5.28, nota-se que ocorre uma mudança brusca nas curvas quando o incêndio, dada uma carga de incêndio, alcança um valor do grau de ventilação no qual ele deixa de ser controlado pela ventilação para ser controlado pelo combustível. Esse comportamento não aparenta condizer com a realidade, ainda mais se sabendo que o tempo-limite mínimo é um valor empírico adotado em função da velocidade de desenvolvimento do incêndio. Sugere-se para próximos estudos que se encontre um tempo-limite mínimo de forma a obter uma faixa de grau de ventilação de transição para essas curvas.

O gráfico da Figura 5.29 mostra que quanto maior o grau de ventilação e menor a carga de incêndio, mais rápido será alcançada a temperatura máxima dos gases em um incêndio. A Figura 5.29 também apresenta o grau de ventilação em que o incêndio passa a ser controlado pelo combustível, que é quando o instante da temperatura máxima dos gases passa a ser 20 min (tempo limite).

5.2.2 Temperatura do Aço sob Incêndio

Por meio da planilha “Análise Para. 2” do *AçoInc*, foram calculadas as temperaturas máximas do aço e os tempos em que elas ocorrem para várias combinações dos

parâmetros referentes ao incêndio para perfis com e sem revestimento contra fogo. A partir dos resultados obtidos foram gerados gráficos que apresentam a variação desses resultados em função do fator de massividade, carga de incêndio e, principalmente, do grau de ventilação.

Os gráficos apresentados da Figura 5.30 a Figura 5.37 são para perfis sem revestimento.

Figura 5.30 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil sem revestimento com $u/A = 100 \text{ m}^{-1}$

Figura 5.31 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil sem revestimento com $u/A = 200 \text{ m}^{-1}$

Figura 5.32 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis sem revestimento de diferentes fatores de massividade e $q_{t,d} = 150 \text{ MJ/m}^2$

Figura 5.33 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis sem revestimento de diferentes fatores de massividade e $q_{t,d} = 225 \text{ MJ/m}^2$

Figura 5.34 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil sem revestimento com $u/A = 100 \text{ m}^{-1}$

Figura 5.35 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil sem revestimento com $u/A = 200 \text{ m}^{-1}$

Figura 5.36 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis sem revestimento de diferentes fatores de massividade e $q_{t,d} = 150 \text{ MJ/m}^2$

Figura 5.37 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis sem revestimento de diferentes fatores de massividade e $q_{t,d} = 225 \text{ MJ/m}^2$

Os gráficos apresentados da Figura 5.38 a Figura 5.45 são para perfis com 20 mm de espessura do revestimento contra fogo tipo argamassa projetada Blaze-Shield II, com as seguintes características e propriedades:

- Condutividade térmica: 0,15 W/m°C;
- Calor específico: 2300 J/kg °C;

- Massa específica: 240 kg/m^3 .

Por simplicidade, os valores das propriedades do Blaze Shield II foram considerados invariantes com a temperatura e para temperatura próxima de 500°C , conforme adotado por Guimarães (2007).

Figura 5.38 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 100 \text{ m}^{-1}$ e revestimento de 20 mm

Figura 5.39 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 200 \text{ m}^{-1}$ e revestimento de 20 mm

Figura 5.40 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 20 mm e de diferentes fatores de massividade e $q_{t,d} = 150 \text{ MJ/m}^2$

Figura 5.41 – Temperatura máxima do aço não revestido em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 20 mm e de diferentes fatores de massividade e $q_{t,d} = 225 \text{ MJ/m}^2$

Figura 5.42 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 100 m^{-1}$ e revestimento de 20 mm

Figura 5.43 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 200 m^{-1}$ e revestimento de 20 mm

Figura 5.44 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 20 mm e de diferentes fatores de massividade e $q_{t,d} = 150 \text{ MJ/m}^2$

Figura 5.45 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 20 mm e de diferentes fatores de massividade e $q_{t,d} = 225 \text{ MJ/m}^2$

Para avaliar a variação da espessura do revestimento contra fogo, os gráficos apresentados da Figura 5.46 a Figura 5.53 são para perfis com 30 mm de espessura de argamassa projetada Blaze-Shield II.

Figura 5.46 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 100 m^{-1}$ e revestimento de 30 mm

Figura 5.47 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 200 m^{-1}$ e revestimento de 30 mm

Figura 5.48 – Temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 30 mm e de diferentes fatores de massividade e $q_{t,d} = 150 \text{ MJ}/m^2$

Figura 5.49 – Temperatura máxima do aço não revestido em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 30 mm e de diferentes fatores de massividade e $q_{t,d} = 225 \text{ MJ}/m^2$

Figura 5.50 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 100 m^{-1}$ e revestimento de 30 mm

Figura 5.51 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para incêndios com diferentes cargas de incêndio e perfil com $u/A = 200 m^{-1}$ e revestimento de 30 mm

Figura 5.52 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 30 mm e de diferentes fatores de massividade e $q_{t,d} = 150 \text{ MJ/m}^2$

Figura 5.53 – Instante da temperatura máxima do aço em função do grau de ventilação para perfis com revestimento de 30 mm e de diferentes fatores de massividade e $q_{t,d} = 225 \text{ MJ/m}^2$

Nos gráficos da Figura 5.30 a Figura 5.33, da Figura 5.38 a Figura 5.41 e da Figura 5.46 a Figura 5.49 nota-se que a temperatura do aço, como esperado, sofre uma mudança brusca, quando o incêndio deixa de ser controlado pela ventilação para ser controlado pelo combustível, inclusive para perfis com revestimento contra fogo.

Nos gráficos das Figuras 5.30 a 5.33, percebe-se que a temperatura máxima do aço aumenta com o grau de ventilação, enquanto o incêndio é controlado pela ventilação, pois, em perfis não revestidos, a temperatura do aço se aproxima da temperatura do incêndio, que cresce com o grau de ventilação. Por outro lado, nos gráficos da Figura 5.38 a Figura 5.41 e da Figura 5.46 a Figura 5.49, constata-se que, quando o perfil possui revestimento contra fogo, a temperatura máxima do aço diminui com o aumento do grau de ventilação. O motivo para esse comportamento é que, para perfis com revestimento contra fogo, as temperaturas máximas do aço dependem, além das temperaturas alcançadas pelo incêndio, também do tempo de exposição ao fogo, ou seja, para tempos menores (caso de maior grau de ventilação) a temperatura do aço se afasta mais da do incêndio do que para tempos maiores (caso de menor grau de ventilação).

Comparando-se os gráficos da Figura 5.34 e Figura 5.35 ao da Figura 5.29, conclui-se que, para perfis sem revestimento, o instante em que ocorre a temperatura máxima do aço é próximo do instante da temperatura máxima dos gases e pouco se altera com o fator de massividade, pelo menos para a faixa apresentada nas Figuras 5.36 e 5.37.

Esse comportamento muda quando o perfil é revestido (Figura 5.42 a Figura 5.45, Figura 5.50 a Figura 5.53), sendo o instante da temperatura máxima do aço influenciada também pelo fator de massividade. Nota-se também que, para esses perfis, as curvas de instante da temperatura máxima do aço *versus* grau de ventilação possuem um salto quando o incêndio deixa de ser controlado pela ventilação para ser controlado pelo combustível.

Comparando os gráficos de espessura de 20 mm aos de 30 mm, ao aumentar a espessura do revestimento contra fogo, como esperado, as temperaturas máximas do aço são menores e os valores dos instantes em que elas ocorrem são maiores.

Para mostrar mais uma vez que a imposição normativa dos valores do tempo-limite de transição entre incêndio controlado pela ventilação e combustível traz inconsistências, construíram-se os gráficos apresentados na Figura 5.54 e Figura 5.55, para os seguintes parâmetros:

- $q_{t,d} = 150 \text{ MJ/m}^2$;
- $b = 1160 \text{ J/m}^2 \text{ s}^{1/2} \text{ }^\circ\text{C}$;
- $u/A = 225 \text{ m}^{-1}$ (sem revestimento);

Nesses gráficos, a variação de apenas $0,0001 \text{ m}^{1/2}$ no valor do grau de ventilação, resulta em temperaturas máximas dos gases e do aço do perfil não revestido variando de aproximadamente $1140 \text{ }^{\circ}\text{C}$ para em torno de $930 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Esse comportamento certamente não condiz com a realidade.

Figura 5.54 – Curvas-temperatura-tempo do incêndio natural e do aço para perfis não revestidos para $O = 0,1350 \text{ m}^{1/2}$

Figura 5.55 – Curvas-temperatura-tempo do incêndio natural e do aço para perfis não revestidos para $O = 0,1351 \text{ m}^{1/2}$

Outro aspecto estudado foi em relação aos perfis revestidos, que também possui valor significativo na determinação da temperatura do aço e merece maior cuidado nas análises de estruturas em situação de incêndio. Os parâmetros mais significativos nesse aspecto são o fator de massividade e a espessura do revestimento do perfil. Para analisar essas influências foram traçadas curvas temperatura-tempo do aço de perfis sob a mesma curva de incêndio, variando apenas o fator de massividade em três situações: sem revestimento e com revestimentos de 20 mm e 30 mm. As curvas são apresentadas nas Figuras 5.56, 5.57 e 5.58 e foram adotados os seguintes parâmetros:

- $q_{t,d} = 150 \text{ MJ/m}^2$;
- $O = 0,06 \text{ m}^{1/2}$;
- $b = 1160 \text{ J/m}^2 \text{ s}^{1/2} \text{ }^\circ\text{C}$;
- Revestimento contra fogo: argamassa projetada Blaze-Shield II.

Figura 5.56 – Curvas-temperatura-tempo do aço para perfis não revestidos em função do fator de massividade.

Figura 5.57 – Curvas temperatura-tempo do aço para perfis com revestimento de 20 mm de espessura em função do fator de massividade.

Figura 5.58 – Curvas temperatura-tempo do aço para perfis com revestimento de 30 mm de espessura em função do fator de massividade.

Nota-se na Figura 5.56, que o fator de massividade tem pouca influência quando se trata de perfis sem revestimento contra fogo, mantendo-se a carga de incêndio. Porém, para perfis revestidos, o fator de massividade influi.

Como se sabe o aço é muito sensível ao calor. Para perfis sem revestimento, independente do fator de massividade, o aço atinge altas temperaturas, da ordem de grandeza da do próprio incêndio. No entanto, quando ele é revestido, o conjunto aço-revestimento tem menor sensibilidade ao calor, ou seja, as temperaturas se elevam mais lentamente e o fator de massividade passa a ter maior importância no valor da temperatura do aço. Isso pode ser visto comparando-se a Figura 5.56 às Figuras 5.57 e 5.58. Portanto, quanto maior o fator de massividade maior será a temperatura máxima e mais rápido ela será alcançada pelo perfil de aço.

6 ESTUDO DO TEMPO EQUIVALENTE

Diversos pesquisadores estudaram métodos para associar a curva-padrão a curvas mais realísticas. O método mais citado na literatura técnica internacional é o método do tempo equivalente.

Desde a primeira proposta de Ingberg, na década de 1920, seguida pelas contribuições de Law e Pettersson, na década de 1970, apud Harmathy (1987), a normatização do método pela DIN 18230-1 (1998) até a proposta mais recente do Eurocode 1 (2002), há uma busca pela solução desse problema.

As comparações entre a curva-padrão e a curva do incêndio real são feitas por meio de conceitos de tempo equivalente, que é uma forma de conhecer a severidade do incêndio por meio da curva-padrão.

6.1 Conceitos de tempo equivalente

São três os métodos para obter o tempo equivalente: conceito de áreas iguais, conceito da temperatura máxima do aço e conceito do esforço resistente mínimo do aço.

6.1.1 *Conceito de Igualdade de Áreas sob as Curvas*

A Figura 6.1 ilustra o conceito proposto pela primeira vez por Ingberg, apud Nyman (2002), de que o tempo equivalente de um incêndio é obtido igualando as áreas sob as curvas de incêndio natural e de incêndio-padrão acima de uma temperatura de referência de 150 °C. Segundo Nyman (2002), o conceito de Ingberg considera como temperatura de referência 300 °C quando se trata de elementos estruturais não combustíveis pesados, tais como perfis de aço, concreto armado e alvenaria.

Teoricamente, o produto entre temperatura e tempo não é de calor, no entanto, alguns autores defendem esse conceito que foi um ponto de partida para as regulamentações atuais da classe de fogo.

Nesse conceito, a severidade do incêndio independe da estrutura a ser analisada. Isto é, dois incêndios podem ser de mesma severidade, mesmo que os elementos

estruturais alcancem resistências ou temperaturas distintas para o mesmo tempo equivalente.

Figura 6.1 -Tempo Equivalente pelo Conceito de Igualdade de Áreas sob as Curvas – Thomas, et. al. (1997)

6.1.2 Conceito de Temperatura Máxima do Aço

O conceito de temperatura máxima do aço é defendido por Law e Pettersson, apud Thomas, et. al. (1997). Esse conceito define que a gravidade equivalente do incêndio é o tempo de exposição necessário para que a temperatura de um elemento de aço determinada por meio da curva de incêndio-padrão atinja a mesma temperatura máxima do aço de um compartimento com incêndio natural. Esse conceito é apresentado através do gráfico da Figura 6.2.

Figura 6.2 - Tempo Equivalente pelo Conceito Temperatura Máxima do Aço – Silva (1997)

6.1.3 Conceito de esforço resistente mínimo do aço

Outra alternativa é determinar a equivalência do incêndio por meio do conceito de esforço resistente mínimo do elemento de aço. Esse conceito define que a equivalência do incêndio é o tempo de exposição necessário para que o esforço resistente de um elemento de aço determinado por meio da curva de incêndio-padrão atinja o mesmo valor mínimo do aço submetido ao incêndio natural. Esse conceito é ilustrado no gráfico da Figura 6.3.

Figura 6.3 - Tempo Equivalente pelo Conceito de esforço resistente mínimo do aço – Thomas, et. al. (1997)

6.1.4 Método do tempo equivalente (ABNT NBR14323:2013)

A ABNT NBR 14432:2001 entre outras recomendações, informa:

Quando a severidade do incêndio para uma situação particular considerada apresentar-se comprovadamente mais branda do que se considerou para o estabelecimento dos requisitos desta Norma, em função especialmente de condições particulares assumidas pela carga de incêndio e pela ventilação, admite-se a utilização de curvas teóricas ou experimentais de elevação de temperatura durante o incêndio, das quais decorram tempos equivalentes de resistência ao fogo em substituição aos correspondentes estabelecidos nesta Norma.

A ABNT NBR 14323:2013 incluiu em um de seus anexos, um procedimento que permite a redução do tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF) em até 30 min para construções com boas características de segurança contra incêndio. Para facilitar a associação, a ABNT NBR 14432:2001 denominou tal procedimento de

método do tempo equivalente, tal qual é chamado também nas Instruções Técnicas dos Corpos de Bombeiros

O Eurocode 1 (2002) apresenta um método para a determinação do tempo requerido de resistência ao fogo de forma analítica, denominado método do tempo equivalente. É importante salientar que o procedimento constante da ABNT NBR 14432:2001, apesar de empregar algumas equações do método do tempo equivalente do Eurocode 1 (2002), não é igual e nem tem os mesmos objetivos do método apresentado na norma europeia. Dessa forma, o método da norma brasileira tem um caráter de reduzir em até 30 minutos o TRRF, e assim trazer economia no dimensionamento das estruturas de uma edificação com boas características de segurança contra incêndio. No caso do aço, quer pela redução da espessura do revestimento contra fogo, quer pela dispensa dele. Ressalte-se que o método apresentado na norma brasileira não é um método de equivalência entre as duas curvas.

