

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**  
**FACULDADE DE TECNOLOGIA**  
**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**ANÁLISE DE CONFIABILIDADE DE VIGAS METÁLICAS  
EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO**

**MICKAEL MATEUS ARAÚJO BORGES**

**ORIENTADOR: FRANCISCO EVANGELISTA JUNIOR**

**MONOGRAFIA DE PROJETO FINAL EM ESTRUTURAS**

**BRASÍLIA / DF: 07/2019**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA  
FACULDADE DE TECNOLOGIA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**ANÁLISE DE CONFIABILIDADE DE VIGAS METÁLICAS  
EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO**

**MICKAEL MATEUS ARAÚJO BORGES**

**MONOGRAFIA DE PROJETO FINAL SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE BACHAREL EM ENGENHARIA CIVIL.**

**APROVADA POR:**

---

**FRANCISCO EVANGELISTA JUNIOR, PhD (Universidade de Brasília)  
(ORIENTADOR)**

---

**IAGO FREITAS DE ALMEIDA, MSc (Universidade de Brasília)  
(EXAMINADOR INTERNO)**

---

**NATHALY SARASTY NARVÁEZ, MSc (Centro Universitário de Brasília - UniCEUB)  
(EXAMINADOR EXTERNO)**

**DATA: BRASÍLIA/DF, 12 de JULHO de 2019.**

## **FICHA CATALOGRÁFICA**

**BORGES, MICKAEL MATEUS DE ARAÚJO**

Análise de Confiabilidade de Vigas Metálicas em Situação de Incêndio [Distrito Federal] 2019.

xiv, 58 p., 297 mm (ENC/FT/UnB, Bacharel, Engenharia Civil, 2019)

Monografia de Projeto Final - Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental.

1. Confiabilidade

2. Estruturas

3. Incêndio

4. Aço

I. ENC/FT/UnB

II. Título (Bacharel)

## **REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA**

BORGES, M.M.A. (2019). Análise de Confiabilidade de Vigas Metálicas em Situação de Incêndio. Monografia de Projeto Final. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 58 p.

## **CESSÃO DE DIREITOS**

NOME DO AUTOR: Mickael Mateus Araújo Borges

TÍTULO DA MONOGRAFIA DE PROJETO FINAL: Análise de Confiabilidade de Vigas Metálicas em Situação de Incêndio.

GRAU / ANO: Bacharel em Engenharia Civil / 2019

É concedida à Universidade de Brasília a permissão para reproduzir cópias desta monografia de Projeto Final e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte desta monografia de Projeto Final pode ser reproduzida sem a autorização por escrito do autor.

---

Mickael Mateus Araújo Borges

3ª Avenida, AE 07, Edifício Crystal, Ap. 308, Núcleo Bandeirante

71705040 - Brasília/DF- Brasil

## **AGRADECIMENTOS**

A Deus por sua infinita bondade.

À minha família, em especial a minha mãe Nilva, que me forneceu todo o suporte necessário, e a minha tia Helena, que me acolheu em todos esses anos.

Aos meus colegas pelo companheirismo.

Aos professores pela dedicação, e em especial ao professor Francisco Evangelista que me orientou na realização deste trabalho.

## **RESUMO**

### **ANÁLISE DE CONFIABILIDADE DE VIGAS METÁLICAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO**

**Autor: Mickael Mateus Araújo Borges**

**Orientador: Francisco Evangelista Junior**

**Faculdade de Tecnologia – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental**

**Brasília, julho de 2019**

Dentre os sistemas estruturais convencionais, a estrutura metálica é a mais propensa a colapsos em casos de incêndio, isso ocorre porque o aço tem suas propriedades deterioradas rapidamente com o aumento da temperatura. Para melhorar o desempenho estrutural frente a esse fenômeno, são buscados métodos para análises mais precisas do comportamento térmico e mecânico da estrutura. Neste trabalho foi realizada uma análise de confiabilidade de vigas metálicas quanto a flambagem lateral com torção (FLT) em situação de incêndio. Foram utilizados dois modelos de cálculo, um apresentado pela norma brasileira NBR 14323 (2013) e o outro apresentado por Nunes (2005). A principal diferença entre os modelos está na forma como são consideradas as temperaturas do perfil, no primeiro de forma uniforme e no segundo são consideradas as variações entre as temperaturas da mesa superior, inferior e alma da viga. Os métodos de confiabilidade utilizados nas análises foram o de Monte Carlo e o Método de Primeira Ordem e Segundo Momento (FOSM). Nas análises foram observadas a influência da aleatoriedade das dimensões do perfil, da temperatura do aço, do seu módulo de elasticidade e do momento solicitante sobre o momento resistente da viga, relacionando os coeficientes de variação (C.V) de ambos. Também foram calculados o índice de confiabilidade beta ( $\beta$ ) e a probabilidade de falha ( $p_f$ ) da viga com as variáveis de entrada assumindo valores encontrados na literatura técnica. Por fim, através da variação dos C.V. das variáveis de entrada também foi observada a variação da confiabilidade da viga, buscando-se identificar os elementos aos quais os modelos são mais sensíveis. Observou-se que o modelo de Nunes (2005) apresentou momentos resistentes maiores que o modelo da NBR 14323 (2013), contudo sua confiabilidade, para os mesmos coeficientes de segurança, é menor. Concluindo-se que devem ser estudados coeficientes de segurança que igualem as probabilidades de falha ou avaliado se a confiabilidade atingida, apesar de menor, é satisfatória.

# **ABSTRACT**

## **ANALYSIS OF RELIABILITY OF METALLIC BEAMS IN FIRE SITUATION**

**Author: Mickael Mateus Araújo Borges**

**Advisor: Francisco Evangelista Junior**

**Faculdade de Tecnologia – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental**

**Brasilia, July, 2018**

Among the conventional structural systems, the metal structure is the most prone to collapse in fire cases because steel has its properties deteriorated rapidly with increasing temperature. To improve the structural performance against this phenomenon, methods are sought for more precise analysis of the thermal and mechanical behavior of the structure. In this work was performed a reliability analysis of metal beams for lateral torsional buckling during a fire. Two calculation models were used, one presented by the brazilian technical standard NBR 14323 (2013) and the other presented by Nunes (2005). The main difference between the models is the way in which the profile temperatures are evaluated, in the first are considered uniform and in the second are considered the temperature variations between the flanges and web. The reliability methods used in the analyzes were Monte Carlo and First Order Second-Moment Method (FOSM). In the analyzes, was observed how the randomness on the input variables influence the beam strength, relating the coefficients of variation (C.V). In addition was also calculated the reliability index beta ( $\beta$ ) and the failure probability ( $p_f$ ) of the beam with the input variables assuming values found in the technical literature. Finally, the variation of the C.V. of the input variables, it was also observed the variation of the reliability of beam, in order to identify the elements to which the models are most sensitive. The model of Nunes (2005) presented stronger moments than the model of NBR 14323 (2013), but its reliability for the same safety coefficients is lower. Must be studied safety coefficients that equal the probabilities of failure or evaluated if the reliability reached, although smaller, is satisfactory.

# SUMÁRIO

Capítulo	Página
AGRADECIMENTOS.....	iv
RESUMO.....	v
LISTA DE TABELAS.....	viii
LISTA DE FIGURAS.....	ix
LISTA DE SÍMBOLOS.....	x
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1 MOTIVAÇÃO.....	1
1.2 OBJETIVOS.....	3
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
2.1 NBR 14323 (2013).....	5
2.2 NUNES (2005).....	10
2.3 CESARINO (2018).....	16
2.4 ANÁLISES PROBABILÍSTICAS EM SITUAÇÕES DE INCÊNDIO.....	18
3. METODOLOGIA.....	20
3.1 MÉDIAS DAS VARIÁVEIS ANALISADAS.....	21
3.1.1 MÉDIAS DAS DIMENSÕES DO PERFIL.....	21
3.1.2 MÉDIAS DAS TEMPERATURAS DO PERFIL.....	22
3.1.3. MÉDIAS DOS MÓDULOS DE ELASTICIDADE DO PERFIL.....	22
3.2 TEMPO CRÍTICO DE INCÊNDIO E MÉDIAS DO MOMENTO SOLICITANTE.....	23
3.2.1 TEMPO CRÍTICO DE INCÊNDIO.....	23
3.2.2 MÉDIAS DO MOMENTO SOLICITANTE.....	23
3.3 COEFICIENTE DE VARIAÇÃO E MÉDIAS DE CADA GRUPO DE VARIÁVEIS ALEATÓRIAS.....	24
3.4 MÉTODOS MONTE CARLO E FOSM PARA CÁLCULO DA PROBABILIDADE DE FALHA E ÍNDICE DE CONFIABILIDADE $\beta$ .....	25
3.5 EFEITO DA ALEATORIEDADE DE UM ÚNICO GRUPO DE VARIÁVEIS SOBRE O MOMENTO RESISTENTE DA VIGA.....	26
3.6 PROBABILIDADE DE FALHA E ÍNDICE DE CONFIABILIDADE $\beta$ DO SISTEMA PARA O INCÊNDIO 2.....	28
4. RESULTADOS.....	30
4.1 MÉDIA DAS VARIÁVEIS ANALISADAS.....	30
4.1.1 MÉDIAS DAS TEMPERATURAS DO PERFIL.....	30
4.1.2 MÉDIAS DOS MÓDULOS DE ELASTICIDADE DO PERFIL.....	34
4.2 TEMPO CRÍTICO DE INCÊNDIO E MÉDIAS DO MOMENTO SOLICITANTE.....	38
4.2.1 TEMPO CRÍTICO DE INCÊNDIO.....	38
4.2.2 MÉDIAS DO MOMENTO SOLICITANTE.....	41
4.3 C.V. E MÉDIAS DE CADA GRUPO DE VARIÁVEIS ALEATÓRIAS.....	42
4.4 EFEITO DA ALEATORIEDADE DE UM ÚNICO GRUPO SOBRE O MOMENTO RESISTENTE DA VIGA.....	43
4.5 PROBABILIDADE DE FALHA E ÍNDICE DE CONFIABILIDADE $\beta$ DO SISTEMA PARA O INCÊNDIO 2.....	45
5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES.....	54
5.1. CONCLUSÕES.....	54
5.2. SUGESTÕES.....	55
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	57

## LISTA DE TABELAS

<b>Tabela</b>	<b>Página</b>
Tabela 2.1 - Fatores de redução para o aço (NBR 14323, 2013). ....	8
Tabela 2.2 - Parâmetros dos incêndios utilizados por Nunes (2005). ....	13
Tabela 2.3 – Geometria dos perfis metálicos utilizados por Nunes (2005). ....	13
Tabela 2.4 – Temperatura das vigas durante o incêndio (NUNES, 2005 - modificado). ....	14
Tabela 3.1 – Médias das dimensões do perfil metálico utilizado.....	21
Tabela 3.2 – C.V. adotados como padrão para as variáveis em análise.....	24
Tabela 3.3 – Grupos de variáveis utilizadas nas análises.....	27
Tabela 3.4 – Grupos de variáveis utilizadas nas análises.....	28
Tabela 4.1 – tcr e Mr, média(tcr) nos três incêndios.....	40
Tabela 4.2 – Médias de Ms. ....	41
Tabela 4.3 – Variáveis aleatórias utilizadas. ....	42
Tabela 4.4 – Índices de confiabilidade $\beta$ e pf no incêndio 2 para C.V. padrões.....	46

# LISTA DE FIGURAS

<b>Figura</b>	<b>Página</b>
Figura 1.1 – (a) Viga I sob flambagem lateral com torção (FLT), (b) Vista superior da deformada lateral da viga e (c) Vista da seção transversal deformada (Nunes, 2005).....	3
Figura 2.1 Comparação entre AISC 360-10 (2015) e NBR 14323 (2013). ....	9
Figura 2.2 Momentos Resistentes – VS 200x25 – Inc. 1 (CESARINO, 2018). ....	16
Figura 2.3 Momentos Resistentes – VS 850x188 – Inc. 1 (CESARINO, 2018). ....	17
Figura 2.4 Momentos Resistentes – CVS 1000x464 – Inc. 1 (CESARINO, 2018).....	18
Figura 3.1 – Fluxograma das etapas para a verificação de uma viga metálica em situação de incêndio. ....	20
Figura 3.2 – Fluxograma das etapas para a análise dos efeitos da aleatoriedade no $M_r(t_{cr})$ .27	27
Figura 3.3 – Fluxograma das etapas da análise de confiabilidade do sistema. ....	29
Figura 4.1 – Temperatura do aço – VS 220x25 – Incêndio 1. ....	30
Figura 4.2 – Temperatura do aço – VS 220x25 – Incêndio 2. ....	31
Figura 4.3 – Temperatura do aço – VS 220x25 – Incêndio 3. ....	32
Figura 4.4 – Regressão senoidal dos valores de $k_E$ contidos na tabela 2.1 da NBR 14323 (2013). ....	34
Figura 4.5 – Curvas da média do Módulo de Elasticidade-Tempo – Incêndio 1. ....	35
Figura 4.6 – Curvas da média do Módulo de Elasticidade-Tempo – Incêndio 2. ....	36
Figura 4.7 – Curvas da média do Módulo de Elasticidade-Tempo – Incêndio 3. ....	37
Figura 4.8 – Curva de $M_r$ , média(t) – Incêndio 1. ....	38
Figura 4.9 – Curva de $M_r$ , média(t) – Incêndio 2. ....	39
Figura 4.10 – Curva de $M_r$ , média(t) – Incêndio 3. ....	40
Figura 4.11 – C.V. $M_r(t_{cr})$ x C.V. Dim. ....	43
Figura 4.12 – C.V. $M_r(t_{cr})$ x C.V. Mod. E. ....	44
Figura 4.13 – C.V. $M_r(t_{cr})$ x C.V. Temp. ....	45
Figura 4.14 – $\beta$ x C.V. Grupo dimensões do perfil (Dim.). ....	46
Figura 4.15 – $\beta$ x C.V. Grupo temperaturas do perfil (Temp.). ....	47
Figura 4.16 – $\beta$ x C.V. Grupo módulo de elasticidade (Mód. E.). ....	48
Figura 4.17 – $\beta$ x C.V. Grupo momento solicitante ( $M_s$ ). ....	49
Figura 4.18 – $pf$ x C.V. Grupo dimensões do perfil (Dim.). ....	50
Figura 4.19 – $pf$ x C.V. Grupo temperaturas do perfil (Temp.). ....	51
Figura 4.20 – $pf$ x C.V. Grupo módulo de elasticidade (Mód. E.). ....	52
Figura 4.21 – $pf$ x C.V. Grupo momento solicitante ( $M_s$ ). ....	53

# LISTA DE SÍMBOLOS

## 1. Escalares

$A$	Área da seção transversal do elemento estrutural;
$A_i$	Área da abertura $i$ ;
$A_r$	Área de referência;
$A_t$	Área total de paredes, piso, teto e aberturas;
$A_v$	Área total das aberturas para o exterior do edifício;
$b_{f1}$	Largura da mesa superior;
$b_{f2}$	Largura da mesa inferior;
$b_f$	Largura das mesas;
$b_w$	Altura da alma;
$c$	Calor específico;
$c_a$	Calor específico do aço;
$C_b$	Fator de modificação para diagrama de momento fletor não uniforme;
$c_m$	Calor específico do material de proteção contra incêndio;
$C_1$	Constante Torcional Reduzida da mesa superior;
$C_2$	Constante Torcional Reduzida da mesa inferior;
$C_3$	Constante Torcional Reduzida da alma;
$CV_{pf}$	Coefficiente de variação da probabilidade de falha;
$C_w$	Constante do empenamento da seção transversal;
$d$	Altura total do perfil;
$E_0$	Módulo de elasticidade inicial do aço;
$E_{NBR}(t)$	Módulo de elasticidade médio da seção, utilizado no modelo da NBR 14323 (2013);
$E_{NBR,média}(t)$	Módulo de elasticidade médio da seção, utilizado no modelo da NBR 14323 (2013);
$E_1(t)$	Módulo de elasticidade da mesa superior da viga;
$E_{1,média}(t)$	Média do módulo de elasticidade da mesa superior da viga;
$E_2(t)$	Módulo de elasticidade da mesa inferior da viga;
$E_{2,média}(t)$	Média do módulo de elasticidade da mesa inferior da viga;
$E_3(t)$	Módulo de elasticidade da alma da viga;
$E_{3,média}(t)$	Média do módulo de elasticidade da alma da viga;

$F$	Fator de massividade;
$G$	Indicador de desempenho;
$h$	Altura do perfil;
$h_i$	Altura da abertura $i$ ;
$h_m$	Altura média das aberturas;
$H_i$	Potencial calorífico de cada componente combustível;
$I_y$	Momento de inércia da seção em relação ao eixo que passa no plano médio da alma;
$I_1$	Momento de inércia da mesa superior;
$I_2$	Momento de inércia da mesa inferior;
$J_1$	Constante Torcional da mesa superior;
$J_2$	Constante Torcional da mesa inferior;
$J_3$	Constante Torcional da alma;
$k_y$	Fator de redução para a resistência ao escoamento dos aços laminados;
$k_{y0}$	Fator de redução para a resistência ao escoamento dos aços trefilados;
$k_E$	Fator de redução para o módulo de elasticidade dos aços laminados;
$k_{E0}$	Fator de redução para o módulo de elasticidade dos aços trefilados;
$L$	Comprimento destravado da viga;
$m_i$	Coefficiente adimensional que indica a eficiência da combustão de cada componente do material combustível;
$M_i$	Massa de cada componente $i$ do material combustível;
$M_r(t)$	Momento resistente em caso de flambagem lateral com torção;
$M_{r,média}(t)$	Média do momento resistente em caso de flambagem lateral com torção;
$M_s$	Momento solicitante;
$N$	Número de simulações;
$O$	Fator de abertura;
$p_f$	Probabilidade de falha;
$q_{fi}$	Carga de incêndio específica;
$t$	Tempo;
$t_{cr}$	Tempo crítico, em que ocorre o Momento resistente mínimo de flambagem lateral com torção;
$T$	Temperatura dos gases do incêndio;
$T_{NBR}(t)$	Temperatura média da seção utilizada no modelo da NBR 14323 (2013);

$T_{NBR,média}(t)$	Média da temperatura média da seção utilizada no modelo da NBR 14323 (2013);
$T_0$	Temperatura inicial dos gases;
$T_1(t)$	Temperatura da mesa superior;
$T_{1,média}(t)$	Média da temperatura da mesa superior;
$T_2(t)$	Temperatura da mesa inferior;
$T_{2,média}(t)$	Média da temperatura da mesa inferior;
$T_3(t)$	Temperatura da alma;
$T_{3,média}(t)$	Média da temperatura da alma;
$T_i(t)$	Curva da média da temperatura do aço no período de incêndio;
$t_f$	Espessura das mesas;
$t_{f1}$	Espessura da mesa superior;
$t_{f2}$	Espessura da mesa inferior;
$t_m$	Espessura do material de proteção contra incêndio;
$t_w$	Espessura da alma;
$u$	Perímetro exposto ao incêndio do elemento estrutural de aço;
$u_m$	Perímetro exposto ao incêndio do material de proteção contra incêndio;
$\alpha_c$	Coefficiente de transferência de calor por convecção,
$\beta$	Índice de confiabilidade beta;
$\gamma$	Coefficiente de segurança;
$\gamma_r$	Coefficiente de minoração da resistência;
$\gamma_s$	Coefficiente de majoração da solicitação;
$\Delta t$	Intervalo de tempo;
$\varepsilon_{res}$	Emissividade resultante
$\theta_a$	Temperatura na superfície do aço;
$\theta_{a,t}$	Temperatura do aço no tempo t;
$\theta_g$	Temperatura dos gases;
$\theta_{max}$	Máxima temperatura alcançada pelos gases quentes,
$\theta_{g,t}$	Temperatura dos gases no tempo t;
$\lambda_t$	Condutividade térmica do material de vedação do compartimento;
$\mu_G$	Média de G;
$\mu_{x_i}$	Média de $x_i$ ;

$\rho$	Massa específica;
$\rho_a$	Massa específica do aço;
$\rho_m$	Massa específica do material de proteção
$\nu$	Coefficiente de Poisson;
$\sigma_g$	Desvio padrão de G;
$\varphi$	Valor do fluxo de calor por unidade de área;
$\phi_i$	Coefficiente adimensional que representa o grau de proteção do combustível ao fogo;

## 2. Abreviações

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas;
ABAQUS	ABAQUS Inc ( <i>Analysis System Software</i> );
AISC	<i>American Institute of Steel Construction</i> ;
ANSYS	<i>Analysis System (software)</i>
C.V.	Coefficiente de variação;
D.P.	Desvio Padrão;
FLT	Flambagem Lateral com torção;
MEF	Método dos Elementos Finitos;
NBR	Norma Brasileira;
TRRF	Tempo Requerido de Resistência ao Fogo;

## **1. INTRODUÇÃO**

O crescimento dos grandes centros urbanos resultou em uma limitação das áreas disponíveis para construção de edificações. Com esta limitação tornou-se necessário o aproveitamento do espaço subterrâneo, com a construção de subsolos, e o espaço aéreo, com o crescimento vertical das edificações. O crescimento vertical, a aproximação dos edifícios e a maior concentração de pessoas por metro quadrado chama a atenção para um problema antigo que acomete as construções humanas, o incêndio. Diversas são as causas que podem dar início a um incêndio, desde casos acidentais, como falhas na instalação elétrica ou vazamentos de gás, até casos criminosos, como os atentados terroristas com a explosão de bombas e o choque de aviões contra a estrutura.

A aproximação das edificações facilita a propagação do fogo, que é espalhado entre construções vizinhas pelo vento, tornando difícil o isolamento da região afetada. O crescimento vertical dificulta a evacuação de emergência, limita o acesso para o combate aos focos de incêndio e aumenta o potencial de destruição em casos de desabamento do edifício. Já a maior concentração de pessoas por metro quadrado aumenta o número de mortes, pelo fogo e pela inalação de gases tóxicos.

Dentre os sistemas estruturais convencionais, a estrutura metálica é a mais propensa a colapsos em casos de incêndio. Isso ocorre porque o aço tem uma deterioração rápida de suas propriedades, como módulo de elasticidade e tensão de escoamento, quando exposto a altas temperaturas. Além da perda de resistência, a dilatação de elementos metálicos pode gerar esforços adicionais, acelerando o colapso de elementos estruturais.

Para mitigar esses efeitos são tomadas algumas medidas como a proteção dos elementos estruturais por materiais isolantes e a simulação, na fase de projeto, do comportamento da estrutura em situação de incêndio. As medidas listadas visam preparar a estrutura para, na ocorrência de eventual incêndio, suportar períodos de tempo considerados necessários para a evacuação das pessoas e o combate ao fogo.

### **1.1 MOTIVAÇÃO**

Devido aos desastres provocados por incêndios, busca-se formas de minimizar seu impacto, tendo como objetivo maior a proteção das pessoas. As normas de projeto estrutural trazem algumas exigências no sentido de aumentar essa proteção, diminuindo as probabilidades de ocorrência de cenários indesejados. Uma das medidas adotadas por algumas normas é a exigência de que a estrutura não entre em colapso durante o Tempo Requerido de Resistência

ao Fogo (TRRF), constando na norma brasileira NBR 14432 (2013). O tempo que a estrutura deve resistir depende de alguns fatores como o uso da edificação e sua altura.

