

Universidade Federal de Ouro Preto - Escola de Minas

Departamento de Engenharia Civil

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

Avaliação Numérica Avançada do Desempenho de Estruturas de Aço Sob Temperaturas Elevadas

Rafael Cesário Barros

Dissertação apresentada ao programa de Pós-Graduação
do Departamento de Engenharia Civil da Escola de
Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, como
parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre
em Engenharia Civil

Orientadores: Prof. Dr. Ricardo Azoubel da Mota Silveira

Prof. Dr. Paulo Anderson Santana Rocha

Ouro Preto, Agosto de 2016

B277a

Barros, Rafael Cesário.

Avaliação numérica avançada do desempenho de estruturas de aço sob temperaturas elevadas [manuscrito] / Rafael Cesário Barros. - 2016.

134f.: il.: color; grafs; tabs.

Orientador: Prof. Dr. Ricardo Azoubel da Mota Silveira.

Coorientador: Prof. Dr. Paulo Anderson Santana Rocha.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Ouro Preto. Escola de Minas. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil.

Área de Concentração: Construção Metálica.

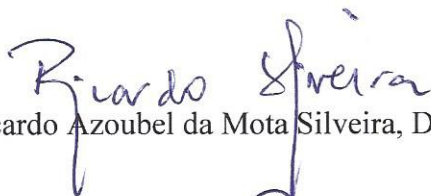
1. Altas temperaturas. 2. Incêndios. 3. Estruturas metálicas. I. Silveira, Ricardo Azoubel da Mota. II. Anderson Santana Rocha, Paulo. III. Universidade Federal de Ouro Preto. IV. Título.

CDU: 624.014.2

**AVALIAÇÃO NUMÉRICA AVANÇADA DO DESEMPENHO DE
ESTRUTURAS DE AÇO SOB TEMPERATURAS ELEVADAS**

AUTOR: RAFAEL CESÁRIO BARROS

Esta dissertação foi apresentada em sessão pública e aprovada em 24 de agosto de 2016, pela Banca Examinadora composta pelos seguintes membros:



Prof. Ricardo Azoubel da Mota Silveira, D. Sc. – UFOP (Presidente)



Prof. Paulo Anderson Santana Rocha , D. Sc. – UFOP



Prof. Antônio Maria Claret de Gouveia , D. Sc. – UFOP



Prof. José Carlos Lopes Ribeiro, D. Sc. – UFV

*“Descobri que, quanto mais eu trabalho, mais
sorte eu pareço ter”.*

Thomas Jefferson

*Aos meus pais, meus irmãos e aos
meus orientadores.*

Agradecimentos

A Deus, pela vida e por não me deixar caminhar sozinho, e à Maria pela luz, intercessão e proteção.

Aos meus pais, Haidê e Gilberto, pelo incentivo, o amor, a dedicação, pela educação e valores ensinados. Não sou nada sem vocês.

Aos meus irmãos, Ricardo e Renato, à minha cunhada, Bianca, e à sobrinha, Laís, por todo o carinho, apoio e a felicidade que me proporcionam.

Aos meus orientadores prof. Ricardo Azoubel da Mota Silveira e prof. Paulo Anderson Santana Rocha, pela excelente orientação, mas principalmente, pela amizade e dedicação durante o desenvolvimento deste trabalho.

Aos amigos, Ígor e Dalilah, pela amizade e pela grande contribuição neste trabalho. Vocês têm minha eterna gratidão!

A todos os amigos do mestrado, em especial Iara, Everton e Luís Eduardo, pelos momentos de descontração, amizade e companheirismo.

Aos amigos de Congonhas, Rafael, Felipe, Diego A., Diego C., Daniel, Leandro e Saulo, os irmãos que pude escolher.

Aos professores e funcionários do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PROPEC) pela atenção e ensinamentos transmitidos.

À UFOP pela ajuda financeira.

Resumo da Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

AVALIAÇÃO NUMÉRICA AVANÇADA DO DESEMPENHO DE ESTRUTURAS DE AÇO SOB TEMPERATURAS ELEVADAS

Rafael Cesário Barros

Agosto/2016

Orientadores: Ricardo Azoubel da Mota Silveira

Paulo Anderson Santana Rocha

Esta dissertação tem como objetivo a avaliação numérica do desempenho de estruturas de aço quando submetidas à situação de incêndio. Quando expostos à temperaturas elevadas, os elementos estruturais tem sua capacidade resistente comprometida, pois as características físicas e de resistência dos materiais empregados nas estruturas se deterioram com o aumento de temperatura, acarretando numa perda considerável da sua capacidade resistente e da sua rigidez. Neste cenário, foram desenvolvidos dois módulos adicionais ao programa CS-ASA: o primeiro destinado à obtenção do campo de temperaturas a nível de seção transversal de elementos em aço; já o segundo é responsável pela análise numérica de segunda ordem inelástica de estruturas de aço sujeitas à temperaturas elevadas. Um elemento finito geometricamente não linear é utilizado na discretização do sistema termoestrutural e o modelo de fibras é usado na discretização da seção transversal do perfil metálico. O estudo do comportamento inelástico dos elementos estruturais seguem os fundamentos básicos propostos pelo Método da Rótula Plástica Refinado (MRPR) acoplado ao Método da Compatibilidade de Deformações (MCD). Por fim, os exemplos são apresentados em três grupos: análise térmica; curvas de interação normal-momento; e análise termomecânica de vigas, pilares e pórticos. Os resultados obtidos são comparados com os resultados da literatura, apresentando boa concordância para todos os casos.

Abstract of Dissertation presented as partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science in Civil Engineering.

**ADVANCED NUMERICAL EVALUATION OF STEEL
STRUCTURES PERFORMANCE UNDER HIGH
TEMPERATURES**

Rafael Cesário Barros

August/2016

Advisors: Ricardo Azoubel da Mota Silveira

Paulo Anderson Santana Rocha

This dissertation concerns the inelastic behavior modeling of steel structures when subjected to fire conditions. When exposed to high temperatures, the structural elements have their bearing capacity compromised because the physical characteristics and material resistance used in the structures deteriorate during exposure to fire, resulting in a considerable loss of strength and stiffness. In this scenario, two additional modules were developed to CS-ASA program: the first provide the temperature distribution at the cross section level of steel elements; the second is responsible for the second order inelastic numerical analysis of steel structures subjected to high temperatures. A geometrically nonlinear finite element is used in thermo-structural discretization system and the fiber model is used in cross section discretization of steel shape. The study of inelastic behavior of structural elements follow the fundamentals proposed by the Refined Plastic Hinge Method (RPHM) coupled to the Strain Compatibility Method (SCM). Finally, the examples are presented in three groups: thermal analysis; interaction diagrams axial force-bending moment; and thermomechanical analysis of beams, columns and plane frames. The results obtained are compared with published results showing good agreement in all cases.

Sumário

Lista de Figuras	xi
Lista de Tabelas	xv
1 Introdução	1
1.1 Considerações Iniciais	1
1.2 Justificativa do Tema	3
1.3 Objetivos.....	4
1.4 Sistema Computacional CS-ASA	5
1.5 Estado da Arte	7
1.5.1 Análise Experimental	8
1.5.2 Análise Numérica	9
1.5.3 Curvas de Interação Normal-Momento (N-M) para Estruturas Submetidas a Elevadas Temperaturas.....	13
1.6 Organização do Trabalho.....	13
2 Fundamentos da Análise Termoestrutural	15
2.1 Introdução	15
2.2 Análise Térmica.....	16
2.2.1 Características dos Incêndios.....	16
2.2.2 Processos de Transferência de Calor.....	22
2.2.3 Propriedades Termomecânicas do Aço	23
2.2.4 Método Simplificado de Cálculo	28

2.2.5	Métodos Avançados de Cálculo	30
2.3	Análise Estrutural.....	31
2.3.1	A Não Linearidade Geométrica	32
2.3.2	A Não Linearidade Física	32
2.3.3	Método da Zona Plástica (MZP).....	33
2.3.4	Método da Rótula Plástica (MRP).....	34
2.4	Análise Termoestrutural	35
2.4.1	A Deformação Térmica	36
2.4.2	Estratégia Adotada para Solução do Problema Termoestrutural ..	37
3	Análise Térmica via MEF	39
3.1	Introdução	39
3.2	Equação Diferencial da Condução de Calor em Sólidos	40
3.3	Condições Iniciais e de Contorno	43
3.4	Equação de Equilíbrio via MEF.....	45
3.5	Solução do Problema Transiente de Condução de Calor.....	49
3.6	Algoritmo para Solução Numérica do Problema Térmico Transiente	51
4	Análise de Segunda Ordem Inelástica de Estruturas Sob	
	Elevadas Temperaturas	52
4.1	Introdução	52
4.2	Método da Compatibilidade de Deformações (MCD)	54
4.3	Relação Momento-Curvatura e Curvas de Interação Normal-Momento (N-M)	55
4.4	Formulação de Elementos Finitos via MRPR.....	58
4.5	Curvas de Interação N-M para Estruturas de Aço Submetidas a Elevadas Temperaturas.....	62
4.6	Solução do Problema Termomecânico.....	63