6.2 Estudo do tempo equivalente pela Temperatura Máxima do Aço

Novamente, aproveitando-se a planilha *Aço/nc*, foi feito um estudo comparando os valores do tempo equivalente pela temperatura máxima do aço obtidos a partir da curva paramétrica do Eurocode 1 (2002) e pela curva de incêndio-padrão ISO 834 (1999). Optou-se por esse conceito por ter um embasamento teórico mais aceito entre os pesquisadores do assunto e por ser mais simples que o conceito do esforço resistente mínimo do aço, já que não é necessário calcular a resistência do perfil de aço para cada temperatura.

O desenvolvimento da ferramenta computacional foi importante pelo fato de não haver, no mercado, programa que faça a comparação entre as temperaturas máximas do perfil de aço sob o incêndio-padrão e incêndio natural considerando a formulação da transferência de calor adotada pela ABNT NBR14323:2003.

Foram avaliados valores característicos de cargas de incêndio determinado pela Instrução Técnica 14 (2011) e os valores que aparecem com maior frequência em MJ/m² são: 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800 e 1000.

Para compartimentos com dimensões comuns e alturas entre 2,8 m e 4 m é razoável adotar um valor médio para a relação entre a área de piso e a área total (A_p/A_t) entre 1/3 e 1/4. Dessa forma, assumindo que os valores característicos de cargas de incêndio são iguais aos valores de cálculo adotados pela curva paramétrica do

Eurocode 1 (2002), isto é, fatores de ponderação iguais a 1,00, são obtidos os seguintes valores de cálculo para cargas de incêndio em MJ/m²: 66,6; 100,0; 133,3; 166,6; 200,0; 233,3; 266,6; e 333,3 para $A_f/A_t = 1/3$ e 50; 75; 100; 125; 150; 175; 200 e 250 para $A_f/A_t = 1/4$.

O grau de ventilação segundo a Eurocode 1 (2002) deve ser limitado a valores entre 0,02 e 0,20 m^{1/2}. No entanto, adotando-se os seguintes limites: A_f/A_t entre 1/3 e 1/4, altura média das janelas entre 1 m e 3 m e A_f/A_t entre 0,12 e 0,25, encontram-se para o menor e maior valor do grau de ventilação, respectivamente, 0,04 e 0,15 m^{1/2}. Assim, para cada valor de cálculo de carga de incêndio apresentado acima foram adotados os seguintes valores de grau de ventilação na análise paramétrica, em m^{1/2}: 0,04; 0,06; 0,08; 0,10; 0,15.

Como pode ser visto nas Equações 2.7 e 2.9, o coeficiente Γ compara o valor da propriedade térmica b dos elementos de compartimentação com o valor base de 1160. Para compartimentos comuns com elementos de compartimentação de concreto no piso e no teto e de acabamento de gesso nas paredes e considerando a relações $A_f/A_t = 33,3\%$ e $A_f/A_t = 12\%$, chega-se ao valor da propriedade térmica b aproximadamente 35% maior que o valor base. Portanto para a parametrização será adotado $b = 1566 \text{ J/m}^2\text{s}^{1/2} \text{ }^\circ\text{C}$.

Para o tempo-limite (t_{lim}) foi adotado 20 min, que é para desenvolvimento do incêndio médio, o que corresponde a residências, hospitais, hotéis, escritórios etc.

Avaliando 110 perfis encontrados no mercado brasileiro com seção I ou H, constata-se que, se expostos por quatro lados são encontrados valores de fator de massividade entre 110 e 430. Se for considerado efeito de sombreamento apresentado no item C.1 do Anexo C, são obtidos valores entre 70 e 300. A distribuição entre faixas encontradas é apresentada na Tabela 6.1.

Tabela 6.1 – Fatores de massividade de perfis brasileiros

			4 LADOS EXPOSTOS			
			(u/A_g)		$k_{sh} \times (u/A_g)$	
Faixas			Frequência	Porcentagem	Frequência	Porcentagem
50	-	100	0	0,0%	14	12,7%
100	-	150	15	13,6%	40	36,4%
150	-	200	26	23,6%	37	33,6%
200	-	250	23	20,9%	10	9,1%
250	-	300	25	22,7%	9	8,2%
300	-	350	10	9,1%	0	0,0%
350	-	400	4	3,6%	0	0,0%
400	-	450	7	6,4%	0	0,0%
Totais			110		110	

A seguir apresentam-se nas Tabelas 6.2, 6.3 e 6.4, alguns resultados da análise desenvolvida, envolvendo os fatores de massividade de 100 m^{-1} , 200 m^{-1} e 300 m^{-1} .

Tabela 6.2 – Tempo equivalente em função do fator de massividade igual a 100 m^{-1} e demais parâmetros

$q_{t,d}$ (MJ/m ²)	O (m ^{1/2})	θ_g (°C)	$t_{g,máx}$ (min)	θ_a (°C)	t_{eq} (min)
50	0,04	276	20	202	6,3
	0,06	276	20	182	5,8
	0,08	276	20	172	5,5
	0,10	276	20	165	5,3
	0,15	276	20	155	5,1
75	0,04	730	23	682	19,3
	0,06	467	20	356	9,8
	0,08	467	20	338	9,4
	0,10	467	20	324	9,1
	0,15	467	20	309	8,8
100	0,04	766	30	729	21,7
	0,06	815	20	739	22,3
	0,08	609	20	492	13,1
	0,10	609	20	482	12,8
	0,15	609	20	466	12,4
125	0,04	792	38	755	23,4
	0,06	845	25	790	26,4
	0,08	694	20	601	16,2
	0,10	694	20	593	15,9
	0,15	694	20	579	15,5
150	0,04	815	45	794	26,9
	0,06	871	30	842	33,6
	0,08	914	23	870	39,5
	0,10	745	20	661	18,3
	0,15	745	20	655	18,1
175	0,04	835	53	824	30,8
	0,06	894	35	877	41,2
	0,08	938	26	914	51,4
	0,10	972	21	938	59,8
	0,15	782	20	703	20,3
200	0,04	854	60	846	34,4
	0,06	914	40	903	48,0
	0,08	958	30	943	61,7
	0,10	992	24	972	74,0
	0,15	815	20	732	21,8
250	0,04	886	75	881	42,0
	0,06	949	50	941	60,8
	0,08	992	38	983	79,4
	0,10	1026	30	1014	97,3
	0,15	1085	20	1067	136,8

Tabela 6.3 – Tempo equivalente em função do fator de massividade igual a 200 m^{-1} e demais parâmetros.

$q_{t,d}$ (MJ/m ²)	O (m ^{1/2})	θ_g (°C)	$t_{g,máx}$ (min)	θ_a (°C)	t_{eq} (min)
50	0,04	276	20	236	4,6
	0,06	276	20	220	4,3
	0,08	276	20	214	4,3
	0,10	276	20	209	4,2
	0,15	276	20	204	4,1
75	0,04	730	23	711	15,6
	0,06	467	20	412	7,3
	0,08	467	20	407	7,3
	0,10	467	20	397	7,1
	0,15	467	20	391	7,0
100	0,04	766	30	742	17,8
	0,06	815	20	789	22,9
	0,08	609	20	561	10,2
	0,10	609	20	557	10,1
	0,15	609	20	553	10,0
125	0,04	792	38	782	22,0
	0,06	845	25	833	30,0
	0,08	694	20	660	13,1
	0,10	694	20	657	13,0
	0,15	694	20	655	12,9
150	0,04	815	45	809	25,9
	0,06	871	30	863	36,2
	0,08	914	23	905	47,1
	0,10	745	20	716	15,9
	0,15	745	20	713	15,8
175	0,04	835	53	831	29,6
	0,06	894	35	888	42,3
	0,08	938	26	931	55,6
	0,10	972	21	964	68,9
	0,15	782	20	739	17,6
200	0,04	854	60	850	33,3
	0,06	914	40	909	48,4
	0,08	958	30	952	64,1
	0,10	992	24	986	79,6
	0,15	815	20	782	22,1
250	0,04	886	75	884	41,2
	0,06	949	50	945	61,0
	0,08	992	38	988	80,9
	0,10	1026	30	1021	100,3
	0,15	1085	20	1078	146,8

Tabela 6.4 – Tempo equivalente em função do fator de massividade igual a 300 m^{-1} e demais parâmetros.

$q_{t,d}$ (MJ/m ²)	O (m ^{1/2})	θ_g (°C)	$t_{g,máx}$ (min)	θ_a (°C)	t_{eq} (min)
50	0,04	276	20	250	3,8
	0,06	276	20	236	3,6
	0,08	276	20	236	3,6
	0,10	276	20	229	3,5
	0,15	276	20	229	3,5
75	0,04	730	23	718	14,7
	0,06	467	20	432	6,1
	0,08	467	20	426	6,0
	0,10	467	20	426	6,0
	0,15	467	20	421	5,9
100	0,04	766	30	750	17,6
	0,06	815	20	804	24,4
	0,08	609	20	582	8,8
	0,10	609	20	579	8,7
	0,15	609	20	575	8,6
125	0,04	792	38	787	22,0
	0,06	845	25	839	30,4
	0,08	694	20	675	11,9
	0,10	694	20	675	11,9
	0,15	694	20	673	11,8
150	0,04	815	45	811	25,6
	0,06	871	30	866	36,3
	0,08	914	23	909	47,8
	0,10	745	20	725	15,3
	0,15	745	20	725	15,3
175	0,04	835	53	833	29,3
	0,06	894	35	890	42,3
	0,08	938	26	933	56,1
	0,10	972	21	967	70,0
	0,15	782	20	755	18,1
200	0,04	854	60	852	33,0
	0,06	914	40	911	48,5
	0,08	958	30	955	64,6
	0,10	992	24	988	80,5
	0,15	815	20	802	24,2
250	0,04	886	75	885	40,8
	0,06	949	50	946	61,1
	0,08	992	38	990	81,3
	0,10	1026	30	1022	101,1
	0,15	1085	20	1081	148,8

Para melhor visualização construíram-se alguns gráficos, apresentados nas Figuras de 6.4 a 6.7.

Figura 6.4 – Variação do tempo equivalente com o grau de ventilação e fator de massividade para carga de incêndio igual a 100 MJ/m^2 de área total.

Figura 6.5 – Variação do tempo equivalente com o grau de ventilação e fator de massividade para carga de incêndio igual a 200 MJ/m^2 de área total.

Figura 6.6 – Variação do tempo equivalente com o grau de ventilação e carga de incêndio específica em relação à área total para fator de massividade igual a 100 m^{-1} .

Figura 6.7 – Variação do tempo equivalente com o grau de ventilação e carga de incêndio específica em relação à área total para fator de massividade igual a 300 m^{-1} .

Observando-se as Figuras de 6.4 a 6.7, podem-se encontrar algumas conclusões preliminares, tais como:

- a variação do tempo equivalente é pequena a partir de um determinado valor do grau de ventilação para cargas de incêndio baixas, segundo Figura 6.4;
- a variação do tempo equivalente com o fator de massividade é pequena para cargas de incêndio altas, segundo Figura 6.5;
- para cargas de incêndio altas o valor do tempo equivalente varia linearmente com o grau de ventilação, conforme Figuras 6.6 e 6.7.

Apesar dessas conclusões, em geral, a variação do tempo equivalente é muito dependente dos parâmetros adotados.

O tempo equivalente neste estudo foi determinado sem qualquer fator de ponderação que considere o risco de ocorrência e propagação de incêndio e suas consequências. Esses fatores podem ou não aumentar o tempo equivalente em função das dimensões da edificação em estudo ou diminuir em função das medidas existentes de proteção contra incêndio na construção.

6.3 Coeficientes de Ponderação do “Método do Tempo Equivalente”

O Corpo de Bombeiros (CB) de São Paulo incluiu um método denominado “Método do Tempo Equivalente” na Instrução Técnica nº8 (IT 8) de 2001, com base no Eurocode 1 (1995) atualizando o procedimento, tendo em vista SCHLEICH; CAJOT (1997). No entanto, o CB impôs um limite máximo de redução de 30 min no TRRF recomendado pela IT 8.

Essa limitação de 30 minutos na redução do TRRF gera um “coeficiente de segurança” não presente em outras normas, por exemplo, no uso das curvas paramétricas do Eurocode 1 (2002). Portanto, ao se empregar algum outro método diferente do apresentado pela IT 8, seria necessário adotar um coeficiente de ajuste para manter o mesmo nível de segurança. O tempo equivalente é calculado por meio da Equação (6.1), conforme ABNT NBR 14323:2013 e IT 8 (2011) e apresentado no Anexo D deste texto.

$$t_{eq} = 0,07 q_{f i k} W \gamma_n \gamma_s \quad (6.1)$$

Na Equação (6.1):

$q_{f i k}$ é o valor característico da carga de incêndio específica, expresso em megajoules por metro quadrado (MJ/m^2), fornecida pela ABNT NBR 14432:2001;

W é um fator que depende da área de ventilação e da altura do compartimento;

γ_n é um coeficiente que depende das medidas de proteção ativa da edificação;

γ_s é um coeficiente que depende da altura do piso mais elevado da edificação, da área do compartimento e do risco de ativação do incêndio;

Para se ajustar o valor do tempo determinado pela Equação (6.1) às exigências da IT8, vai-se denominar de $t_{eq,d}$ ao valor de t_{eq} de forma que ele esteja compreendido na seguinte faixa de valores: $TRRF - 30 \leq t_{eq,d} \leq TRRF$. Para isso, criou-se o coeficiente ψ , que considera a limitação de 30 min imposta pelo IT 8, aplicado ao tempo equivalente (t_{eq}), conforme Equação (6.2).

$$t_{eq,d} = t_{eq}\psi \quad (6.2)$$

O coeficiente ψ terá os seguintes valores dependendo dos valores encontrados para o tempo equivalente t_{eq} :

- Para $t_{eq} \leq TRRF - 30 \Rightarrow t_{eqd} = TRRF - 30 \Rightarrow \psi = \frac{TRRF-30}{t_{eq}} (> 1)$
- Para $TRRF - 30 \leq t_{eq} \leq TRRF \Rightarrow t_{eqd} = t_{eq} \Rightarrow \psi = 1$
- Para $t_{eq} \geq TRRF \Rightarrow t_{eqd} = TRRF \Rightarrow \psi = \frac{TRRF}{t_{eq}} (< 1)$

Portanto, a Figura 6.8 apresenta o gráfico do coeficiente ψ em função do tempo equivalente t_{eq} .

Figura 6.8 – Coeficiente em função do tempo equivalente (t_{eq})

É importante ressaltar que não há um sentido físico de ψ depender do TRRF, ou do próprio t_{eq} . Trata-se apenas de um coeficiente criado artificialmente para se ajustar às exigências da IT 8. Como não há norma brasileira que defina quais são os coeficientes de ponderação a serem empregados em modelos de incêndio, sugere-se que, por enquanto, se usem os coeficientes γ_n , γ_s e ψ nas modelagens de incêndio, visando manter o mesmo nível de segurança do método normatizado.

7 TEMPERATURA CRÍTICA

A temperatura crítica (θ_{cr}) de um elemento estrutural é a sua temperatura de colapso. O valor da temperatura crítica pode ser calculado por meio de ensaios, modelagens numéricas ou por métodos simplificados de dimensionamento que se encontram normatizados.

Uma alternativa para verificar a segurança de um elemento estrutural em situação de incêndio é utilizando a Equação (7.1).

$$\theta_a \leq \theta_{cr} \quad (7.1)$$

Na Equação (7.1):

θ_a é a temperatura do aço.