O projeto de estruturas em situação de incêndio é complexo, pois envolve muitos fatores que não são controláveis e mensuráveis de forma precisa, fazendo-se necessárias simplificações e a adoção de fatores de segurança. Alguns elementos da análise, como a forma de propagação do fogo, velocidade de aquecimento e reação das peças estruturais possuem grande variação, dependendo de fatores atmosféricos (ensolarado, chuvoso, com fortes ventos), materiais combustíveis presentes e qualidade do aço. As incertezas relacionadas as cargas solicitantes somam-se a todos esses fatores, tornando necessário sua contabilização no modelamento da simulação.

Com o desenvolvimento de novas tecnologias são obtidos aços cada vez mais resistentes tornando os estados limites por instabilidade e efeitos de segunda ordem mais importantes. A tendência do uso de peças esbeltas e grandes vãos torna a análise do estado limite de flambagem lateral com torção (FLT) essencial, pois é um dos grandes limitantes no desenvolvimento de grandes áreas livres de pilares.

A FLT ocorre devido aos diferentes esforços presentes nas mesas superior e inferior das vigas. A força de compressão atuante na mesa superior provoca uma instabilidade, deslocando-a lateralmente. A mesa tracionada possui maior estabilidade devido a componente de tração a qual é submetida, fazendo com que resista ao deslocamento lateral. A combinação desses efeitos gera uma torção no eixo da viga.

A viga metálica de um edifício em chamas sofre, geralmente, com um aquecimento diferencial de suas mesas. A mesa inferior é aquecida mais rapidamente e a temperaturas maiores que a mesa superior, que muitas vezes tem sua face superior protegida do incêndio por uma laje. A forma como esse aquecimento da viga será computada possui um efeito direto no cálculo da resistência a FLT, na qual as mesas, submetidas a diferentes esforços, tem papéis distintos na reação a instabilidade. A figura 1.1 ilustra a situação apresentada, nela pode-se observar a ocorrência de FLT, sendo ilustradas as componentes do momento fletor e torsor.

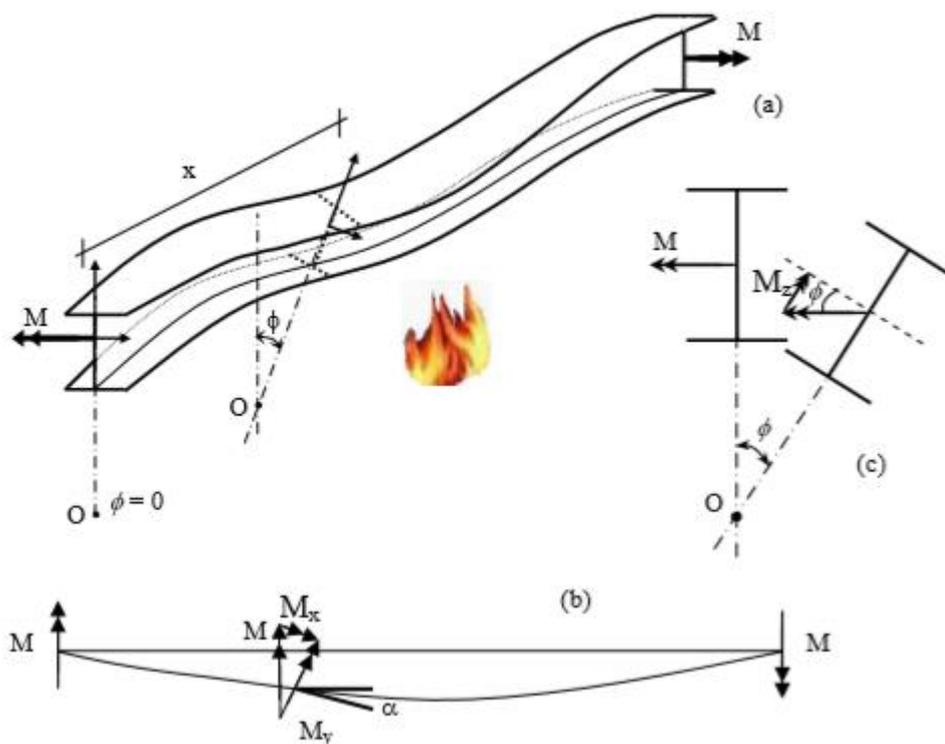


Figura 1.1 – (a) Viga I sob flambagem lateral com torção (FLT), (b) Vista superior da deformada lateral da viga e (c) Vista da seção transversal deformada (Nunes, 2005).

A motivação deste trabalho consiste em entender os efeitos do incêndio sobre o comportamento da viga metálica em caso de FLT e como a aleatoriedade dos elementos envolvidos atuam sobre o momento fletor resistido. Também foi buscado comparar as diferenças entre um modelo que considera o aquecimento diferenciado das mesas e um que considera o aquecimento uniforme. Foram analisados diferentes incêndios e diferentes graus de variação dos parâmetros envolvidos, sendo estudado se os mesmos coeficientes de segurança podem ser utilizados, do ponto de vista da confiabilidade, para os modelos citados.

## 1.2 OBJETIVOS

Neste trabalho foram analisados dois modelos para o cálculo do momento resistente ( $M_r$ ) em caso de FLT, um apresentado por Nunes (2005) em sua tese de doutorado e o outro apresentado pela norma brasileira NBR 14323 (2013). O modelo de Nunes (2005) considera um aquecimento diferenciado das mesas inferior e superior, enquanto o modelo das normas apresenta a consideração de um aquecimento uniforme.

Este trabalho tem como objetivo geral compreender como as incertezas das dimensões do perfil, módulo de elasticidade do aço, temperaturas do aço durante o incêndio e momento

solicitante afetam a confiabilidade estrutural de uma viga metálica em situação de incêndio.

Sendo estabelecidos os seguintes objetivos específicos:

- 1 – Analisar a sensibilidade de  $M_r$  quanto a aleatoriedade das dimensões do perfil, do módulo de elasticidade e das temperaturas;
- 2 – Analisar a confiabilidade de  $M_r$ , calculando a probabilidade de falha ( $p_f$ ) e o índice de confiabilidade beta ( $\beta$ );
- 3 – Analisar a sensibilidade da  $p_f$  e de  $\beta$  quanto a variação das variáveis utilizadas no cálculo de  $M_r$ .

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O estudo do incêndio possui grande relevância para a sociedade, tendo em vista a grande complexidade do tema e a necessidade de sua compreensão para a segurança de edificações. A maior precisão na mensuração de aspectos relacionados ao incêndio possibilita combatê-lo com maior eficiência e economia de recursos. Neste capítulo foram descritos os principais trabalhos utilizados como referências para os modelos de cálculo, provenientes da NBR 14323 (2013) e de Nunes (2005), sendo também apresentada a dissertação de Cesarino (2018), na qual foi realizada uma análise do segundo modelo. Ainda foram apresentadas referências de análises de confiabilidade estrutural.

### 2.1 NBR 14323 (2013)

A NBR 14323 (2013), Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio, é fundamentada no método dos estados limites, apresentando formas de dimensionamento para estruturas de aço e mistas aço e concreto. O dimensionamento em situação de incêndio consiste em verificações que são realizadas simulando a estrutura exposta a altas temperaturas. Busca-se verificar se são atendidas condições que garantirão o tempo de evacuação necessário, a possibilidade de combate ao incêndio e a não propagação do fogo para estruturas vizinhas.

A norma brasileira traz uma descrição das propriedades mecânicas e térmicas do aço e apresenta equações e tabelas para o seu cálculo em diferentes temperaturas. Algumas dessas propriedades são: tensão de escoamento, módulo de elasticidade, massa específica, alongamento, calor específico e condutividade térmica. Também são apresentadas propriedades do concreto e suas variações com a temperatura.

A NBR 14323 (2013) permite a utilização da curva temperatura-tempo dos gases apresentada pela norma NBR 5628 (2001) - Componentes construtivos estruturais - Determinação da resistência ao fogo, a qual é descrita pela equação 2.1.

$$T - T_0 = 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (2.1)$$

Em que,  $t$  é o tempo em minutos;  $T$  a temperatura dos gases e  $T_0$  a temperatura inicial dos gases. Juntamente com a equação deve ser utilizado o Tempo Requerido de Resistência ao Fogo, determinado pela NBR 14432 (2000). Ressalta-se, porém, que esta equação é majoritariamente utilizada em análises experimentais, como forma de uniformizar os resultados

de ensaios, não sendo adequada para simulações de incêndios reais, pois não leva em conta características da edificação em análise.

A partir da temperatura dos gases é possível calcular a temperatura dos elementos estruturais pelas equações 2.2 e 2.3 para elementos sem proteção e 2.4 e 2.5 para elementos com proteção.

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\left(\frac{u}{A}\right)}{c_a\rho_a} \varphi \Delta t \quad (2.2)$$

Em que,  $u/A$  é o fator de massividade para elementos estruturais de aço sem proteção contra incêndio;  $u$  o perímetro exposto ao incêndio do elemento estrutural de aço;  $A$  a área da seção transversal do elemento estrutural;  $\rho_a$  a massa específica do aço;  $c_a$  o calor específico do aço;  $\varphi$  o valor do fluxo de calor por unidade de área;  $\Delta t$  o intervalo de tempo.

$$\varphi = \alpha_c(\theta_g - \theta_a) + 5,67 \times 10^{-8} \varepsilon_{res} \left[ (\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4 \right] \quad (2.3)$$

Em que,  $\alpha_c$  é o coeficiente de transferência de calor por convecção, podendo ser tomado para efeitos práticos igual a  $25 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $\theta_g$  a temperatura dos gases;  $\theta_a$  a temperatura na superfície do aço;  $\varepsilon_{res}$  a emissividade resultante, podendo ser tomada para efeitos práticos igual a 0,5.

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_m \left( \left( \frac{u_m}{A} \right) (\theta_{g,t} - \theta_{a,t}) \right)}{t_m \rho_a c_a \left( 1 + \frac{\xi}{4} \right)} \Delta t - \frac{\Delta\theta_{g,t}}{1 + \frac{4}{\xi}} \quad (2.4)$$

Em que,  $u_m/A$  é o fator de massividade para elementos estruturais de aço com proteção contra incêndio;  $u_m$  o perímetro exposto ao incêndio do material de proteção contra incêndio;  $t_m$  a espessura do material de proteção contra incêndio;  $\theta_{a,t}$  a temperatura do aço no tempo  $t$ ;  $\theta_{g,t}$  a temperatura dos gases no tempo  $t$ ;

$$\xi = \frac{c_m \rho_m}{c_a \rho_a} t_m \left( \frac{u_m}{A} \right) \quad (2.5)$$

Em que,  $\rho_a$  e  $\rho_m$  são as massas específicas do aço e do material de proteção;  $c_a$  e  $c_m$  os calores específicos do aço e do material de proteção contra incêndio, respectivamente.

São apresentadas, pela norma 14323 (2013), basicamente quatro formas de dimensionar uma estrutura em situação de incêndio, sendo elas o dimensionamento da estrutura por meio de resultados de ensaios, o dimensionamento por meio de método analítico simplificado, o dimensionamento por meio de método analítico avançado ou uma combinação de métodos analíticos e ensaios.

O método analítico simplificado adota uma distribuição de temperatura uniforme para a seção transversal e ao longo dos elementos analisados, apresentando equações para o cálculo dos esforços resistidos pelos elementos. As propriedades dos materiais são depreciadas através da aplicação dos fatores de redução do módulo de elasticidade, tabelados com base na temperatura do elemento.

O método analítico avançado possui análises mais realísticas, podendo ser dividido em um modelo para a análise térmica e outro para a análise estrutural. Na análise térmica tem-se a distribuição desigual de temperatura na seção transversal, tendo como base a teoria de transferência de calor, e a redução das propriedades dos materiais pode ser calculada conforme no método simplificado (com o uso de fatores tabelados) ou segundo alguma bibliografia especializada. A análise estrutural ocorre com base na mecânica dos sólidos, computando imperfeições e não-uniformidades. É necessária a validação do modelo utilizado através de resultados de ensaios.

Com o intuito de comparar a norma brasileira com uma de outro país, fez-se uma breve análise da norma americana American Institute of Steel Construction (AISC) 360/10 (2015) constatando-se que também são previstos métodos similares para o dimensionamento de estruturas e apresentadas tabelas e equações para a redução das propriedades do aço e para o cálculo dos esforços resistentes. A tabela 2.1 traz os fatores de redução das propriedades do aço, incluindo o referente ao módulo de elasticidade dos aços laminados ( $k_E$ ), da NBR 14323 (2013).

Na tabela 2.1, observa-se que para até a temperatura de 100 °C o módulo de elasticidade não sofre redução e a partir desta temperatura ele reduz progressivamente até atingir um valor nulo na temperatura de 1200 °C. Pode-se observar também que, quanto ao módulo de elasticidade, os aços trefilados são mais sensíveis ao aumento da temperatura, sofrendo uma redução mais acelerada.

Tabela 2.1 - Fatores de redução para o aço (NBR 14323, 2013).

Temperatura do aço $\theta_a$ (°C)	Fator de redução para a resistência ao escoamento dos aços laminados. $k_y$	Fator de redução para a resistência ao escoamento dos aços trefilados. $k_{y0}$	Fator de redução para o módulo de elasticidade dos aços laminados. $k_E$	Fator de redução para o módulo de elasticidade dos aços trefilados. $k_{E0}$
20	1,000	1,000	1,0000	1,000
100	1,000	1,000	1,0000	1,000
200	1,000	1,000	0,9000	0,870
300	1,000	1,000	0,8000	0,720
400	1,000	0,940	0,7000	0,560
500	0,780	0,670	0,6000	0,400
600	0,470	0,400	0,3100	0,240
700	0,230	0,120	0,1300	0,080
800	0,110	0,110	0,0900	0,060
900	0,060	0,080	0,0675	0,050
1000	0,040	0,050	0,0450	0,030
1100	0,020	0,030	0,0225	0,020
1200	0,000	0,000	0,0000	0,000

Nota: Para valores intermediários da temperatura do aço pode ser feita por interpolação linear

Pela tabela 2.1, a resistência ao escoamento inicia sua redução após os 400 °C nos aços laminados e 300 °C nos aços trefilados. Os aços trefilados, quanto a resistência ao escoamento, são mais sensíveis ao aumento da temperatura até os 800 °C, a partir da qual os aços laminados sofrem uma redução mais acelerada de sua resistência.

A figura 2.1 foi criada para a comparação entre os  $k_E$  fornecidos pela NBR 14323 (2013) e a norma americana AISC 360/10 (2015). Nela observa-se a grande proximidade entre as curvas ao longo de toda a faixa de variação de temperatura.

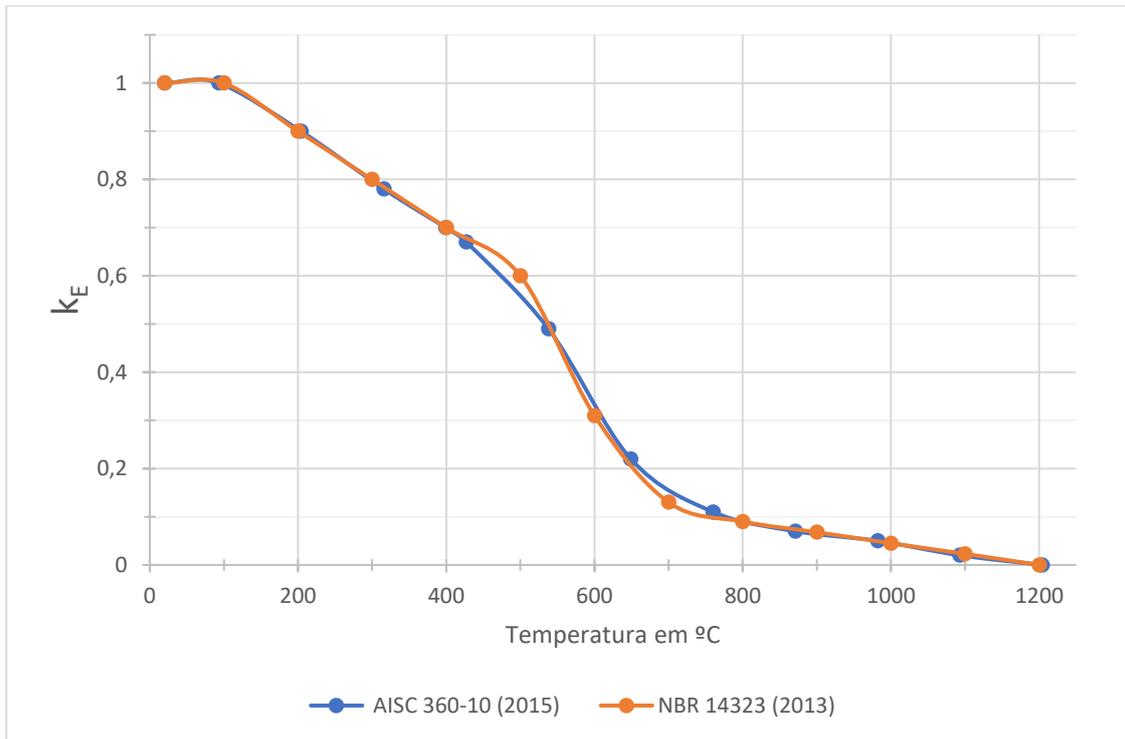


Figura 2.1 Comparação entre AISC 360-10 (2015) e NBR 14323 (2013).

Para o cálculo do momento resistente de FLT ( $M_r$ ), segundo o método analítico simplificado, a NBR 14323 (2013) sugere o uso da equação 2.6.

$$M_r = k_E M_r(t_0) \quad (2.6)$$

Sendo  $k_E$  o fator de redução do módulo de elasticidade dos aços laminados, conforme a tabela 2.1 e  $M_{r,t_0}$  o momento resistente de FLT na temperatura ambiente ( $M_r(t_0)$ ), calculado conforme a equação 2.7; retirada da NBR 8800 – Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios; e  $t$  o tempo de duração do incêndio (2008). Este modo de ruptura é considerado quando o parâmetro de esbeltez da viga ( $\lambda$ ) é maior que o parâmetro de esbeltez correspondente ao início do escoamento ( $\lambda_r$ ).

$$M_r(t_0) = \frac{C_b \pi^2 E_0 I_y}{L_b^2} \sqrt{\frac{C_w}{I_y} \left( 1 + 0,039 \frac{J L^2}{C_w} \right)} \quad (2.7)$$

Em que  $C_b$  é o fator de modificação para diagrama de momento fletor não uniforme, tomado conservadoramente como 1,  $E_0$  o módulo de elasticidade inicial do aço;  $I_y$  o momento de inércia

da seção em relação ao eixo que passa no plano médio da alma, calculado conforme a equação 2.8 (seções I);  $L$  o comprimento destravado da viga,  $C_w$  a constante do empenamento da seção transversal e  $J$  a constante de torção da seção transversal, calculadas conforme as equações 2.9 e 2.10 (seções I), respectivamente.

$$I_y = \frac{b_{f1}^3 t_{f1}}{12} + \frac{b_{f2}^3 t_{f2}}{12} + \frac{b_w t_w^3}{12} \quad (2.8)$$

Em que,  $b_{f1}$ ,  $b_{f2}$ ,  $t_{f1}$  e  $t_{f2}$  são as larguras das mesas superior e inferior e as espessuras das mesas superior e inferior, respectivamente, e  $b_w$  e  $t_w$  a altura e espessura da alma.

$$C_w = \frac{I_y (d - t_f)^2}{4} \quad (2.9)$$

Em que  $d$  é a altura total do perfil.

$$J = \frac{b_{f1} t_{f1}^3}{3} + \frac{b_{f2} t_{f2}^3}{3} + \frac{b_w t_w^3}{3} \quad (2.10)$$

## 2.2 NUNES (2005)

Algumas simplificações adotadas por normas podem gerar diferenças significativas entre o modelo teórico e a realidade. Em uma análise estrutural em situação de incêndio, três pontos de fundamental importância são as curvas de incêndio (temperatura-tempo), o método de determinação da temperatura dos elementos estruturais e o método de cálculo dos esforços resistentes. Nunes (2005), em sua tese doutorado, desenvolveu uma equação para o cálculo do  $M_r$  que considera a diferença de temperatura entre as diferentes partes da seção transversal da viga durante um incêndio, apresentando resultados mais precisos que equação apresentada pela NBR 14323 (2013), que considera a temperatura uniforme na seção, sem aumento da complexidade da análise mecânica, requerendo apenas uma análise térmica mais completa.

O autor em seu trabalho também destacou a diferença entre as curvas de incêndio padrão e as curvas de incêndio naturais. As primeiras são curvas padronizadas, adotadas especialmente em análises experimentais, e não pretendem simular as temperaturas em um incêndio real, sendo sua padronização útil para a comparação de resultados de ensaios. Um exemplo de curva de incêndio padrão é descrita pela equação 2.1, fornecida pela NBR 5628 (2001). As curvas de incêndio natural buscam simular as variações de temperatura que ocorrem em um incêndio real,

sendo obtidas por meio de ensaios experimentais os quais simulam especialmente a variação da carga de incêndio específica, do grau de ventilação e de características de vedação do ambiente.

A carga de incêndio específica é a energia liberada durante a combustão de materiais combustíveis dividida pela área do compartimento e seu valor é calculado através da equação 2.11. Frequentemente considera-se a combustão completa dos materiais e nenhuma proteção do combustível ao fogo.

$$q_{fi} = \sum \frac{M_i H_i m_i \phi_i}{A_r} \quad (2.11)$$

Sendo  $M_i$  a massa de cada componente  $i$  do material combustível;  $H_i$  o potencial calorífico de cada componente combustível;  $A_r$  a área de referência;  $m_i$  ( $0 < m_i < 1$ ) o coeficiente adimensional que indica a eficiência da combustão de cada componente do material combustível;  $\phi_i$  o coeficiente adimensional ( $0 < \phi_i < 1$ ) que representa o grau de proteção do combustível ao fogo.