5	Exemplos Numéricos	66
5.1	Introdução	66
5.2	Problemas Térmicos em Regime Permanente	67
5.2.1	Placas Submetidas a Temperaturas e Fluxos Prescritos.....	67
5.2.2	Chaminé Industrial.....	69
5.3	Problemas Térmicos em Regime Transiente	70
5.3.1	Perfil I Laminado Sem e Com Revestimento Tipo Contorno	70
5.3.2	Viga Mista de Aço e Concreto.....	75
5.4	Curvas de Interação Normal-Momento (N-M)	78
5.4.1	Pilar Isolado: Perfil IPE 360 - Parte 1	78
5.4.2	Curvas de Interação N-M: Perfil IPE 400	83
5.5	Análise Termomecânica de Estruturas de Aço.....	88
5.5.1	Vigas em Escala Reduzida.....	88
5.5.2	Pilar Isolado: Perfil IPE 360 - Parte 2	95
5.5.3	Pórtico em Escala Reduzida.....	101
6	Considerações Finais	108
6.1	Generalidades.....	108
6.2	Conclusões	110
6.3	Sugestões para Trabalhos Futuros.....	112
	Referências Bibliográficas	113
A	Informações Complementares sobre a Análise Térmica via MEF	125
A.1	Introdução	125
A.2	Elementos Finitos, Funções de Forma e Integração Numérica.....	125
A.2.1	Elemento Finito T3.....	127
A.2.2	Elementos Finitos Q4, Q8 e T6.....	127

B	Entrada de Dados - Análise Termoestrutural	129
B.1	Introdução	129
B.2	Dados Gerais.....	129
B.2.1	Entrada de Dados - Pórtico Simples em Escala Reduzida.....	131

Lista de Figuras

1.1	Edifício Andorinhas (Fonte: acervo.oglobo.globo.com)	2
1.2	Edifício Andraus (Fonte: www.pilotopolicial.com.br)	2
1.3	Edifício Joelma (Fonte: m.jb.com.br)	2
1.4	<i>World Trade Center</i> (Fonte: carvalhoaldo.blogspot.com)	2
1.5	Estrutura CS-ASA	7
2.1	Triângulo do fogo.....	17
2.2	Curva de desenvolvimento de um incêndio (Gouveia, 2006)	17
2.3	Curvas de incêndio nominais (EN 1991-1-2:2002).....	21
2.4	Curvas de incêndio natural x incêndio padrão	22
2.5	Modalidades de transferência de calor.....	23
2.6	Fatores de redução da relação tensão-deformação do aço (Caldas, 2008)..	25
2.7	Curva tensão x deformação para diversas temperaturas (Souza Jr., 2004)	26
2.8	Deformação térmica do aço em função da temperatura (EN 1993-1-2:2005)	27
2.9	Condutividade térmica do aço em função da temperatura (EN 1993-1-2:2005).....	27
2.10	Calor específico do aço em função da temperatura (EN 1993-1-2:2005)	28
2.11	Efeitos considerados em uma análise de segunda ordem (P- Δ e P- δ ; Silva, 2009)	32
2.12	Processo de plastificação de seção transversal (Silva, 2009)	33
2.13	Discretização no Método da Zona Plástica (Gonçalves, 2013).....	34
2.14	Discretização no Método da Rótula Plástica (Gonçalves, 2013).....	35

2.15	Fluxograma de solução para o problema termoestrutural	38
3.1	Princípio da conservação de energia aplicada ao elemento infinitesimal ...	42
3.2	Condições de contorno no problema de domínio sólido (Ribeiro, 2009)	44
3.3	Elementos finitos implementados	49
3.4	Variação de temperatura no intervalo de tempo Δt	49
4.1	Campo linear de deformações.....	54
4.2	Processo iterativo.....	57
4.3	Elemento de viga-coluna referenciado ao sistema corrotacional	59
4.4	Incremento de tempo e processo iterativo	65
5.1	Placas e suas respectivas discretizações em elementos finitos.....	68
5.2	Chaminé industrial (Rigobello, 2011).....	69
5.3	Perfil laminado IPE 360.....	72
5.4	Curva temperatura x tempo: perfil sem revestimento	73
5.5	Curva temperatura x tempo: perfil com revestimento.....	74
5.6	Curva temperatura x tempo no ponto D: perfil com e sem revestimento ..	75
5.7	Seção transversal da viga mista e pontos estudados ao longo da seção	76
5.8	Distribuição de temperaturas: curvas de incêndio padrão	77
5.9	Malhas da seção transversal.....	77
5.10	Distribuição de temperaturas: ponto 4.....	78
5.11	Malhas da seção transversal e condições de carregamento térmico	79
5.12	Curva temperatura x tempo para 3 e 4 faces expostas ao fogo	80
5.13	Curvas de interação N-M da seção transversal do perfil IPE 360 exposta ao fogo em 3 faces	81
5.14	Curvas de interação N-M da seção transversal do perfil IPE 360 exposta ao fogo em 4 faces	82
5.15	Comparação entre as curvas de interação N-M da seção transversal do perfil IPE 360 exposta as duas condições de carregamento térmico	82

5.16	Malha da seção transversal e situações de carregamento térmico	84
5.17	Curvas temperatura x tempo para as 4 condições de carregamento térmico.....	85
5.18	Curvas de interação N-M para as 4 condições de carregamento térmico.....	86
5.19	Comparação entre as curvas de interação N-M para diferentes intervalos de tempo (0, 600, 1200, 1800 s).....	87
5.20	Viga biapoiada, seção IPE 80.....	88
5.21	Trajetória de equilíbrio à temperatura ambiente do nó localizado no meio da viga IPE 80 para cada tensão de escoamento adotada	89
5.22	Curvas temperatura x deflexão lateral da viga para Δt de 5 s.....	91
5.23	Curvas temperatura x deflexão lateral da viga para Δt de 15 s	92
5.24	Curvas temperatura x deflexão lateral da viga para Δt de 30 s	93
5.25	Curvas temperatura x deflexão lateral da viga para fatores de carga de 0,2, 0,5, 0,7, 0,85.....	94
5.26	Influência dos fatores de redução propostos pelo EN 1993-1-2:2005 e por Rubert e Schaumann (1986) nas curvas temperatura x deflexão lateral da viga	95
5.27	Modelo do pilar biapoiado com as 4 faces expostas ao incêndio.....	96
5.28	Trajetória de equilíbrio à temperatura ambiente do nó localizado no meio do pilar IPE 360	97
5.29	Curvas tempo x deslocamento horizontal na coluna para Δt de 5 s.....	98
5.30	Curvas tempo x deslocamento horizontal na coluna para Δt de 15 s.....	99
5.31	Curvas tempo x deslocamento horizontal na coluna para Δt de 30 s.....	100
5.32	Deslocamento horizontal no meio do pilar exposto ao incêndio padrão nas 4 faces.....	101
5.33	Configuração pórtico EGR (Rubert e Schaumann, 1986).....	102
5.34	Trajetórias de equilíbrio do pórtico à temperatura ambiente para $u3$ e $u5$	102
5.35	Curvas temperatura x deslocamentos horizontais $u3$ e $u5$ para Δt de 5 s	104

5.36	Curvas temperatura x deslocamentos horizontais u_3 e u_5 para Δt de 15 s	105
5.37	Curvas temperatura x deslocamentos horizontais u_3 e u_5 para Δt de 30 s	106
5.38	Curvas temperatura x deslocamentos. Comparação entre resultados experimentais e numéricos	107
B.1	Pórtico simples em escala reduzida, perfil IPE 80.....	131

Lista de Tabelas

2.1	Relação tensão-deformação do aço sob elevadas temperaturas (EN 1993-1-2:2005)	24
2.2	Valores dos fatores de redução (EN 1993-1-2:2005)	25
3.1	Algoritmo para solução do problema térmico transiente	51
4.1	Estratégia de solução numérica para estruturas à temperatura ambiente.	61
4.2	Estratégia de solução numérica para estruturas submetidas a situação de incêndio	65
5.1	Temperaturas dos pontos nodais: placa triangular e placa retangular	68
5.2	Temperaturas dos pontos nodais: chaminé industrial.....	70
5.3	Fatores de redução (Rubert e Schaumann, 1986; Rigobelo, 2011).....	90
5.4	Temperaturas críticas (°C).....	107
A.1	Elementos finitos implementados e suas respectivas funções de forma....	126
A.2	Matrizes e vetores para o elemento T3	127
A.3	Quadratura de Gauss para os elementos Q4 e Q8.....	128
A.4	Quadratura de Gauss para o elemento T6	128
B.1	Parâmetros de entrada para a análise térmica	130
B.2	Análise Estrutural: Arquivo de dados 1	132
B.3	Análise Estrutural: Arquivo de dados 2	133
B.4	Análise Térmica: Arquivo de dados 1	133
B.5	Análise Térmica: Arquivo de dados 2	134

Capítulo 1

Introdução

1.1 Considerações Iniciais

Desde o início, o fogo sempre se fez presente na vida cotidiana do homem. Seu conhecimento e domínio contribuíram para o desenvolvimento da humanidade. O homem primitivo conhecia o fogo apenas em incêndios florestais, considerando-o um segredo dos deuses. Era um fenômeno incontrolável, que causava ferimentos e destruição. Aos poucos, o homem foi descobrindo a utilidade do fogo para iluminar, cozinhar, afugentar animais e o frio. Logo, desde os primórdios das civilizações, havia a necessidade de controlá-lo (Caldas, 2008).