Esse conceito somente é válido para elementos esbeltos com distribuição uniforme de temperatura em todo o seu volume e pode ser aplicado para pilares e vigas em aço como apresentado a seguir.

7.1 Temperatura crítica dos pilares em aço

Para facilitar o dimensionamento, Silva (2004) apresenta curvas que relacionam os valores do índice de esbeltez reduzido à temperatura ambiente e a relação entre a força normal solicitante em situação de incêndio e a resistente à temperatura ambiente com a sua temperatura crítica. Essas curvas foram calculadas com base nas normas ABNT NBR 8800:1986 e ABNT NBR 14323:1999. Velarde (2008) atualizou o mesmo estudo, considerando o projeto de revisão das normas brasileiras. Atualmente, ambas as normas possuem revisões, ABNT NBR 8800:2008 e ABNT NBR 14323:2013. O procedimento de cálculo da ABNT NBR 14323:2013 é igual ao constante do projeto de revisão, com alteração de alguns símbolos.

O primeiro parâmetro necessário de ser conhecido é o índice de esbeltez reduzido (λ_0), calculado segundo a norma ABNT NBR 8800:2008 para obter a força normal de compressão à temperatura ambiente pela Equação (7.2).

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{Q A_g f_y}{N_e}} \quad (7.2)$$

Na Equação (7.2):

Q é o fator de redução total associado à instabilidade local;

A_g é a área bruta da seção transversal da barra;

f_y é a resistência ao escoamento do aço;

N_e é a força axial de flambagem elástica, a qual depende do comprimento destravado e das características geométricas da seção.

O índice de esbeltez reduzido em situação de incêndio (λ_{0fi}) é obtido pela Equação (7.3) segundo a norma ABNT NBR 14323:2013, que leva em consideração a redução do módulo de elasticidade e da resistência ao escoamento do aço a altas temperaturas por meio dos fatores de redução $k_{E,\theta}$ e $k_{y,\theta}$, respectivamente.

$$\lambda_{0fi} = \lambda_0 \sqrt{\frac{k_{y\theta}}{k_{E\theta}}} \quad (7.3)$$

Com o índice de esbeltez reduzido em situação de incêndio, é obtido o fator de redução χ_{fi} e assim é calculada a força normal resistente em situação de incêndio ($N_{fi,Rd}$). A formulação completa para obter os esforços resistentes à temperatura ambiente e em situação de incêndio se encontra nos Anexos A e B.

Adotando um nível de carregamento η dado pela Equação (7.4) é possível encontrar, em função do índice de esbeltez, uma temperatura de forma a igualar $N_{fi,Sd} = N_{fi,Rd}$. Essa temperatura é denominada temperatura crítica.

$$\eta = \frac{N_{fi,Sd}}{N_{Rd}} \quad (7.4)$$

Na Equação (7.4):

$N_{fi,Sd}$ é o valor de cálculo da força normal atuante, em situação de incêndio.

N_{Rd} é o valor de cálculo da força normal resistente, à temperatura ambiente.

Na Figura 7.1 à Figura 7.4, são apresentadas as curvas que permitem determinar a temperatura crítica de pilares em função do índice de esbeltez reduzido para diversos níveis de carregamento em situação de incêndio e para diferentes valores da resistência ao escoamento do aço. As curvas são traçadas considerando que o perfil não tenha instabilidade local ($Q = 1$).

Figura 7.1 – Temperatura crítica de pilares em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000 \text{ MPa}$ e $f_y=250 \text{ MPa}$.

Figura 7.2 – Temperatura crítica de pilares em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000 \text{ MPa}$ e $f_y=300 \text{ MPa}$.

Figura 7.3 Temperatura crítica de pilares em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000 \text{ MPa}$ e $f_y=345 \text{ MPa}$.

Figura 7.4– Temperatura crítica de pilares em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000 \text{ MPa}$ e $f_y=350 \text{ MPa}$.

Deve ser destacado que as curvas apresentadas são de fácil uso, visto que λ_0 e N_{Rd} já foram determinados para a temperatura ambiente e N_{Sd} é muito fácil de ser calculado conforme ABNT NBR 14323:2013, apresentado no item B.1 do Anexo B.

Deve-se ter cuidado ao analisar essas curvas, já que à simples vista parece paradoxal que todas as curvas tenham um ponto de mínimo para valores de esbeltez entre 1,0 e 1,5, podendo levar à falsa impressão que para um pilar, a temperatura crítica aumenta se o seu índice de esbeltez reduzido aumentar.

Isso se explica lembrando que ao se mudar o valor de λ_0 , altera-se também o comprimento de flambagem e, por consequência, os valores de N_{Rd} e η , ou seja, deve-se usar outra curva.

É necessário pontuar que os gráficos apresentados são válidos para pilares cujos perfis não apresentem instabilidade local da alma e da mesa. À temperatura ambiente, a maioria dos perfis comerciais possui dimensões de forma a evitar a instabilidade local. Porém, os parâmetros de esbeltez correspondentes à plastificação ($\lambda_{p,fi}$) e ao início do escoamento ($\lambda_{r,fi}$) em situação de incêndio são reduzidos em cerca 15%. Isso faz com que perfis que estejam com valores de esbeltez local próximos do limite à temperatura ambiente passem a estar sujeitos à instabilidade local em situação de incêndio. Nos casos da ocorrência de instabilidade local tanto à temperatura ambiente quanto em incêndio, as curvas apresentadas podem ser empregadas somente para pré-dimensionamento.

7.2 Temperatura crítica das vigas em aço

Para facilitar o dimensionamento de vigas com travamento lateral contínuo, Silva (2004) apresenta curvas de temperaturas críticas com base nas normas em vigência na época. Neste texto, se expande a ideia para vigas sujeitas à instabilidade lateral com torção e adequadas às novas normas brasileiras.

De forma semelhante à dos pilares em aço, é possível determinar de forma expedita a temperatura crítica das vigas, dentro de certos limites. O primeiro parâmetro necessário é o índice de esbeltez reduzido (λ_0), calculado pela Equação (7.5). Apesar de a norma ABNT NBR 8800:2008 não se valer desse parâmetro no cálculo do momento fletor resistente, os dados necessários são conhecidos.

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_{cr}}} = \sqrt{\frac{Z f_y}{M_{cr}}} \quad (7.5)$$

Na Equação (7.5):

M_{pl} é o momento fletor de plastificação da seção transversal;

Z é o módulo de resistência plástico;

f_y é a resistência ao escoamento do aço;

M_{cr} é o momento fletor de flambagem elástica.

As curvas são traçadas considerando a instabilidade lateral com torção, mas não levando em conta a instabilidade local da alma e da mesa. O índice de esbeltez reduzido em situação de incêndio (λ_{0fi}) é obtido pela Equação (7.6), segundo a norma ABNT NBR 14323:2013, que leva em consideração a redução do módulo de elasticidade e da resistência ao escoamento do aço a altas temperaturas por meio dos fatores de redução $k_{E,\theta}$ e $k_{y,\theta}$, respectivamente.

$$\lambda_{0fi} = \lambda_0 \sqrt{\frac{k_{y\theta}}{k_{E\theta}}} \quad (7.6)$$

Com o índice de esbeltez reduzido em situação de incêndio, é obtido o fator de redução $\chi_{fi,FLT}$ e assim é calculado o momento fletor resistente em situação de incêndio ($M_{fi,Rd}$). A formulação completa para obter os esforços resistentes à temperatura ambiente e em situação de incêndio se encontra nos Anexos A e B.

Adotando um nível de carregamento μ , dado pela Equação (7.7), é possível encontrar, em função do índice de esbeltez, uma temperatura de forma a igualar $M_{fi,Sd} = M_{fi,Rd}$. Essa temperatura é denominada temperatura crítica.

$$\mu = \frac{M_{fi,Sd}}{M_{Rd}} \quad (7.7)$$

Na Equação (7.4):

$M_{fi,Sd}$ é o valor de cálculo da força normal atuante, em situação de incêndio.

M_{Rd} é o valor de cálculo da força normal resistente, à temperatura ambiente.

Diferente da força normal de compressão, o momento fletor resistente à temperatura ambiente não é tratado pela ABNT NBR 8800:2008 por meio de curva $\lambda_{0,FLT} \times \chi_{FLT}$,

porém ela pode ser facilmente deduzida. A Figura 7.5 apresenta o momento fletor resistente M_{Rk} em função da esbeltez λ . Para obter a curva $\lambda_{0,FLT} \times \chi_{FLT}$, basta usar das relações apresentadas pelas Equações (7.8) e (7.9)

$$\chi_{FLT} = \frac{M_{Rk}}{M_{pl}} = \frac{M_{Rk}}{Z f_y} \quad (7.8)$$

$$\lambda_0 = \lambda_{FLT} \sqrt{\frac{f_y}{\pi^2 E}} \quad (7.9)$$

Na Equação (7.9):

λ_{FLT} é o índice de instabilidade lateral com torção, dado pela Equação (A.49).

Figura 7.5 – Momento fletor resistente M_{Rk} em função da esbeltez λ .

O índice de esbeltez reduzido correspondente à plastificação da seção é obtido da seguinte forma:

- $\lambda_{0p} = 1,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \times \sqrt{\frac{f_y}{\pi^2 E}} = \frac{1,76}{\pi} = 0,56$

O índice de esbeltez reduzido correspondente ao início do escoamento é obtido igualando o momento fletor M_r ao momento fletor crítico de flambagem elástica M_e :

- $\lambda_0 = \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_e}} = \sqrt{\frac{Z f_y}{M_e}} \Rightarrow M_e = \frac{Z f_y}{\lambda_0^2}$
- $M_r = (f_y - \sigma_r) W$

- $\frac{Zf_y}{\lambda^2} = (f_y - \sigma_r)W \Rightarrow \lambda_0^2 = \frac{Z}{W} \frac{f_y}{(f_y - \sigma_r)}$

A relação Z/W é diferente para cada perfil e, entre os perfis laminados do mercado brasileiro, essa relação varia entre 1,102 e 1,173, possuindo um valor médio de 1,132. Portanto, foram gerados gráficos adotando Z/W de 1,10 e 1,20 e assim permitir ao usuário realizar interpolação para o perfil adotado. Considerando $\sigma_r = 0,3 f_y$, prescrito na ABNT NBR 8800:2008, obtêm-se:

- $\lambda_{0r} = 1,254$ para $Z/W = 1,10$;
- $\lambda_{0r} = 1,309$ para $Z/W = 1,20$.

Conhecendo os limites do índice de esbeltez reduzido, pode-se definir a curva $\lambda_0 \times \chi_{FLT}$ conforme Equação (7.10).

$$\chi_{FLT} = 1, \text{ para } \lambda_{0,FLT} \leq 0,56$$

$$\chi_{FLT} = C_b \left[1 - \left(1 - \frac{0,7}{Z/W} \right) \frac{\lambda_{0,FLT} - \lambda_{0,FLT,p}}{\lambda_{0,FLT,r} - \lambda_{0,FLT,p}} \right] \leq 1, \text{ para } 0,56 < \lambda_{0,FLT} \leq \lambda_{0r} \quad (7.10)$$

$$\chi_{FLT} = \frac{C_b}{\lambda_{0,FLT}^2}, \text{ para } \lambda_{0,FLT} > \lambda_{0r}$$

A Figura 7.6 apresenta curvas do fator de redução χ_{FLT} em função do índice de esbeltez $\lambda_{0,FLT}$ para alguns valores do fator de modificação (C_b) para diagrama de momento fletor não uniforme.

Figura 7.6 – Fator de redução χ_{FLT} em função do índice de esbeltez λ_0 e do fator de modificação C_b .

Conhecida a curva $\chi_{FLT} \times \lambda_{0,FLT}$, foi possível construir as curvas que permitem determinar a temperatura crítica em função do índice de esbeltez reduzido e alguns níveis de carregamento em situação de incêndio e para diferentes valores da resistência ao escoamento do aço, adotando $C_b = 1,0$. Elas são apresentadas nas Figuras 7.7 a 7.14, sendo as Figuras 7.7 a 7.10 para $Z/W = 1,10$ e as Figuras 7.11 a 7.14 para $Z/W = 1,20$.

Nota-se nas figuras que para níveis de carregamento altos, as curvas são interrompidas quando os valores de temperatura se aproximam de 100°C , ou seja, não há esses níveis de carregamento para essas faixas de índice de esbeltez reduzido.

Isso ocorre porque, para esses valores de índice de esbeltez reduzido, mesmo usando fatores de redução $k_{E,\theta}$ e $k_{y,\theta}$ iguais a 1,00 ($\theta_a \leq 100^\circ\text{C}$), os esforços resistentes em situação de incêndio teriam valores menores do que os valores necessários para manter o nível de carregamento em relação à temperatura ambiente.

A curva volta a ter valores de temperatura crítica para níveis de carregamento mais altos conforme a esbeltez reduzida for aumentando e, conseqüentemente, os valores dos esforços resistentes à temperatura ambiente se tornam mais baixos.

Figura 7.7 – Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=250$ MPa e $Z/W = 1,10$.

Figura 7.8 – Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=300$ MPa e $Z/W = 1,10$.

Figura 7.9 Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=345$ MPa e $Z/W = 1,10$.

Figura 7.10– Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=350$ MPa e $Z/W = 1,10$.

Figura 7.11 – Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=250$ MPa e $Z/W = 1,20$.

Figura 7.12 – Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=300$ MPa e $Z/W = 1,20$.

Figura 7.13 Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y=345$ MPa e $Z/W = 1,20$.

Figura 7.14– Temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento, com $E=200000$ MPa, $f_y= 350$ MPa e $Z/W = 1,20$.

Para facilitar a visualização da influência da relação Z/W nas temperaturas críticas para perfis de aço sujeitos a momento fletor, foi gerado o gráfico da Figura 7.15 para $E=200.000$ MPa e $f_y=250$ MPa. Os resultados diferenciam para valores do índice de esbeltez reduzido compreendidos entre λ_{0p} e λ_{0r} , principalmente para níveis de carregamento altos. Esse comportamento pode ser mais facilmente verificado na Figura 7.16. Quanto mais próximo de 1,00 a relação Z/W for, menor será a temperatura crítica do perfil de aço. Portanto, estará a favor da segurança caso seja adotado $Z/W = 1,10$ na obtenção das temperaturas críticas para perfis laminados do mercado brasileiro sujeitos a momento fletor.

Figura 7.15 – Comparação de $Z/W = 1,10$ e $Z/W = 1,20$ para a temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento.

Figura 7.16 – Comparação de $Z/W = 1,10$ e $Z/W = 1,20$ para a temperatura crítica de vigas em função do índice de esbeltez reduzido e do nível de carregamento para $0,5 \leq \lambda_0 \leq 1,5$.

Deve-se observar que os gráficos apresentados são válidos para vigas cujos perfis não apresentem instabilidade local da alma e da mesa. Além disso, os índices de esbeltez em incêndio (λ_p e λ_r) são reduzidos em cerca 15%, o que faz com que perfis que estejam com valores de esbeltez local próximos do limite à temperatura ambiente passem a estar sujeitos à instabilidade local em situação de incêndio. Nos casos da ocorrência de instabilidade local tanto à temperatura ambiente quanto em incêndio, as curvas apresentadas podem ser empregadas somente para pré-dimensionamento.

8 CONCLUSÃO

Para esta Dissertação, elaborou-se uma ferramenta computacional, *AçoInc*, composta de nove planilhas. Empregando o *AçoInc*, é possível determinar os esforços resistentes de perfis “I” de aço em situação de incêndio e à temperatura ambiente e, por meio de recursos acoplados à planilha, desenvolveram-se diversos estudos visando ampliar o conhecimento sobre perfis de aço em situação de incêndio. Para tal, optou-se por usar os modelos do incêndio-padrão e do incêndio natural por meio das curvas paramétricas do Eurocode.