O grau de ventilação está relacionado a quantidade de oxigênio disponível no compartimento e é calculado como:

$$O = \frac{A_v \sqrt{h_m}}{A_t} \quad (2.12)$$

Em que,  $A_v$  é a Área total das aberturas para o exterior do edifício;  $A_t$  a Área total de paredes, piso, teto e aberturas e  $O$  o fator de abertura.  $h_m$  é calculado a partir da equação 2.13.

$$h_m = \sum \frac{h_i A_i}{A_v} \quad (2.13)$$

Em que,  $h_m$  a Altura média das aberturas;  $A_i$  a Área da abertura  $i$ ;  $h_i$  a Altura da abertura  $i$

Para as análises realizadas, Nunes (2005) utilizou curvas parametrizadas de incêndio natural apresentadas pelo Eurocode 1 (1995). A equação 2.14 descreve a fase de aquecimento destas curvas e as equações 2.15a-c a fase de resfriamento. As curvas apresentadas são uma aproximação de um incêndio real, enquanto a curva de incêndio padrão, indicada pela NBR 14323 (2013), não busca essa aproximação e sim a padronização dos resultados de ensaios experimentais. A equação 2.14 descreve a fase de aquecimento do incêndio.

$$\theta_g = 1325(1 - 0,324e^{-0,2t^*} - 0,204e^{-1,7t^*} - 0,472e^{-19t^*}) \quad (2.14)$$

Em que,  $\theta_g$  é a temperatura dos gases. Os valores de  $t^*$  são dados pela equação 2.16. As equações 2.15 a-c descrevem a fase de resfriamento do incêndio.

$$\theta_g = \theta_{\max} - 625(t^* - t_d^*) \text{ para } t_d^* \leq 0,5$$

$$\theta_g = \theta_{\max} - 250(3 - t_d^*)(t^* - t_d^*) \text{ para } 0,5 < t_d^* \leq 2 \quad (2.15 \text{ a} - \text{c})$$

$$\theta_g = \theta_{\max} - 250(t^* - t_d^*) \text{ para } t_d^* > 2$$

Em que,  $\theta_{\max}$  é a máxima temperatura alcançada pelos gases quentes, que ocorre quando  $t^* = t_d^*$ . O valor de  $t_d^*$  é dado pela equação 2.17.

$$t^* = t\Gamma \quad (2.16)$$

$$t_d^* = 0,13 \times 10^{-3} \left( \frac{q_{fi,d}}{O} \right) \Gamma \quad (2.17)$$

Os valores de  $\Gamma$  e  $b$  calculados através das equações 2.18 e 2.19.

$$\Gamma = \frac{\left( \frac{O}{b} \right)^2}{\left( \frac{0,04}{1160} \right)^2} \quad (2.18)$$

$$b = \sqrt{\rho c \lambda_t} \quad (2.19)$$

Nas equações acima  $\rho$  é a massa específica;  $c$  o calor específico e  $\lambda_t$  a condutividade térmica do material de vedação do compartimento;  $\Gamma$  o parâmetro associado ao Fator de Abertura;  $b$  o parâmetro associado as propriedades dos gases;  $O$  o fator de abertura e  $t$  o tempo em minutos.

Para o cálculo da temperatura nos elementos estruturais, Nunes (2005) realizou uma análise térmica avançada da distribuição de temperatura ao longo da seção transversal da viga, empregando a teoria da transferência de calor através do Método dos Elementos Finitos (MEF). Os elementos estudados pelo autor foram vigas metálicas de perfil I, bi-apoiadas, submetidas a flexão pura. Para estes elementos foram calculados o  $M_r$  com uma formulação analítica mecânica simplificada, deduzida pelo próprio autor. Vale ressaltar que no modelo utilizado a viga é sobreposta por uma laje de concreto e assim a face superior da mesa superior não fica exposta ao incêndio.

Foi utilizado Coeficiente de Poisson igual a 0,3 e módulo de elasticidade do aço na temperatura ambiente igual a 205 GPa, sendo o comprimento das vigas adotado de tal forma que sempre gerasse FLT. Para a redução das propriedades do aço foram utilizadas as tabelas de redução das propriedades do aço em situação de incêndio da NBR 14323 (2013) (Tabela 2.1). Ele comparou seus resultados com os resultados apresentados pelo método simplificado da NBR 14323 (2013) para 9 situações diferentes. Foram utilizadas, por Nunes (2005), 3 situações de incêndio para cada um de 3 perfis metálicos, os quais estão descritos nas tabelas 2.2 e 2.3, respectivamente.

Tabela 2.2 - Parâmetros dos incêndios utilizados por Nunes (2005).

Incêndio	$q_{fi}$ (MJ/m <sup>2</sup> )	$\theta$ (m <sup>1/2</sup> )
1	100	0,04
2	200	0,08
3	250	0,12

Na tabela 2.2 observa-se que os valores da carga de incêndio e do fator de abertura foram aumentados progressivamente em cada incêndio.

Tabela 2.3 – Geometria dos perfis metálicos utilizados por Nunes (2005).

Perfil	F (m <sup>-1</sup> )	$h$ (mm)	$b_f$ (mm)	$t_f$ (mm)	$t_w$ (mm)	L (m)
VS 200x25	250	200	120	9,50	4,75	7
VS 850x188	110	850	350	25,00	8,00	15
CVS 1000x464	68	1000	700	31,50	16,00	30

Na tabela 2.3,  $F$  é o Fator de massividade;  $h$  a altura do perfil, em milímetros;  $b_f$  a largura das mesas inferior e superior, em milímetros;  $t_f$  a espessura das mesas, em milímetros;  $t_w$  a espessura da alma, em milímetros;  $L$  o comprimento da viga, em metros;  $q_{fi}$  a carga de incêndio específica;  $O$  o fator de abertura. Pela tabela 2.3 pode-se observar que a medida que a rigidez dos perfis utilizados aumentou o comprimento necessário para a flambagem também se elevou.

Nunes (2005) utilizou o programa MEFTRANS nas análises térmicas, sendo os resultados comparados com os fornecidos pelo *software* comercial ANSYS. Os valores obtidos para o perfil VS 200x25, disponibilizados em tabelas pelo autor, estão resumidos na tabela 2.4, nela tem-se a temperatura das regiões do perfil e a temperatura média, calculada a partir da média ponderada pelas áreas, para os três incêndios mencionados.

Tabela 2.4 – Temperatura das vigas durante o incêndio (NUNES, 2005 - modificado).

VS 200 x 25 - MEFTRANS				
Tempo	Mesa Inf.	Alma	Mesa Sup.	Média
Incêndio 1				
0 min	20,00	20,00	20,00	20,00
8 min	441,91	494,97	242,94	384,20
16 min	676,09	674,70	424,21	584,26
22 min	734,69	715,97	499,72	644,25
25 min	728,25	701,55	515,83	643,81
35 min	645,08	616,90	511,62	588,90
Incêndio 2				
0 min	20,00	20,00	20,00	20,00
8 min	638,42	688,14	355,17	549,19
16 min	864,15	855,90	552,25	748,64
21 min	921,64	899,36	627,28	808,66
25 min	881,20	837,65	638,33	781,09
35 min	638,33	591,79	547,98	592,78
Incêndio 3				
0 min	20,00	20,00	20,00	20,00
6 min	456,30	567,77	235,96	406,82
12 min	894,65	904,23	538,27	767,88

VS 200 x 25 - MEFTRANS				
Tempo	Mesa Inf.	Alma	Mesa Sup.	Média
18 min	998,44	973,69	660,01	868,78
22 min	940,55	887,29	669,77	827,65
30 min	688,47	629,14	578,23	632,20

Para o uso do módulo de elasticidade depreciado devido ao aumento da temperatura, o autor desenvolveu a equação 2.20, a qual Nunes (2005) formulou através do Método do Equilíbrio e do Método da Energia, de forma independente, o que torna o resultado mais consistente. A equação pode ser utilizada para o cálculo do  $M_r$  considerando-se a depreciação do módulo de elasticidade diferenciada no perfil.

$$M_r = \frac{\pi^2 h}{2L^2} \left[ (E_1 I_1 - E_2 I_2) + \sqrt{(E_1 I_1 + E_2 I_2)^2 + \frac{4L^2 (E_1 I_1 + E_2 I_2)}{\pi^2 h^2} \sum E_i C_i} \right] \quad (2.20)$$

Na equação 2.20  $M_r$  é o Momento resistente na ocorrência de FLT;  $h$  a Altura da seção;  $L$  o Comprimento da viga;  $E_1$  o Módulo de elasticidade da mesa 1;  $E_2$  o Módulo de elasticidade da mesa 2;  $I_1$  o Momento de inércia da mesa 1;  $I_2$  o Momento de inércia da mesa 2;  $E_i$  o Módulo de elasticidade da parte  $i$  e  $C_i$  a Constante Torcional Reduzida, dada pela equação 2.21.

$$C_i = \left( \frac{J_i}{2(1 + \nu)} \right) \quad (2.21)$$

Em que,  $J_i$  é a Constante Torcional da parte  $i$  e  $\nu$  o Coeficiente de Poisson.  $J_i$  é calculado através da equação 2.22.

$$J = \frac{b_1 t_{f1}^3}{3} + \frac{b_2 t_{f2}^3}{3} + \frac{b_w t_w^3}{3} \quad (2.22)$$

Em que  $b_1$  e  $b_2$  são as larguras das mesas superior e inferior, respectivamente;  $b_w$  a altura da alma;  $t_{f1}$ ,  $t_{f2}$  e  $t_{fw}$  as espessuras da mesa superior, mesa inferior e alma, respectivamente.

### 2.3 CESARINO (2018)

Cesarino utilizou em sua dissertação de mestrado um método térmico e mecânico avançado para vigas em situação de incêndio, tendo como auxílio o software ABAQUS, que utiliza o Método dos Elementos Finitos. Foram avaliadas combinações de incêndios, perfis metálicos e carregamentos propostas por Nunes (2005), Campêlo (2008) e Rodrigues (2013), buscando validar os resultados das equações desenvolvidas por estes autores para o cálculo do momento resistente em vigas de perfil I, bi-apoiadas, para flexão pura, carga concentrada e carga uniforme, respectivamente. Também foi feita a comparação dos resultados obtidos com os resultados calculados através do método simplificado da NBR 14323 (2013).

Para o desenvolvimento do modelo numérico utilizado no ABAQUS, Cesarino utilizou como base considerações feitas por diversos autores, além de uma validação com um estudo experimental realizado por Vila Real (2004), comparado com Garcia de Souza (2018), (CESARINO, 2018).

Foram analisados os resultados obtidos por Nunes (2005) para o incêndio 1, sendo observado que a equação de Nunes (2005) apresentou bom desempenho em comparação com sua análise realizada através do ABAQUS, conforme demonstrado nas figuras 2.2, 2.3 e 2.4.

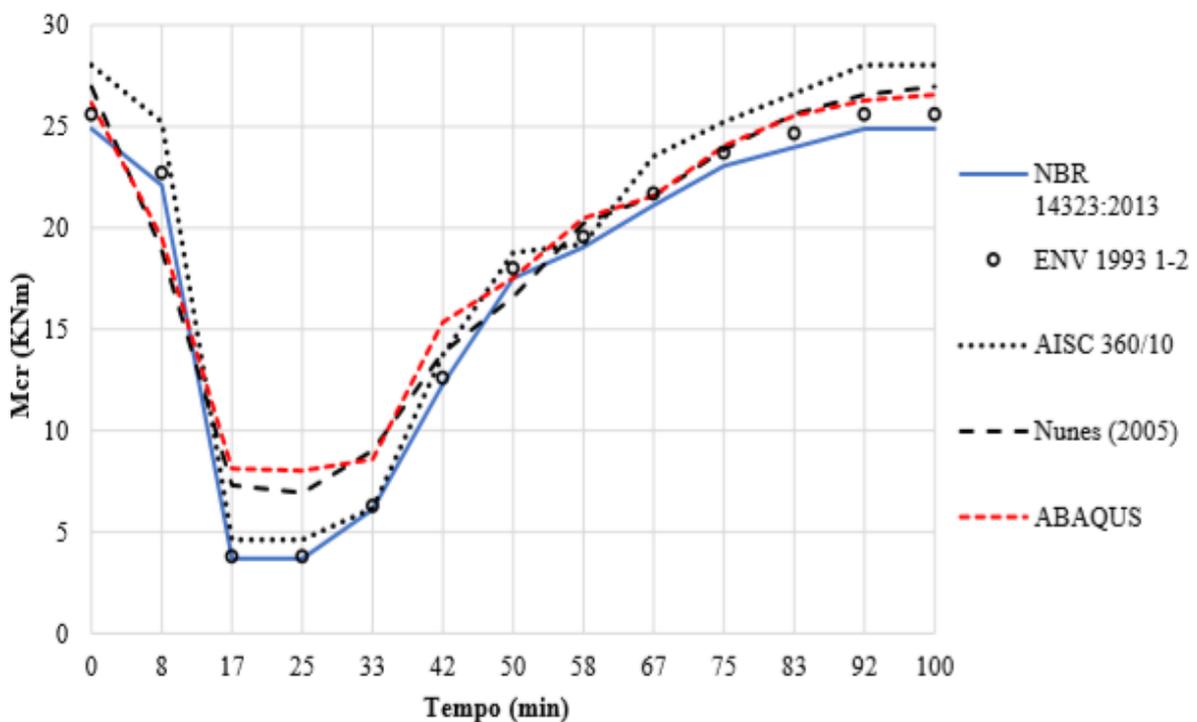


Figura 2.2 Momentos Resistentes – VS 200x25 – Inc. 1 (CESARINO, 2018).

Para o perfil VS 200x25 o autor apresenta que a maior diferença entre as curvas obtidas pelo ABAQUS e pela equação de Nunes (2005) não ultrapassa 7%, e a média do erro

apresentado é de 3%, enquanto que a equação apresentada pela NBR 14323 (2013) apresenta valores de 16% e de 6% para os mesmos aspectos, respectivamente, (CESARINO, 2018).

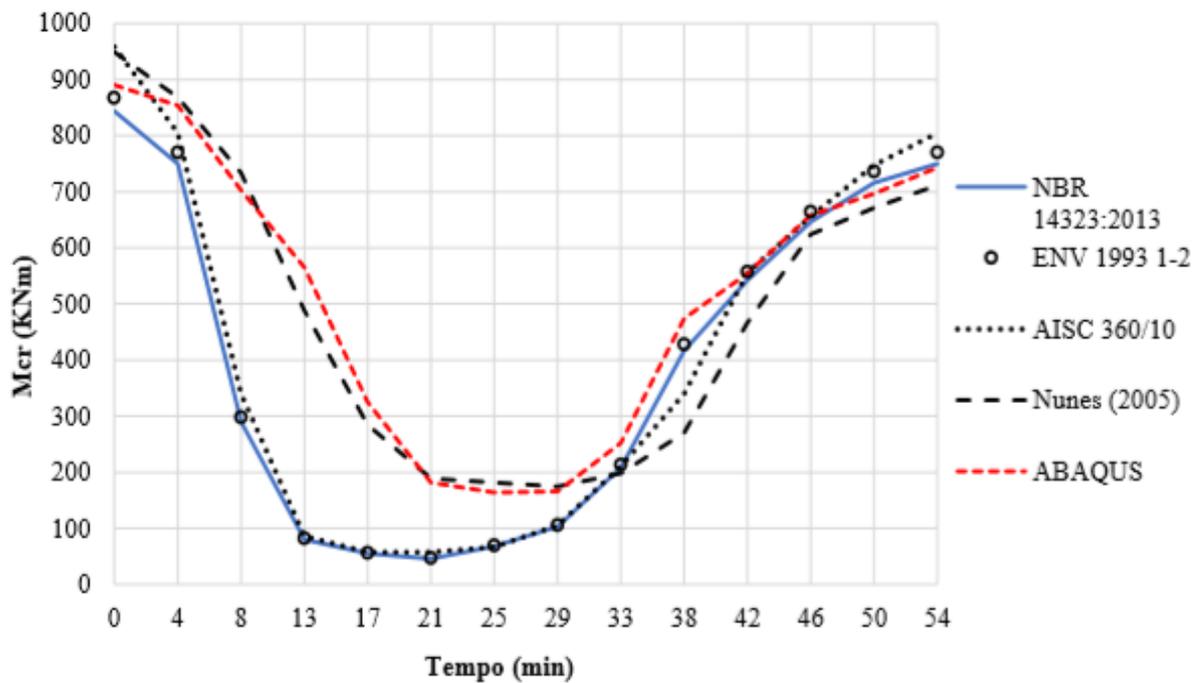


Figura 2.3 Momentos Resistentes – VS 850x188 – Inc. 1 (CESARINO, 2018).

Para o perfil VS 800x188 o autor apresenta que a maior diferença entre as curvas obtidas pelo ABAQUS e pela equação de Nunes (2005) é de 25%, e a média do erro apresentado é de 7%, enquanto que a equação apresentada pela NBR 14323 (2013) apresenta valores de 54% e de 14% para os mesmos aspectos, respectivamente, (CESARINO, 2018). Ressalta-se, porém, que a maior diferença entre as curvas obtida pelo ABAQUS e por Nunes (2005) acontece após a região crítica (resistência mínima), antes do tempo de 33 min a maior diferença é de 12% e a média do erro é de 4%.

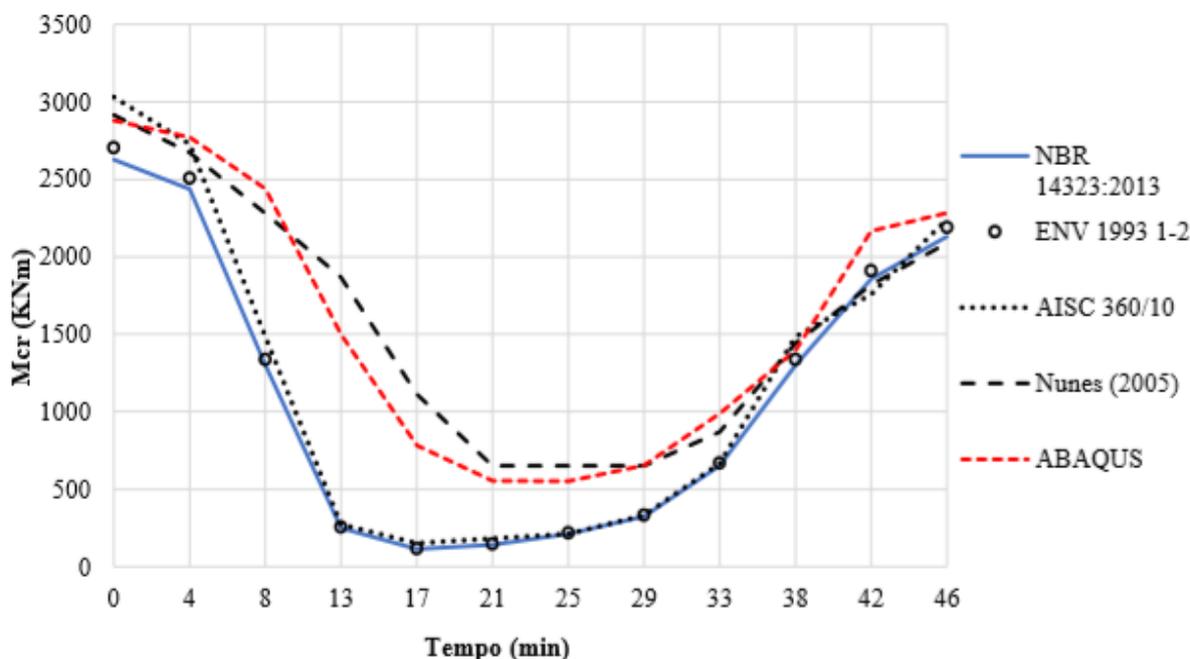


Figura 2.4 Momentos Resistentes – CVS 1000x464 – Inc. 1 (CESARINO, 2018).

Para o perfil VS 1000x464 o autor apresenta que a maior diferença entre as curvas obtidas pelo ABAQUS e pela equação de Nunes (2005) é de 13%, e a média do erro apresentado é de 6%, enquanto que a equação apresentada pela NBR 14323 (2013) apresenta valores de 43% e de 13% para os mesmos aspectos, respectivamente, (CESARINO, 2018).

Em seu trabalho o autor destaca a importância da consideração da não uniformidade da temperatura da seção transversal da viga durante o incêndio, explicando que com a maior redução da rigidez da mesa inferior o deslocamento da viga no eixo vertical é maior e a torção e deslocamento horizontal menor. Conclui-se das análises apresentadas que a equação de Nunes (2005) apresenta resultados consideravelmente mais precisos que os obtidos por meio da NBR 14323 (2013) e com erros pequenos em relação aos resultados apresentados pelo ABAQUS, (CESARINO, 2018).

## 2.4 ANÁLISES PROBABILÍSTICAS EM SITUAÇÕES DE INCÊNDIO

A Comissão Mista sobre Segurança Estrutural (JCSS, 2001) é um comitê criado com o intuito de aumentar o conhecimento internacional sobre segurança estrutural. Em seu *Probabilistic Model Code* reúne diretrizes para a análises de confiabilidade estrutural em estruturas e apresenta dados sobre o coeficiente de variação (C.V.) de propriedades de elementos estruturais e materiais. Dentre as informações disponibilizadas, o JCSS (2001)

sugere que o desvio padrão (D.P.) das dimensões da seção transversal de uma viga metálica seja menor que 1 mm e que o C.V. da área da seção transversal seja aproximadamente 3,2 %, seguindo uma distribuição Normal. Também são disponibilizadas informações sobre propriedades de materiais, sendo sugerido um C.V. do módulo de elasticidade de 0,03, seguindo uma distribuição Log-Normal. Não é sugerida uma distribuição ou C.V. para a temperatura do incêndio, sendo sugerido a distribuição Log-Normal para alguns parâmetros como carga de incêndio e tempo de duração.

Castanheira (2004) em sua dissertação de mestrado avaliou a confiabilidade de vigas metálicas dimensionadas segundo a NBR 8800 (2008). Diferentemente do procedimento adotado por normas técnicas de se utilizar um único valor de C.V. para as propriedades geométricas da seção a autora adotou as dimensões do perfil como variáveis aleatórias e então calculou suas propriedades geométricas. Castanheira utilizou um C.V. de 0,02 e distribuição Log-Normal para as dimensões do perfil, de tal forma que os C.V. das características geométricas ficassem limitados a 0,06. Para o módulo de elasticidade foi utilizado um C.V. de 0,06 e distribuição Log-Normal.

### 3. METODOLOGIA

Neste capítulo são descritos todos os procedimentos realizados neste trabalho. Os modelos estudados foram o apresentado pela norma brasileira NBR 14323 (2013) e o apresentado por Nunes (2005) para o cálculo do momento resistente ( $M_r$ ) de vigas em caso de FLT. A análise da viga metálica de uma estrutura em situação de incêndio segue os passos descritos no fluxograma da figura 3.1.

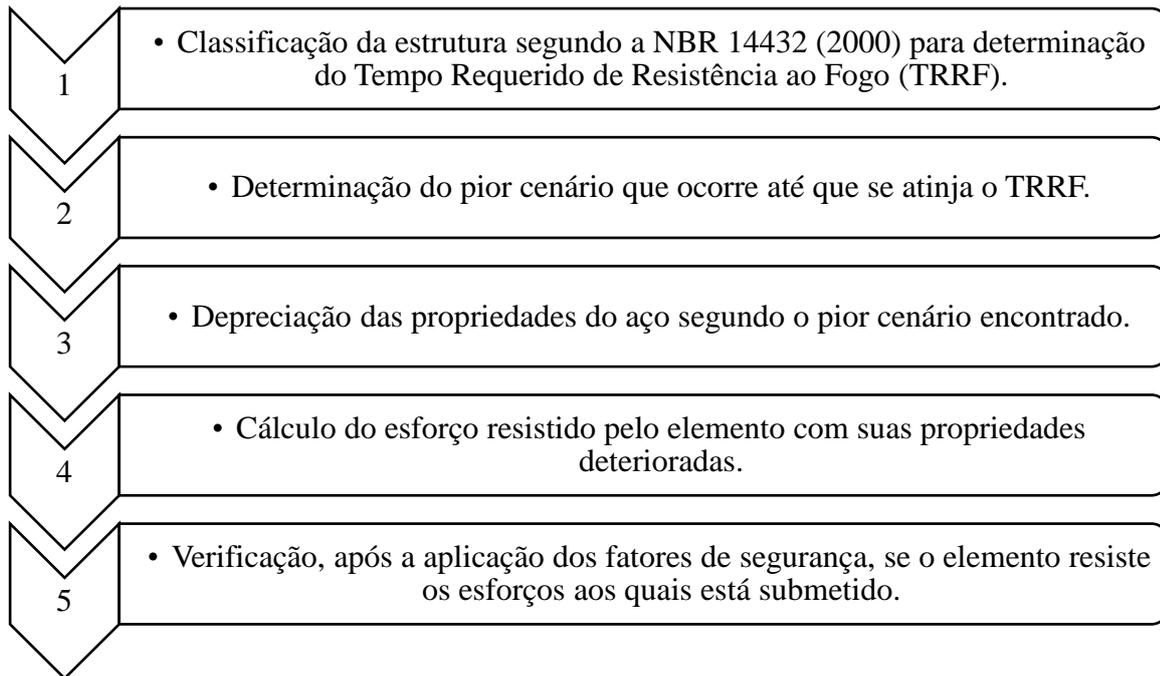


Figura 3.1 – Fluxograma das etapas para a verificação de uma viga metálica em situação de incêndio.