Excepcionalmente na ocorrência de desastres é que o tema “segurança contra incêndios” ganha atenção. Landesmann (2003) apontou alguns, como o Grande Incêndio de Londres em 1666, o incêndio do Edifício Andorinhas no centro do Rio de Janeiro, ocorrido em Fevereiro de 1986, a tragédia dos edifícios Andraus, em 24 de Fevereiro de 1972, Joelma, em 1º de Fevereiro de 1974, e por fim, o ataque às torres gêmeas do World Trade Center, ocorrido em 11 de Setembro de 2001, na cidade de Nova Iorque nos Estados Unidos. Esses eventos são mostrados nas Figs. 1.1 a 1.4.



Figura 1.1 - Edifício Andorinhas
Fonte: acervo.oglobo.globo.com

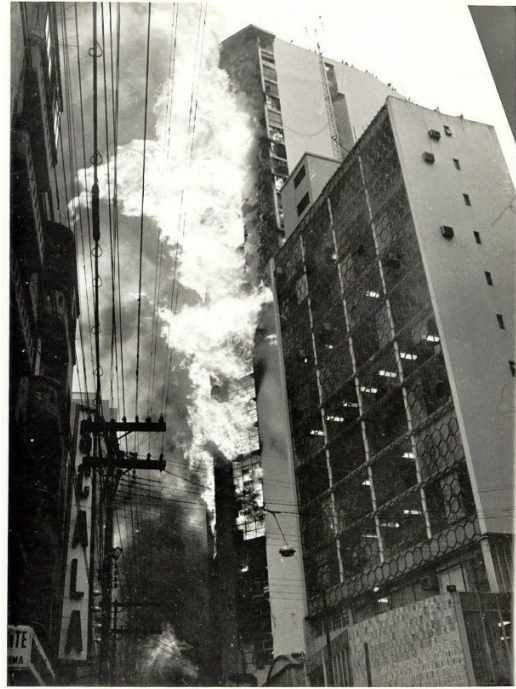


Figura 1.2 - Edifício Andraus
Fonte: www.pilotopolicial.com.br



Figura 1.3 - Edifício Joelma
Fonte: m.jb.com.br



Figura 1.4 - World Trade Center
Fonte: carvalhoaldo.blogspot.com

As perdas humanas e prejuízos materiais originados por incêndios fora de controle têm ressaltado a importância da consideração da segurança contra incêndio nos projetos de engenharia civil. A estabilidade da edificação em situação de incêndio envolve o conhecimento das consequências da elevação das temperaturas nas estruturas, o qual vem sendo alcançado através de experimentação laboratorial e do uso de modelos numéricos cada vez mais sofisticados que permitem um melhor conhecimento do comportamento estrutural em situação de incêndio. Sabe-se, por exemplo, que a temperatura elevada nos incêndios provoca alterações nas características físicas e mecânicas dos materiais. Tanto no aço quanto no concreto, tais características se deterioram durante a exposição ao fogo e a capacidade resistente e a rigidez dos elementos estruturais se reduzem consideravelmente com o aumento da temperatura.

A fim de mitigar as perdas e prejuízos causados por um incêndio, foram elaboradas normas que visam a segurança contra o incêndio dos elementos estruturais de edifícios, e seguindo este contexto, a ABNT emitiu recentemente uma série de normas e projetos de revisão, podendo-se citar: a NBR 14432:2001, NBR 14323:2013 e a NBR 15200:2012. Essas normas e procedimentos são frutos de pesquisas na área da engenharia de segurança contra incêndio e se baseiam também em normas internacionais como os *Eurocodes* (EN 1991-1-2:2002 e EN 1993-1-2:2005).

Alguns aspectos sobre a segurança contra o incêndio é tratada no Capítulo 2 deste trabalho e maiores informações podem ser vistas nas teses e dissertações de Landesmann (2003), Mouço (2008), Ribeiro (2009) e Nunes (2014).

1.2 Justificativa do Tema

No PROPEC, o estudo de sistemas estruturais submetidos a elevadas temperaturas iniciou-se com Souza Jr. (1998), o qual avaliou o comportamento

de pórticos planos sob altas temperaturas com uma formulação baseada no Método dos Elementos Finitos (MEF). Considerou-se a não linearidade física e geométrica, grandes deslocamentos, rotações moderadas, pequenas deformações elásticas e temperatura uniforme através da seção transversal e ao longo do comprimento do elemento.

Ainda no PROPEC, destacando-se os últimos onze anos, diversos trabalhos foram desenvolvidos nesta área, podendo-se citar: Andrade (2005), que estudou uma estrutura de edifício de múltiplos andares tridimensional em aço, em situação de incêndio; Ferreira (2006), que apresentou um método simplificado para o dimensionamento de colunas em aço parcialmente protegidas contra o incêndio; e Ramos (2009), que abordou um método de análise do comportamento de grandes edifícios horizontais em incêndio.

Segundo Caldas (2008), no Brasil, ainda são modestas as pesquisas sobre o comportamento de estruturas em situação de incêndio, principalmente no âmbito da análise experimental devido ao elevado custo de instalação e equipamentos.

Portanto, o atual cenário do estudo do comportamento de sistemas estruturais em situação de incêndio e o interesse em prosseguir nesta linha de pesquisa no âmbito do PROPEC, foram fatores essenciais para motivar o desenvolvimento deste trabalho.

1.3 Objetivos

A presente pesquisa tem como principal objetivo a análise numérica do desempenho de estruturas de aço sujeitas a temperaturas elevadas. Desta forma, propõe-se neste trabalho a avaliação do desempenho dos seguintes elementos estruturais em aço sob temperaturas elevadas, a saber: vigas isoladas, pilares isolados e pórticos. A primeira parte do trabalho objetiva realizar análises térmicas de seções transversais metálicas; a segunda parte destina-se à análise

termoestrutural, em que utilizar-se-á o modelo de fibras para realizar a discretização da seção transversal do perfil metálico. Formulações geometricamente não lineares serão consideradas e a relação constitutiva do material (aço) será descrita com base nas recomendações normativas. Por fim, com o intuito de verificar o sucesso das implementações computacionais, como a criação dos módulos CS-ASA/FA e CS-ASA/FSA no CS-ASA (Silva, 2009), os resultados obtidos serão comparados com as respostas determinadas a partir de expressões definidas pelas normas e com resultados da literatura.

Adicionalmente, cabe esclarecer que o presente trabalho vai de encontro com os objetivos do PROPEC/Deciv/EM/UFOP e está relacionado com as seguintes linhas de pesquisa: Mecânica Computacional e Comportamento e Dimensionamento de Estruturas.

1.4 Sistema Computacional CS-ASA

O sistema computacional CS-ASA (*Computational System for Advanced Structural Analysis*; Silva, 2009) é capaz de realizar análise numérica avançada estática e dinâmica, via MEF, de sistemas estruturais metálicos. Mais recentemente, o sistema foi expandido por Lemes (2015) com o intuito de viabilizar a análise avançada de estruturas de concreto e mistas (aço e concreto).

O sistema em questão foi implementado em linguagem Fortran 90/95 (Chapman, 2003), sendo estruturado em módulos. Dessa forma, a introdução de novas funcionalidades é facilitada, uma vez que se alteram apenas rotinas internas a módulos específicos.

A base computacional do CS-ASA vem da pesquisa de Silveira (1995), que investigou a instabilidade elástica de colunas, arcos e anéis com restrições unilaterais de contato, e desde então diferentes programas foram desenvolvidos a partir desta mesma base. Destacam-se: Galvão (2000), que trabalhou com

formulações geometricamente não lineares; Machado (2005) e Gonçalves (2013), com a modelagem do comportamento inelástico de estruturas de aço; Silva (2009), que em sua tese de doutorado expandiu a base computacional utilizando a programação estruturada em módulos para unir algumas formulações desenvolvidas nos trabalhos anteriores, além de inserir novas formulações e possibilitar a interação entre elas; Pires (2012) contribuiu com novas estratégias de iteração no processo de solução não linear; e Lemes (2015), por fim, e como já destacado, viabilizou a análise avançada de estruturas mistas.

Neste trabalho, serão realizadas análises de segunda ordem inelásticas estáticas de estruturas de aço submetidas a elevadas temperaturas. Para isto, a pesquisa será dividida em duas etapas. A primeira refere-se à aplicação do módulo CS-ASA/FA (*Computational System for Advanced Structural Analysis/Fire Analysis*), desenvolvido em Pires *et al.* (2015), que se destina a realizar uma análise térmica de seções transversais metálicas via MEF em regime permanente e transiente, sendo adotada uma estratégia numérica de integração no tempo baseada no Método das Diferenças Finitas (MDF).