Por meio desses estudos, puderam-se obter algumas conclusões importantes:

- O principal parâmetro que afeta o valor dos esforços resistentes das seções de aço é a temperatura do aço. Por sua vez, a temperatura é fundamentalmente dependente da ventilação, em incêndios controlados pela ventilação, e pela carga de incêndio e ventilação, quando o controle é pelo combustível.
- A formulação atual para modelagem do incêndio parametrizado conduz a uma descontinuidade no diagrama temperatura do incêndio versus grau de ventilação, na transição entre incêndio controlado pela ventilação e controlado pelo combustível. Há necessidade de essa formulação ser aprimorada.
- A probabilidade de ruína de um elemento de aço, considerando-se a formulação para dimensionamento da estrutura e a probabilidade de ocorrência de incêndio e flashover, varia muito em função dos dados de entrada fornecidos pela literatura internacional. Esses dados devem ser mais bem estudados.

Nesta Dissertação foram apresentados também:

- Sugestão de coeficientes de ponderação a serem usados na modelagem de incêndio. Embora não sejam determinados cientificamente, garantem que o nível de segurança já consagrados para o método do tempo equivalente seja mantido.
- Curvas que permitem determinar diretamente a temperatura crítica tanto de pilares quanto de vigas de aço

A ferramenta computacional desenvolvida mostrou-se muito eficiente em todos esses estudos e pode ser de grande utilidade para novos estudos da área de estruturas de aço em situação de incêndio.

9 REFERÊNCIAS

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION (AISC). **Specification for structural steel buildings**. Chicago, 2005.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 14323**:

Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio. Rio de Janeiro, 2013.

_____. **NBR 14323**: Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio. Rio de Janeiro, 1999.

_____. **NBR 14432**: Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações – Procedimento. Rio de Janeiro, 2001.

_____. **NBR 5628**: Componentes construtivos estruturais - Determinação da resistência ao fogo. Rio de Janeiro, 2001.

_____. **NBR 8681**: Ações e segurança nas estruturas. Rio de Janeiro, 2003 – versão corrigida: 2004.

_____. **NBR 8800**: Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios. Rio de Janeiro, 2008.

_____. **NBR 8800**: Projeto de estruturas de aço de edifícios. Rio de Janeiro, 1986.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION. **PD 7974-7: Application of fire safety engineering principles to the design of buildings** – Part 7: Probabilistic risk assessment. Londres, 2003.

SÃO PAULO (ESTADO). SECRETARIA DE ESTADO DOS NEGÓCIOS DA SEGURANÇA PÚBLICA. POLÍCIA MILITAR. CORPO DE BOMBEIROS – Polícia Militar do Estado de São Paulo (CB –PMESP) **Instrução Técnica nº 03/2011**: Terminologia de segurança contra incêndio. São Paulo, 2011.

_____. **Instrução Técnica nº 08/2011**: Resistência ao fogo dos elementos de construção. São Paulo, 2011.

_____. **Instrução Técnica nº 09/2011**: Compartimentação horizontal e compartimentação vertical, 2011.

_____. **Instrução Técnica nº 14/2011**: Carga de incêndio nas edificações e áreas de risco. São Paulo, 2011.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG. **DIN 18230-1 Structural fire protection in industrial buildings** – Part 1: Analytically required fire resistance time. Berlin, 1998.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1991-1-2: EUROCODE 1: Actions on structures** – Part 1-2: General actions – Actions on structures exposed to fire. Brussels: CEN, 2002.

_____. **EN 1994-1-2: EUROCODE 1: Design of composite steel and concrete structures** - Part 1-2: General rules - Structural fire design. Brussels: CEN, 2005.

_____. **prENV 1993-1-2: EUROCODE 3: Design of steel structures part 1.2 structural fire design.** Brussels, 1993.

_____. **ENV 1993-1-2: EUROCODE 3: Design of steel structures part 1.2 structural fire design..** Brussels, 1995.

_____. **Draft prEN 1993-1-2: EUROCODE 3: Design of steel structures part 1.2 General rules - Structural fire design.** Brussels, 2001.

_____. **prEN 1993-1-1: EUROCODE 3: Design of steel structures. Part 1.1 General Rules and rules for building.** Brussels, 2003.

_____. **EN 1993-1-2: EUROCODE 3: Design of steel structures. Part 1.2: General rules – Structural fire design.** Brussels, 2005.

EUROPEAN CONVENTION FOR CONSTRUCTIONAL STEELWORK - ECCS.

Technical Committee 3 – Fire Safety of Steel Structures. European recommendation for the fire safety of steel structures. Elsevier. Scientific Publishing Company, Amsterdam, 1983.

_____. **Technical Committee 3 – Fire Safety of Steel Structures.** Design manual on the European recommendation for the fire safety of steel structures. Brussels, 1985.

_____. **Technical Committee 3. Model code on fire engineering.** Brussels. 2001.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 834: Fire-resistance tests – elements of building construction** – part 1.1: general

requirements for fire resistance testing. (Revision of first edition ISO 834:1975)
Geneva, 1999, 25 p.

JOINT COMMITTEE ON STRUCTURAL SAFETY. **ISBN 978-3-909386-79-6 - JCSS: Probabilistic Model Code**, 2001.

LIGA FEDERAL DE COMBATE A INCÊNDIO DA ÁUSTRIA – **TRVB – 126 - Brandschutztechnische Kennzahlen verschiedener Nutzungen, Lagerungen, Lagergüter** (Características relacionadas ao fogo de usos diversos, armazenagens provisórias, bens de estoque) 1987.

NATIONAL FIRE PROTECTION ASSOCIATION. **NFPA 557: Standard for determination of fire loads for use in structural fire protection design**, 2012

NATIONAL INSTITUTE OF STANDARDS AND TECHNOLOGY - NIST. 2015. **Fire Dynamics Simulator (FDS) and Smokeview (SMV)**. Disponível em:
<http://firemodels.github.io/fds-smv/index.html>. Acesso em 2015.

BARRADAS, R.S. **Análise da reação ao fogo em edifícios comerciais do centro da cidade do Rio de Janeiro: um estudo da evolução dos materiais combustíveis**. Dissertação da Universidade Federal do Rio de Janeiro - Rio de Janeiro, 2011.

DRYSDALE, D. **An introduction to fire dynamics**. Wiley. Great Britain, 1999.

ELLINGWOOD, B.R. **Load Combination Requirements for Fire-resistant Structural Design**. Journal of Fire Protection Engineering, Vol. 15, Fevereiro 2005.

FIRE SAFETY ENGINEERING GROUP. 2015. **Smartfire**.
<https://fseg.gre.ac.uk/smartfire/> Acesso em 2015.

FRANSSEN, J.M. **Improvement of the Parametric Fire of Eurocode 1 based on Experimental Test Results**. Fire Safety Science – Proceedings of the Sixth International Symposium, CSTB, Marne-La-Vallee, France, pp. 927-938, 1999.

FRANSSEN, J.M.; VILA REAL, P. **Fire Design of Steel Structures**. European Convention for Construction Steelwork (ECCS), Ernst & Sohn – Berlin, 2010.

FRANSSEN, J. M.; SCHLEICH, J. B.; CAJOT, L. G. **A simple model for the fire resistance of axially loaded members according to Eurocode 3**. Journal of Constructional Steel Research, v. 35. Malta, 1995.

FRANSSEN, J. M.; SCHLEICH, J. B.; CAJOT, L. G.; AZPIAZU, W. **A Simple Model for the Fire Resistance of Axially Loaded Members** - Comparison with Experimental Results. Journal of Constructional Steel Research. v. 37. Great Britain, 1996.

GUIMARÃES, P.P.O. **Sobre o dimensionamento do revestimento contra fogo de estruturas de aço** – Dissertação da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2007

HAMILTON S.R. **Performance-Based Fire Engineering For Steel Framed Structures: A Probabilistic Methodology**. Dissertação de Stanford University, Stanford, 2011.

HARMATHY, T.Z. **On the equivalent fire exposure**. Fire and Materials. National Research Council Canada (NECC), Ottawa, v. 11, n. 2, pp. 95-104, 1987.

JANSS, J.; MINNE, R. **Buckling of steel columns in fire conditions**. Fire Safety Journal, v. 4. Amsterdam, 1981.

NYMAN, J.F. **Equivalent Fire Resistance Ratings of Construction Elements Exposed to Realistic Fires**. Dissertação de University of Canterbury, Christchurch, New Zealand, 2002.

ONE STOP SHOP IN STRUCTURAL FIRE ENGINEERING **Parametric Fire Curves - Background Research - Wickström's Model**. Design/Performance/Fire Modelling/Parametric Fire Curves/Background Research. University of Manchester, Manchester, Março 2006. Disponível em:

<http://www.mace.manchester.ac.uk/project/research/structures/strucfire/Design/performance/fireModelling/parametricFireCurves/wickModel.htm>. Acesso em 15 dez. 2015.

PEACOCK R. D.; RENEKE, P. A.; BUKOWSKI, R.W.; BABRAUSKAS, V. **Defining Flashover for Fire Hazard Calculations**. Fire Safety Journal, v. 32, p. 331-345, 1999.

PETTERSSON, O.; MAGNUSSON, S.; THOR, J. **Fire engineering design of steel structures**. Swedish Institute of Steel Construction. Stockholm. 1976.

PFEIL, W.; PFEIL, M. **Estruturas de aço: dimensionamento prático de Acordo com a NBR 8800:2008**. 8a ed., Ed. LTC, 2008

RENAUD, C.; ZHAO, B. **Investigation of simple calculation method in EN 1993-1-2 for buckling of hot rolled class 4 steel members exposed to fire**. In: Fourth Workshop Structures in Fire. Aveiro, 2006.

SCHLEICH, J.B.; CAJOT, L.G. **Global fire safety concept for buildings**. La Revue de Métallurgie-Cahier d'Informations Techniques. 94(1) p.129-149. Paris, Janeiro de 1997.

SILVA, V.P. **Projeto de Estruturas de Concreto em Situação de Incêndio**: conforme ABNT NBR 15200:2012. São Paulo, Editora Blucher, 2012.

SILVA, V.P. **Segurança Contra Incêndio em Edifícios - Considerações para o Projeto de Arquitetura**. 1ª ed. São Paulo: Blucher, 2014. v. 1. 129p.

SILVA, V.P.; COELHO FILHO, H.S. **Índice de segurança contra incêndio para edificações**. Associação Nacional de Tecnologia do Ambiente Construído, Porto Alegre, v. 7, n. 4, p. 103-121, out./dez. 2007

SILVA, V.P. **Estruturas de aço em situação de incêndio**. Tese de Doutorado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 1997.

SILVA, V.P. **Estruturas de aço em situação de incêndio**. Zigurate Editora, São Paulo, 2001. Reedição: 2004.

SILVA, V.P.; FRUCHTENGARTEN, J. **Dimensionamento de Estruturas de Aço**. Apostila para a disciplina de graduação do Departamento de Engenharia de Estruturas e Geotécnica, PEF 2402 – Estruturas Metálicas e de Madeira São Paulo, 2009.

STATPOINT TECHNOLOGIES, INC. – **Statgraphics Centurion XV** – User Manual, 2007.

STATPOINT TECHNOLOGIES, INC. – **Statgraphics Centurion XVII** – Disponível em: <http://www.statgraphics.com/>. Acesso em 15 dez. 2015.

THOMAS, G.C.; BUCHANAN, A.H.; FLEISCHMANN, C.M. **Structural Fire Design: The Role of Time Equivalence**. Fire Safety Science - Proceedings of the Fifth International Symposium, pp 607-618, 1997.

VELARDE, J.S.S. **Sobre o comportamento de pilares de aço em situação de incêndio**. Dissertação de Mestrado, São Paulo, 2008.

WICKSTROM U.L.F. **Temperature Calculation of Insulated Steel Columns Exposed to Natural Fire.** Fire Safety Journal, Volume 4, p.219-225, 1981/82.

DEFINIÇÕES

- Compartimentação – medida de proteção passiva, constituída de elementos de construção corta fogo, destinada a evitar ou minimizar a propagação do fogo, calor e gases, interna ou externamente ao edifício, no mesmo pavimento ou para pavimentos elevados consecutivos, dentro de uma área máxima de compartimentação preestabelecida. (Instrução Técnica nº 3 – 2011)
- Compartimentação horizontal – medida de proteção, constituída de elementos construtivos corta fogo, separando ambientes, de tal modo que o incêndio fique contido no local de origem e evite a sua propagação horizontal. (Instrução Técnica nº 3 – 2011)
- Compartimentação vertical – medida de proteção, constituída de elementos construtivos corta fogo, separando pavimentos consecutivos, de tal modo que o incêndio fique contido no local de origem e dificulte a sua propagação vertical. (Instrução Técnica nº 3 – 2011)
- Compartimento – Edificação ou parte dela, compreendendo um ou mais cômodos, espaços ou pavimentos, construídos para evitar a propagação do incêndio de dentro para fora de seus limites, incluindo a propagação entre edifícios adjacentes, quando aplicável. (ABNT NBR 14323:2013)
- Fator de massividade – relação entre a área exposta ao fogo do perfil e seu volume ou, por unidade de comprimento em barras prismáticas, a relação entre o perímetro exposto do perfil e a área da seção transversal;
- Flashover ou instante de inflamação generalizada – instante em que há um aumento brusco da temperatura no compartimento, que ocorre quando a superfície de toda a carga combustível presente no ambiente entra em ignição. A partir desse instante, o incêndio torna-se de grandes proporções tomando todo o compartimento e a temperatura dos gases eleva-se rapidamente até todo material combustível extinguir-se. (SILVA - 2012)
- Incêndio compartimentado – incêndio cuja propagação é evitada de dentro para fora dos seus limites do compartimento.
- Incêndio controlado pela ventilação – incêndio cuja taxa de aquecimento no compartimento depende principalmente da quantidade de oxigênio disponível e, portanto, das condições de ventilação.
- Incêndio controlado pelo combustível – incêndio cuja a taxa de aquecimento no compartimento depende principalmente das características e da quantidade de

material em combustão. Nesse caso, a ventilação é grande o suficiente para que o oxigênio disponível seja mais do que satisfatório para a combustão. .

Incêndio natural – modelo de incêndio cuja curva temperatura-tempo dos gases quentes é construída de forma a simular o incêndio real. (vide item 2)

Incêndio paramétrico – modelo simplificado de incêndio natural cuja curva temperatura-tempo dos gases quentes é função de três parâmetros referentes ao cenário do incêndio compartimentado.

Incêndio-padrão – incêndio cuja curva temperatura *versus* tempo dos gases quentes é padronizada pela ABNT NBR 5628 e ISO 834 (1999). (ABNT NBR 14323:2013)

Método de Monte Carlo – método estatístico que se baseia em amostragens aleatórias massivas para obter resultados numéricos, isto é, repetindo sucessivas simulações para calcular probabilidades heurísticamente.

Método do Tempo Equivalente – método que permite associar a curva-padrão a curvas mais realísticas.

Tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF) – um tempo, que não corresponde ao tempo real, que é associado ao incêndio-padrão, para fins de projetos simplificados.

ANEXO A ESFORÇOS RESISTENTES À TEMPERATURA AMBIENTE

O dimensionamento do projeto estrutural deve atender aos estados-limites últimos e de serviço, pelo período da vida útil da estrutura. Os estados-limites últimos estão relacionados com a segurança da estrutura sujeita às combinações mais desfavoráveis de ações previstas em toda a vida útil, durante a construção ou quando atuar uma ação especial ou excepcional. Os estados-limites de serviço estão relacionados com o desempenho da estrutura sob condições normais de utilização.