O menor valor de TRFF indicado pela NBR 14432 (2000) é de 30 minutos. Como os incêndios analisados neste trabalho tem duração máxima de 35 minutos, foi avaliado o pior cenário dentro de todo o período do incêndio.

Assim como a temperatura e o módulo de elasticidade do aço variam durante o incêndio, o momento resistente também varia, sendo assim função do tempo,  $M_r(t)$ . O pior cenário foi tomado como aquele em que a média do momento resistente ( $M_{r,média}(t)$ ) assumisse seu valor mínimo, o tempo em que é atingido esse estado foi denominado de tempo crítico,  $t_{cr}$ .

A determinação do tempo crítico foi realizada através do cálculo de  $M_{r,média}(t)$ , a partir das curvas das médias das temperaturas e módulos de elasticidade, encontrando o tempo de seu valor mínimo. Para a realização das análises de confiabilidade no  $t_{cr}$  foram calculadas as médias de todas as variáveis neste tempo e com o estabelecimento dos C.V. foi possível o uso dos métodos de Monte Carlo e FOSM.

As curvas das médias das temperaturas do perfil foram obtidas a partir da regressão polinomial dos dados da tabela 2.4, sendo o procedimento descrito no subitem 3.1.2. Com essa curva e a função  $k_E(T)$ , gerada a partir dos dados da tabela 2.1, foram calculadas as curvas das médias do módulo de elasticidade, o que é descrito no subitem 3.1.3.

No item 3.2 são apresentados os procedimentos utilizados no cálculo do  $t_{cr}$ , a partir do qual foi possível calcular as médias das variáveis para a análise de confiabilidade.

Nos itens 3.3 são apresentados os C.V de cada grupo de variáveis aleatórias utilizado, juntamente com as médias das variáveis. O item 3.4 traz os métodos de confiabilidade utilizados nas análises, as quais estão presentes nos itens 3.5 e 3.6. No item 3.5 descreve-se os procedimentos para a análise do efeito da aleatoriedade de um único grupo de variáveis sobre o  $M_r(t_{cr})$  da viga. Por fim, no item 3.9 tem-se o cálculo da  $p_f$  e do índice de confiabilidade  $\beta$  do sistema, assim como a análise de sensibilidade desses índices à alteração do C.V. das variáveis utilizadas.

### 3.1 MÉDIAS DAS VARIÁVEIS ANALISADAS

Neste subitem é apresentada a metodologia utilizada na obtenção das médias das variáveis empregadas nos modelos de cálculo do momento resistente. As variáveis são as dimensões do perfil, as temperaturas do aço e os módulos de elasticidade de cada região do perfil.

#### 3.1.1 MÉDIAS DAS DIMENSÕES DO PERFIL

As médias das dimensões do perfil foram retiradas da tabela 2.3. O perfil selecionado foi o VS 200x25, um dos analisados por Nunes (2005). A escolha do perfil foi em razão das suas dimensões, por ser o menor dos perfis estudados pelo autor facilitará uma futura análise experimental deste trabalho. As médias das dimensões do perfil estão registradas na tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Médias das dimensões do perfil metálico utilizado.

Perfil	F ( $m^{-1}$ )	$h$ (mm)	$b_f$ (mm)	$t_f$ (mm)	$t_w$ (mm)	L (m)
VS 200x25	250	200	120	9,50	4,75	7

Na tabela F é o fator de massividade;  $h$  a altura do perfil;  $b_f$  a largura das mesas inferior e superior;  $t_f$  a espessura das mesas;  $t_w$  a espessura da alma e  $L$  o comprimento da viga.

### 3.1.2 MÉDIAS DAS TEMPERATURAS DO PERFIL

Como a temperatura do incêndio varia ao longo do tempo as temperaturas do aço também variam. Para o estudo das vigas elas foram divididas em mesa superior, mesa inferior e alma, sendo as temperaturas de cada região designadas por  $T_1(t)$ ,  $T_2(t)$  e  $T_3(t)$ , respectivamente, sendo  $t$  tempo de incêndio. Além das temperaturas de cada região também foi calculada uma temperatura média, dada pela média ponderada dos valores de cada região pela sua respectiva área,  $T_{NBR}(t)$ , a qual foi utilizada no modelo da norma brasileira.

A partir dos dados disponibilizados em tabela por Nunes (2005), apresentados na tabela 2.4, foram realizadas regressões polinomiais das curvas de temperatura-tempo da viga VS 200x25 para os três incêndios. As curvas obtidas são as curvas das médias das temperaturas:  $T_{1,média}(t)$ ,  $T_{2,média}(t)$ ,  $T_{3,média}(t)$  e  $T_{NBR,média}(t)$ . Foram gerados os gráficos 4.1 a 4.3 a partir de cada regressão e também indicadas as equações correspondentes.

### 3.1.3. MÉDIAS DOS MÓDULOS DE ELASTICIDADE DO PERFIL

Com o intuito de se obter uma curva mais suavizada de redução do módulo de elasticidade do aço com a temperatura, foram realizadas inicialmente regressões polinomiais da tabela 2.1 e por não se alcançar um valor satisfatório para o fator  $R^2$  da regressão optou-se pelo uso de uma regressão senoidal, gerando a função  $k_E(T_i)$ . A função gerada corresponde ao fator de redução do módulo de elasticidade dos aços laminados para a temperatura  $T_i$ . A partir da função e dos valores da tabela 2.1 foi gerado um gráfico demonstrando a proximidade dos valores obtidos por meio da função e os da tabela.

Com as equações das médias das temperaturas no tempo de incêndio, obtidas pela regressão da tabela 2.4, subitem 3.1.2, foi possível calcular as curvas da média do módulo de elasticidade no tempo de incêndio. Para a obtenção das curvas foi utilizada a função  $k_E(T_i)$  para a redução da média do módulo de elasticidade inicial,  $E_0$ . Através dos valores obtidos foram gerados os gráficos 4.5 a 4.7, um para cada incêndio analisado. Nos gráficos tem-se as curvas das médias dos módulos de elasticidade de cada região do perfil,  $E_{1,média}(t)$ ,  $E_{2,média}(t)$  e  $E_{3,média}(t)$  e também as curvas das médias do módulo de elasticidade uniforme,  $E_{NBR,média}(t)$ , utilizadas no modelo da NBR 14323 (2013).

### 3.2 TEMPO CRÍTICO DE INCÊNDIO E MÉDIAS DO MOMENTO SOLICITANTE

Neste subitem são apresentados os métodos utilizados no cálculo do tempo crítico ( $t_{cr}$ ) e a forma que se calculou a média do momento solicitante ( $M_s$ ) de cada modelo. O  $t_{cr}$  é aquele em que a média do momento resistente assume seu valor mínimo, sendo a média do  $M_s$  calculada para esse tempo específico.

#### 3.2.1 TEMPO CRÍTICO DE INCÊNDIO

As análises de confiabilidade foram realizadas para o pior cenário dentro do TRRF e para isso foram calculados os tempos de ocorrência dos valores mínimos de  $M_{r,média}(t)$ , que correspondem ao  $t_{cr}$ . O cálculo das curvas foi realizado utilizando-se as médias das dimensões do perfil e as curvas das médias dos módulos de elasticidade. Foi utilizada a equação 2.6 para o cálculo segundo o modelo da NBR 14323 (2013) e a equação 2.20 para o cálculo segundo o modelo de Nunes (2005). Foram utilizados 210 intervalos de tempo, garantindo uma precisão de pelo menos 10 segundos na determinação do  $t_{cr}$ . Foram gerados os gráficos 4.8 a 4.10 com as curvas de  $M_{r,média}(t)$  e apresentados os valores do  $t_{cr}$  e  $M_{r,média}(t_{cr})$  na tabela 4.1.

#### 3.2.2 MÉDIAS DO MOMENTO SOLICITANTE

Os momentos solicitantes ( $M_s$ ) tiveram suas médias calculadas a partir dos valores de  $M_{r,média}(t_{cr})$ , sendo estas multiplicadas por um coeficiente de segurança de projeto,  $\gamma$ . Foi utilizada a equação 3.1 para o cálculo da média de  $M_s$  de forma a utilizar o valor máximo possível de projeto.

$$\text{Média } M_s = \frac{M_{r,média}(t_{cr})}{\gamma} \quad (3.1)$$

O valor de  $\gamma$  foi calculado através da equação 3.2.

$$\gamma = \gamma_s \gamma_r \quad (3.2)$$

Para o cálculo de  $\gamma$  foi utilizado um coeficiente de majoração da solicitação ( $\gamma_s$ ) igual a 1,30 e o de minoração da resistência ( $\gamma_r$ ) igual a 1,00, resultando em 1,30. Os valores adotados são os estipulados pela NBR 14323 (2013) para minoração da resistência e majoração das cargas decorrentes do peso da estrutura e de elementos em geral, como paredes de alvenaria e

contrapiso, em situação de incêndio. Os valores das médias de  $M_s$  foram apresentados na tabela 4.2 para melhor visualização.

### 3.3 COEFICIENTE DE VARIAÇÃO E MÉDIAS DE CADA GRUPO DE VARIÁVEIS ALEATÓRIAS

As análises de confiabilidade foram realizadas para o  $t_{cr}$ , sendo neste item calculadas as médias das variáveis nesse tempo e descritos os C.V. adotados como padrão. Para as análises foram utilizadas as equações 2.6 e 2.20, sendo as principais variáveis o comprimento destravado da viga ( $L$ ), as dimensões do perfil ( $b_{f1}$ ,  $b_{f2}$ ,  $b_w$ ,  $t_{f1}$ ,  $t_{f2}$ ,  $t_w$ ), os módulos de elasticidade do aço no  $t_{cr}$  ( $E_1(t_{cr})$ ,  $E_2(t_{cr})$ ,  $E_3(t_{cr})$ ,  $E_{NBR}(t_{cr})$ ), as temperaturas ( $T_1(t_{cr})$ ,  $T_2(t_{cr})$ ,  $T_3(t_{cr})$ ,  $T_{NBR}(t_{cr})$ ) e o momento solicitante ( $M_s$ ), um total de 13 variáveis para o modelo de Nunes (2005) e 9 para o modelo da NBR 14323 (2013).

Neste trabalho foi adotado o C.V. de 0,02 com distribuição Log-Normal para as dimensões do perfil, segundo o que foi sugerido pela autora Castanheira (2004), por entender que tal indicação se encontra dentro dos valores sugeridos pelo JCSS (2001) e foi formulada pensando-se no C.V. das demais propriedades derivadas das dimensões. Para os módulos de elasticidade foram adotados C.V. de 0,03 conforme indicado pelo JCSS (2001) e para as temperaturas de e 0,01, ambos com distribuição Log-Normal,. A distribuição adotada para o  $M_s$  solicitante foi Log-Normal, com C.V. de 0,10, devido à grande variabilidade presente nas solicitações da estrutura. A tabela 3.2 contém um resumo dos C.V. adotados como padrão para as variáveis.

Tabela 3.2 – C.V. adotados como padrão para as variáveis em análise.

Variáveis	C.V.
Dimensões do perfil	0,02
Módulos de elasticidade	0,03
Temperaturas	0,01
Momento solicitante	0,10

As médias das dimensões do perfil estão registradas na tabela 3.1, do subitem 3.1.1. As variáveis que derivaram de uma função que varia no tempo foram calculadas para o  $t_{cr}$ .

Os valores utilizados para  $T_{1,média}(t_{cr})$ ,  $T_{2,média}(t_{cr})$ ,  $T_{3,média}(t_{cr})$  e  $T_{NBR,média}(t_{cr})$  foram obtidos a partir da regressão polinomial dos valores da tabela 2.4, procedimento descrito

no subitem 3.1.2, no tempo crítico de incêndio. Os valores de  $E_{1,média}(t_{cr})$ ,  $E_{2,média}(t_{cr})$ ,  $E_{3,média}(t_{cr})$  e  $E_{NBR,média}(t_{cr})$  foram obtidos a partir do uso da função  $k_E(T_i)$  e das médias das temperaturas no  $t_{cr}$ , o que é descrito no subitem 3.1.3. O valor da média de  $M_s$  foi calculado a partir de um coeficiente de segurança e de  $M_{r,média}(t_{cr})$ , conforme descrito no item 3.2. As médias, C.V. e distribuições das variáveis aleatórias foram resumidas na tabela 4.3 para melhor visualização.

### 3.4 MÉTODOS MONTE CARLO E FOSM PARA CÁLCULO DA PROBABILIDADE DE FALHA E ÍNDICE DE CONFIABILIDADE $\beta$

Para a análise de confiabilidade das vigas metálicas em situação de incêndio foi definida a função de desempenho descrita pela equação 3.3, em que  $M_r(t_{cr})$  é o momento resistente no  $t_{cr}$  e  $M_s$  o momento solicitante. Ocorre falha do sistema quando  $G < 0$ , ou seja, o momento solicitante é maior que o momento resistente.

$$G = M_r(t_{cr}) - M_s \quad (3.3)$$

Foram utilizados dois métodos para o cálculo da confiabilidade do sistema, sendo eles os métodos de Monte Carlo e FOSM. O primeiro consiste na realização de um grande número de simulações da função de desempenho da equação 3.3. Para cada simulação são gerados um conjunto de valores aleatórios para as variáveis com base em suas médias, desvios padrão e distribuições. A  $p_f$  do sistema é igual ao número de vezes que  $G < 0$  dividido pelo número total de simulações, já o índice de confiabilidade  $\beta$  é calculado dividindo-se a média de  $G$  pelo seu D.P. O C.V. da  $p_f$  calculada pelo método de Monte Carlo ( $CV_{p_f}$ ) é dado pela equação 3.4, conforme indicado por Ferreira (2015), em que  $N$  é o número de simulações.

$$CV_{p_f} = \sqrt{\frac{(1 - p_f)}{p_f N}} \quad (3.4)$$

O método FOSM calcula o índice de confiabilidade  $\beta$  que consiste na menor distância entre a superfície de falha, dada por  $G = 0$  e a origem no espaço normal padrão. O método consiste na aproximação de primeira ordem por série de Taylor do primeiro e segundo momento da função de desempenho. O índice de confiabilidade  $\beta$  é calculado através da equação 3.5, em que  $\mu_G$  e  $\sigma_G$  são a média e o D.P. de  $G$ , respectivamente.

$$\beta = \frac{\mu_G}{\sigma_G} \quad (3.5)$$

A aproximação de primeira ordem da média é calculada através da equação 3.6.

$$\mu_G \approx G(\mu_{x1}, \mu_{x2}, \dots, \mu_{xn}) \quad (3.6)$$

Em que  $\mu_{xi}$  é a média da variável  $x_i$ . As aproximações de primeira ordem do D.P. são calculados através das equações 3.7 e 3.8, sendo esta última utilizada quando não é considerada correlação entre as variáveis.

$$\sigma_G^2 \approx \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \frac{\partial G}{\partial x_i} \frac{\partial G}{\partial x_j} \rho_{x_i, x_j} \sigma_{x_i, x_j} \quad (3.7)$$

$$\sigma_G^2 \approx \sum_{i=1}^n \left\{ \left( \frac{\partial y}{\partial x_i} \right)^2 \sigma_{x_i}^2 \right\} \quad (3.8)$$

Em que  $\rho_{x_i, x_j}$  é a correlação entre as variáveis  $x_i$  e  $x_j$ . Nas equações apresentadas  $\mu_G$  e  $\sigma_G$  são a média e o D.P. de G, respectivamente.

### **3.5 EFEITO DA ALEATORIEDADE DE UM ÚNICO GRUPO DE VARIÁVEIS SOBRE O MOMENTO RESISTENTE DA VIGA**

Para a análise do efeito da aleatoriedade sobre o cálculo do  $M_r(t_{cr})$  as variáveis foram agrupadas. Em cada etapa da análise as variáveis de um único grupo foram consideradas aleatórias e as demais determinísticas. O C.V. das variáveis aleatórias foi variado entre 0,01 e 0,10, sendo então calculado o C.V. do  $M_r(t_{cr})$ . O objetivo de se utilizar a mesma faixa de C.V. para todos os grupos é poder comparar diretamente as respostas do momento resistente a variação de cada um.

Nas análises foram utilizadas a equação 2.6, apresentada pela norma brasileira NBR 14323 (2013), e a equação 2.20, desenvolvida por Nunes (2005), para o cálculo de  $M_r(t_{cr})$ . Os grupos formados foram o das dimensões do perfil, das temperaturas e dos módulos de

elasticidade. A divisão realizada está descrita na tabela 3.3, bem como a abreviação utilizada para referenciá-los.

Tabela 3.3 – Grupos de variáveis utilizadas nas análises.

Descrição	Variáveis		Nome
	NBR 14323 (2013)	Nunes (2005)	
Dimensões do perfil	$b_{f1}, b_{f2}, t_{f1}, t_{f2}, b_w, t_w, L$	$b_{f1}, b_{f2}, t_{f1}, t_{f2}, b_w, t_w, L$	Dim.
Temperaturas do perfil	$T_{NBR}(t_{cr})$	$T_1(t_{cr}), T_2(t_{cr}), T_3(t_{cr})$	Temp.
Módulos de Elasticidade	$E_{NBR}(t_{cr})$	$E_1(t_{cr}), E_2(t_{cr}), E_3(t_{cr})$	Mód. E.

Para as médias utilizou-se os valores obtidos nos itens anteriores, correspondentes ao  $t_{cr}$ . A partir dos C.V. e das médias foram calculados os desvios padrão das variáveis aleatórias e através do Método de Monte Carlo calculados os C.V. do  $M_r(t_{cr})$ . As etapas seguidas estão registradas no fluxograma da figura 3.2.

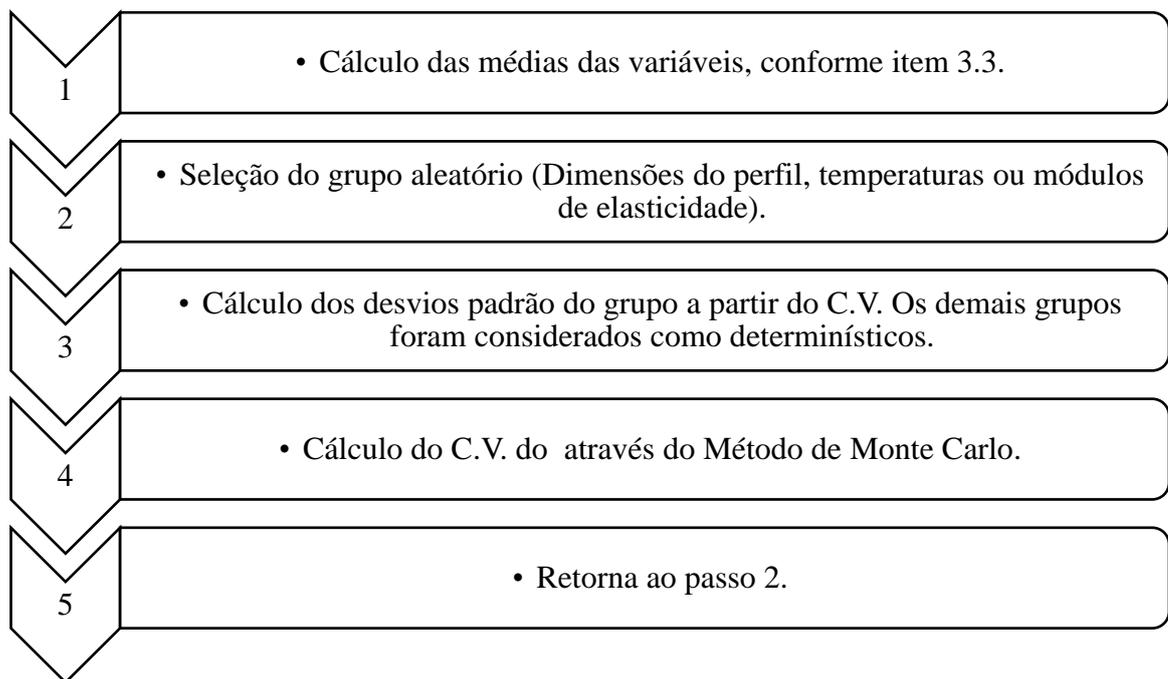


Figura 3.2 – Fluxograma das etapas para a análise dos efeitos da aleatoriedade no  $M_r(t_{cr})$ .

A partir dos dados calculados foram criados gráficos relacionando os C.V. das variáveis do grupo e do  $M_r(t_{cr})$ .

### 3.6 PROBABILIDADE DE FALHA E ÍNDICE DE CONFIABILIDADE $\beta$ DO SISTEMA PARA O INCÊNDIO 2

Para a realização da análise de confiabilidade foram calculados a  $p_f$  e o índice de confiabilidade  $\beta$  com as propriedades padrão das variáveis (médias, C.V. e distribuições), conforme o que foi descrito no item 3.3. Após a realização dessa análise foi verificada a sensibilidade dos índices frente a variação dos C.V. das variáveis utilizadas. As variáveis foram divididas em grupos, conforme descrito na tabela 3.4, e foi variado o C.V. de cada grupo dentro do intervalo  $0,6 \text{ C.V. padrão} \leq \text{C.V.} \leq 1,4 \text{ C.V. padrão}$ , conforme item 3.3. Os grupos que não estavam sendo variados permaneceram como variáveis aleatórias, com o C.V. padrão.

Tabela 3.4 – Grupos de variáveis utilizadas nas análises.

Descrição	Variáveis		Nome
	NBR 14323 (2013)	Nunes (2005)	
Dimensões do perfil	$b_{f1}, b_{f2}, t_{f1}, t_{f2}, b_w, t_w, L$	$b_{f1}, b_{f2}, t_{f1}, t_{f2}, b_w, t_w, L$	Dim.
Temperaturas do perfil	$T_{NBR}(t_{cr})$	$T_1(t_{cr}), T_2(t_{cr}), T_3(t_{cr})$	Temp.
Módulos de Elasticidade	$E_{NBR}(t_{cr})$	$E_1(t_{cr}), E_2(t_{cr}), E_3(t_{cr})$	Mód. E.
Momento solicitante	$M_s$	$M_s$	$M_s$

Para uma melhor análise dos resultados optou-se por realizar a análise de confiabilidade apenas para o incêndio 2. Este foi escolhido por estar dentro de um intervalo de características estudado, formado pelos incêndios 1 e 3, e por ter apresentado todas as fases do incêndio, do aquecimento ao resfriamento, de forma bem definida.