A segunda etapa do trabalho tem por objetivo a implementação do módulo CS-ASA/FSA (*Computational System for Advanced Structural Analysis/Fire Structural Analysis*), que permite a realização da análise termomecânica de estruturas de aço considerando a degradação da resistência e da rigidez da estrutura por meio da utilização dos fatores de redução destes parâmetros, baseando-se nas recomendações das normas ABNT NBR 14323:2013 e EN 1993-1-2:2005. A parcela referente à deformação térmica será incluída diretamente nas fibras da seção transversal. As curvas de interação normal-momento (N-M) serão obtidas numa etapa que antecede a análise termoestrutural a fim de garantir economia de tempo de processamento.

A Figura 1.5 ilustra as funcionalidades do CS-ASA, onde os novos módulos desenvolvidos encontram-se em destaque.

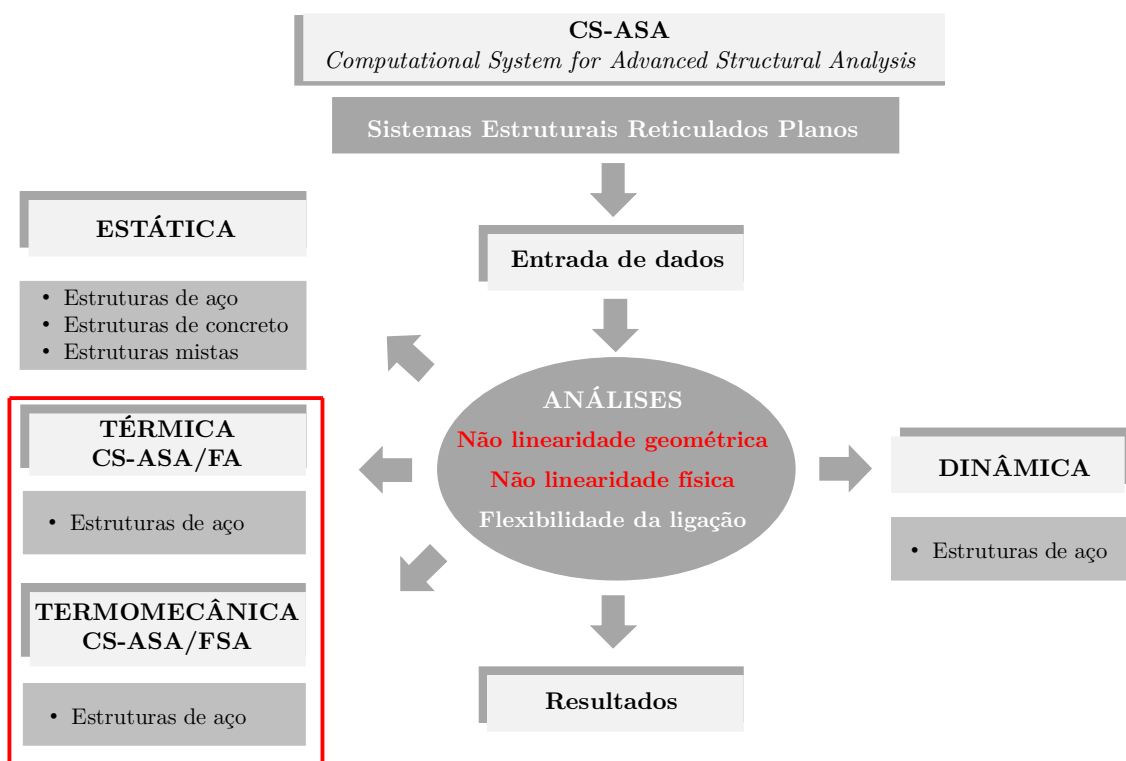


Figura 1.5 - Estrutura CS-ASA (Silva, 2009)

1.5 Estado da Arte

Atualmente, importantes pesquisas experimentais, numéricas e analíticas, sobre o comportamento de estruturas metálicas sob elevadas temperaturas, têm possibilitado o desenvolvimento de avaliações de segurança estrutural cada vez mais sofisticadas, garantindo análises mais realísticas sobre o desempenho de edifícios sob fogo.

Nunes (2014) ressalta que as análises experimentais, no contexto de estruturas submetidas a ações térmicas típicas de incêndio, apesar de fornecerem grande quantidade de dados sobre o comportamento dos elementos estruturais, ou até mesmo de toda a estrutura, têm como notável característica um elevado grau de complexidade e um custo considerável de tempo, materiais e

equipamentos. Por conta disso, há um interesse crescente na utilização de ferramentas alternativas que possibilitem simular de maneira adequada o comportamento de estruturas em situação de incêndio.

Diversos estudos sobre o tema deste trabalho foram realizados, tanto no contexto experimental quanto numérico. A seguir são apresentadas algumas pesquisas de destaque.

1.5.1 Análise Experimental

Os resultados experimentais são de grande importância para os pesquisadores que desenvolvem modelos numéricos para descrever determinado comportamento, haja visto que a partir desses resultados os modelos numéricos são calibrados. No contexto da análise numérica termomecânica, os trabalhos de Rubert e Schaumann (1985, 1986) tornaram-se grandes referências. Os autores realizaram diversos ensaios experimentais em escala reduzida de vigas e de três configurações de pórticos em aço em condição de incêndio para a obtenção da temperatura de colapso. Os pórticos foram carregados e depois aquecidos a uma taxa constante até o colapso por meio de dispositivos elétricos. Vários modelos numéricos foram calibrados a partir dos resultados apresentados por Rubert e Schaumann (1985, 1986), como em Saab (1990), Souza Jr. (2004), Iu e Chan (2004), Iu *et al.* (2010) e Rigobello (2011).

Recentemente, Dong *et al.* (2015) estudaram experimentalmente o comportamento de pórticos de dois andares compostos por colunas de aço e vigas mistas de aço e concreto sob elevadas temperaturas. Somente as conexões foram protegidas e apenas a ação do peso próprio da estrutura foi considerado. Foram avaliados nesse estudo a variação de temperatura nos elementos estruturais, deslocamentos horizontais nas colunas, deflexão nas vigas mistas, bem como o processo de deformação destes elementos durante as fases de aquecimento e

resfriamento. Um modelo numérico para o cálculo das temperaturas críticas nos elementos foi proposto e seus resultados foram confrontados com os resultados experimentais, apresentando boa aproximação.

Diversos trabalhos envolvendo uma análise experimental de estruturas de aço, concreto e mistas de aço e concreto se destacam, tais como: Han *et al.* (2003), Choe *et al.* (2011), Rocha (2011), Correa e Rodrigues (2015) e Feng *et al.* (2016).

1.5.2 Análise Numérica

Existem diversas opções de modelos que descrevem a dinâmica de incêndio para uma análise térmica. Os modelos mais simples são geralmente representados por curvas de aquecimento que são padronizadas e previstas pela normalização vigente, conforme será apresentado no Capítulo 2 deste trabalho. Os modelos simplificados permitem obter a elevação de temperatura, de maneira homogênea, em toda a seção transversal ou em partes constituintes da seção transversal do elemento de interesse, por meio de simples equações analíticas. Tais modelos, no entanto, são disponíveis apenas para perfis de aço com e sem proteção contra fogo, lajes mistas, vigas mistas e pilares mistos de aço e concreto (Rigobello, 2011). Em sua tese de doutorado, Rigobello apresenta de forma detalhada os modelos simplificados de cálculo para perfis de aço sem e com proteção contra fogo, as hipóteses adotadas e limitações de tais modelos, bem como prescrições das normas ABNT NBR 14323:1999 e dos *Eurocodes* EN 1993-1-2:2005 e EN 1994-1-2:2005. Ainda neste contexto, diversos trabalhos foram desenvolvidos considerando-se apenas as simplificações propostas pela normalização, ou ainda, somente as curvas de incêndio para o cálculo da variação de temperatura nos elementos, também abordadas no Capítulo 2, podendo-se citar: Souza Jr. (1998), Iu (2004) e Iu e Chan (2004).

Os modelos avançados para problemas de transferência de calor geralmente se referem a modelos computacionais. Na maioria dos problemas de engenharia estrutural em situação de incêndio a análise térmica é transiente, com condições de contorno dependentes do tempo e com propriedades dos materiais dependentes da temperatura, o que confere a tal análise um caráter consideravelmente não linear. Esses modelos avançados, em sua maioria, são desenvolvidos com base no MEF, entretanto, diversos autores propõem a solução do problema térmico transiente por meio do MDF. Caldas (2008) apresenta dois modelos numéricos para a análise térmica transiente, sendo o primeiro baseado no MDF e o segundo baseado no MEF. Para o primeiro caso, o referido autor utiliza a formulação proposta em Blomberg (1996), e descreve que o campo de temperaturas, aproximado por valores em pontos discretos que formam uma malha, é considerado em passos de tempo consecutivos, caracterizando um método explícito (Incropera e Witt, 1992). Um método implícito pode ser encontrado em Zienkiewicz e Morgan (1983) e Incropera e Witt (1992).