Os estados-limites últimos são associados à ocorrência de forças excessivas e consequente colapso da estrutura devido, por exemplo, à perda de equilíbrio, ruptura, instabilidade por deformação e instabilidade dinâmica. Ou seja, a combinação de ações mais desfavoráveis durante a vida útil da estrutura, quando na construção, ou quando nela atuar uma ação normal, especial ou excepcional.

O estado-limite de serviço está relacionado ao desempenho da estrutura nas condições normais de utilização e usualmente são consideradas as ações e os danos ligeiros ou localizados que venham a comprometer a estética da estrutura, durabilidade ou conforto do usuário, causados pelas deformações e vibrações excessivas.

De forma geral, a condição de segurança do sistema estrutural, em função de cada um de seus estados-limites é dada pela Inequação (A.1).

$$S_d \leq R_d \quad (A.1)$$

Na Inequação (A.1):

R_d é o esforço resistente de cálculo, conforme dimensionamento no estado-limite último, dado pela Equação (A.2);

$$R_d = \frac{R_k}{\gamma_m} \quad (A.2)$$

S_d é a solicitação de cálculo referente às combinações últimas das ações;

γ_m é o coeficientes de ponderação das resistências.

Na Tabela A.1 são apresentados os valores dos coeficientes de ponderação das resistências γ_m do aço estrutural (γ_a), do concreto (γ_c) e do aço das armaduras (γ_s), em função da classificação da combinação última de ações. No caso do aço estrutural,

são definidos dois coeficientes, um para estados-limites últimos relacionados ao escoamento, instabilidade (γ_{a1}) e outro relacionado à ruptura (γ_{a2}).

Tabela A.1 - Valores dos coeficientes de ponderação das resistências γ_a

Combinações	Aço estrutural ¹⁾ γ_a		Concreto γ_c	Aço das armaduras γ_s
	Escoamento e instabilidade γ_{a1}	Ruptura γ_{a2}		
Normais	1,10	1,35	1,40	1,15
Especiais ou de construção	1,10	1,35	1,20	1,15
Excepcionais	1,00	1,15	1,20	1,00

¹⁾ Inclui o aço da fôrma incorporada, usado nas lajes mistas de aço e concreto, de pinos e parafusos.

A.1 Momento fletor resistente

Por serem seções formadas por paredes delgadas, os esforços resistentes à flexão das vigas de aço podem ser afetados pelas instabilidades classificadas como “instabilidade local” e “instabilidade lateral com torção”.

A instabilidade local é a perda de estabilidade das chapas comprimidas componentes do perfil, ocasionando a redução do momento fletor resistente da seção.

Na instabilidade lateral a viga perde seu equilíbrio no plano principal de flexão (em geral vertical) e passa a apresentar deslocamentos laterais, rotações e empenamento. Para evitar a instabilidade de uma viga I, cuja rigidez à torção é muito pequena, é preciso prover contenção lateral à viga.

No item 5.4 da ABNT NBR 8800:2008 são apresentados os critérios para o dimensionamento de barras prismáticas submetidas ao momento fletor e à força cortante.

Para o dimensionamento das barras submetidas ao momento fletor, no método dos estados-limites, deve ser atendida a condição expressa pela Inequação (A.3).

$$M_{Sd} \leq M_{Rd} \quad (A.3)$$

Na Inequação (A.3):

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

M_{Rd} é o momento fletor resistente de cálculo, determinado conforme 5.4.2 da ABNT NBR 8800:2008;

$$M_{Rd} = \frac{M_{Rk}}{\gamma_{a1}} \quad (\text{A.4})$$

γ_{a1} é o coeficiente de ponderação da resistência do aço estrutural para estados-limites últimos relacionados a escoamento e instabilidade.

Para o momento fletor resistente de cálculo de vigas de aço, devem ser considerados, conforme o caso, os estados-limites últimos de instabilidade lateral com torção, instabilidade local da mesa comprimida, instabilidade local da alma.

O item 5.4.2 da ABNT NBR 8800:2008 remete aos Anexos G e H, que apresentam procedimentos para determinação do momento fletor resistente de cálculo de vigas. O Anexo G é destinado às vigas com alma não esbelta e o Anexo H às vigas com alma esbelta.

Será apresentada neste trabalho, a rotina de cálculo de perfis I, levando em consideração a possibilidade de serem soldados ou laminados, com uma ou duas simetrias, tentando assim abranger as tipologias de perfis de aço mais comumente usadas.

Basicamente são calculados os parâmetros de esbeltez (λ) para os três tipos de instabilidade da viga e comparados aos limites correspondentes à plastificação (λ_p) e ao início do escoamento (λ_r). Quando λ_p não for superado, o momento resistente de cálculo é o momento fletor referente à plastificação total da seção (M_p), porém ao superá-lo, o momento resistente é reduzido.

A.1.1 Propriedades do Aço do Perfil

As propriedades do aço necessárias para o cálculo dos esforços resistentes são:

f_y é a resistência ao escoamento do aço utilizado;

E é o módulo de elasticidade do aço. A norma determina ser adotado:
 $E = 200 \text{ GPa}$;

G é o módulo de elasticidade transversal do aço:

$$G = \frac{1}{2(1+\nu)} E \quad (\text{A.5})$$

Com ν (coeficiente de Poisson) igual a 0,3, obtém-se valor determinado pela norma:
 $G = 77 \text{ GPa}$.

σ_r é a tensão residual de compressão nas mesas. A norma determina que deve ser tomada igual a 30% da resistência ao escoamento do aço utilizado (f_y). Essa propriedade está incluída na formulação e não pode ser alterada pelo usuário.

A.1.2 Propriedades geométricas do Perfil

Apresentam-se abaixo as propriedades do perfil que serão usadas para se obter o momento fletor resistente de cálculo. Na planilha, em caso de escolha por perfis padronizados, será usado um banco de dados com as propriedades geométricas já calculadas. No caso de perfis não padronizados, o que corresponde a alguns perfis soldados, o usuário entrará com os valores das larguras e espessuras das mesas e da alma, e a partir deles, serão calculados as propriedades geométricas.

A forma de fabricação do perfil, laminado ou soldado, é um parâmetro importante porque algumas equações são diferentes, já que os dois tipos de perfil possuem comportamentos diferentes devidos à interação entre as mesas e a alma.

h é a altura da alma, tomada igual à distância entre faces internas das mesas nos perfis soldados e igual a esse valor menos os dois raios de concordância entre mesa e alma nos perfis laminado;

t_w é a espessura da alma;

t_f é a espessura da mesa (t_{fc} e t_{ft} representam as espessuras das mesas comprimidas e tracionadas, respectivamente);

b_f é a largura total da mesa (b_{fc} e b_{ft} representam as larguras totais das mesas comprimidas e tracionadas, respectivamente);

d é a altura externa da seção, medida perpendicularmente ao eixo principal de flexão. Para perfis soldados não padronizados, a altura d será calculada conforme Equação (A.6).

$$d = t_{fc} + h + t_{ft} \quad (\text{A.6})$$

A_g , A_{fc} , A_{ft} , A_w são, respectivamente, área bruta da seção transversal, das mesa comprimida e tracionada e da alma,. Para perfis soldados não padronizados o cálculo dessas será conforme Equação (A.7).

$$A_g = A_{fc} + A_w + A_{ft} \quad (\text{A.7})$$

$$\text{Sendo: } A_{fc} = b_{fc} \cdot t_{fc}; \quad A_{ft} = b_{ft} \cdot t_{ft}; \quad A_w = h \cdot t_w$$

a_r é a relação entre a área da alma e da mesa comprimida;

$$a_r = A_w / A_{fc} \quad (\text{A.8})$$

VERIFICAÇÃO: A seção só será válida se satisfizer a condição: $a_r < 10$. Esse é um requisito apresentado no item H.1.3 do Anexo H da ABNT NBR 8800:2008.

Massa Linear (kg/m), que é usada para denominar os perfis (ex: W 200x26,6 possui 26,6 kg/m), indica a massa aproximada de aço por comprimento de barra e também será usada, neste trabalho, para efeito de comparação entre perfis.

$$\text{Massa Linear} = A \cdot \rho_a \quad (\text{A.9})$$

$$\text{Sendo: } \rho_a = 7.850 \text{ kg/m}^3 \text{ (massa específica do aço, ABNT NBR 8800:2008)}$$

y_{cg} é a posição do centro geométrico da seção em relação ao eixo y. Na planilha, será tomada como referência a extremidade tracionada;

I_x é o momento de inércia da seção em relação ao eixo perpendicular ao eixo que passa pelo plano médio da alma;

I_y é o momento de inércia da seção em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma;

I_{yc} é o momento de inércia da mesa comprimida em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma (se no comprimento destravado houver momentos positivo e negativo, tomar a mesa de menor momento de inércia em relação ao eixo mencionado);

I_{yt} é o momento de inércia da mesa tracionada em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma (se no comprimento destravado houver momentos positivo e negativo, tomar a mesa de maior momento de inércia em relação ao eixo mencionado)

α_y é a relação entre I_{yc} e I_{yt} ;

VERIFICAÇÃO: $1/9 \leq \alpha_y \leq 9$. A seção só será válida se satisfizer tal condição.

Esse é um requisito apresentado no Anexo H da ABNT NBR 8800:2008.

W_{xt} é o módulo de resistência elástico em relação ao eixo de flexão, do lado tracionado da seção transversal;

$$W_{xt} = I_x / y_{cg} \quad (\text{A.10})$$

W_{xc} é o módulo de resistência elástico em relação ao eixo de flexão, do lado comprimido da seção transversal;

$$W_{xc} = I_x / (d - y_{cg}) \quad (\text{A.11})$$

W é o módulo de resistência (mínimo) elástico da seção, relativo ao eixo de flexão. Menor entre W_{xt} e W_{xc} ;

W_y é o módulo de resistência elástico da seção, relativo ao eixo que passa pelo plano médio da alma;

y_{LNP} é a posição da linha neutra plástica da seção em relação ao eixo y. No programa será tomado como referência a extremidade tracionada.

$$y_{LNP} = \frac{A/2 - A_{ft}}{t_w} + t_{ft} \quad (\text{A.12})$$

VERIFICAÇÃO: É necessário verificar a posição da linha neutra plástica em vigas de seções monossimétricas, que deverá cruzar a alma. A validação do perfil se dará verificando se a soma das áreas da menor mesa e da alma é superior à área da maior mesa.

h_c é igual a duas vezes a distância do centro geométrico da seção transversal à face interna da mesa comprimida. Para perfis com dois eixo de simetria $h_c = h$.

$$h_c = 2 (y_{cg,c} - t_{fc}) = 2 (d - y_{cg} - t_{fc}) \quad (\text{A.13})$$

h_p é igual a duas vezes a distância da linha neutra plástica da seção transversal à face interna da mesa comprimida;

$$h_p = 2 (d - y_{LNP} - t_{fc}) \quad (\text{A.14})$$

Z_x é o módulo de resistência plástica em relação ao eixo de flexão;

$$Z_x = \left(d - y_{LNP} - \frac{t_{fc}}{2} \right) \cdot A_{fc} + \frac{(d - y_{LNP} - t_{fc})^2}{2} t_w + \frac{(y_{LNP} - t_{ft})^2}{2} t_w + \left(y_{LNP} - \frac{t_{fc}}{2} \right) \cdot A_{ft} \quad (\text{A.15})$$

Z_y é o módulo de resistência plástica em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma;

$$Z_y = \frac{b_{fc} A_{fc}}{4} + \frac{t_w A_w}{4} + \frac{b_{ft} A_{ft}}{4} \quad (A.16)$$

r_x é o raio de giração da seção em relação ao eixo de flexão;

$$r_x = \sqrt{\frac{I_x}{A}} \quad (A.17)$$

r_y é o raio de giração da seção em relação ao eixo principal de inércia perpendicular ao eixo de flexão;

$$r_y = \sqrt{\frac{I_y}{A}} \quad (A.18)$$

r_{yc} é o raio de giração da seção “T” formada pela mesa comprimida e a parte comprimida da alma anexa, em regime elástico, em relação, em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma (se no comprimento destravado houver momentos positivo e negativo, tomar a seção “T” de menor raio de giração em relação ao eixo mencionado). Vale observar que o valor de r_{yc} possui o mesmo valor de r_y para perfis simétricos.

$$I_{yc} = \frac{(d - y_{cg} - t_{fc}) t_w^3}{12} + \frac{t_{fc} \cdot b_{fc}^3}{12} \quad (A.19)$$

$$A_{yc} = (d - y_{cg} - t_{fc}) t_w + t_{fc} \cdot b_{fc} \quad (A.20)$$

$$r_{yc} = \sqrt{\frac{I_{yc}}{A_{yc}}} \quad (A.21)$$

r_{yT} é o raio de giração, relativo ao eixo de menor momento de inércia, da seção formada pela mesa comprimida mais um terço da alma comprimida;

$$I_{yT} = \frac{(d - y_{LNP} - t_{fc}) t_w^3}{12} + \frac{t_{fc} \cdot b_{fc}^3}{12} \quad (A.22)$$

$$A_{yT} = \frac{(d - y_{LNP} - t_{fc})}{3} t_w + t_{fc} \cdot b_{fc} \quad (A.23)$$

$$r_{yT} = \sqrt{\frac{I_{yT}}{A_{yT}}} \quad (\text{A.24})$$

I_t é o momento de inércia à torção (Saint-Venant) da seção transversal;

$$I_t = \sum \frac{bt^3}{3} = \frac{b_{fc} \cdot t_{fc}^3 + h \cdot t_w^3 + b_{ft} \cdot t_{ft}^3}{3} \quad (\text{A.25})$$

I_w é o momento de inércia ao empenamento da seção transversal;

A ABNT NBR 8800:2008, no Anexo G, apresenta para o cálculo de I_w as Equações (A.26) e (A.27).

- Para dois eixos de simetria:

$$I_w = \frac{I_y (d - t_f)^2}{4} \quad (\text{A.26})$$

- Para um eixo de simetria:

$$I_w = \frac{\left(d - \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2}\right)^2}{12} \left(\frac{t_{fi} b_{fi}^3 t_{fs} b_{fs}^3}{t_{fi} b_{fi}^3 + t_{fs} b_{fs}^3} \right) \quad (\text{A.27})$$

Segundo comentário da norma americana ANSI/AISC 360-05 (2005), a constante de empenamento é calculada conforme Equação (A.28).

$$I_w = h^2 \cdot I_{yc} \cdot \alpha \quad (\text{A.28})$$

Onde: $\alpha = \frac{1}{\frac{I_{yc}}{I_{yt}} + 1}$

Já segundo Pfeil, W. e Pfeil, M. (2009), a constante de empenamento é calculada conforme Equação (A.29).

$$I_w = d'^2 \cdot I_{yc} \cdot \frac{(I_y - I_{yc})}{I_y} \quad (\text{A.29})$$

Sendo d' a distância entre os centros das mesas.

$$\circ \quad d' = d - \frac{t_{fs} + t_{fi}}{2} \quad (\text{A.30})$$

As Equações (A.27) a (A.29) levam praticamente ao mesmo resultado, sendo que a ANSI/AISC 360-05 (2005) e a ABNT NBR 8800:2008 desprezam o momento de inércia em torno do eixo y da alma ($I_y \approx I_{yc} + I_{yt}$)

$M_{Rd,máx}$ é o momento fletor resistente de cálculo máximo. Para assegurar a validade da análise elástica, a norma determina no item 5.4.2.2 que o momento fletor resistente de cálculo não pode ser superior a $M_{R,máx} = 1,50 \cdot W \cdot f_y / \gamma_{a1}$.