As análises de confiabilidade foram realizadas a partir da equação de desempenho, 3.3.

$$G = M_r(t_{cr}) - M_s \quad (3.3)$$

Em que  $G$  representa o desempenho do sistema,  $M_r(t_{cr})$  o momento resistente a FLT no  $t_{cr}$  e  $M_s$  o momento solicitante no tempo crítico. A  $p_f$  foi calculada através do método de Monte Carlo, enquanto o índice de confiabilidade  $\beta$  foi calculado por ambos os métodos, Monte Carlo e FOSM.

As sequências de passos utilizadas para o cálculo da  $p_f$  e índice de confiabilidade  $\beta$  com os C.V. padrão, caminho a, e para sua análise de sensibilidade, caminho b, estão descritas no fluxograma da figura 3.3.

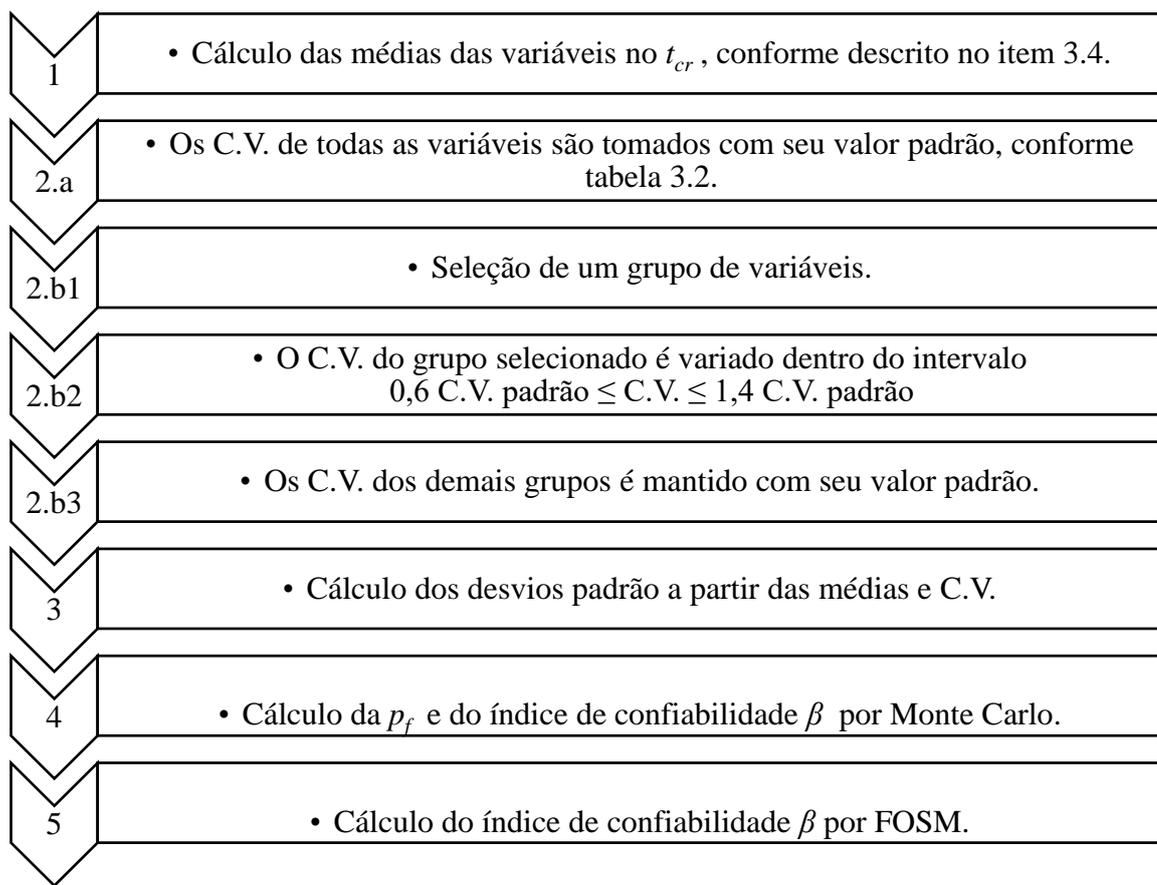


Figura 3.3 – Fluxograma das etapas da análise de confiabilidade do sistema.

O número de simulações utilizadas no método de Monte Carlo foram 5.000.000, de forma que para uma  $p_f$  maior ou igual a  $1 \times 10^{-3}$  o valor do  $CV_{p_f}$ , conforme equação 3.4 fique abaixo de 0,015.

## 4. RESULTADOS

### 4.1 MÉDIA DAS VARIÁVEIS ANALISADAS

São apresentados neste subitem os resultados obtidos na determinação das médias das variáveis empregadas nos modelos de cálculo do momento resistente. Ressalta-se que as variáveis descritas neste item são as temperaturas do aço e os módulos de elasticidade de cada região do perfil.

#### 4.1.1 MÉDIAS DAS TEMPERATURAS DO PERFIL

Os resultados das regressões polinomiais descritas no item 3.1, gerados a partir da tabela 2.4 para as temperaturas dos incêndios 1, 2 e 3 sobre o perfil VS 220x25, estão exibidos nas figuras 4.1 a 4.3. As equações para cada incêndio também foram dispostas abaixo das figuras, sendo que de 4.1 a 4.4 correspondem ao incêndio 1, de 4.5 a 4.8 correspondem ao incêndio 2 e de 4.9 a 4.12 ao incêndio 3. As funções  $T_{1,média}(t)$ ,  $T_{2,média}(t)$ ,  $T_{3,média}(t)$  e  $T_{NBR,média}(t)$  são as médias das temperaturas da mesa superior, mesa inferior, alma e temperatura média da seção, respectivamente. Ressalta-se que  $T_{NBR,média}$  foi utilizada apenas no modelo da NBR 14323 (2013), sendo calculada através da média de  $T_{1,média}(t)$ ,  $T_{2,média}(t)$  e  $T_{3,média}(t)$  ponderada pelas áreas de cada região do perfil. A variável  $t$  é o tempo de duração do incêndio em minutos. A figura 4.1 exibe os resultados obtidos para o incêndio 1.

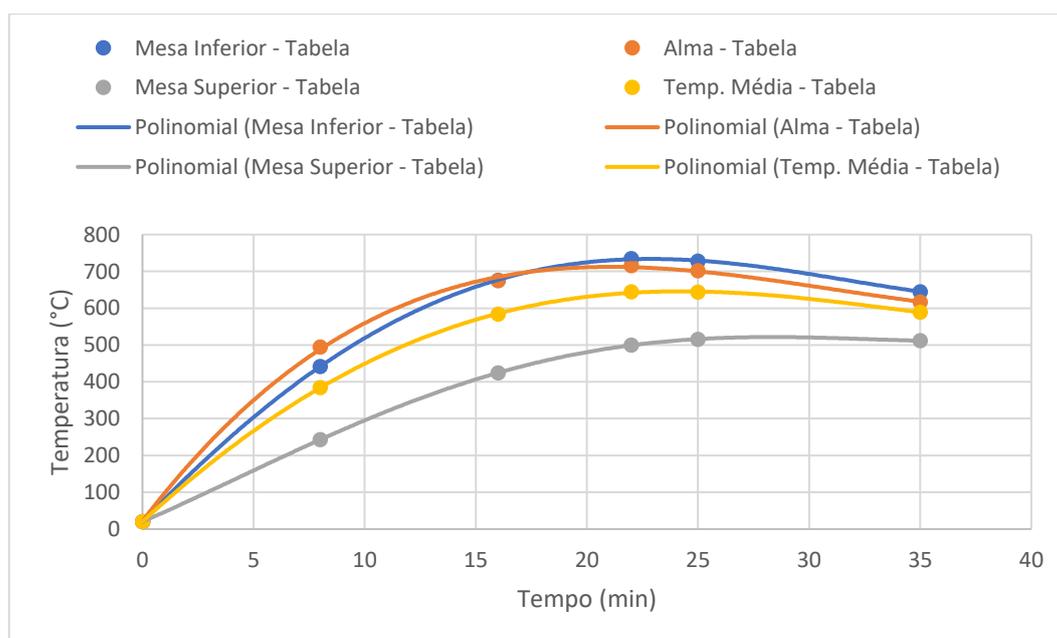


Figura 4.1 – Temperatura do aço – VS 220x25 – Incêndio 1.

Pela figura 4.1 observa-se que durante a fase de aquecimento  $T_{3,média}(t)$  se eleva mais rapidamente que as demais, sendo ultrapassada por  $T_{2,média}(t)$  aos 16 min de incêndio, a rápida elevação da temperatura da alma ocorre devido a sua maior exposição aos gases do incêndio e seu maior fator de massividade (relação entre perímetro e área). O valor máximo de  $T_{NBR,média}(t)$  é de 644,3°C, enquanto o valor máximo atingido por  $T_{2,média}(t)$  é de 734,7°C, ambas aos 22 min de incêndio. As equações 4.1 a 4.4 se referem ao incêndio 1.

$$T_{1,média}(t) = 0,0007 t^4 - 0,0488 t^3 + 0,5542 t^2 + 26,212 t + 20,012 \quad (4.1)$$

$$T_{2,média}(t) = 0,0006 t^4 - 0,027 t^3 - 1,0764 t^2 + 62,724 t + 20,051 \quad (4.2)$$

$$T_{3,média}(t) = 0,0306 t^3 - 2,8455 t^2 + 79,152 t + 21,645 \quad (4.3)$$

$$T_{NBR,média}(t) = 0,0003 t^4 - 0,0067 t^3 - 1,2279 t^2 + 55,573 t + 20,071 \quad (4.4)$$

Os valores do fator  $R^2$  das regressões 4.1 a 4.4 são respectivamente 1,0000, 1,0000, 0,9995 e 1,0000, nota-se que as regressões se adequaram bem aos dados de temperatura. Na figura 4.2 observa-se os resultados obtidos para o incêndio 2.

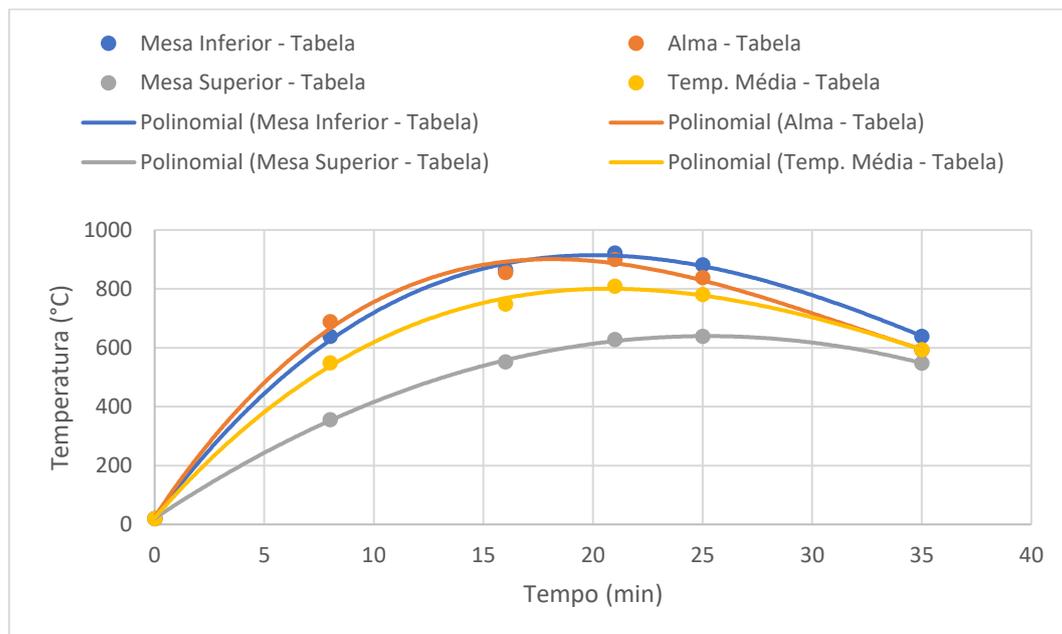


Figura 4.2 – Temperatura do aço – VS 220x25 – Incêndio 2.

Através da figura 4.2 observa-se que durante a fase de aquecimento  $T_{3,média}(t)$  se eleva mais rapidamente que as demais, sendo ultrapassada por  $T_{2,média}(t)$  aos 15 min de incêndio, conforme explicado para o incêndio 1, esse efeito se deve a sua maior área de exposição e maior fator de massividade. O valor máximo de  $T_{NBR,média}(t)$  é de 808,7°C, enquanto o valor máximo atingido por  $T_{2,média}(t)$  é de 921,6°C, ambas aos 21 min de incêndio. As equações 4.5 a 4.8 se referem ao incêndio 2.

$$T_{1,média}(t) = 0,0006 t^3 - 1,0053 t^2 + 49,502 t + 20,585 \quad (4.5)$$

$$T_{2,média}(t) = 0,0284 t^3 - 3,3548 t^2 + 100,3 t + 23,221 \quad (4.6)$$

$$T_{3,média}(t) = 0,0455 t^3 - 4,3148 t^2 + 111,54 t + 25,757 \quad (4.7)$$

$$T_{NBR,média}(t) = 0,023 t^3 - 2,7646 t^2 + 84,935 t + 22,958 \quad (4.8)$$

Os valores do fator  $R^2$  das regressões 4.5 a 4.8 são respectivamente 0,9998, 0,9987, 0,9961 e 0,9986. Observa-se pelos fatores que as regressões se adequaram bem aos dados de temperatura. A figura 4.3 exibe os resultados obtidos para o incêndio 3.

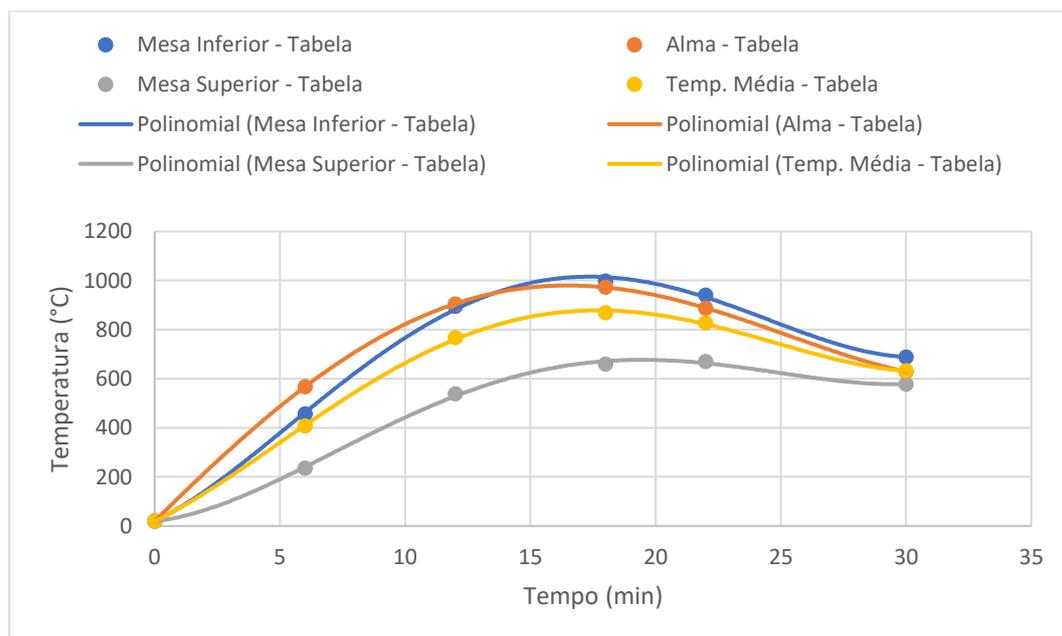


Figura 4.3 – Temperatura do aço – VS 220x25 – Incêndio 3.

Na figura 4.3, conforme os incêndios 1 e 2, nota-se que durante a fase de aquecimento  $T_{3,média}(t)$  se eleva mais rapidamente que as demais, sendo ultrapassada por  $T_{2,média}(t)$  aos 12 min de incêndio. O valor máximo de  $T_{NBR,média}(t)$  é de 868,8°C, enquanto o valor máximo atingido por  $T_{2,média}(t)$  é de 998,4°C, ambas aos 18 min de incêndio. As equações 4.9 a 4.12 se referem ao incêndio 3.

$$T_{1,média}(t) = 0,0059 t^4 - 0,375 t^3 + 6,2104 t^2 + 11,844 t + 19,147 \quad (4.9)$$

$$T_{2,média}(t) = 0,0086 t^4 - 0,5136 t^3 + 6,7578 t^2 + 49,968 t + 18,866 \quad (4.10)$$

$$T_{3,média}(t) = 0,0038 t^4 - 0,1847 t^3 - 0,5297 t^2 + 100,19 t + 20,111 \quad (4.11)$$

$$T_{NBR,média}(t) = 0,0063 t^4 - 0,3732 t^3 + 4,5635 t^2 + 49,878 t + 19,309 \quad (4.12)$$

Os valores do fator  $R^2$  das regressões 4.9 a 4.12 são respectivamente 0,9992, 0,9993, 1,0000 e 0,9996. Pode-se constatar pelos fatores que as regressões se adequaram bem aos dados de temperatura. Nas análises realizadas, as médias das temperaturas das regiões do perfil para cada incêndio foram calculadas a partir das equações apresentadas. Nas equações a constante sempre é próxima de 20, indicando que para  $t = 0$  a média da temperatura do perfil é igual a temperatura ambiente, 20 °C.

Nas curvas apresentadas nas figuras 4.1, 4.2 e 4.3 os valores máximos das médias das temperaturas dos incêndios aumentam progressivamente nos incêndios 1, 2 e 3, enquanto os tempos para o desenvolvimento dos incêndios diminuem. Este resultado está de acordo com o previsto através das equações 2.14 e 2.15a-c, que descrevem o modelo de incêndio utilizado. Observa-se que o aumento da carga de incêndio acarreta temperaturas maiores e o aumento do fator de abertura acarreta temperaturas maiores e desenvolvimento mais rápido do incêndio. Também é possível constatar que  $T_{3,média}(t)$  varia mais rapidamente que  $T_{2,média}(t)$ , isso ocorre porque a área de exposição da alma aos gases quentes e seu fator de massividade são maiores. O valor de  $T_{1,média}(t)$  sempre é inferior as demais médias porque no modelo utilizado a viga é sobreposta por uma laje de concreto e assim a sua face superior não é exposta aos gases do incêndio.

#### 4.1.2 MÉDIAS DOS MÓDULOS DE ELASTICIDADE DO PERFIL

A função obtida a partir da regressão senoidal da tabela 2.1 está exibida na equação 4.13, sendo  $k_E(T_i)$  o valor da função e  $T_i$  a temperatura do aço. Na equação  $T_i$  é a temperatura do aço.

$$\begin{aligned} k_E(T_i) = & 1,03900 \operatorname{sen}(2,294 \times 10^{-3} T_i + 0,2119) + \\ & 0,83820 \operatorname{sen}(3,378 \times 10^{-3} T_i + 2,1000) + \\ & 0,06195 \operatorname{sen}(1,339 \times 10^{-2} T_i + 1,5560) + \\ & 0,02131 \operatorname{sen}(2,120 \times 10^{-2} T_i - 2,7130) \end{aligned} \quad (4.13)$$

A partir da função gerada e dos dados originários da tabela 2.1, provenientes da NBR 14323 (2013), foi gerado gráfico exibido na figura 4.4.

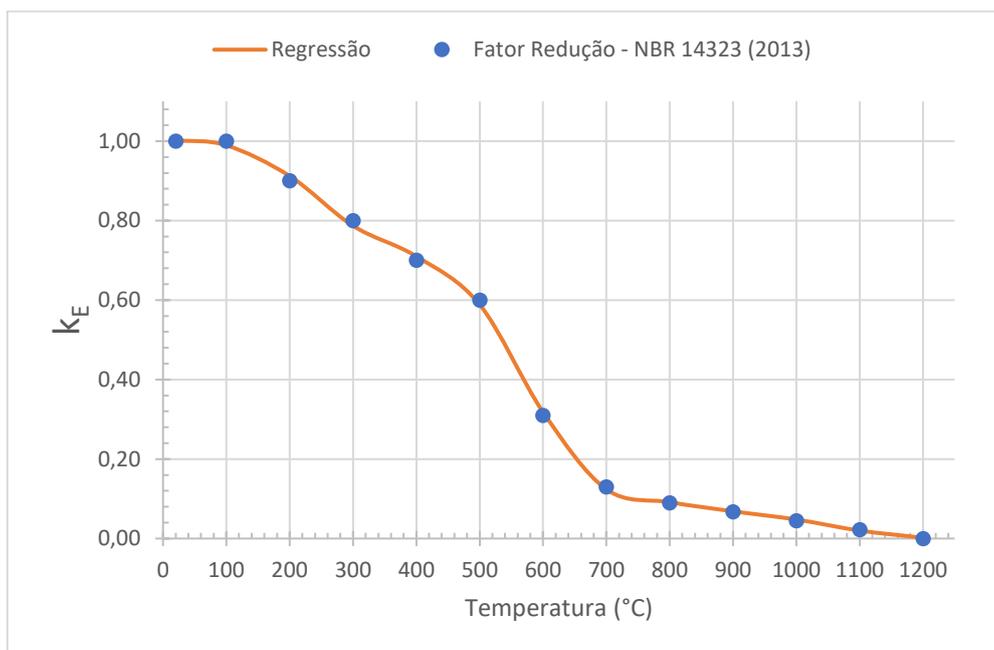


Figura 4.4 – Regressão senoidal dos valores de  $k_E$  contidos na tabela 2.1 da NBR 14323 (2013).

Observa-se que a regressão apresenta grande aproximação com os pontos da tabela 2.1, podendo ser empregada em seu lugar. A opção de utilizar a equação se deu pela praticidade de se trabalhar com ela, pela similaridade com os resultados da tabela e a suavidade da curva diante da variação de temperatura.

Com as equações das médias das temperaturas no tempo de incêndio,  $T_{1,média}(t)$ ,  $T_{2,média}(t)$ ,  $T_{3,média}(t)$ ,  $T_{NBR,média}(t)$ , e da função  $k_E(T_i)$  foram calculadas  $E_{1,média}(t)$ ,  $E_{2,média}(t)$  e  $E_{3,média}(t)$  e  $E_{NBR,média}(t)$ , respectivamente. A média do módulo de elasticidade inicial,  $E_0$ , é igual a 205 MPa. Os resultados obtidos para o incêndio 1 estão registrados na figura 4.5.