Como já abordado, o MEF é um método numérico bastante utilizado pelos pesquisadores para a solução aproximada de problemas de engenharia. Portanto, ressaltam-se algumas pesquisas envolvendo a análise térmica em estruturas de aço encontradas na literatura. Landesmann (2003), por exemplo, apresentou um modelo não linear inelástico para análises de estruturas metálicas reticuladas em situação de incêndio. Esse autor implementou um modelo térmico unidimensional, via MEF, para análises transiente não lineares de transferência de calor. Mais recentemente, o mesmo autor (Landesmann, 2012), realizou uma análise transiente não linear de transferência de calor na seção transversal de estruturas mistas de aço e concreto, através da discretização em fibras, sendo que cada fibra é definida pela coordenada de seu centroide e área. Logo, assume-se que a

temperatura, tensão e deformação associada a cada fibra seja uniforme, permitindo que a ação e deformação sejam calculadas no centroide do elemento.

Ribeiro (2004) desenvolveu um programa para análise térmica tridimensional transitória não linear via MEF. Em seu trabalho, Ribeiro comparou os resultados da análise numérica com os procedimentos prescritos pela norma brasileira ABNT NBR 14323:2003 e os *Eurocodes*. O programa denominado THERSYS, desenvolvido na pesquisa, foi validado por meio de comparações com programas já consagrados. Seguindo esta mesma linha, porém para estruturas bidimensionais, Pierin *et al.* (2015) apresentaram um programa que efetua a análise térmica utilizando elementos finitos lineares de 3 e 4 nós para a discretização da seção transversal. Ainda neste contexto, diversos trabalhos podem ser citados, como: Mouço (2008), Caldas (2008), Ribeiro (2009) e Rigobello (2011).

Ainda em relação aos modelos avançados de análise numérica, porém, no contexto da análise termoestrutural, Wang e Moore (1995) desenvolveram um programa computacional via MEF para a análise de estruturas planas e tridimensionais em aço e concreto em situação de incêndio. Os autores consideraram nas análises os efeitos de segunda ordem, ligações semirrígidas, tensões residuais no aço e deflexões iniciais. Para considerar os efeitos da não linearidade do material sob elevadas temperaturas, três relações constitutivas foram implementadas, baseando-se nos trabalhos de Wainmai e Kirby (1982), Saab e Nethercot (1991) e no *Eurocode 3*, parte 10 (1990). Apesar da possibilidade de se avaliar estruturas tridimensionais, apenas a análise plana foi validada, apresentando bons resultados quando comparados à literatura.

Iu (2004), em sua tese de doutorado, apresentou uma formulação para a análise de estruturas em aço em situação de incêndio via MEF e com base no Método da Rótula Plástica (MRP), também conhecido como um método de

análise com plasticidade concentrada. Em suas análises foram considerados os efeitos das não linearidades geométrica e física, bem como o encruamento do aço. A relação constitutiva do aço foi adotada com base nos *Eurocodes* e na norma BS 5950 parte 8. Vale ressaltar que o programa computacional desenvolvido é capaz de realizar análises na fase de resfriamento da estrutura. Outras pesquisas desenvolvidas com base na metodologia do MRP podem ser observados em Landesmann (2003), Souza Jr. (1998) e Mouço (2008).

Segundo Rigobello (2011), em termos de plasticidade, as análises termomecânicas realizadas com o SYSAF, programa utilizado em sua tese de doutorado, são enquadradas como análises com plasticidade distribuída ou zona plástica. O código utilizado nas análises estruturais emprega elemento finito de pórtico não linear 3D de formulação posicional. A formulação posicional utiliza como graus de liberdade as posições dos nós ao invés dos deslocamentos, resultando em uma descrição intrinsecamente não linear do comportamento geométrico das estruturas. Podem ser consideradas seções transversais quaisquer com o elemento finito em questão, e sua representação geral é tridimensional.

Outros trabalhos podem ser enquadrados na metodologia da plasticidade distribuída, como: Izzudin *et al.* (2000), Franssen (2005) e Ribeiro (2009).

Diversos modelos avançados de análise de estruturas em situação de incêndio foram propostos. Caldas (2008), em seu Capítulo 2, apresenta um breve histórico e características de vários modelos numéricos desenvolvidos para a análise de estruturas em situação de incêndio, como o SAFIR (Franssen, 2005) e o VULCAN (Huang *et al.*, 2003) e também programas comerciais genéricos, os quais têm sido adaptados para análise de estruturas sob temperaturas elevadas, como o ANSYS e o ABAQUS.

1.5.3 Curvas de Interação Normal-Momento (N-M) para Estruturas Submetidas a Elevadas Temperaturas

As curvas de interação esforço normal-momento fletor (N-M) representam os limites plásticos da seção transversal do elemento estrutural. Garlock e Quiel (2008) propuseram um modelo para a construção dessas curvas para elementos estruturais de aço submetidos à ação combinada dos esforços normais e momentos fletores sob elevadas temperaturas. Os autores avaliaram a influência das propriedades geométricas da seção e do gradiente térmico, bem como o momento fletor atuando em torno dos eixos de maior e menor inércia na construção das curvas N-M. A seção transversal foi discretizada em fibras e os esforços foram obtidos por meio de integrais clássicas. Li *et al.* (2015) também seguem um modelo de fibras para a discretização da seção transversal do elemento de aço, entretanto, consideram os efeitos da tensão residual, das imperfeições iniciais e de duas configurações de seção transversal, perfil H e seção caixão.

Alguns trabalhos destinaram-se à construção das curvas de interação N-M, podendo-se citar, ainda para estruturas de aço, Vila Real *et al.* (2004) e Ma e Liew (2004). Para elementos estruturais em concreto armado tem-se os trabalhos de Caldas *et al.* (2010), Law e Gillie (2010) e El-Fitiany e Youssef (2014). Por fim, considerando elementos estruturais mistos de aço e concreto destaca-se o trabalho de Milanovic e Cvetkovska (2015).

1.6 Organização do Trabalho

Os conceitos básicos para o entendimento do problema termoestrutural serão apresentados no Capítulo 2. As características de um incêndio, bem como o comportamento do aço sob elevadas temperaturas, segundo prescrições das normas atuais, também serão abordados. Em seguida, serão apresentados os

conceitos de uma análise térmica, as metodologias para se considerar a não linearidade do material e por fim, o conceito de deformação térmica.

No Capítulo 3 será apresentada a formulação de elementos finitos para a obtenção da distribuição de temperaturas, em nível da seção transversal do elemento, bem como a estratégia de solução do problema transiente de condução de calor, por meio de uma estratégia numérica de integração no tempo, baseada no MDF.

A formulação considerando os efeitos não lineares geométricos e físicos para a solução do problema termoestrutural, e também, os procedimentos para a obtenção das curvas de interação normal-momento para estruturas em situação de incêndio, serão apresentadas no Capítulo 4.

No Capítulo 5 serão mostradas as aplicações das estratégias numéricas apresentadas nos capítulos anteriores visando o estudo de sistemas estruturais em aço submetidos a elevadas temperaturas. Os exemplos serão divididos em três grupos: análise térmica de seções transversais, curvas de interação entre esforço normal e momento fletor (N-M) e análise termomecânica de vigas, pilares e pórticos.

As conclusões e os comentários sobre a pesquisa desenvolvida serão apresentados no Capítulo 6. Adicionalmente, serão destacadas algumas propostas para trabalhos futuros.

Finalizando, no Apêndice A serão apresentados os vetores e matrizes obtidos através da formulação implementada para o elemento finito plano triangular linear (T3) e a quadratura de Gauss adotada na integração numérica dos elementos quadriláteros linear (Q4) e quadrático (Q8), e do elemento triangular quadrático (T6). E, por fim, no Apêndice B serão apresentados os arquivos de entrada para se realizar uma análise térmica e termoestrutural por meio do CS-ASA.

Capítulo 2

Fundamentos da Análise Termoestrutural

2.1 Introdução

Para o estudo de estruturas de aço em situação de incêndio, três etapas são importantes: modelagem do incêndio, análise térmica e análise estrutural (Caldas, 2008). A partir da modelagem do incêndio obtém-se a relação temperatura dos gases *versus* tempo. Na análise térmica o objetivo é obter a distribuição de temperaturas nos elementos estruturais com base na relação temperatura *versus* tempo. As propriedades do aço degradam-se com a elevação da temperatura e essas propriedades são utilizadas na análise estrutural.

Neste Capítulo serão apresentados os conceitos básicos para o entendimento do problema termoestrutural. Estes fundamentos serão apresentados em três seções, sendo elas: análise térmica, análise estrutural e análise termoestrutural.

2.2 Análise Térmica

Segundo Rigobello (2011), para o caso de problemas de estruturas em situação de incêndio, a análise térmica pode ser dividida em duas partes: determinação do calor transferido por convecção e radiação no contorno do elemento de interesse; e a determinação da transferência de calor por condução no interior dos elementos estruturais.

Portanto, faz-se necessário o adequado entendimento das características dos incêndios, bem como, dos processos de transferência de calor (condução, convecção e radiação). Para determinação da transferência de calor no interior dos elementos estruturais é necessário considerar também, a variação das propriedades térmicas dos materiais em condição de incêndio.

A seguir, são apresentadas as curvas que descrevem a dinâmica do incêndio segundo as normas ISO-834-1:1999, EN 1991-1-2:2002 e ABNT NBR 14432:2001, a definição dos processos de transferência de calor e a variação das propriedades térmicas do aço, segundo as prescrições normativas.