A.1.3 Propriedades geométricas da Estrutura

Apresenta-se a seguir, algumas informações referentes à estrutura, importantes para se obter o momento fletor resistente de cálculo. Na planilha de cálculo, tais propriedades são fornecidas pelo usuário.

L_b é a distância entre duas seções contidas à instabilidade lateral com torção (comprimento destravado).

C_b é o fator de modificação para diagrama de momento fletor não uniforme, definido no item 5.4.2.3 e 5.4.2.4 da ABNT NBR 8800:2008, o que for aplicável;

Segundo a ABNT NBR 8800:2008, para determinação do momento fletor resistente de cálculo para o estado-limite FLT, quando se tratar de perfis de com seções I e H (foco deste trabalho) fletidas em relação ao eixo central de inércia perpendicular à alma em um comprimento destravado (L_b) no qual as duas mesas encontram-se livres, o fator de modificação para momento fletor não uniforme é dado por:

- a) em todos os casos, exceto trechos em balanço (alínea b), usa-se a Equação (A.31);

Figura A.1 – Gráfico para determinação de C_b

$$C_b = \frac{12,5 M_{máx}}{2,5 M_{máx} + 3 M_A + 4 M_B + 3 M_C} R_m \leq 3,0 \quad (A.31)$$

Na Equação (A.31):

$M_{máx}$ é o valor do momento fletor máximo solicitante de cálculo, em módulo, no comprimento destravado;

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

M_B é o valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, na seção central do comprimento destravado;

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

R_m é o parâmetro de monossimetria da seção transversal fletidas em relação ao eixo que não é de simetria, sujeitas à curvatura reversa. Para seções com um eixo de simetria usa-se a Equação (A.27), e igual a 1,00 em todos os demais casos;

$$R_m = 0,5 + 2 \left(\frac{I_{yc}}{I_y} \right)^2 \quad (A.32)$$

Em trechos em balanço entre uma seção com restrição a deslocamento lateral e à torção e a extremidade livre usa-se a favor da segurança $C_b = 1,00$.

Para perfis de com seções “I” e “H” fletidas em relação ao eixo central de inércia perpendicular à alma quando uma das mesas se encontra livre para se deslocar

lateralmente e a outra mesa possui contenção lateral contínua contra esse tipo de deslocamento, o fator de modificação para momento fletor não uniforme, para simular o efeito da insabilidade distorcional, é dado por:

- quando a mesa com contenção lateral contínua estiver tracionada em pelo menos uma extremidade do comprimento destravado, aplica-se a Equação (A.33);

$$C_b = 3,00 - \frac{2}{3} \frac{M_1}{M_0} - \frac{8}{3} \frac{M_2}{(M_0 + M_1)} \quad (\text{A.33})$$

Figura A.2 – Gráfico para determinação de C_b , com mesa superior com contenção lateral.

Na Equação (A.33):

- M_0 é o valor do maior momento fletor solicitante de cálculo que comprime a mesa livre nas extremidades do comprimento destravado (L_b), tomado com sinal negativo,
- M_1 é o valor do momento fletor solicitante de cálculo na outra extremidade do comprimento destravado. Se esse momento comprimir a mesa livre, deve ser tomado com sinal negativo nos segundo e terceiro termos da equação. Se tracionar a mesa livre, deve ser tomado com sinal positivo no segundo termo da equação e igual a zero no terceiro termo;
- M_2 é o momento fletor solicitante de cálculo na seção central do comprimento destravado, com sinal positivo se tracionar a mesa livre e sinal negativo se tracionar a mesa com contenção lateral contínua.

- em trechos com momento nulo nas extremidades, submetidos a uma força transversal uniformemente distribuída, com apenas a mesa tracionada contida continuamente contra deslocamento lateral adota-se $C_b = 2,00$.
- em todos os outros casos $C_b = 1,00$;

Na verificação à FLT, deve-se tomar como momento fletor solicitante de cálculo o maior momento que comprime a mesa livre. No caso da alínea a), por exemplo, esse momento é M_0 .

A.1.4 Parâmetros referentes ao momento fletor resistente

Para perfis de seção I e H com um ou dois eixos de simetria, o anexo G da norma estabelece os parâmetros referentes ao momento fletor resistente de acordo com o tipo de instabilidade local. Porém para almas esbeltas, os parâmetros de esbeltez se alteram e os momentos fletores resistentes de cálculo são referentes aos momentos críticos e sua formulação é apresentada no item 2.1.5.

Os parâmetros referentes ao momento fletor resistente de cálculo para de vigas de alma não esbelta são:

- λ é o índice de esbeltez da peça referente aos três tipos de instabilidade;
- λ_p é o parâmetro de esbeltez correspondente à plastificação;
- λ_r é o parâmetro de esbeltez correspondente ao início do escoamento;
- M_{cr} é o momento fletor crítico de flambagem elástica;
- M_r é o momento fletor correspondente ao início do escoamento, incluindo a influência das tensões residuais em alguns casos;

A.1.4.1 Instabilidade Local da Alma

- $\lambda_{FLA} = \frac{h_c}{t_w}$ (A.34)

O valor desse parâmetro não poderá exceder 260 e nem os valores a baixo:

- $11,7 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$ – para $a/h \leq 1,5$

- $0,42 \frac{E}{f_y}$ – para $a/h > 1,5$

Sendo a igual à distância entre enrijecedores da alma.

- $\lambda_{p,FLA} = D \sqrt{\frac{E}{f_y}}$ (A.35)

Sendo:

- $D = 3,76$ – para perfis com dois eixos de simetria;

- $D = \frac{h_c/h_p}{\left(0,54 \frac{M_{pl}}{M_r} - 0,09\right)^2} \leq 5,70$ – para perfis com um eixo de simetria;

- $\lambda_{r,FLA} = 5,70 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$ (A.36)

- $M_{cr,FLA} \Rightarrow$ Anexo H (A.37)

- $M_{r,FLA} = W \cdot f_y$ (A.38)

Momento resistente de cálculo para o estado-limite de instabilidade local da alma:

i- $M_{Rd} = \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}}$, para $\lambda_{FLA} \leq \lambda_p$ (A.39)

ii- $M_{Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}} \left[M_{pl} - (M_{pl} - M_r) \frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right]$, para $\lambda_p < \lambda_{FLA} \leq \lambda_r$ (A.40)

iii- Anexo H da ABNT NBR 8800:2008, para $\lambda_{FLA} > \lambda_r$

A.1.4.2 Instabilidade Local da Mesa

- $\lambda_{FLM} = \frac{b_{fc}/2}{t_{fc}}$ (A.41)

- $\lambda_{p,FLM} = 0,38 \sqrt{E/f_y}$ (A.42)

- $\lambda_{r,FLM} = \begin{cases} 0,83 \sqrt{\frac{E}{(f_y - \sigma_r)}} - \text{paraperfis laminados} \\ 0,95 \sqrt{\frac{E}{(f_y - \sigma_r)/k_c}} - \text{paraperfis soldados} \end{cases}$ (A.43)

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

- $M_{r,FLM} = W_c \cdot (f_y - \sigma_r)$ (A.44)

- $M_{cr,FLM} = \begin{cases} \frac{0,69 \cdot E}{\lambda^2} W_c - \text{paraperfis laminados} \\ \frac{0,90 \cdot E \cdot k_c}{\lambda^2} W_c - \text{paraperfis soldados} \end{cases}$ (A.45)

Momento resistente de cálculo para o estado-limite de instabilidade local da mesa:

i- $M_{Rd} = \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}}$, para $\lambda_{FLM} \leq \lambda_p$ (A.46)

ii- $M_{Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}} \left[M_{pl} - (M_{pl} - M_r) \frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right]$, para $\lambda_p < \lambda_{FLM} \leq \lambda_r$ (A.47)

iii- $M_{Rd} = \frac{M_{cr}}{\gamma_{a1}}$, para $\lambda_{FLM} > \lambda_r$ (A.48)

A.1.4.3 Instabilidade Lateral com Torção

- $\lambda_{FLT} = \frac{L_b}{r_{yc}}$ (A.49)

- $\lambda_{p,FLT} = 1,76 \sqrt{E/f_y}$ (A.50)

- $\lambda_{r,FLT} = \frac{1,38 \sqrt{I_y I_t}}{r_{yc} I_t \beta_1} \sqrt{\beta_2 + \sqrt{\beta_2^2 + \frac{27 I_w \beta_1^2}{I_y}}}$ (A.51)

- $M_{r,FLT} = W_c \cdot (f_y - \sigma_r) \leq f_y \cdot W_t$ (A.52)

- $$M_{cr,FLT} = \frac{C_b \pi^2 E I_y}{L_b} \left[\beta_3 + \sqrt{\beta_3^2 + \frac{I_w}{I_y} \left(1 + 0,039 \frac{I_t L_b^2}{I_w} \right)} \right]$$
 (A.53)

Nas Equações (A.51) e (A.53):

$$\beta_1 = \frac{W_c \cdot (f_y - \sigma_r)}{E \cdot I_y} \quad (A.54)$$

$$\beta_2 = 5,4 \cdot \beta_1 \beta_3 + 1 \quad (A.55)$$

$$\beta_3 = 0,45 \cdot \left(d - \frac{t_{ft} + t_{fc}}{2} \right) \cdot \left(\frac{\alpha_y - 1}{\alpha_y + 1} \right) \quad (A.56)$$

As Equações (A.51) e (A.53) são para perfis com apenas um eixo de simetria, porém facilmente chegamos à formulação para perfis de dupla simetria. Uma vez que a mesa tracionada e a mesa comprimida são iguais, em perfis com dois eixos de simetria, encontram-se os seguintes valores:

- $\alpha_y = 1$
- $\beta_3 = 0$
- $\beta_2 = 1$

Silva e Fruchtengarten (2009) apresentam uma formulação mais completa incluindo os efeitos de assimetria e da posição da força.

$$M_{cr,FLT} = \frac{C_b \pi^2 E I_y}{L_b^2} \left[-(C_p a + C_k k) + \sqrt{(C_p a + C_k k)^2 + \frac{I_w}{I_y} \left(1 + \frac{G I_t L_b^2}{E I_w \pi^2} \right)} \right] \quad (A.57)$$

Na Equação (A.57):

$C_p a$ é o efeito da posição da força ($a = 0$ quando a força aplicada no centro de torção). A posição do carregamento influi no deslocamento lateral, conforme se observa na Figura A.3.

$C_k k$ é o efeito da assimetria da seção ($k = 0$ para seção bissimétrica)

Figura A.3 – Influência da posição do carregamento no deslocamento lateral: (a) carregamento na mesa superior (b) carregamento na mesa inferior. Fonte: Silva e Fruchtengarten (2009)

Nota-se que β_3 é o fator que leva em consideração o efeito de assimetria igual $\beta_x/2$ da norma americana ANSI/AISC 360-5 (2005). De forma simplificada a ABNT NBR 8800:2008 adota a força sendo aplicada no centro de torção ($a = 0$). Já o valor de 0,039 é obtido conforme Equação (A.58).

$$\frac{G}{E \cdot \pi^2} = \frac{1}{2 \cdot (1 + \nu)} \frac{E}{E \cdot \pi^2} = \frac{1}{2,6 \cdot \pi^2} \cong 0,039 \quad (\text{A.58})$$

Silva e Fruchtengarten (2009) ainda propõem para o cálculo do momento crítico de perfis com dois eixos de simetria o uso da Equação simplificada (A.59).

$$M_{cr} = C_b \sqrt{M_{cr1}^2 + M_{cr2}^2} \quad (\text{A.59})$$

Na Equação (A.59):

$$\circ M_{cr1} = \frac{0,65 \cdot E \cdot W_x}{L_b \cdot d / A_f} \quad (\text{A.60})$$

$$\circ M_{cr2} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot W_x}{\left(L_b / r_{yT} \right)^2} \quad (\text{A.61})$$

Momento resistente de cálculo para o estado-limite de instabilidade lateral com torção:

$$\text{i-} \quad M_{Rd} = \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}}, \text{ para } \lambda_{FLT} \leq \lambda_p \quad (\text{A.62})$$

$$\text{ii-} \quad M_{Rd} = \frac{C_b}{\gamma_{a1}} \left[M_{pl} - (M_{pl} - M_r) \frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right], \text{ para } \lambda_p < \lambda_{FLT} \leq \lambda_r \quad (\text{A.63})$$

$$\text{iii-} \quad M_{Rd} = \frac{M_{cr}}{\gamma_{a1}} \leq \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}}, \text{ para } \lambda_{FLT} > \lambda_r \quad (\text{A.64})$$

A.1.5 Momento fletor resistente de cálculo de vigas de alma esbelta

No Anexo H da ABNT NBR 8800:2008 é apresentado o procedimento de cálculo do momento fletor resistente de cálculo de vigas de alma esbelta.

A.1.5.1 Escoamento da mesa tracionada

O valor do momento fletor resistente de cálculo para o estado-limite último de escoamento da mesa tracionada é dado pela Equação (A.65).

$$M_{Rd} = \frac{W_{xt} f_y}{\gamma_{a1}} \quad (\text{A.65})$$

A.1.5.2 Instabilidade lateral com torção

O valor do momento fletor resistente de cálculo para os estados-limites últimos de instabilidade lateral com torção é dado pelas Equações (A.66) a (A.68).

$$\text{i-} \quad M_{Rd} = \frac{k_{pg} W_{xc} f_y}{\gamma_{a1}}, \text{ para } \lambda_{FLT} \leq \lambda_p \quad (\text{A.66})$$

$$\text{ii-} \quad M_{Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}} C_b k_{pg} \left[1 - 0,3 \left(\frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right) \right] W_{xc} f_y \leq \frac{k_{pg} W_{xc} f_y}{\gamma_{a1}}, \quad (\text{A.67})$$

para $\lambda_r < \lambda_{FLT} \leq \lambda_p$

$$\text{iii- } M_{Rd} = \frac{C_b k_{pg} \pi^2 E k_c W_{xc}}{\gamma_{a1} \lambda^2} \leq \frac{k_{pg} W_{xc} f_y}{\gamma_{a1}}, \text{ para } \lambda_{FLT} > \lambda_r \quad (\text{A.68})$$

Sendo:

$$\bullet \lambda_{FLT} = \frac{L_b}{r_{yT}} \quad (\text{A.69})$$

$$\bullet \lambda_{p,FLT} = 1,10 \sqrt{E/f_y} \quad (\text{A.70})$$

$$\bullet \lambda_{r,FLT} = \pi \sqrt{E/0,7 f_y} \quad (\text{A.71})$$

A.1.5.3 Instabilidade local da mesa

O valor do momento fletor resistente de cálculo para os estados-limites últimos de instabilidade local da mesa:

$$\text{i- } M_{Rd} = \frac{k_{pg} W_{xc} f_y}{\gamma_{a1}}, \text{ para } \lambda_{FLM} \leq \lambda_p \quad (\text{A.72})$$

$$\text{ii- } M_{Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}} k_{pg} \left[1 - 0,3 \left(\frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right) \right] W_{xc} f_y, \text{ para } \lambda_r < \lambda_{FLM} \leq \lambda_p \quad (\text{A.73})$$

$$\text{iii- } M_{Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}} \frac{0,90 k_{pg} E k_c W_{xc}}{\lambda^2}, \text{ para } \lambda_{FLM} > \lambda_r \quad (\text{A.74})$$

Sendo:

$$\bullet \lambda_{FLM} = \frac{b_f}{2 t_f} \quad (\text{A.75})$$

$$\bullet \lambda_{p,FLM} = 0,38 \sqrt{E/f_y} \quad (\text{A.76})$$

$$\bullet \lambda_{r,FLM} = 0,95 \sqrt{k_c E / 0,7 f_y} \quad (\text{A.77})$$

O parâmetro k_{pg} é calculado conforme equação (A.78).

$$k_{pg} = 1 - \frac{a_r}{1200 + 300a_r} \left(\frac{h_c}{t_w} - 5,70 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \right) \leq 1,0 \quad (\text{A.78})$$

A.1.6 Fluxograma

A.2 Força normal resistente

No item 5.3 da ABNT NBR 8800:2008 são apresentados os critérios para o dimensionamento de barras prismáticas submetidas à força axial de compressão. No dimensionamento dessas barras no método dos estados limites, deve ser atendida a condição expressa pela Inequação (A.79).

$$N_{c,Sd} \leq N_{c,Rd} \quad (\text{A.79})$$

Na Inequação (A.79):

$N_{c,Sd}$ é a força axial de compressão solicitante de cálculo;

$N_{c,Rd}$ é a força axial de compressão resistente de cálculo, determinada conforme 5.3.2.