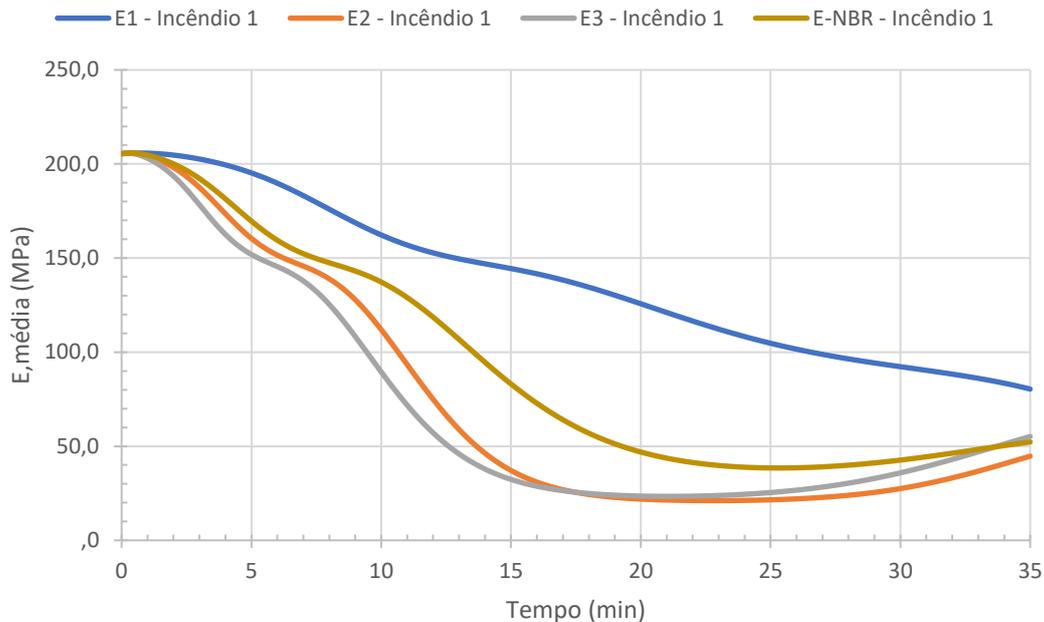


Figura 4.5 – Curvas da média do Módulo de Elasticidade-Tempo – Incêndio 1.

Na figura 4.5 observa-se que as curvas apresentam dois pontos de inflexão, reduzindo seus valores a um mínimo no ponto de temperatura máxima. A curva da média do módulo de elasticidade da alma,  $E_{3,média}(t)$ , é o que sofre variação mais rápida, tanto na fase de aquecimento como na fase de resfriamento, seguindo o comportamento da temperatura da região. Como esperado,  $E_{2,média}(t)$  apresenta em todo período valores inferiores à  $E_{1,média}(t)$ , isso devido as temperaturas mais elevadas da mesa inferior. Os resultados obtidos para o incêndio 2 estão registrados na figura 4.6.

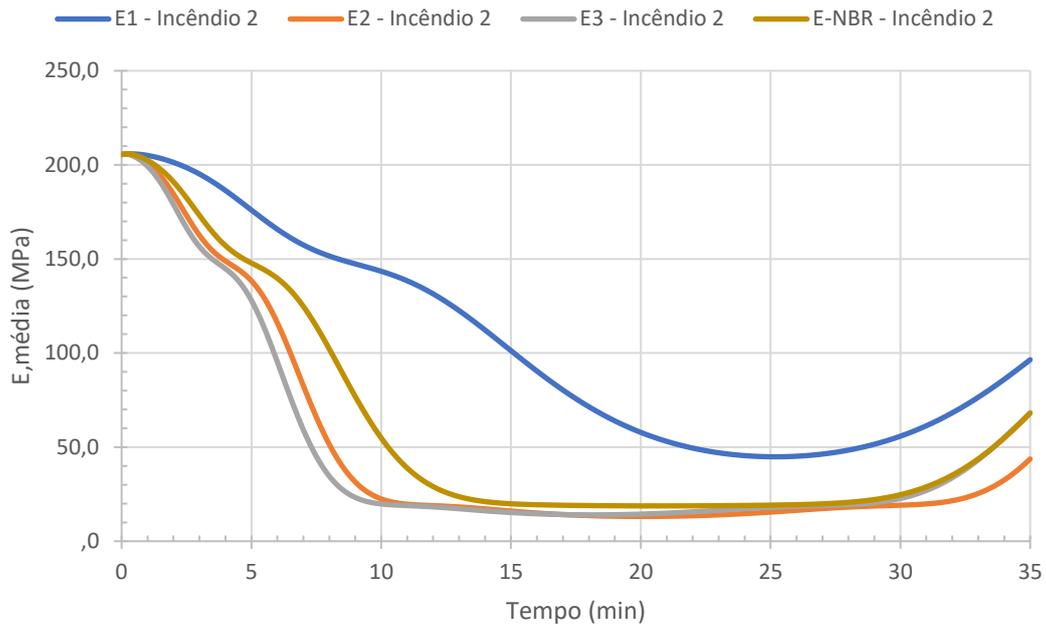


Figura 4.6 – Curvas da média do Módulo de Elasticidade-Tempo – Incêndio 2.

Pela figura 4.6 pode-se constatar que após determinada temperatura o valor da média do módulo de elasticidade se estabiliza, apresentando incrementos de redução insignificantes diante da redução total.  $E_{3,média}(t)$  é a que sofre variação mais rápida, tanto na fase de aquecimento como na fase de resfriamento, conforme observado no incêndio 1. Observa-se que no período de temperaturas mais altas  $E_{NBR,média}(t)$  se aproxima dos valores apresentados por  $E_{2,média}(t)$  e  $E_{3,média}(t)$ , isso se deve pela forma de  $k_E(T_i)$  que tem seus valores rapidamente elevados até a temperatura de, aproximadamente,  $700^{\circ}\text{C}$ , a partir da qual apresenta menor sensibilidade ao aumento da temperatura.  $E_{2,média}(t)$  apresenta em todo período valores inferiores a  $E_{1,média}(t)$ , que continua apresentando os dois pontos de inflexão de forma bem definida e o valor mínimo em um ponto bem definido no tempo de incêndio. Os resultados obtidos para o incêndio 3 estão registrados na figura 4.7.

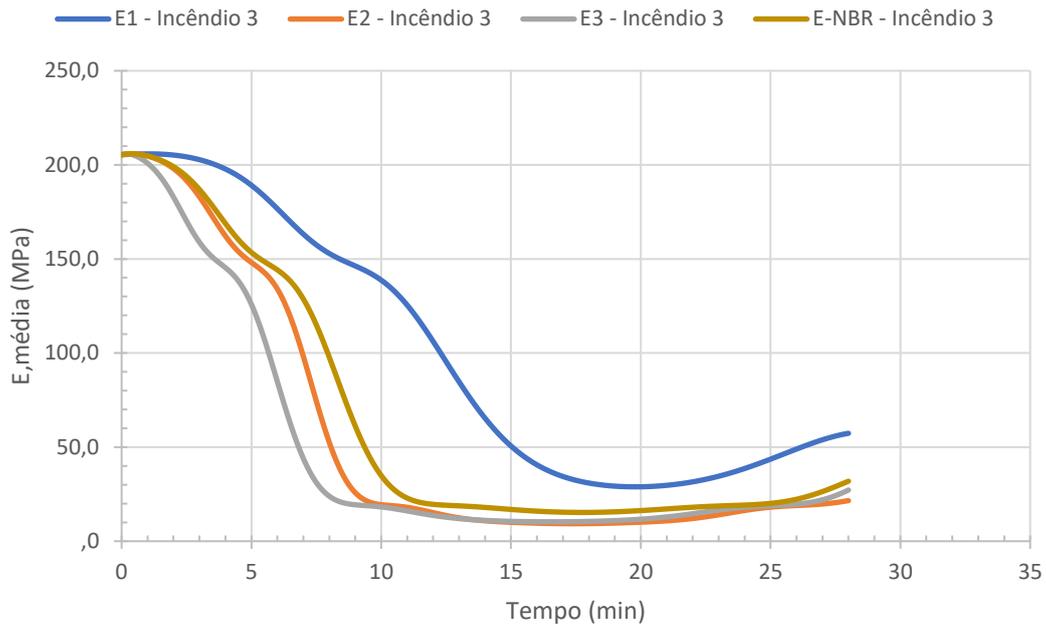


Figura 4.7 – Curvas da média do Módulo de Elasticidade-Tempo – Incêndio 3.

Na figura 4.7 pode-se observar que, em semelhança ao que ocorre no incêndio 2, após determinada temperatura o valor da média do módulo de elasticidade se estabiliza, apresentando incrementos de redução insignificantes diante da redução total. Também se observa a variação mais rápida de  $E_{3,média}(t)$ . Os valores de  $E_{NBR,média}(t)$  se aproximam dos valores apresentados por  $E_{2,média}(t)$  e  $E_{3,média}(t)$  no período de temperaturas mais altas, conforme descrito no incêndio 2.  $E_{2,média}(t)$  apresenta em todo período valores inferiores a  $E_{1,média}(t)$ , que continua apresentando os dois pontos de inflexão de forma bem definida e o valor mínimo em um ponto bem definido no tempo de incêndio.

Comparando as curvas 4.5, 4.6 e 4.7, que apresentam as médias dos módulos de elasticidade em função do tempo de incêndio, observa-se que elas atingem valores mais baixos e se desenvolvem mais rapidamente de forma progressiva nos incêndios 1, 2 e 3, devido ao comportamento das curvas das médias das temperaturas. Também pode-se observar nas curvas dos incêndios 2 e 3 que as médias dos módulos de elasticidade decrescem rapidamente até determinado ponto do incêndio, a partir do qual apresentam pequenas variações, mesmo com o aumento da temperatura. Esta mudança de declividade da curva ocorre devido ao formato da função  $k_E(T_i)$ , exibida na figura 4.1, em que pode-se observar diferentes declividades conforme a temperatura aumenta, sendo a maior delas entre 500 °C e 700°C e a menor entre 700 °C e 1200 °C.

## 4.2 TEMPO CRÍTICO DE INCÊNDIO E MÉDIAS DO MOMENTO SOLICITANTE

Neste subitem são apresentados os resultados obtidos no cálculo do tempo crítico ( $t_{cr}$ ) e do momento solicitante ( $M_s$ ) de cada modelo e para cada incêndio. A média do  $M_s$  foi calculada a partir de  $M_{r,média}(t_{cr})$ , utilizando-se os devidos coeficientes de segurança.

### 4.2.1 TEMPO CRÍTICO DE INCÊNDIO

Para encontrar o pior cenário dentro do TRRF,  $M_{r,média}(t)$  foi calculado e seu ponto de mínimo determinado. Os resultados foram obtidos a partir das médias das dimensões do perfil, das curvas das médias dos módulos de elasticidade e das equações 2.6, para o modelo da NBR 14323 (2013), e 2.20, para o modelo de Nunes (2005). Foram calculados 210 pontos igualmente espaçados no intervalo de tempo. Os resultados para o incêndio 1 estão exibidos na figura 4.8.

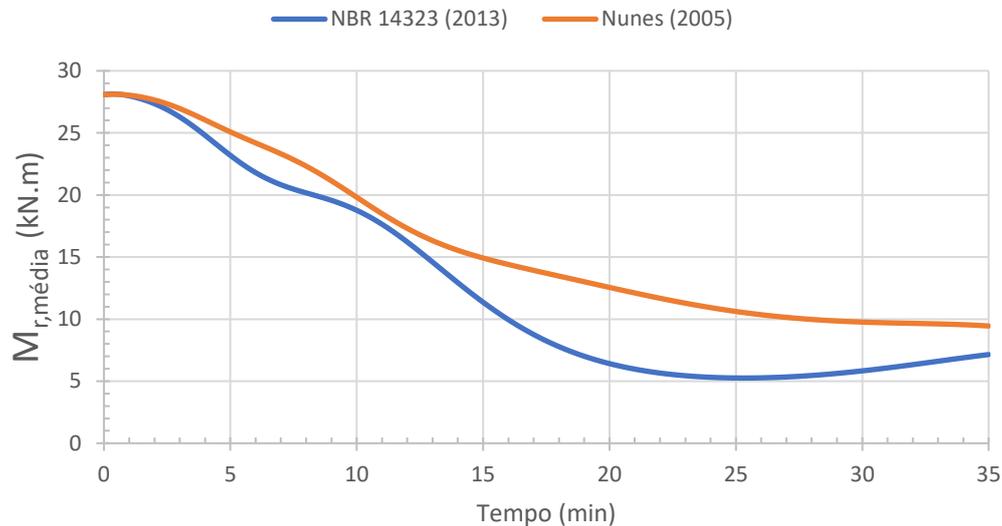


Figura 4.8 – Curva de  $M_{r,média}(t)$  – Incêndio 1.

Na figura 4.8 observa-se que  $M_{r,média}(t)$  decresce com o aumento das temperaturas nos dois modelos. A curva calculada pelo modelo da NBR 14323 (2013) tem um comportamento similar a  $E_{NBR,média}(t)$  do incêndio 1, apresentando um ponto de mínimo bem definido, esse comportamento ocorre pela dependência do momento resistente do módulo de elasticidade do perfil. O valor de  $M_{r,média}(t_{cr})$  do modelo da NBR 14323 (2013) para o incêndio 1 é de 5,3 kN.m, ocorrendo no tempo de 25,3 min.

A curva calculada pelo modelo de Nunes (2005) apresenta valores superiores, com um comportamento similar a  $E_{1,média}(t)$  do incêndio 1, indicando a influência da consideração da

diferença de temperaturas entre as regiões do perfil. Nesta curva o valor mínimo ocorre ao final do tempo de incêndio analisado, isso porque, como se pode observar na figura 4.1, a temperatura está invertendo sua declividade ao final do período. O valor de  $M_{r,média}(t_{cr})$  do modelo de Nunes (2005) para o incêndio 1 é de 9,4 kN.m, ocorrendo no tempo de 35,0 min. Os resultados para o incêndio 2 estão exibidos na figura 4.9.

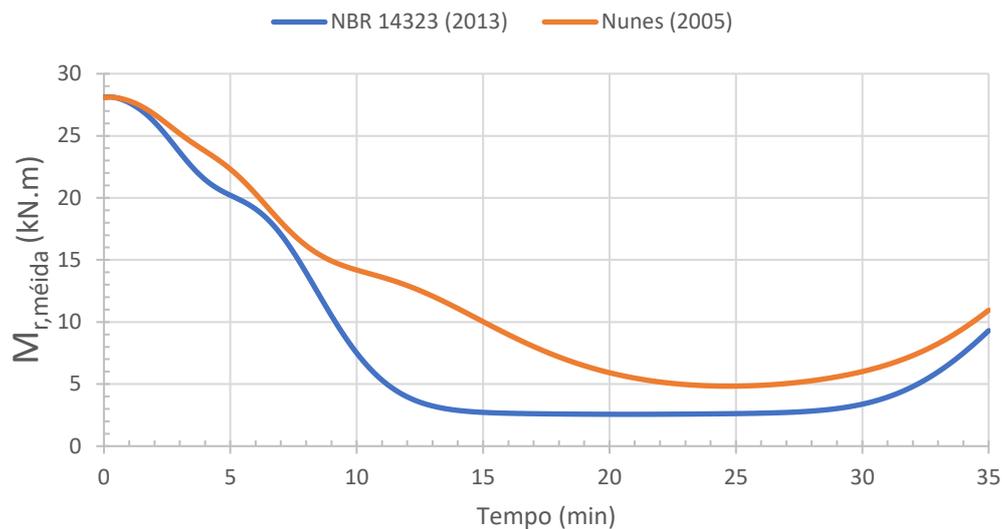


Figura 4.9 – Curva de  $M_{r,média}(t)$  – Incêndio 2.

Na figura 4.9 observa-se que a curva calculada pelo modelo da NBR 14323 (2013) tem um comportamento similar a  $E_{NBR,média}(t)$  do incêndio 2, apresentando uma região de pouca variação após altas temperaturas, conforme observado no incêndio 1. O valor de  $M_{r,média}(t_{cr})$  do modelo da NBR 14323 (2013) para o incêndio 2 é de 2,6 kN.m, ocorrendo no tempo de 20,8 min.

A curva calculada pelo modelo de Nunes (2005), da mesma forma que no incêndio 1, apresenta valores superiores à do modelo da NBR 14323 (2013), com um comportamento similar a  $E_{1,média}(t)$  do incêndio 2. Nesta curva já pode-se observar um ponto de mínimo bem definido. O valor de  $M_{r,média}(t_{cr})$  do modelo de Nunes (2005) para o incêndio 2 é de 4,8 kN.m, ocorrendo no tempo de 24,8 min. Os resultados para o incêndio 3 estão exibidos na figura 4.10.

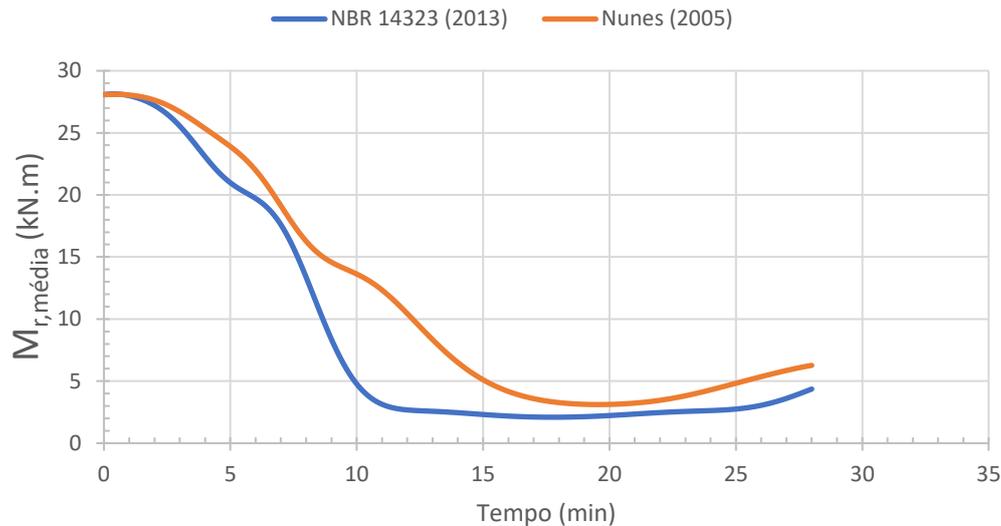


Figura 4.10 – Curva de  $M_{r,média}(t)$  – Incêndio 3.

Pela figura 4.10 pode-se observar que ambos os modelos apresentam um comportamento semelhante ao observado para o incêndio 2, figura 4.9. Ressalta-se que o incêndio 3, por se desenvolver mais rapidamente tem uma duração menor que os demais, sendo analisado até os 28 minutos. O valor de  $M_{r,média}(t_{cr})$  do modelo da NBR 14323 (2013) para o incêndio 3 é de 2,1 kN.m, ocorrendo no tempo de 17,8 min, enquanto o  $M_{r,média}(t_{cr})$  do modelo de Nunes (2005) é de 3,1 kN.m, ocorrendo no tempo de 19,6 min. Os valores de  $M_{r,média}(t_{cr})$  obtidos para os três incêndios através dos dois modelos estão registrados na tabela 4.1.

Tabela 4.1 –  $t_{cr}$  e  $M_{r,média}(t_{cr})$  nos três incêndios.

Incêndio	NBR 14323 (2013)		NUNES (2005)	
	Tempo (min)	$M_{r,mín}$ (kN.m)	Tempo (min)	$M_{r,mín}$ (kN.m)
1	25,3	5,3	35,0	9,4
2	20,8	2,6	24,8	4,8
3	17,8	2,1	19,6	3,1

Pode-se observar na tabela 4.1 que os valores de  $t_{cr}$  e de  $M_{r,média}(t_{cr})$  são decrescentes do incêndio 1 para o incêndio 3, isso ocorre porque cada incêndio apresenta cargas específicas de incêndio e fatores de abertura maiores que os anteriores, acarretando em maiores temperaturas e tempo de desenvolvimento mais acelerado. Também se nota que os valores de  $t_{cr}$  e de  $M_{r,média}(t_{cr})$  são sempre maiores no modelo de Nunes (2005), quando comparado ao modelo

da NBR 14323 (2013) para o mesmo tipo de incêndio, demonstrando o efeito da consideração da diferença de temperatura entre as diferentes regiões do perfil.

A partir das figuras 4.8 a 4.10 é possível observar que  $M_{r,média}(t)$  calculado pelo modelo de Nunes (2005) é superior ao calculado pelo modelo da NBR 14323 (2013) em toda a duração do incêndio. A tabela 4.1 confirma que os valores obtidos nos três incêndios para o modelo de Nunes (2005) são maiores os valores obtidos no modelo da NBR 14323 (2000) em pelo menos 45%. Os tempos de ocorrência do momento mínimo também são mais tardios no modelo de Nunes (2005), indicando que o momento resistente sofre grande influência da mesa superior, a qual tem sua temperatura máxima após a temperatura média máxima do perfil. Esse resultado demonstra que a consideração da temperatura de forma separada para os elementos da viga aumenta a precisão da análise e revela que o sistema resiste a um momento maior que o obtido no modelo com a simplificação da temperatura uniforme do perfil.

#### 4.2.2 MÉDIAS DO MOMENTO SOLICITANTE

As médias dos  $M_s$  foram calculadas a partir dos valores de  $M_{r,média}(t_{cr})$  multiplicadas por um coeficiente de segurança de projeto,  $\gamma$ , utilizando-se as equações 3.1 e 3.2. O valor obtido para  $\gamma$ , calculado através da equação 3.2, foi 1,30, considerando as recomendações da NBR 14323 (2013) para minoração da resistência e majoração das cargas decorrentes do peso da estrutura e de elementos em geral. Os resultados obtidos estão descritos na tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Médias de  $M_s$ .

Incêndio	Modelos	
	NBR 14323 (2000)	NUNES (2005)
1	4,0	7,3
2	2,0	3,7
3	1,6	2,4

Através da tabela 4.2 pode-se observar que o comportamento de  $M_s$  é semelhante ao de  $M_{r,média}(t_{cr})$  como esperado por serem diretamente proporcionais. A escolha de um valor de  $M_s$  diferente para os modelos decorre da intenção de testar cada modelo no seu limite de uso, forma que serão utilizados na prática do dimensionamento,

### 4.3 C.V. E MÉDIAS DE CADA GRUPO DE VARIÁVEIS ALEATÓRIAS

Conforme explicado no item 3.3 e descrito na tabela 3.2, foram adotados os C.V. de 0,02, 0,03, 0,01 e 0,10 como padrão para as dimensões do perfil, módulos de elasticidade, temperaturas e momento solicitante, respectivamente. As fontes de cada C.V. estão registradas na tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Variáveis aleatórias utilizadas.

Variáveis	Médias			C.V.	Distribuição	Referência
	Incêndio 1	Incêndio 2	Incêndio 3			
Variáveis aleatórias utilizadas em ambos os modelos.						
$b_{f1}, b_{f2}$ (mm)	120	120	120	0,02	Log-Normal	Castanheira (2004)
$t_{f1}, t_{f2}$ (mm)	9,50	9,50	9,50	0,02	Log-Normal	Castanheira (2004)
$b_w$ (mm)	181	181	181	0,02	Log-Normal	Castanheira (2004)
$t_w$ (mm)	4,75	4,75	4,75	0,02	Log-Normal	Castanheira (2004)
L (m)	7,0	7,0	7,0	0,02	Log-Normal	Castanheira (2004)
Variáveis aleatórias para o modelo da NBR 14323 (2013).						
$T_{NBR}(t_{cr})$ (°C)	654,5	800,5	880,7	0,01	Log-Normal	JCSS (2001)
$E_{NBR}(t_{cr})$ (MPa)	38,4	18,8	15,3	0,03	Log-Normal	JCSS (2001)
$M_s$ (kN.m)	4,0	2,0	1,6	0,10	Log-Normal	JCSS (2001)
Variáveis aleatórias para o modelo de Nunes (2005).						
$T_1(t_{cr})$ (°C)	574,5	639,1	684,2	0,01	Log-Normal	JCSS (2001)
$T_2(t_{cr})$ (°C)	639,6	880,7	997,0	0,01	Log-Normal	JCSS (2001)
$T_3(t_{cr})$ (°C)	618,2	832,5	951,2	0,01	Log-Normal	JCSS (2001)
$E_1(t_{cr})$ (MPa)	80,4	44,9	28,9	0,03	Log-Normal	JCSS (2001)
$E_2(t_{cr})$ (MPa)	44,7	15,3	9,9	0,03	Log-Normal	JCSS (2001)
$E_3(t_{cr})$ (MPa)	55,2	17,9	11,3	0,03	Log-Normal	JCSS (2001)
$M_s$ (kN.m)	7,3	3,7	2,4	0,10	Log-Normal	JCSS (2001)

Na tabela 4.3 tem-se todas as médias no  $t_{cr}$ , os C.V. padrão, as distribuições e as referências adotadas para cada variável. As médias das dimensões do perfil foram retiradas da tabela 3.1, enquanto as médias da temperatura do aço, módulo de elasticidade foram obtidas a partir das curvas da média descritas no item 4.1 analisadas no  $t_{cr}$ . As médias do  $M_s$  foram retirados da tabela 4.2. A partir da tabela 4.3 tem-se todos os dados necessários para as análises de confiabilidade.