2.2.1 Características dos Incêndios

Para a existência de um incêndio em uma estrutura, três elementos são fundamentais e essenciais, que são: combustível, comburente (oxigênio) e calor. Esses três elementos atuando em conjunto descrevem o “triângulo do fogo”, ilustrado na Fig. 2.1, e a remoção de qualquer um destes componentes acarreta a sua extinção.

O incêndio pode ser descrito por uma curva temperatura *versus* tempo. Neste caso, admite-se que haja uma distribuição uniforme de temperaturas no compartimento. A Figura 2.2 representa uma curva de desenvolvimento de um

incêndio, na qual pode-se observar o início da ignição, a fase de desenvolvimento e generalização e por fim, sua extinção ou fase de arrefecimento.

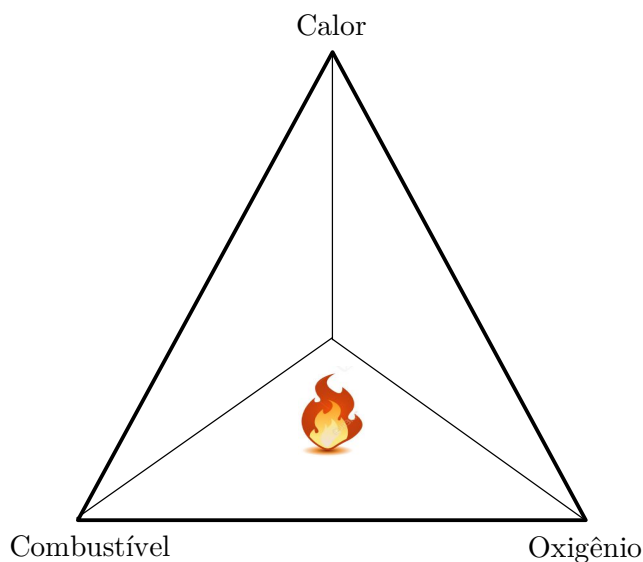


Figura 2.1 - Triângulo do fogo

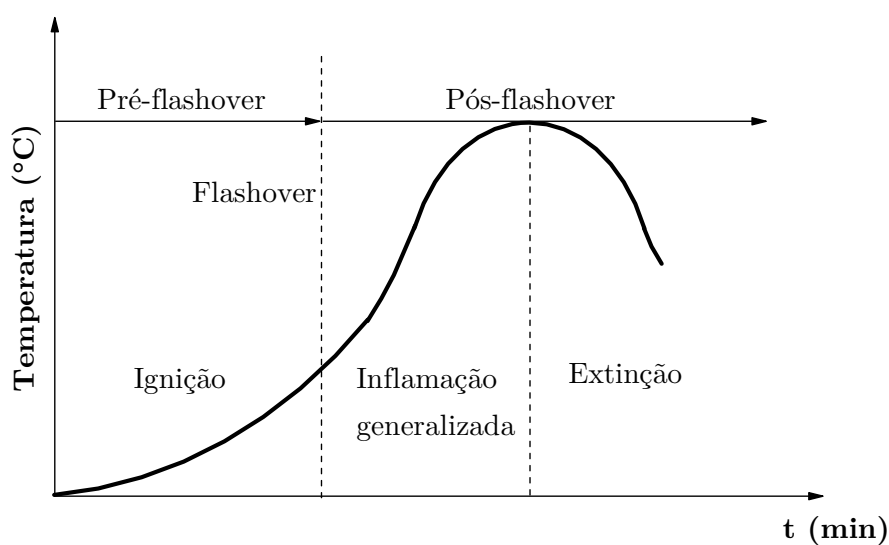


Figura 2.2 - Curva de desenvolvimento de um incêndio (Gouveia, 2006)

Na curva de desenvolvimento do incêndio, observa-se uma fase inicial, com duração entre 2 a 5 minutos, em que a temperatura ambiente cresce de 20 °C a 250-350 °C. Essa fase denomina-se início de ignição, o incêndio já envolveu um ou mais objetos, mas não todo o compartimento. Ao final dessa fase, o volume de

fumaça é grande, em geral, e a visibilidade pode ser muito reduzida. Para os seres humanos, as condições de sustentação da vida são muito ruins, mesmo nos primeiros instantes. Ainda nessa fase, especificamente no seu início, devem atuar os detectores de incêndio e os chuveiros automáticos, bem como pode fazer efeito o emprego dos extintores manuais de incêndio.

Entre a fase de início de ignição e a posterior, há um ponto que se denomina ponto de *flashover* ou de inflamação generalizada. Neste caso, a palavra “ponto” refere-se a uma estreita faixa de temperaturas, entre 250 e 350 °C, na qual ocorre a generalização do incêndio.

O incêndio generalizado corresponde a fase caracterizada por elevadas temperaturas, grandes volumes de fumaça e rápida propagação, quando os elementos de confinamento do compartimento de origem não têm a resistência ao fogo necessária. A duração dessa fase depende de muitos parâmetros, entretanto, dois se destacam: a densidade de carga de incêndio ou carga de incêndio específica e o fator de ventilação. Em geral, a fase de incêndio generalizado dura de 20 a 40 minutos ou até que cerca de 60 a 80% da carga combustível seja consumida. Maiores informações sobre o conceito de carga de incêndio específica e fator de ventilação podem ser vistos em Gouveia (2006).

Por fim, a fase de extinção é aquela em que há resfriamento gradativo do ambiente incendiado. Essa fase pode durar de 1 a 3 horas e nela podem ocorrer fenômenos importantes, como o colapso de elementos estruturais e de vedação (Gouveia, 2006).

Outro efeito importante a se considerar nas análises é o número e as dimensões das janelas e portas nos ambientes expostos ao fogo, pois se as aberturas de ventilação do compartimento de incêndio forem pequenas quando comparadas com a dimensão do incêndio, sendo a taxa de combustão condicionada

pela quantidade de oxigênio disponível, pode-se concluir que o incêndio se diz controlado pela ventilação.

Segundo Gouveia (2006), um elemento construtivo tem resistência ao fogo quando ele possui estanqueidade, isolamento e estabilidade de forma e de posição, o que, em geral, depende de sua resistência mecânica.

Estanqueidade é a propriedade que deve ter o elemento construtivo de vedar a passagem de gases quentes e chamas de dentro para fora do compartimento. O elemento que compõe a vedação do compartimento não apresenta fissuras ou trincas, resultantes do calor do incêndio, ou aberturas decorrentes de deficiência de montagem e construção.

O isolamento é a propriedade de resistência ao fogo que corresponde à capacidade do elemento de vedação de impedir o fluxo de calor de dentro do compartimento para fora, em intensidade tal que provoque a ignição espontânea do conteúdo dos cômodos vizinhos. Gouveia (2006) acrescenta que, em geral, admite-se que a ignição espontânea ocorra a temperaturas da ordem de 250 °C, dependendo da natureza do material.

O último aspecto da resistência ao fogo refere-se a estabilidade de forma e de posição. Ainda segundo Gouveia (2006), um elemento construtivo deve manter a sua posição e não apresentar deformações excessivas em situação de incêndio. Nesse aspecto, a resistência ao fogo está diretamente relacionada a resistência mecânica. Porém, frequentemente, a solicitação mecânica e térmica do elemento construtivo é muito reduzida e, mesmo assim, a sua estabilidade na posição que ocupa é essencial à segurança contra incêndio.

Adicionalmente, é importante conhecer o desempenho dos elementos estruturais sujeitos a condição de incêndio. No contexto da Segurança contra Incêndio, esse desempenho estrutural é apresentado em termos de sua resistência ao incêndio, ou melhor, em função do período de exposição ao fogo em teste

padronizado, no qual observa-se a falha estrutural (Landesmann, 2003). O Tempo Requerido de Resistência ao Fogo (TRRF) é dado em função do desempenho estrutural obtido por ensaios laboratoriais e normalmente especificado pelas normas vigentes. A ABNT NBR 14432:2001 expressa o TRRF em múltiplos de 30. Neste teste laboratorial, o processo de aquecimento é controlado de acordo com uma curva padronizada de temperatura *versus* tempo, referenciada pela ISO-834-1:1999. Segundo Landesmann (2003), os resultados obtidos pela utilização desta curva, permitem uma avaliação padronizada sobre a severidade do fogo em um dado componente estrutural.

A fim de simular o desenvolvimento de incêndios reais, bem como os efeitos provocados pelo aumento de temperatura nas estruturas submetidas a tal circunstância, além da curva de incêndio padrão proposta pela ISO-834-1:1999, diversas curvas de aquecimento têm sido propostas (EN 1991-1-2:2002; NBR 14432:2001), como as curvas de incêndio para elementos exteriores, a curva de incêndio de hidrocarbonetos e as curvas de incêndio paramétricas.

Vale ressaltar que as curvas de incêndio paramétricas não serão abordadas neste trabalho, entretanto, podem ser consultadas em Landesmann (2003), Caldas (2008), Mouço (2008) e Rigobello (2011).