Muitas das propriedades usadas para obter o momento fletor resistente de cálculo serão usadas na formulação da força axial resistente de cálculo e apenas serão relacionados às propriedades não comentadas anteriormente.

A.2.1 Força axial de compressão resistente de cálculo

A força axial de compressão resistente de cálculo, $N_{c,Rd}$, de uma barra, associada aos estados-limites últimos de instabilidade por flexão, por torção ou flexotorção e de instabilidade local, deve ser determinada pela Equação (A.80).

$$N_{c,Rd} = \frac{\chi Q A_g f_y}{\gamma_{a1}} \quad (\text{A.80})$$

Na Equação (A.80):

χ é o fator de redução associado à resistência à compressão que depende do índice de esbeltez reduzido, dado em 5.3.3 da ABNT NBR 8800:2008;

Q é o fator de redução total associado à instabilidade local, cujo valor deve ser obtido no Anexo F da ABNT NBR 8800:2008;

A_g é a área bruta da seção transversal da barra.

A.2.1.1 Fator de redução χ

Segundo o item 5.3.3 da ABNT NBR 8800:2008, o fator de redução associado à resistência à compressão (χ), é dado pelas Equações (A.81) e (A.82)

- para $\lambda_0 \leq 1,5$: $\chi = 0,658^{\lambda_0^2}$ (A.81)

- para $\lambda_0 > 1,5$: $\chi = \frac{0,877}{\lambda_0^2}$ (A.82)

Nas Equações (A.81) e (A.82):

λ_0 é o índice de esbeltez reduzido, apresentado em 5.3.3.2 da ABNT NBR 8800:2008, conforme a Equação (A.83).

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{Q A_g f_y}{N_e}} \quad (\text{A.83})$$

A.2.1.2 Força Axial de Flambagem Elástica (N_e)

A força axial de flambagem elástica (N_e), para perfis de dupla simetria, que é o caso da maioria dos perfis soldados e todos os perfis laminados, é obtida da seguinte forma:

- a) para flambagem por flexão em relação ao eixo central de inércia x da seção transversal;

$$N_{ex} = \frac{\pi^2 E I_x}{(K_x L_x)^2} \quad (\text{A.84})$$

- b) para flambagem por flexão em relação ao eixo central de inércia y da seção transversal;

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 E I_y}{(K_y L_y)^2} \quad (\text{A.85})$$

- c) para flambagem por torção em relação ao eixo longitudinal z :

$$N_{ez} = \frac{1}{r_0^2} \left[\frac{\pi^2 E I_w}{(K_z L_z)^2} + G I_t \right] \quad (A.86)$$

Onde:

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

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

$K_z L_z$ é o comprimento de flambagem por torção;

r_0 é o raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de cisalhamento.

$$r_0 = \sqrt{r_x^2 + r_y^2 + x_0^2 + y_0^2} \quad (A.87)$$

Onde r_x e r_y são os raios de giração em relação aos eixos centrais x e y, respectivamente, e x_0 e y_0 são as coordenadas do centro de cisalhamento na direção dos eixos centrais x e y, respectivamente, em relação ao centro geométrico da seção. Em seções “I” de dupla simetria x_0 e y_0 são iguais a zero, porém em seções “I” monossimétricas o centro de cisalhamento não coincide com o centro geométrico, estando mais próximo da mesa de maior inércia no eixo y.

$$y_0 = |y_{cg} - y_{LNP}| \quad (A.88)$$

Os valores dos parâmetros de flambagem K_x e K_y podem ser tomados iguais a um, a menos que se demonstre que pode ser utilizado um valor menor, e na análise estrutural se considerem as imperfeições conforme seção 4.9.7 da ABNT NBR 8800:2008. O valor de K_z deve ser igual a um, quando não houver garantia de impedimento ao empenamento.

Para perfis monossimétricos, que é o caso de perfis “I” soldados com mesas diferentes (simétricos apenas no do eixo y), calculam-se as forças axiais de flambagem elástica N_{ex} , N_{ey} e N_{ez} , porém no lugar da flambagem por flexão em relação ao eixo central de inércia y e por torção em relação ao eixo longitudinal z, a barra sofre flambagem elástica por flexotorção;

$$N_{eyz} = \frac{N_{ey} + N_{ez}}{2[1 - (y_0/r_0)^2]} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{4N_{ey}N_{ez}[1 - (y_0/r_0)^2]}{(N_{ey} + N_{ez})^2}} \right] \quad (A.89)$$

A.2.1.3 Fator de Redução Q

A norma define um fator de redução para levar em consideração a instabilidade local de barras axialmente comprimidas. São diferenciados os elementos das seções por suas vinculações. A alma da seção I é classificada como AA por possuir duas bordas longitudinais vinculadas, e a metade da mesa é classificada como AL por possuir apenas uma borda longitudinal vinculada.

A tabela F.1 da ABNT NBR8800:2008 apresenta limites para a relação entre largura e espessura (b/t). Quando esses são ultrapassados os valores de Q serão menores de 1,00, dado pela Equação (A.90).

$$Q = Q_a \cdot Q_s \quad (A.90)$$

Onde Q_s e Q_a são fatores de redução que levam em conta a instabilidade local dos elementos AL e AA.

Os valores de Q_s são diferentes para perfis laminados (Grupo 4) e soldados (Grupo 5), devido à forma diferenciada de vinculação.

Para o Grupo 4 (tabela F.1 da ABNT NBR 8800:2008) Q_s é calculado segundo as Equações (A.91) e (A.92).

$$\bullet \quad Q_s = 1,415 - 0,74 \frac{b}{t} \sqrt{\frac{E}{f_y}}, \text{ para } 0,56 \sqrt{\frac{E}{f_y}} < \frac{b}{t} \leq 1,03 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (A.91)$$

$$\bullet \quad Q_s = \frac{0,69 E}{f_y \left(\frac{b}{t} \right)^2}, \text{ para } \frac{b}{t} > 1,03 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (A.92)$$

Já para o Grupo 5 da tabela F.1 da ABNT NBR 8800:2008 Q_s é calculado segundo as Equações (A.93) e (A.94).

$$\bullet \quad Q_s = 1,415 - 0,65 \frac{b}{t} \sqrt{\frac{E}{k_c f_y}}, \text{ para } 0,64 \sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} < \frac{b}{t} \leq 1,17 \sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} \quad (A.93)$$

$$\bullet \quad Q_s = \frac{0,95 E k_c}{f_y \left(\frac{b}{t} \right)^2}, \text{ para } \frac{b}{t} > 1,17 \sqrt{\frac{E}{(f_y/k_c)}} \quad (A.94)$$

O coeficiente k_c é dado por meio da Equação (A.95).

$$\circ \quad k_c = \frac{4}{\sqrt{h/t_w}}, \text{ sendo } 0,35 \leq k_c \leq 0,76 \quad (A.95)$$

Nas Equações (A.91) a (A.94), b e t são a largura e a espessura do elemento, respectivamente (Tabela A.2), que para perfis “I”, $b = b_f / 2$.

Tabela A.2 – Grupos 4 e 5 da Tabela F.1 da ABNT NBR 8800:2008.

Ele- mentos	Grupo	Descrição dos elementos	Alguns exemplos com indicação de b e t	$(b/t)_{lim}$
AL	4	<ul style="list-style-type: none"> - Mesas de seções I, H, T ou U laminadas - Abas de cantoneiras ligadas continuamente ou projetadas de seções I, H T ou U laminadas ou soldadas - Chapas projetadas de seções I, H, T ou U laminadas ou soldadas		$0,56 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$
	5	<ul style="list-style-type: none"> - Mesas de seções I, H T ou U soldadas¹⁾		$0,64 \sqrt{\frac{E}{(f_y / k_c)}}$

O fator de redução Q_a das seções transversais com elementos comprimidos AA, cuja relação entre largura e espessura ultrapassa os valores indicados na Tabela A.3, é definido pela Equação (A.96).

$$Q_a = \frac{A_{ef}}{A_g} \quad (A.96)$$

Onde A_g é a área bruta e A_{ef} a área efetiva da seção transversal determinada pela Equação (A.97).

$$A_{ef} = A_g - \sum (b - b_{ef}) t \quad (A.97)$$

O somatório apresentado na Equação (A.97) se estende a todos os elementos AA. No caso de perfis “I” é calculado apenas para alma. Nessa Equação b e t são, respectivamente, a largura ($b = h$) e a espessura ($t = t_w$) da alma do perfil comprimido. A largura efetiva (b_{ef}) de um elemento comprimido AA dado pela Equação (A.98).

$$b_{ef} = 1,92 t \sqrt{\frac{E}{\sigma}} \left[1 - \frac{c_a}{b/t} \sqrt{\frac{E}{\sigma}} \right] \leq b \quad (A.98)$$

Onde c_a é um coeficiente com valor igual a 0,34. A norma diferencia o valor de c_a apenas para mesas ou almas de seções tubulares retangulares, sendo igual a 0,38.

A tensão σ é a tensão que pode atuar no elemento analisado, admitida conforme Equação (A.99).

$$\sigma = \chi f_y \quad (\text{A.99})$$

O valor de χ é obtido adotando Q igual a 1,0. Opcionalmente, de forma conservadora, pode-se adotar o valor da tensão σ conforme a Equação (A.100).

$$\sigma = f_y \quad (\text{A.100})$$

Tabela A.3 – Grupos 4 e 5 da Tabela F.1 da ABNT NBR 8800:2008.

Ele- mentos	Grupo	Descrição dos elementos	Alguns exemplos com indicação de b e t	$(b/t)_{\text{lim}}$
AA	2	<ul style="list-style-type: none"> - Almas de seções I, H, ou U - Mesas ou almas de seção caixão - Todos os demais elementos que não integram o Grupo 1		$1,49 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$

A.3 Flexocompressão

A ABNT NBR 8800:2008 trata no item 5.5 de barras prismáticas submetidas à combinação de esforços solicitante, sendo o item 5.5.1.2 para barras submetidas a momentos fletores, força axial e forças cortantes sem o efeito de torção, aplicando assim para o caso de flexocompressão.

Essa formulação só é aplicada, assim como a formulação das barras submetidas a momento fletor, para seções indicadas no item 5.4.1.1 da norma, que inclui as seções em estudo – seções I e H com um ou dois eixos de simetria, fletidas em relação ao eixo central de inércia perpendicular à alma.

Portanto, para a atuação simultânea da força axial de compressão e de momento fletor, devem ser obedecidas as Inequações (A.101) e (A.102).

$$\bullet \text{ Para } \frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} \geq 0,2 : \frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} + \frac{8}{9} \left(\frac{M_{Sd,x}}{M_{Rd,x}} + \frac{M_{Sd,y}}{M_{Rd,y}} \right) \leq 1,0 \quad (\text{A.101})$$

$$\bullet \text{ Para } \frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} < 0,2 : \frac{N_{Sd}}{2N_{Rd}} + \left(\frac{M_{Sd,x}}{M_{Rd,x}} + \frac{M_{Sd,y}}{M_{Rd,y}} \right) \leq 1,0 \quad (\text{A.102})$$

ANEXO B DIMENSIONAMENTO SEGUNDO ABNT NBR 14323:2013

Este anexo apresenta os procedimentos para a determinação dos esforços resistentes para o dimensionamento de perfis de seção “I” em situação de incêndio.

B.1 Esforços Resistentes

A ABNT NBR 14323:2013 apresenta um método simplificado de dimensionamento para barras prismáticas de aço constituídas por perfis laminados ou soldados não híbridos sob tração, compressão ou flexão simples. Para esse método são consideradas as seguintes hipóteses:

- distribuição uniforme de temperatura na seção transversal e ao longo do comprimento dos elementos estruturais de aço;
- elementos isolados da estrutura;
- dimensionamento por meio de cálculos deve ser feito usando-se o método dos estados-limites.

“Os incêndios, ao invés de serem tratados como causa de ações excepcionais, também podem ser levados em conta por meio de uma redução da resistência dos materiais constitutivos da estrutura” (ABNT NBR 8681:2003), ou seja, as propriedades mecânicas do aço, debilitam-se progressivamente com o aumento da temperatura.

A ABNT NBR 14323:2013, assim como a Eurocode 3 (2005), apresenta uma tabela com os fatores de redução da resistência ao escoamento ($k_{y,\theta}$) e módulo de elasticidade ($k_{E,\theta}$) do aço do perfil à temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente.

A ABNT NBR 14323:2013 também indica a redução dos parâmetros de instabilidade local e dos índices de esbeltez (λ_p e λ_r) para 0,85 do valor à temperatura ambiente para o cálculo dos esforços resistentes de compressão e flexão.

Este anexo apresentará a influência dessas reduções na determinação dos esforços resistentes do perfil I.

B.1.1 Força normal resistente a altas temperaturas

O critério da formulação para o cálculo da força normal resistente em situação de incêndio de um pilar preconizado pela ABNT NBR 14323:2013 é igual ao Eurocode 3 Parte 1-2 (2005), que por sua vez, é análogo ao critério utilizado para pilares à temperatura ambiente do Eurocode 3 Parte 1-1 (2005). Assim a força normal resistente de um pilar com seção compacta ou semicompacta à temperatura θ é dado pela Equação (B.103).

$$N_{fi,Rd} = \chi_{fi} k_{y,\theta} A_g f_y \quad (B.103)$$

Na Equação (B.103):

χ_{fi} é o fator de redução de resistência para pilares em situação de incêndio, devido à esbeltez e imperfeições.

$k_{y,\theta}$ é o fator de redução da resistência ao escoamento à temperatura elevada θ .

$A_g f_y$ é a força normal de plastificação da seção transversal à temperatura ambiente.

A_g é a área bruta da seção transversal da barra de aço.

f_y é a resistência de escoamentos do aço do perfil à temperatura ambiente.

O valor de χ_{fi} é calculado pela Equação (B.104).

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_{0,fi} + \sqrt{\varphi_{0,fi}^2 - \lambda_{0,fi}^2}} \quad (B.104)$$

Onde $\varphi_{0,fi}$ é obtido pela Equação (B.105).

$$\varphi_{0,fi} = 0,5(1 + \alpha \lambda_{0,fi} + \lambda_{0,fi}^2) \quad (B.105)$$

Sendo

$$\lambda_{0,fi} = \frac{\lambda_0}{0,85} \quad (B.106)$$

$$\alpha = 0,022 \sqrt{E/f_y} \quad (B.107)$$

Onde:

λ_0 é o índice de esbeltez reduzida à temperatura ambiente.

$\lambda_{0,fi}$ é o índice de esbeltez reduzida a altas temperaturas.