#### 4.4 EFEITO DA ALEATORIEDADE DE UM ÚNICO GRUPO SOBRE O MOMENTO RESISTENTE DA VIGA

Com o intuito de analisar o efeito da aleatoriedade sobre o cálculo do  $M_r(t_{cr})$  foram criados gráficos relacionando os C.V. deste e dos grupos de variáveis aleatórias em análise. A média das variáveis foi tomada de acordo com a tabela 4.3 e os C.V. de cada variável foi tomado entre 0,01 e 0,10, não sendo utilizados os valores do C.V. padrão da tabela 4.3, com o intuito de comparar diretamente os resultados obtidos para os grupos. Os gráficos gerados para o grupo das dimensões estão registrados na figura 4.11.

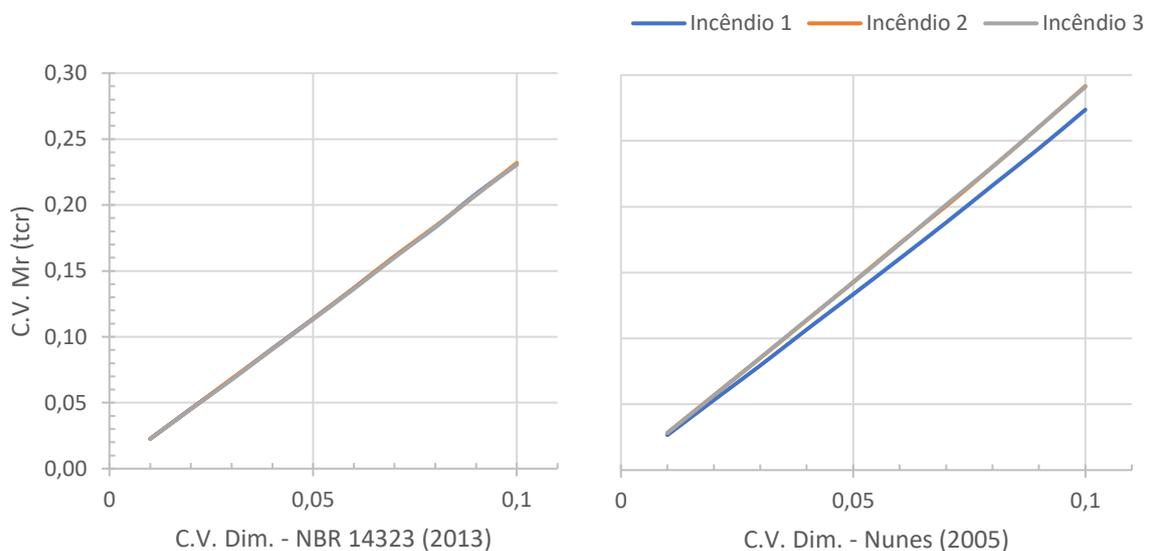


Figura 4.11 – C.V.  $M_r(t_{cr})$  x C.V. Dim.

Observa-se na figura 4.11 que no modelo da NBR 14323 (2013) as curvas obtidas, utilizando-se o grupo das dimensões (Dim.) como variáveis aleatórias, não sofrem alteração com a mudança das características do incêndio. A relação observada é aproximadamente linear com um coeficiente angular de 2,32.

No modelo de Nunes (2005) as curvas do obtidas utilizando-se o do grupo das dimensões (Dim.) como variáveis aleatórias se alteram com a mudança das características do incêndio. É observado que a curva correspondente ao incêndio 1 segue uma tendência aproximadamente linear com coeficiente angular de 2,74, enquanto as curvas correspondentes aos incêndios 2 e 3 seguem uma tendência linear com coeficiente angular de 2,91. Dessa forma a relação entre os C.V. do  $M_r(t_{cr})$  e o C.V. do grupo das dimensões são aproximadamente lineares para ambos os modelos A semelhança entre o incêndio 2 e 3 ocorre devido a proximidade dos módulos de elasticidade obtidos em ambos os incêndios.

O modelo de Nunes (2005) indicou ser mais sensível a variação do C.V. do grupo das dimensões que o modelo da norma e que apresenta variação com a mudança de incêndio. Os gráficos obtidos para o grupo dos módulos de elasticidade estão registrados na figura 4.12.

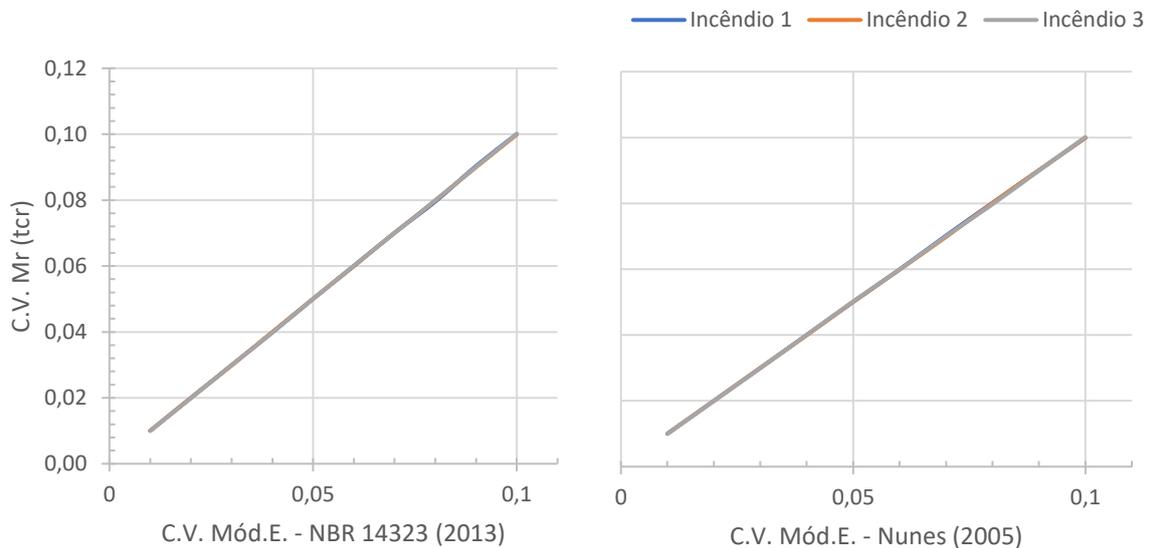


Figura 4.12 – C.V.  $M_r(t_{cr})$  x C.V. Mod. E.

Pela figura 4.12 nota-se que em ambos os modelos, da NBR 14323 (2013) e de Nunes (2005), as curvas obtidas, utilizando-se o grupo dos módulos de elasticidade (Mód. E.) como variáveis aleatórias, não sofrem variação com a mudança das características do incêndio. A relação observada nos dois casos é aproximadamente linear com um coeficiente angular 1,00. Isto demonstra que a relação entre os C.V. é independente das características do incêndio e que os valores são diretamente proporcionais. Os gráficos obtidos para o grupo das temperaturas estão registrados na figura 4.13.

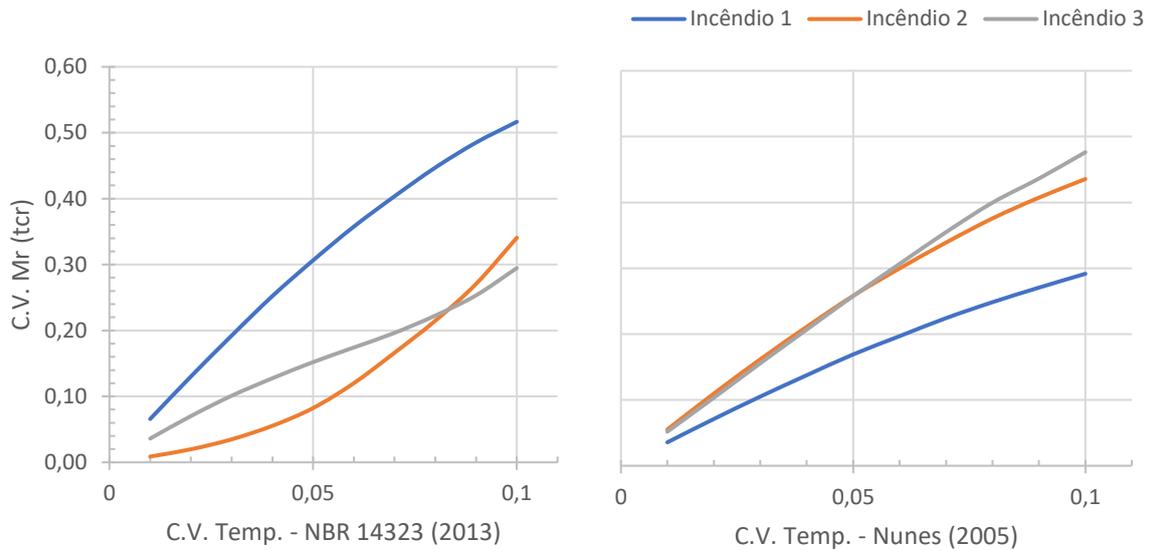


Figura 4.13 – C.V.  $M_r(t_{cr})$  x C.V. Temp.

Através da figura 4.13 observa-se que no modelo da NBR 14323 (2013) as curvas obtidas, considerando-se o grupo das temperaturas (Temp.) como variáveis aleatórias, sofrem grande variação tanto com a mudança de incêndio quanto com a variação do C.V. de Temp. No modelo de Nunes (2005) as curvas também se alteram com a mudança das características do incêndio, mas possuem um comportamento mais estável diante da variação do C.V. de Temp.

Ressalta-se que no modelo da norma brasileira o incêndio que apresentou as relações entre os C.V. mais altas é o 1, enquanto o 2 e o 3 apresentaram valores mais baixos, já no modelo de Nunes (2005) a situação se inverteu. Os coeficientes angulares médios encontrados foram de 5,01, 3,69 e 2,87 pelo modelo da NBR 14323 (2013) e de 2,84, 4,23 e 4,72 pelo modelo de Nunes (2005), para os incêndios 1, 2 e 3, respectivamente. Em ambos os modelos há uma grande sensibilidade a mudança das propriedades do incêndio.

#### 4.5 PROBABILIDADE DE FALHA E ÍNDICE DE CONFIABILIDADE $\beta$ DO SISTEMA PARA O INCÊNDIO 2

A análise de confiabilidade foi realizada com o incêndio 2, sendo utilizados o método FOSM para o cálculo do índice de confiabilidade  $\beta$  e o método de Monte Carlo tanto para o cálculo do índice de confiabilidade  $\beta$  como para o cálculo da  $p_f$ . Primeiramente foi analisada a situação padrão, com as variáveis descritas nas tabelas 4.3 a 4.5. O resultado desta análise está registrado na tabela 4.6.

Tabela 4.4 – Índices de confiabilidade  $\beta$  e  $p_f$  no incêndio 2 para C.V. padrões.

Indicadores	NBR 14323 (2000)		Nunes (2005)	
	FOSM	Monte Carlo	FOSM	Monte Carlo
$\beta$	2,44	2,45	2,02	2,04
$p_f$	-	$9,56 \times 10^{-3}$	-	$2,06 \times 10^{-2}$

Pela tabela observa-se que foram obtidos valores muito próximos entre os métodos de FOSM e Monte Carlo. O número de simulações utilizadas no método de Monte Carlo foi de 5.000.000, sendo calculado o  $CV_{p_f}$  conforme a equação 3.4. Como foram obtidas  $p_f$  de  $9,56 \times 10^{-3}$  e  $2,06 \times 10^{-2}$ , o  $CV_{p_f}$  se situou entre 0,0046 e 0,0031. Como a  $p_f$  foi maior do que se esperava os valores de  $CV_{p_f}$  ficaram baixos, sendo viável o uso de um número menor de simulações.

Após a análise de confiabilidade foi realizada uma análise de sensibilidade de  $\beta$ . Selecionou-se em cada etapa da simulação um grupo de variáveis, que tiveram seu C.V. variado dentro do intervalo:  $0,6 \text{ C.V. padrão} \leq \text{C.V.} \leq 1,4 \text{ C.V. padrão}$ , descrito no item 4.3. Nas variáveis dos demais grupos manteve-se os C.V. padrões da tabela 4.3. O processo se repetiu até que todos os grupos fossem analisados. Os resultados obtidos para o grupo das dimensões do perfil estão registrados na figura 4.14.

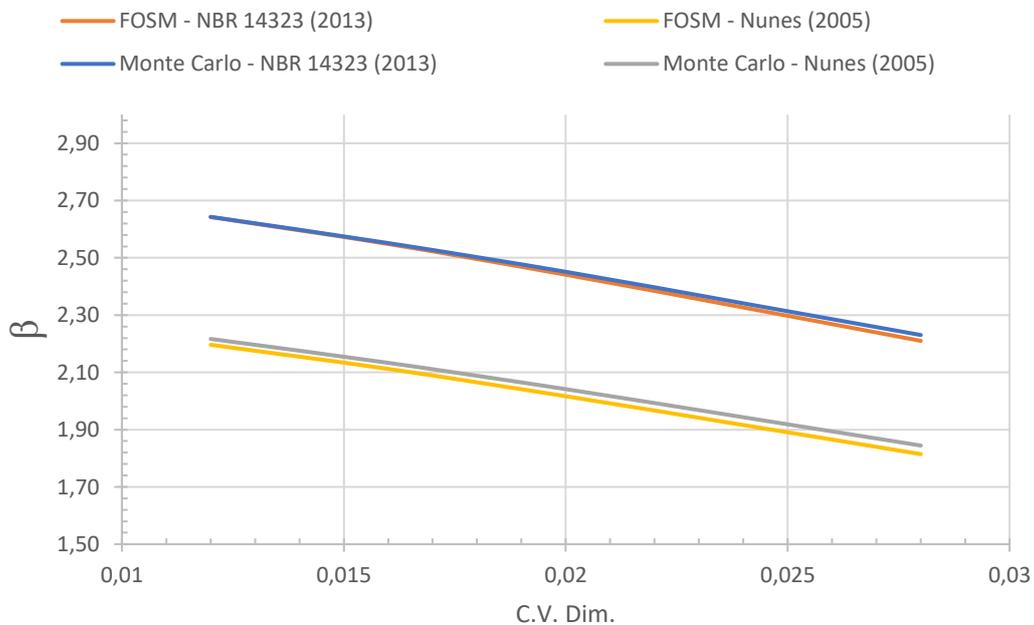


Figura 4.14 –  $\beta$  x C.V. Grupo dimensões do perfil (Dim.).

Na figura 4.14 observa-se que conforme o C.V. do grupo das dimensões do perfil (Dim.) aumenta o valor de  $\beta$  diminui. Também pode-se observar que os valores atingidos pelo modelo da NBR 14323 (2013) são maiores que os atingidos pelo modelo de Nunes (2005). Os valores de  $\beta$  obtidos pelo método de Monte Carlo e FOSM apresentam grande semelhança, especialmente no modelo da NBR 14323 (2000). Os resultados obtidos para o grupo das temperaturas estão registrados na figura 4.15.

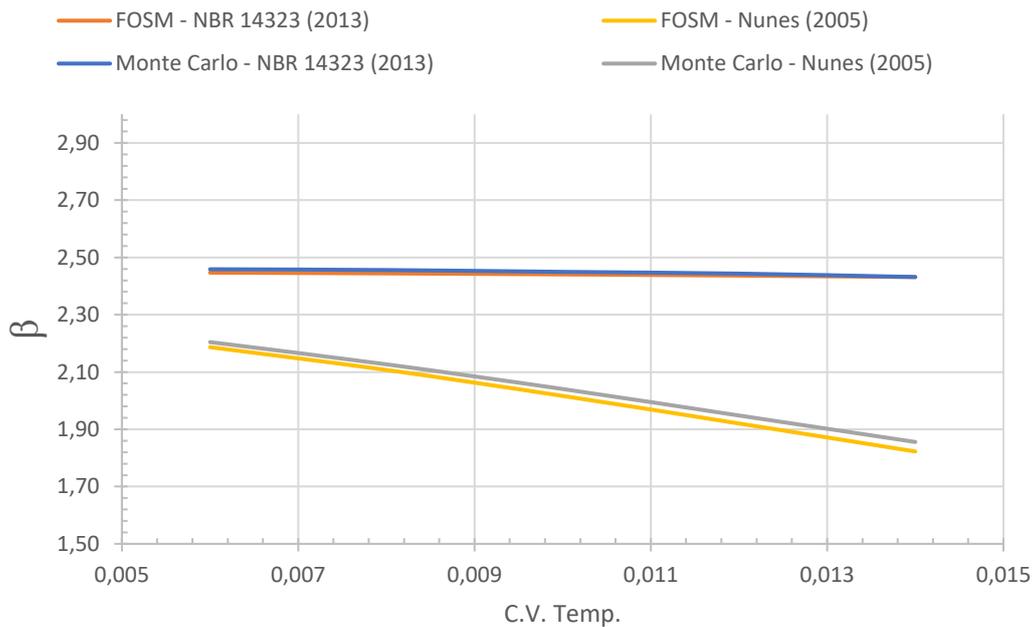


Figura 4.15 –  $\beta$  x C.V. Grupo temperaturas do perfil (Temp.).

Através da figura 4.15 observa-se que conforme o C.V. do grupo das temperaturas do perfil (Temp.) aumenta o valor de  $\beta$  diminui no modelo de Nunes (2005) e permanece aproximadamente o mesmo, pelo modelo da NBR 14323 (2000). Também pode-se observar que os valores atingidos pelo modelo da NBR 14323 (2013) são maiores que os atingidos pelo modelo de Nunes (2005). Os valores de  $\beta$  obtidos pelo método de Monte Carlo e FOSM apresentam grande semelhança, especialmente no modelo da NBR 14323 (2000). Os resultados obtidos para o grupo dos módulos de elasticidade estão registrados na figura 4.16.

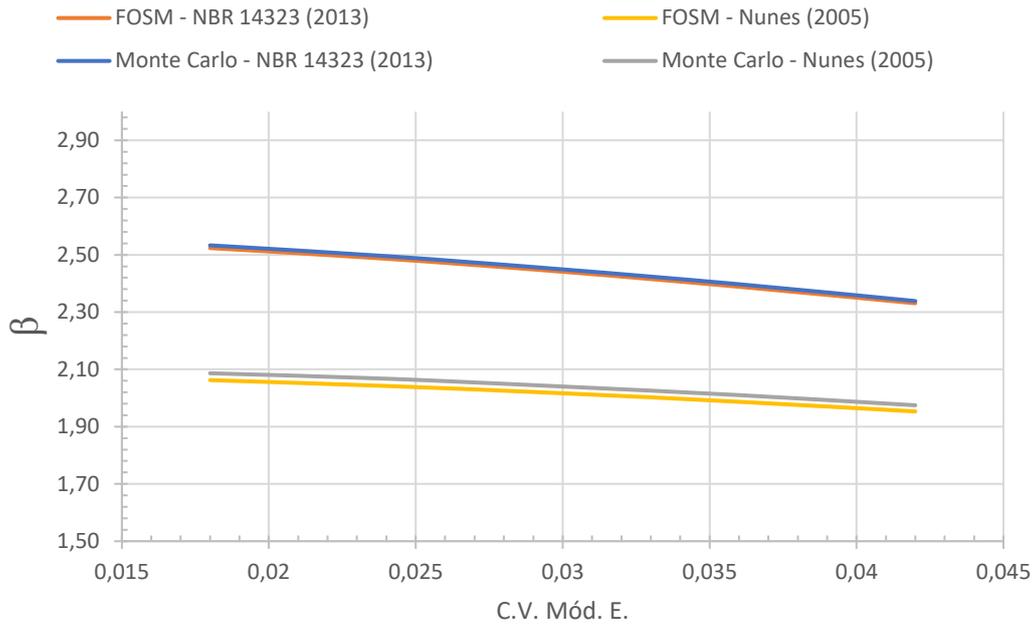


Figura 4.16 –  $\beta$  x C.V. Grupo módulo de elasticidade (Mód. E.).

Na figura 4.16 nota-se que a medida que o C.V. do grupo do módulo de elasticidade (Mód. E..) aumenta o valor de  $\beta$  diminui em ambos os modelos, conforme os resultados anteriores. Também pode-se destacar que os valores atingidos pelo modelo da NBR 14323 (2013) são maiores que os atingidos pelo modelo de Nunes (2005), indicando ser mais confiável. Os valores de  $\beta$  obtidos pelo método de Monte Carlo e FOSM apresentam grande semelhança. Os resultados obtidos para o grupo dos momentos solicitantes estão registrados na figura 4.17.

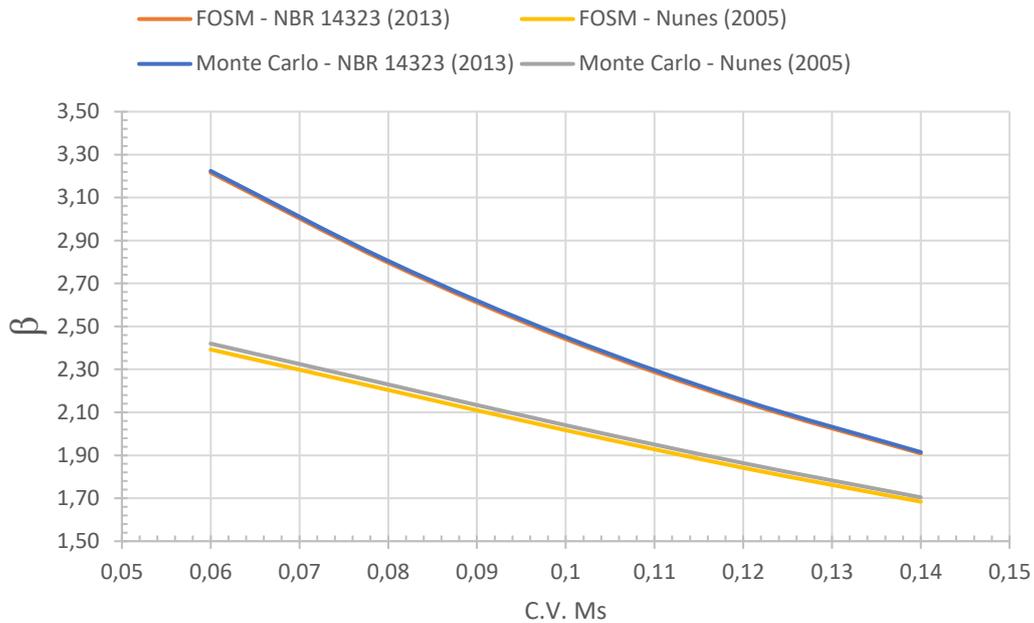


Figura 4.17 –  $\beta$  x C.V. Grupo momento solicitante ( $M_s$ ).