As curvas de incêndio nominais são resultantes de simplificações definidas pelo EN 1991-1-2:2002 e são, usualmente, os modelos para a simulação computacional de sistemas estruturais em situação de incêndio. Essas curvas estão incluídas na ABNT NBR 14432:2001. São elas:

a) Curva de incêndio padrão (ISO-834-1:1999):

$$\theta_g = 20 + 345 \log(8t + 1) \quad (2.1a)$$

b) Curva de incêndio para elementos exteriores:

$$\theta_g = 600 \left(1 - 0,687e^{-0,32t} - 0,313e^{-3,8t} \right) + 20 \quad (2.1b)$$

c) Curva de incêndio de hidrocarbonetos:

$$\theta_g = 1080 \left(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t} \right) + 20 \quad (2.1c)$$

em que θ_g é a temperatura ($^{\circ}\text{C}$) dos gases e t é o tempo de exposição ao fogo em minutos.

A Figura 2.3 ilustra o desenvolvimento das três curvas de incêndio nominais, as quais não possuem fase de ignição nem de extinção ou de arrefecimento. Na Figura 2.4 são apresentadas as curvas do gás e do aço referentes ao incêndio natural e ao incêndio padrão.

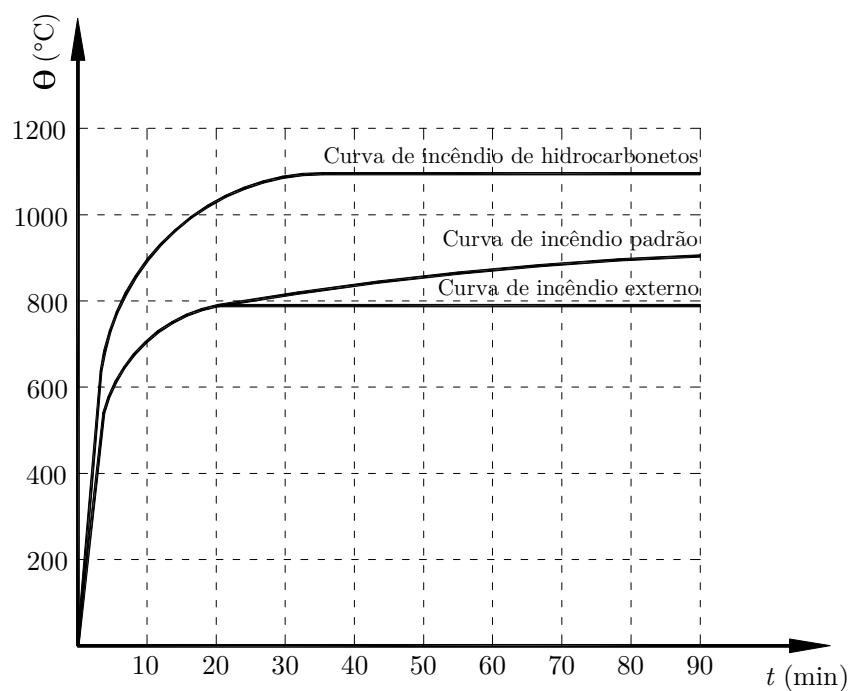


Figura 2.3 - Curvas de incêndio nominais (EN 1991-1-2:2002)

O EN 1991-1-2:2002 mostra um procedimento para a obtenção do tempo equivalente, que é tomado como referência pelas IT-CBPMESP 08 (2006) e IT-CBMMG 06 (2006).

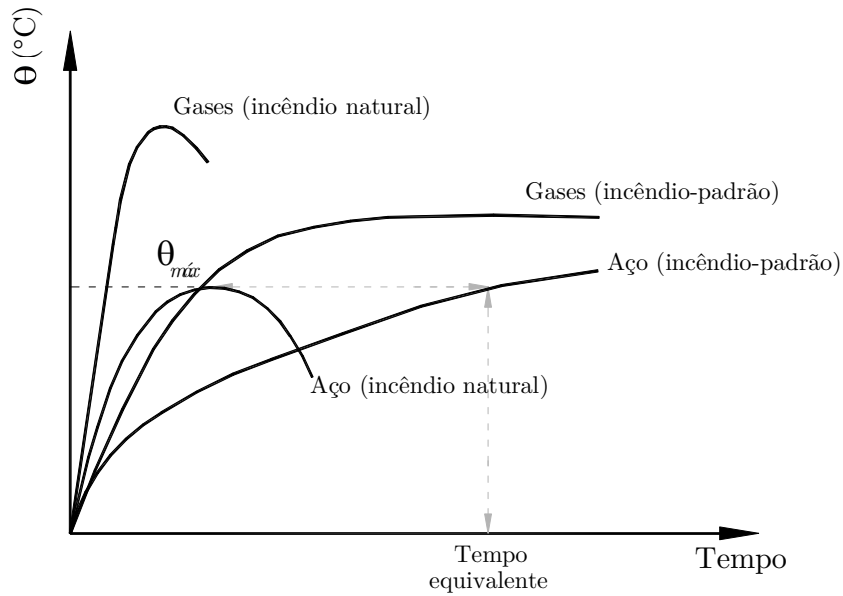


Figura 2.4 - Curvas de incêndio natural \times incêndio padrão

2.2.2 Processos de Transferência de Calor

A transmissão de calor pode ser definida como a propagação de energia de uma região para outra de um meio sólido, líquido ou gasoso, como resultado da diferença de temperatura entre eles. Sempre que existe uma diferença de temperaturas em um dado sistema, o calor flui da região com a temperatura mais elevada para a de temperatura mais baixa. Assim, sendo conhecido o campo de temperaturas, uma quantidade de interesse particular é o chamado fluxo de calor (q), que corresponde ao calor transmitido por unidade de área e por unidade de tempo. Essa variável é facilmente determinada através da lei que relaciona o fluxo calorífico com o gradiente térmico. Habitualmente, consideram-se três modos de transmissão de calor: condução, convecção e radiação.

A condução é o tipo de propagação de calor que consiste na transferência de energia térmica entre as partículas que compõem o sistema, típica forma de transmissão nos corpos sólidos. Esse tipo de transferência ocorre com maior ou menor facilidade dependendo da constituição atômica do material, a qual faz com que ele seja classificado como condutor ou isolante de calor. Nas substâncias

condutoras, como os metais, esse processo de transferência acontece mais rápido, já nas substâncias isolantes, como na borracha e na lã, esse processo é muito lento. A convecção é a forma de transmissão de calor no interior do fluido, ou entre este e uma superfície sólida, na qual o calor é transmitido pelo movimento do fluido. Vale lembrar que esses dois fenômenos necessitam de um meio material para que ocorra a transmissão de calor. A radiação é a forma de transmissão de calor que não necessita de um meio material e tal fenômeno ocorre por radiação eletromagnética.

Na Figura 2.5 são representados de maneira esquemática os três processos de transmissão de calor.

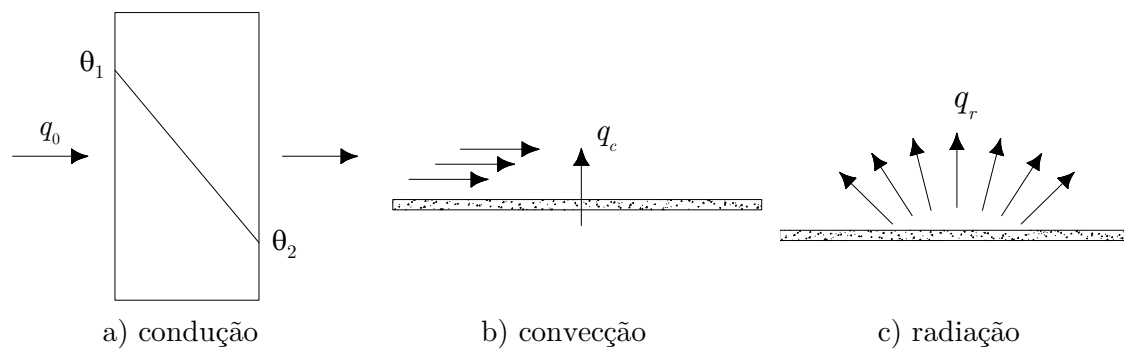


Figura 2.5 - Modalidades de transferência de calor

2.2.3 Propriedades Termomecânicas do Aço

A relação tensão *versus* deformação do aço é apresentada na Tabela 2.1 (EN 1993-1-2:2005). Já a Tabela 2.2 traz os fatores de redução sob elevadas temperaturas para a resistência ao escoamento, o limite de proporcionalidade e o módulo de elasticidade dos aços laminados a partir da temperatura ambiente (20 °C). Os fatores de redução são dados pelas seguintes relações (ABNT NBR 14323:2013; EN 1993-1-2:2005):

$$k_{y,\theta} = \frac{f_{y,\theta}}{f_y}, k_{p,\theta} = \frac{f_{p,\theta}}{f_y}, k_{E,\theta} = \frac{E_\theta}{E} \quad (2.2)$$

em que $f_{y,\theta}$ é a resistência ao escoamento dos aços laminados a uma temperatura θ_a e f_y é a resistência ao escoamento do aço a 20 °C; $f_{p,\theta}$ é o limite de proporcionalidade a uma temperatura θ_a ; E_θ é o módulo de elasticidade a uma temperatura θ_a e E é o módulo de elasticidade a 20 °C.