α é o fator de imperfeição a altas temperaturas.

Quando o perfil possuir instabilidade local da mesa ou da alma, a sua área bruta (A_g) deve ser multiplicada pelo fator de redução Q , dado pela ABNT NBR 8800:2008, além de substituir o fator de redução $k_{y,\theta}$ pelo $k_{\sigma,\theta}$ na Equação (B.103).

B.1.2 Momento fletor resistente à altas temperaturas

Os valores dos parâmetros de esbeltez correspondentes à plastificação ($\lambda_{p,fi}$) e ao início do escoamento ($\lambda_{r,fi}$) em situação de incêndio devem ser determinados usando-se os procedimentos do Anexo G da ABNT NBR 8800:2008, multiplicando-se respectivamente os valores de λ_p e λ_r por 0,85.

Os perfis com seção I ou H soldada com dois eixos de simetria ou um eixo de simetria no plano médio da alma, carregados nesse plano, com instabilidade local devem ser dimensionados conforme o Anexo H da ABNT NBR 8800:2008, multiplicando-se a resistência ao escoamento (f_y) e o módulo de elasticidade do aço (E) pelos fatores de redução $k_{y,\theta}$ e $k_{E,\theta}$, respectivamente.

O valor de cálculo do momento fletor resistente a altas temperaturas para os casos de instabilidade local da alma e da mesa é realizada por meio das Equações (B.108), (B.109) e (B.110), o que for aplicável.

$$M_{fi,Rd} = \kappa k_{y,\theta} M_{pl} \quad \text{para } \lambda \leq \lambda_{p,fi} \quad (\text{B.108})$$

$$M_{fi,Rd} = \kappa k_{y,\theta} \left[M_{pl} - (M_{pl} - M_y) \frac{\lambda - \lambda_{p,fi}}{\lambda_{r,fi} - \lambda_{p,fi}} \right] \quad \text{para } \lambda_{p,fi} < \lambda \leq \lambda_{r,fi} \quad (\text{B.109})$$

$$M_{fi,Rd} = k_{\sigma,\theta} M_y \quad \text{Para } \lambda > \lambda_{r,fi} \quad (\text{B.110})$$

Nas Equações (B.108), (B.109) e (B.110):

M_{pl} é o momento de plastificação da seção transversal à temperatura ambiente;

M_y é o momento fletor correspondente ao início do escoamento à temperatura ambiente. Diferentemente de M_r , M_y , não se consideram as tensões residuais. Portanto, seu valor é adotado como o produto $W \cdot f_y$, sendo W igual ao módulo resistente elástico mínimo da seção transversal em relação ao eixo de flexão.

κ é o fator de correção que leva em conta o efeito benéfico de uma distribuição de temperatura não uniforme na seção transversal e tem os seguintes valores:

- 1,00 – para uma viga com todos os quatro lados expostos ao fogo ou quando a temperatura na seção transversal não for obtida por um processo de distribuição uniforme;

- 1,15 – para uma viga envolvida por material de revestimento contra fogo, com três lados expostos, com uma laje de concreto ou laje com fôrma de aço incorporada no quarto lado, com a temperatura na seção transversal obtida por um processo de distribuição uniforme;
- 1,40 – para uma viga sem material de revestimento contra fogo, com três lados expostos, com uma laje de concreto ou laje com fôrma de aço incorporada no quarto lado, com a temperatura na seção transversal obtida por um processo de distribuição uniforme.

A norma brasileira ABNT NBR 14323:2013, assim como a Eurocode 3 (2005), apresenta procedimentos de cálculo para se determinar a temperatura máxima do perfil de aço a partir de curvas de incêndio-padrão ou de incêndio natural. Esse procedimento considera que a temperatura tenha a sua distribuição uniforme, podendo assim utilizar-se do fator de correção κ .

ANEXO C TRANSFERÊNCIA DE CALOR

Conhecida a curva de incêndio, temperatura versus tempo dos gases, a temperatura máxima do elemento estrutural de aço é obtida traçando a curva temperatura versus tempo do perfil de aço. Essa curva é traçada por iterações de pequenos intervalos de tempo que consideram a transferência de calor entre os gases do compartimento em chamas e o elemento estrutural. A ABNT NBR 14323:2013, de forma similar ao Eurocode 1 (2002), apresenta procedimentos para obter tais curvas, diferenciando quando o elemento estrutural de aço possui ou não revestimento contra fogo.

C.1 Elementos estruturais sem revestimento contra fogo

Para uma distribuição uniforme de temperatura na seção transversal, a elevação de temperatura ($\Delta\theta_{a,t}$), em graus Celsius, de um elemento estrutural de aço sem revestimento contra fogo, situado no interior da edificação, durante um intervalo de tempo (Δt), pode ser determinada pela Equação (C.1). Para esse caso, as iterações da transferência de calor calculadas a partir das curvas de incêndio devem ser feitas considerando o valor de Δt não superior a 5 s.

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{(u/A_g)}{c_a \rho_a} \varphi \Delta t \quad (C.1)$$

Na Equação (C.1):

k_{sh} é um fator de correção para o efeito de sombreamento;

u/A_g é o fator de massividade para elementos estruturais de aço sem revestimento contra fogo, expresso em m^{-1} . O fator de massividade é a relação da área exposta do perfil e seu volume ou, por medida de comprimento, a relação entre o perímetro exposto do perfil e sua área da seção;

u é o perímetro exposto ao incêndio do elemento estrutural de aço, expresso em m;

A_g a área bruta da seção transversal do elemento estrutural, expressa em m^2 ;

c_a é o calor específico do aço, expresso em $J/kg/^\circ C$;

ρ_a é a massa específica do aço, expressa em kg/m^3 ;

φ é o valor do fluxo de calor por unidade de área, expresso em W/m^2 .

Em seções I ou H expostas ao incêndio, seja ela incêndio-padrão ou incêndio natural, é necessário considerar o fator de correção para o efeito de sombreamento (k_{sh}) que leva em conta que o foco do incêndio é localizado e que apenas parte do fluxo irradiado por esse foco atinge o elemento (FRANSSEN, J.M.; VILA REAL, P., 2010). O fator de correção para o efeito de sombreamento é dado pela Equação (C.2):

$$k_{sh} = 0,9 \frac{(u/A_g)_b}{(u/A_g)} \quad (C.2)$$

Na Equação (C.2), $(u/A_g)_b$ é valor do fator de massividade, definido como a relação entre o perímetro exposto ao incêndio de uma caixa hipotética que envolve o perfil e a área da seção transversal do perfil. Esse fator pode ter os seguintes valores:

- $2(d + b)$ – para uma seção I ou H com altura d e largura das mesas b , exposta ao incêndio pelos quatro lados;
- $2d + b$ – para uma seção I ou H com altura d e largura das mesas b , exposta ao incêndio pelo lado inferior e pelas laterais.

Em seções transversais fechadas, como as seções-caixão e tubulares, circulares e retangulares, e seções sólidas, como as retangulares, totalmente expostas ao incêndio, k_{sh} é igual a 1,0.

O valor do fluxo de calor (φ), conforme apresentada pela Equação (C.3) é composto por duas componentes, devido à convecção (φ_c) e devido à radiação (φ_r) e são definidos pelas Equações (C.4) e (C.5), respectivamente:

$$\varphi = \varphi_c + \varphi_r \quad (C.3)$$

$$\varphi_c = \alpha_c (\theta_g - \theta_a) \quad (C.4)$$

$$\varphi_r = 5,67 \times 10^{-8} \varepsilon_{res} \left[(\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4 \right] \quad (C.5)$$

Nas Equações (C.4) e (C.5):

α_c é o coeficiente de transferência de calor por convecção, podendo ser tomado, para efeitos práticos, como igual a 25 W/m² °C, no caso de exposição ao incêndio-padrão, ou 35 W/m² °C, para incêndio natural;

θ_g é a temperatura dos gases, expressa em graus Celsius (°C);

θ_a é a temperatura na superfície do aço, expressa em graus Celsius (°C);

ε_{res} é a emissividade resultante, podendo ser tomada para efeitos práticos como igual a 0,7.

Nesta dissertação foram estudados pilares e vigas de seção I ou H, portanto apenas utilizaram-se os fatores de massividade apresentados na Figura C.1.

<p>Seção aberta exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{\text{perímetro}}{\text{área da seção transversal}}$	<p>Seção aberta exposta ao incêndio por três lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{\text{perímetro exposto ao incêndio}}{\text{área da seção transversal}}$
<p>Seção I ou H com reforço em caixão exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{2(b+d)}{\text{área da seção transversal}}$	<p>Mesa de seção I ou H exposta ao incêndio por três lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{b + 2t_f}{b t_f}$

Figura C.1 – Fator de massividade para perfis de seção I ou H sem revestimento contra fogo (ABNT NBR 14323:2013)

C.2 Elementos estruturais com revestimento contra fogo

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 revestimento contra fogo, durante um intervalo de tempo (Δt), pode ser determinada pela Equação (C.6). A ABNT NBR 14323:2013 comenta que a temperatura do elemento de aço também pode ser obtida por meio de ensaios, principalmente quando o material de revestimento contra fogo é uma tinta intumescente ou algum material que apresente comportamento similar ao dessas tintas em situação de incêndio.

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_m(u_m/A_g)}{t_m c_a \rho_a} \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t}) \Delta t}{1 + (\xi/4)} - \frac{\Delta\theta_{g,t}}{1 + (\xi/4)} \quad (\text{C.6})$$

Na Equação (C.6):

$$\xi = \frac{c_m \rho_m}{c_a \rho_a} t_m (u_m/A_g) \quad (\text{C.7})$$

- (u_m/A_g) é o fator de massividade para elementos estruturais envolvidos por material de revestimento contra fogo, expresso m^{-1} ;
- u_m é o perímetro efetivo do material de revestimento contra fogo, igual ao perímetro da face interna do material de revestimento, limitado às dimensões do elemento estrutural de aço, expresso em metros (m);
- c_m é o calor específico do material de revestimento contra fogo, expresso $J/kg/^\circ C$;
- ρ_m é a massa específica do material de revestimento contra fogo kg/m^3 ;
- λ_m é a condutividade térmica do material de revestimento contra fogo $Wm/^\circ C$;
- t_m é a espessura do material de revestimento contra fogo, expressa em metros (m);
- $\theta_{a,t}$ é a temperatura do aço no tempo t , expressa em graus Celsius ($^\circ C$);
- $\theta_{g,t}$ é a temperatura dos gases no tempo t , expressa em graus Celsius ($^\circ C$);
- Δt é o intervalo de tempo, expresso em segundos (s).

Situação	Descrição	Fator de massividade (u_m/A_g)
Seção com revestimento tipo contorno, de espessura uniforme, exposta ao incêndio por todos os lados	$\frac{\text{perímetro da seção da peça de aço}}{\text{área da seção da peça de aço}}$
Seção com revestimento tipo caixa ^{a)} , de espessura uniforme, exposta ao incêndio por todos os lados	$\frac{2(b+d)}{\text{área da seção da peça de aço}}$
Seção com revestimento tipo contorno de espessura uniforme, exposta ao incêndio por três lados	$\frac{\text{perímetro da seção da peça de aço} - b}{\text{área da seção da peça de aço}}$
Seção com revestimento tipo caixa ^{a)} de espessura uniforme, exposta ao incêndio por três lados	$\frac{2d+b}{\text{área da seção da peça de aço}}$

^a Válido apenas para c_1 e c_2 inferiores ou iguais a $d/4$.

Figura C.2 – Fator de massividade para perfis de seção I ou H com revestimento contra fogo (ABNT NBR 14323:2013)

ANEXO D – MÉTODO DE TEMPO EQUIVALENTE PARA REDUÇÃO DO TRRF

A Instrução Técnica nº 8 (2011) apresenta um método para redução do tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF) conforme Equação (D.1). A redução de TRRF desse está limitada a 30 minutos dos valores dos TRRF constantes da Tabela A, Anexo A (ver item 5.3).

$$t_{eq} = 0,07 q_{fi\ k} W \gamma_n \gamma_s \quad (D.1)$$

Na Equação (D.1):

$q_{fi\ k}$ é o valor característico da carga de incêndio específica do compartimento analisado, expresso em megajoules por metro quadrado (MJ/m²), fornecida pela ABNT NBR 14432:2001 e Instrução Técnica nº 14 (2011);

W é um fator que depende da área de ventilação e da altura do compartimento. Esse fator é determinado pela Equação (D.3);

γ_n é um coeficiente que depende das medidas de proteção ativa da edificação. Obtido a partir do produto $\gamma_{n1} \times \gamma_{n2} \times \gamma_{n3}$ determinado conforme Tabela D.1;

γ_s é um coeficiente que depende da altura do piso mais elevado da edificação, da área do compartimento e do risco de ativação do incêndio. O coeficiente γ_{s1} é determinado pela Equação (D.2) e seu valor deve estar contido na faixa $1 \leq \gamma_{s1} \leq 3$. O coeficiente γ_{s2} é determinado pela Tabela D.2.

Tabela D.1 - Fatores das medidas de segurança contra incêndio

Valores de γ_{n1} , γ_{n2} e γ_{n3}		
Existência de chuveiros automáticos (γ_{n1})	Brigada contra incêndio (γ_{n2})	Existência de detecção automática (γ_{n3})
0,60	0,90	0,90

Na ausência de algum meio de proteção indicado na tabela acima, adotar o respectivo γ_n igual a 1.

$$\gamma_{s1} = 1 + \frac{A_f(h + 3)}{10^5} \quad (D.2)$$

Na Equação (D.2):

A_f é a área de piso do compartimento analisado (m²);

h é a altura do piso habitável mais alto do edifício (m).

Tabela D.2 - Fatores das medidas de segurança contra incêndio

Valores de γ_{s1}	Risco de ativação do incêndio	Exemplo de ocupação
0,85	Pequena	Escola, Galeria de arte, parque aquático, igreja, museu
1,0	Normal	Biblioteca, cinema, correio, consultório médico, escritório, farmácia, frigorífico, hotel, livraria, hospital, laboratório fotográfico, indústria de papel, oficina elétrica ou mecânica, residência, restaurante, teatro, depósito de: produtos farmacêuticos, bebidas alcoólicas, supermercado, venda de acessórios de automóveis, depósitos em geral.
1,2	Média	Montagem de automóveis, hangar, indústria mecânica
1,5	Alta	Laboratório químico, oficina de pintura de automóveis

As ocupações não relacionadas poderão ser enquadradas por similaridade.

$$W = \left(\frac{6}{H}\right)^{0,3} \left[0,62 + \frac{90 \left(0,4 - \frac{A_v}{A_f}\right)}{1 + 12,5 \left(1 + 10 \frac{A_v}{A_f}\right) \frac{A_h}{A_f}} \right] \geq 0,5 \quad (D.3)$$

Na Equação (D.3):

H é a altura do compartimento (m);

A_v é a área de ventilação vertical (janelas, portas e similares) (m²);

A_h é a área de ventilação horizontal (m²);

A_f é a área de piso do compartimento analisado (m²);

Na Equação (D.3), a relação A_v/A_f deve estar contido na faixa $0,025 \leq A_v/A_f \leq 0,25$.

Para uso do método do tempo equivalente, fornecido neste Anexo, as seguintes limitações devem ser aplicadas:

- o tempo t_{eq} não pode ser tomado como inferior a 15 min. Esse tempo também não pode ser tomado como inferior ao tempo determinado pelo Anexo A da ABNT NBR 14432:2000 reduzido de 30 min;
- o produto $q_{fi,k} \gamma_n \gamma_s$ não pode ser tomado como inferior a 300 MJ/m².