Observa-se na figura 4.17 que a medida que o C.V. do grupo do momento solicitante ( $M_s$ ) aumenta, o valor de  $\beta$  diminui em ambos os modelos, de forma mais intensa que para os demais grupos de variáveis analisados. Também se destaca que os valores atingidos pelo modelo da NBR 14323 (2013) são maiores que os atingidos pelo modelo de Nunes (2005). Os valores de  $\beta$  obtidos pelo método de Monte Carlo e FOSM apresentam grande semelhança, se sobrepondo no modelo da NBR 14323 (2000).

As figuras 4.14 a 4.17 demonstram que as curvas do índice de confiabilidade  $\beta$  obtidas pelo método FOSM são similares aos obtidos pelo método Monte Carlo, indicando que aquele pode ser utilizado nas análises de confiabilidade em substituição deste. O método de Monte Carlo possui maior precisão, mas demanda maior esforço computacional. Utilizando-se o método de Monte Carlo para validação do método FOSM pode-se reduzir o tempo computacional necessário para as análises.

Juntamente com a análise de sensibilidade do índice de confiabilidade  $\beta$  foi realizada uma análise de sensibilidade da  $p_f$ , seguindo os mesmos parâmetros. Em cada etapa da simulação um grupo de variáveis foi selecionado, conforme a análise do índice de confiabilidade  $\beta$ , sendo o seu C.V. variado dentro do intervalo:  $0,6C.V. \text{ padrão} \leq C.V. \leq 1,4C.V. \text{ padrão}$ . Nas variáveis dos demais grupos manteve-se os valores dos C.V. padrões. O processo se repetiu até que todos os grupos fossem analisados. Os resultados obtidos para o grupo das dimensões do perfil estão registrados na figura 4.18.

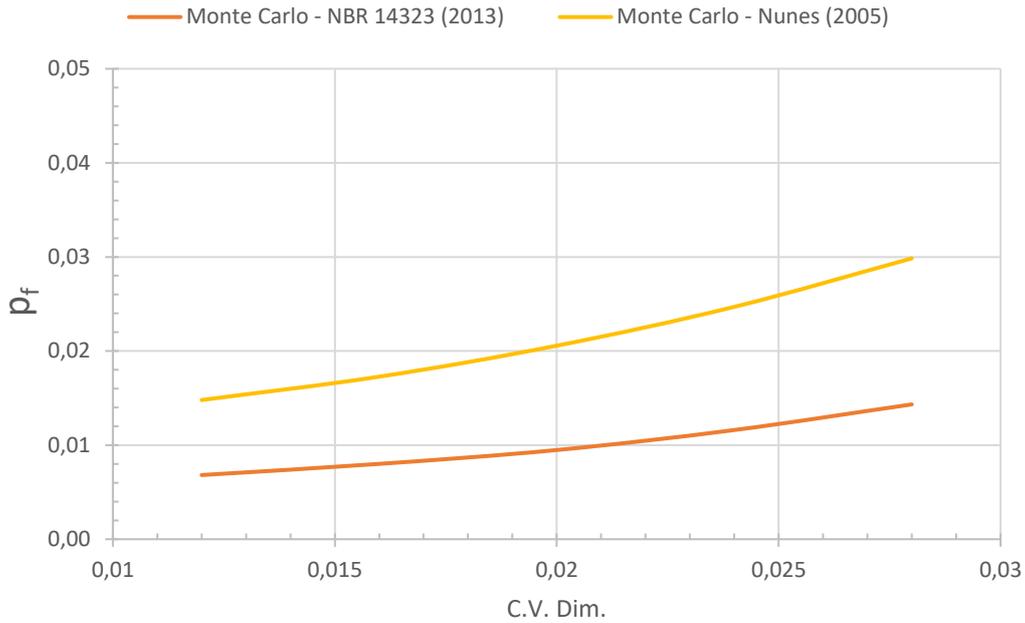


Figura 4.18 –  $p_f$  x C.V. Grupo dimensões do perfil (Dim.).

Na figura 4.18 observa-se que a medida que o *C.V.* do grupo Dim. aumenta, a  $p_f$  também aumenta. Também pode-se observar que os valores atingidos pelo modelo da NBR 14323 (2013) são menores que os atingidos pelo modelo de Nunes (2005). A curva da  $p_f$  se assemelha a curva do índice de confiabilidade  $\beta$ , figura 4.14. As variações totais da probabilidade de falha nos modelos foram de  $7,51 \times 10^{-3}$  e  $15,1 \times 10^{-3}$  para os modelos da NBR 14323 (2013) e de Nunes (2005), respectivamente. Desta forma observa-se que o modelo de Nunes apresentou maior sensibilidade a variação do *C.V.* das dimensões do perfil. Os resultados obtidos para o grupo das temperaturas estão registrados na figura 4.19.

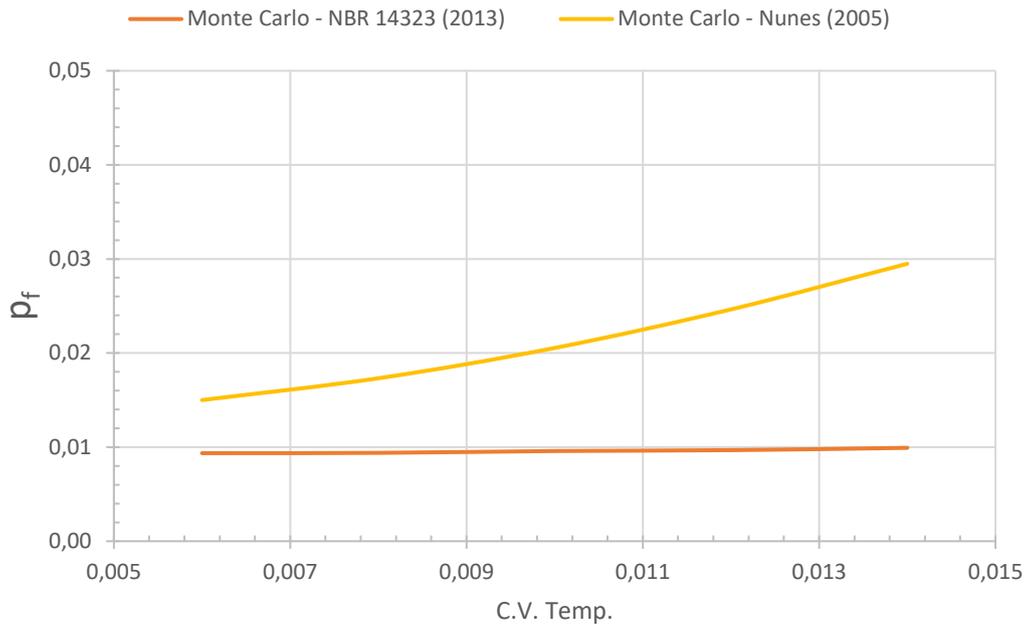


Figura 4.19 –  $p_f$  x C.V. Grupo temperaturas do perfil (Temp.).

Através da figura 4.19 constata-se que conforme o C.V. do grupo das temperaturas do perfil (Temp.) aumenta o valor da  $p_f$  aumenta no modelo de Nunes (2005) e permanece aproximadamente o mesmo, pelo modelo da NBR 14323 (2000). Também pode-se observar que os valores atingidos pelo modelo da NBR 14323 (2013) são menores que os atingidos pelo modelo de Nunes (2005). As probabilidades de falha apresentaram variações totais nos modelos de  $0,566 \times 10^{-3}$  e  $14,5 \times 10^{-3}$  para os modelos da NBR 14323 (2013) e de Nunes (2005), respectivamente. Desta forma constata-se que o modelo de Nunes apresentou maior sensibilidade a variação do C.V. das temperaturas.

Nota-se que a sensibilidade da  $p_f$  a variação do C.V. do grupo das temperaturas no modelo da NBR 14323 (2013) é muito pequena em comparação ao modelo de Nunes (2005). Esse resultado já podia ser previsto observando-se a figura 4.13, em que a curva que relaciona o C.V. do  $M_r(t_{cr})$  com o C.V. do grupo das temperaturas se aproxima assintoticamente de zero conforme caminhamos em direção a origem, indicando que para baixos valores do C.V. há pouca sensibilidade. Ressalta-se que se deve tomar cuidado com a avaliação dessa relação, pois a medida que o C.V. do grupo das temperaturas aumenta a sensibilidade a novas variações também aumenta. Os resultados obtidos para o grupo dos módulos de elasticidade estão registrados na figura 4.20.

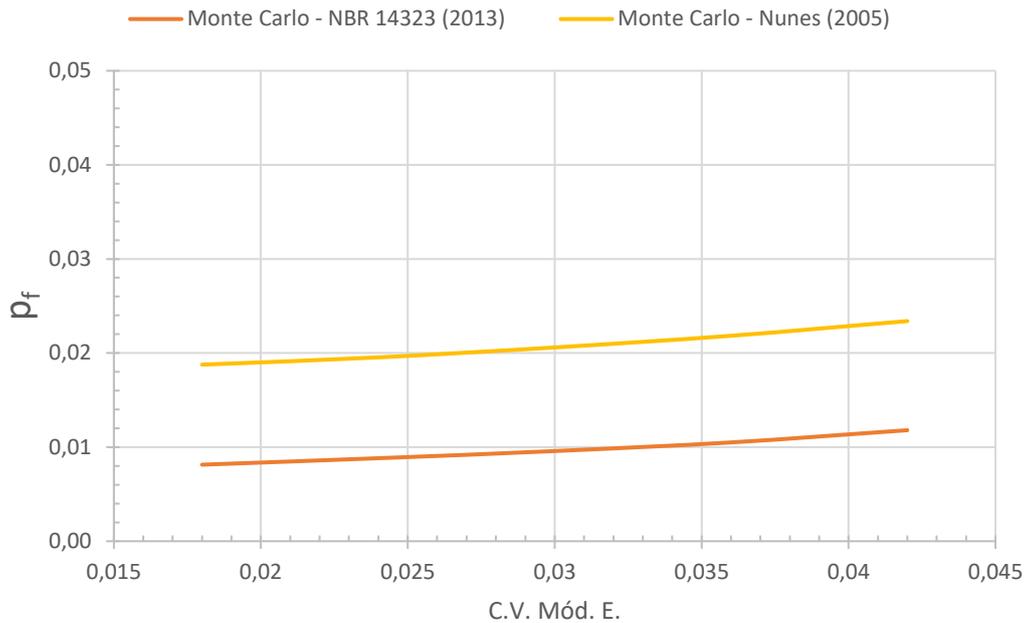


Figura 4.20 –  $p_f$  x C.V. Grupo módulo de elasticidade (Mód. E.).

Pela figura 4.20 observa-se que a medida que o *C. V.* do grupo do módulo de elasticidade (Mód. E..) aumenta a  $p_f$  aumenta em ambos os modelos. Também pode-se destacar que os valores atingidos pelo modelo da NBR 14323 (2013) são menores que os atingidos pelo modelo de Nunes (2005). As variações totais das probabilidades falha nos modelos foram de  $3,67 \times 10^{-3}$  e  $4,63 \times 10^{-3}$  para os modelos da NBR 14323 (2013) e de Nunes (2005), respectivamente. O modelo de Nunes, mais uma vez, apresentou maior sensibilidade a variação do C.V. dos módulos de elasticidade. Os resultados obtidos para o grupo dos momentos solicitantes estão registrados na figura 4.21.

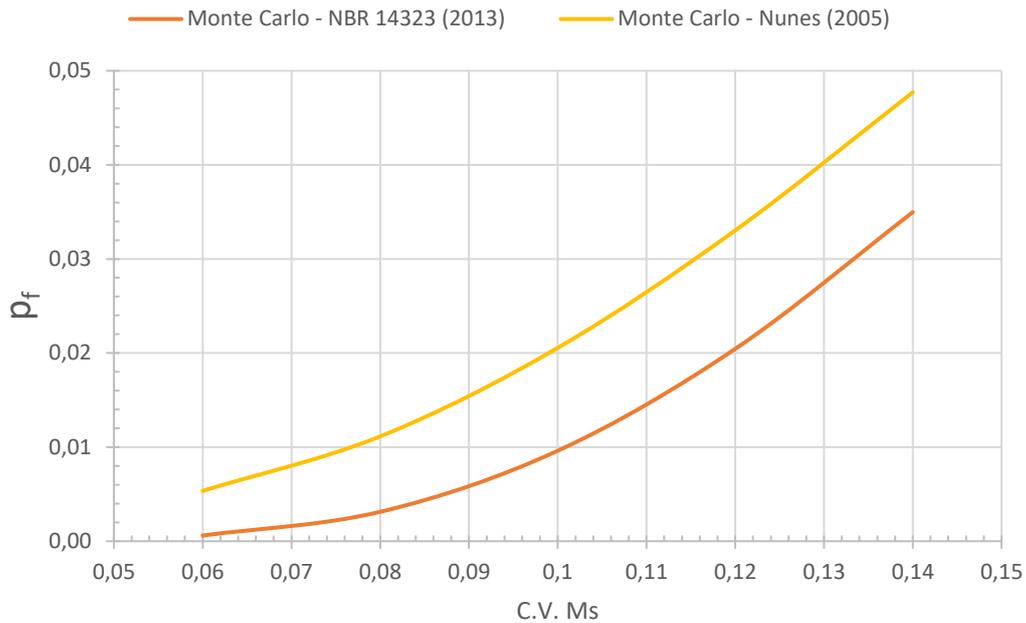


Figura 4.21 –  $p_f$  x C.V. Grupo momento solicitante ( $M_s$ ).

Observa-se na figura 4.21 que a medida que o C.V. do grupo do momento solicitante ( $M_s$ ) aumenta, o valor da  $p_f$  aumenta em ambos os modelos. Também se destaca que os valores atingidos pelo modelo da NBR 14323 (2013) são menores que os atingidos pelo modelo de Nunes (2005). As probabilidades de falha apresentaram variações totais nos modelos de  $34,4 \times 10^{-3}$  e  $42,4 \times 10^{-3}$  para os modelos da NBR 14323 (2013) e de Nunes (2005), respectivamente. Desta forma observa-se que o modelo de Nunes apresentou maior sensibilidade a variação do C.V. das temperaturas.

Pelas figuras 4.18 a 4.21 pode-se observar as relações entre a  $p_f$  diante da variação dos C.V. dos grupos das dimensões, das temperaturas, dos módulos de elasticidade e dos momentos solicitantes. As ordens crescentes de sensibilidade da  $p_f$  a variação do C.V. dos grupos são: módulos de elasticidade, temperaturas, dimensões do perfil e momentos solicitantes para o modelo de Nunes (2005) e temperaturas, módulos de elasticidade, dimensões do perfil e momento solicitante para o modelo da NBR 14323 (2013). Esse resultado evidencia a importância dos momentos solicitantes e das dimensões do perfil.

Na figura 4.21 observa-se que para ambos os modelos a sensibilidade da  $p_f$  ao C.V. do  $M_s$  é grande, isso ocorre devido ao grande valor C.V. padrão adotado para o  $M_s$ . Dentre todos os grupos analisados este foi o que apresentou maior influência.

## 5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES

### 5.1. CONCLUSÕES

A partir da análise do efeito da aleatoriedade de um grupo sobre o  $M_r(t_{cr})$  foi possível observar como cada grupo de variáveis influencia a resposta dos modelos do ponto de vista da confiabilidade e quais as semelhanças e diferenças de ambos. Pode-se concluir que as ordens decrescentes de sensibilidade dos dois modelos às variáveis, quando apenas um grupo é considerado aleatório, são: temperatura, dimensões do perfil e módulo de elasticidade. Também se observa que as mudanças das características do incêndio são mais significativas na relação entre o C.V. do grupo das temperaturas sobre o C.V. do  $M_r(t_{cr})$ .

A análise de confiabilidade do sistema, com resultados registrados na tabela 4.6, demonstra que a  $p_f$  do modelo de Nunes (2005) é maior que a  $p_f$  do modelo da NBR 14323 (2013). Deve-se entender que não significa que o modelo de Nunes (2005) seja inseguro, significa que para os coeficientes de segurança utilizados a confiança deste sistema é menor. Como o modelo de Nunes (2005) apresenta maiores valores de  $M_r(t_{cr})$  é possível que fazendo-se um aumento dos fatores de segurança se consiga uma  $p_f$  satisfatória e ainda continue apresentando momentos de projeto maiores que os da NBR 14323 (2013).

Comparando-se as figuras 4.14 a 4.17 com as figuras 4.18 a 4.21 observa-se que o comportamento do índice de confiabilidade  $\beta$  é similar ao comportamento da  $p_f$ , apresentando um comportamento espelhado. Isso permite deduzir que é possível estabelecer uma relação entre os dois indicadores, sendo essa relação válida para o cálculo da  $p_f$  a partir do índice de confiabilidade  $\beta$ . Também é possível observar nas figuras que os valores obtidos por FOSM e Monte Carlo foram muito similares, validando que seja utilizado o primeiro método para as faixas de valores analisados. O uso do método FOSM auxilia na economia de esforço computacional, mas por se tratar de um método que utiliza uma aproximação de primeira ordem é necessário que seu resultado seja validado através de outro método, geralmente Monte Carlo, como feito neste trabalho.

Através das análises realizadas foi possível estudar o modelo de dimensionamento apresentado por Nunes (2005) sob o aspecto da confiabilidade e compará-lo com o modelo presente na NBR 14323 (2013). Observa-se  $p_f$  com ordens de grandeza próximas entre os dois modelos, sendo delineado o comportamento destes modelos durante o desenvolvimento de incêndios com diferentes características. Também foi possível observar pontos críticos para o dimensionamento e a ordem de importância das variáveis, quanto variabilidade de seus valores.

A ordem de sensibilidade a variação do C.V. de cada grupo de variáveis, no ponto de projeto, considerando todos aleatórios, foi momentos solicitantes, dimensões, módulos de elasticidade e temperaturas para o modelo da NBR 14323 (2013) e momentos solicitantes, dimensões, temperaturas e módulos de elasticidade para o modelo de Nunes (2005), alternando apenas os dois últimos grupos entre os modelos.

O modelo de Nunes (2005) foi validado numericamente através do trabalho de Cesarino (2018), tendo apresentado resultados satisfatórios quando comparado ao modelo numérico utilizado. Através deste trabalho pôde-se entender melhor o comportamento do modelo diante de mudanças nas características do incêndio e na variabilidade das variáveis. A economia possível com a atualização da equação utilizada no dimensionamento de vigas metálicas em situação de incêndio, mantendo a simplicidade da análise mecânica, apresenta a relevância de se estudar o modelo proposto. Pelas análises de confiabilidade deve-se ter em mente que serão necessários outros coeficientes de segurança para se alcançar a confiabilidade apresentada no modelo da NBR 14323 (2013). A análise de confiabilidade apresenta resultados significativos para o dimensionamento seguro e econômico da estrutura, concentrando os recursos e esforços onde eles serão melhor aproveitados, racionalizando os projetos frente as incertezas inerentes aos modelos criados.

## 5.2. SUGESTÕES

O estudo realizado neste trabalho abrange uma pequena parte de grandes campos de conhecimento, realizando algumas dentre inúmeras análises que podem ser feitas de estruturas em situação de incêndio. O uso de modelos nos permite compreender e projetar em uma realidade complexa, e o conhecimento das hipóteses e limitações destes são fundamentais para o seu uso. São sugestões para trabalhos futuros:

- Calcular o coeficiente de segurança que iguale as  $p_f$  do modelo da NBR 14323 (2013) e do modelo de Nunes (2005), verificando se este continua apresentado valores de momento resistente mais altos que aquele, mesmo com o coeficiente de segurança maior;
- Analisar experimentalmente a equação de Nunes (2005);
- Criar funções para o cálculo da variação da temperatura no decorrer de incêndios, considerando a diferença de temperatura entre as diferentes regiões do perfil;

- Desenvolver o código utilizado nas análises deste trabalho para um programa de análise de confiabilidade que abranja casos genéricos e interaja com o usuário através de uma interface gráfica;
- Verificar a validade do método FOSM para coeficientes de variação diferentes dos utilizados;
- Realizar análises de confiabilidade de vigas metálicas em situação de incêndio para outros estados limites;
- Realizar análises de confiabilidade de vigas mistas e vigas de concreto armado em situação de incêndio;

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. 360-10 (2015). Specification for Structural Steel Buildings, Fourteenth edition, United States of America;

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT), NBR 5628 (2001) - Componentes construtivos estruturais - Determinação da resistência ao fogo, Rio de Janeiro;

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT), NBR 8800 (2008) - Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios; Rio de Janeiro;

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT), NBR 14323, (2013). Projeto de Estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio – Procedimento, Rio de Janeiro;

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT), NBR 14432, (2000). Exigências de Resistência ao Fogo de Elementos Construtivos de Edificações – Procedimento, 14 pp., Rio de Janeiro;

BESSA CESARINO, Y. (2018). Estudo Analítico e Numérico via MEF Da Instabilidade de Vigas Metálicas em Situação de Incêndio. Dissertação de Mestrado em Estruturas e Construção Civil, Publicação E.DM- 22A/18, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental de Brasília, DF, 412 p. Versão Bilingue.

CAMPÊLO, L.S. (2008). Estudo Numérico e Analítico para a Determinação em Situação de Incêndio Natural da Carga Crítica de Vigas de Aço com Carga Concentrada, Dissertação de Mestrado em estruturas e construção Civil, Publicação E.DM-002A/08, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília. 165 p.;

CASTANHEIRA, A. M. (2004). Avaliação da Confiabilidade de Vigas Metálicas Dimensionadas pela NBR 8800. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil, Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto, 111 p.

FERREIRA, E. G. (2015). Análise de Confiabilidade Estrutural Via Método SORM DG. Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Civil, Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto, MG, 186 p.

GARCIA DE SOUZA, R. A. (2018). Avaliação numérica do uso de modelos reduzidos para estudo da flambagem lateral por flexo-torção de vigas de aço em situação de incêndio, Dissertação de Mestrado em estruturas e construção Civil, Publicação E.DM007A/13, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília. 203 p.;

JOINT COMMITTEE ON STRUCTURAL SAFETY (JCSS); Probabilistic Model Code; 2001 Disponível em: <http://www.jcss.byg.dtu.dk>. Acesso em: 22.05.2019).

NUNES, J. M. de B. (2005). Uma Abordagem Numérica e Analítica para Determinação da Temperatura e do Momento Fletor Crítico em Vigas De Aço em Situação de Incêndio. Tese de Doutorado em Estruturas e Construção Civil, Publicação E.TD-006A/05, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 186 p.

RODRIGUES, L.D. T. (2013). Determinação numérica e analítica da carga crítica uniformemente distribuída de vigas de aço em situação de incêndio natural, Dissertação de Mestrado em estruturas e construção Civil, Publicação E.DM-007A/13, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília. 219 p.

VILA REAL, P. M. M.; LOPES, N.; SIMOES DA SILVA, L.; PILOTO, P.A.G.; FRANSSEN, J. M. (2004). Numerical modelling of steel beam-columns in case of fire— comparisons with Eurocode 3. *Fire Safety Journal*. Vol. 39, p. 23-39;