Tabela 2.1 - Relação tensão-deformação do aço sob elevadas temperaturas
(EN 1993-1-2:2005)

Deformação	Tensão	Módulo de Elasticidade
$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$\varepsilon E_{a,\theta}$	$E_{a,\theta}$
$\varepsilon_{p,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + (b/a) \left[a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2 \right]^{0,5}$	$\frac{b(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)}{a \left[a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2 \right]^{0,5}}$
$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0
$\varepsilon_{t,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} \left[1 - (\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta}) / (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta}) \right]^{0,5}$	-
$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0	-
Parâmetros	$\varepsilon_{p,\theta} = f_{p,\theta} / E_{a,\theta}$	$\varepsilon_{y,\theta} = 0,02$ $\varepsilon_{t,\theta} = 0,15$ $\varepsilon_{u,\theta} = 0,20$
Funções	$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c/E_{a,\theta})$ $b^2 = c(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} + c^2$ $c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})}$	

A Figura 2.6 mostra a variação dos fatores de redução em função do aumento de temperatura.

Tabela 2.2 - Valores dos fatores de redução (EN 1993-1-2:2005)

Temperatura do aço	Fator de redução para a resistência ao escoamento	Fator de redução para o limite de proporcionalidade	Fator de redução para o módulo de elasticidade
θ_a	$k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y$	$k_{p,\theta} = f_{p,\theta}/f_y$	$k_{E,\theta} = E_\theta/E$
20	1,0000	1,0000	1,0000
100	1,0000	1,0000	1,0000
200	1,0000	0,8070	0,9000
300	1,0000	0,6130	0,8000
400	1,0000	0,4200	0,7000
500	0,7800	0,3600	0,6000
600	0,4700	0,1800	0,3100
700	0,2300	0,0750	0,1300
800	0,1100	0,0500	0,0900
900	0,0600	0,0375	0,0680
1000	0,0400	0,0250	0,0450
1100	0,0200	0,0125	0,0225
1200	0,0000	0,0000	0,0000

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

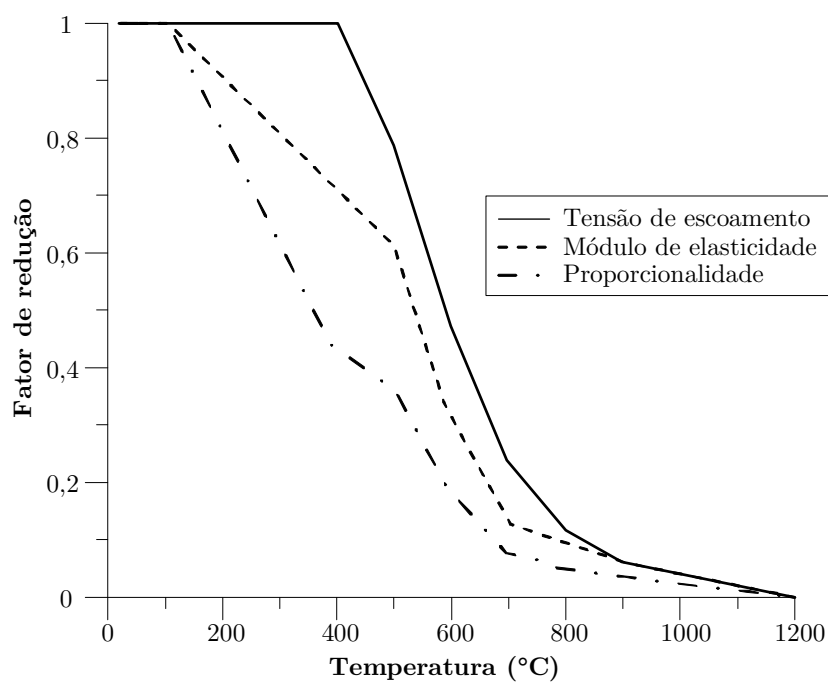


Figura 2.6 - Fatores de redução da relação tensão-deformação do aço (Caldas, 2008)

Na Figura 2.7 tem-se o gráfico tensão-deformação do aço para diferentes temperaturas, em que se observa a redução da sua resistência à medida que ocorre um aumento da exposição ao fogo.

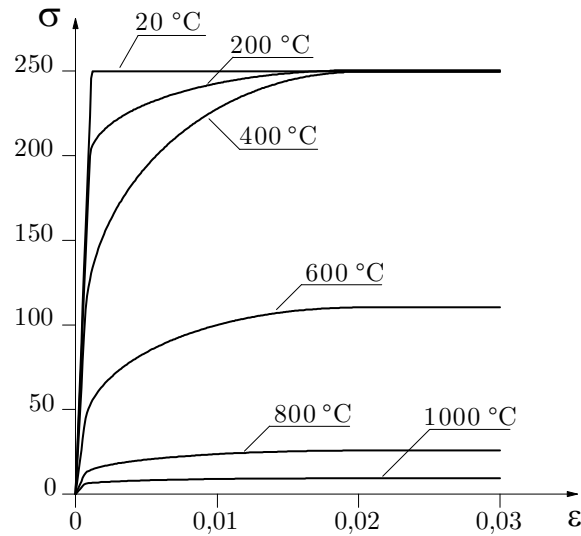


Figura 2.7 - Curva tensão \times deformação para diversas temperaturas (Souza Jr., 2004)

A massa específica do aço (ρ_a) é igual a 7850 kg/m³. Já a deformação térmica do aço é dada por (Fig. 2.8):

$$\Delta l_a / l_a = 1,2 \times 10^{-5} \theta_a + 0,4 \times 10^{-8} \theta_a^2 - 2,416 \times 10^{-4}, \quad \text{para } 20^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 750^\circ\text{C} \quad (2.3a)$$

$$\Delta l_a / l_a = 1,1 \times 10^{-2}, \quad \text{para } 750^\circ\text{C} < \theta_a \leq 860^\circ\text{C} \quad (2.3b)$$

$$\Delta l_a / l_a = 2 \times 10^{-5} \theta_a - 6,2 \times 10^{-3}, \quad \text{para } 860^\circ\text{C} < \theta_a \leq 1200^\circ\text{C} \quad (2.3c)$$

em que Δl_a é a expansão térmica do aço devido à temperatura, l_a é o comprimento da peça de aço a 20 °C e θ_a é a temperatura do aço em graus Celsius.

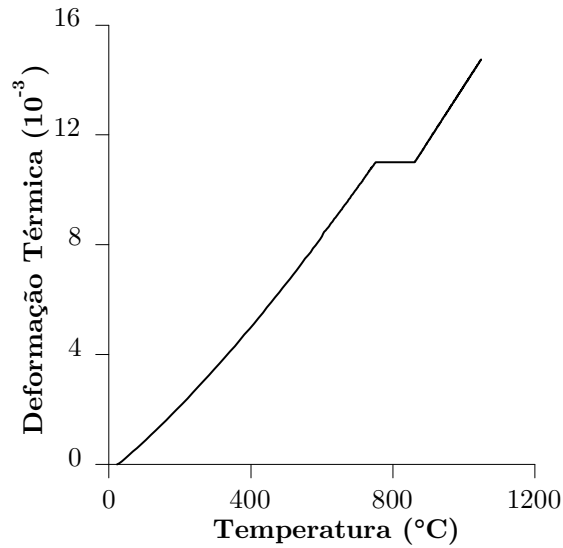


Figura 2.8 - Deformação térmica do aço em função da temperatura (EN 1993-1-2:2005)

A condutividade térmica (λ_a), pode ser dada pelas expressões a seguir em W/m°C (Fig. 2.9):

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2} \theta_a, \text{ para } 20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 800^\circ\text{C} \quad (2.4a)$$

$$\lambda_a = 27,3, \text{ para } 800^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C} \quad (2.4b)$$

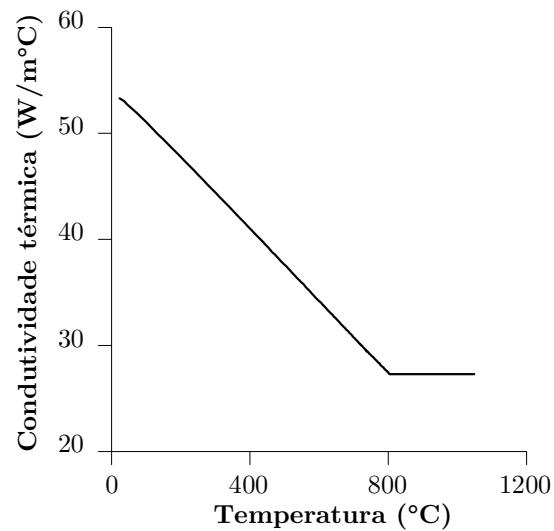


Figura 2.9 - Condutividade térmica do aço em função da temperatura (EN 1993-1-2:2005)

Por fim, o calor específico do aço (c_a), em J/kg°C, é dado por (Fig. 2.10):

$$c_a = 425 + 7,73 \times 10^{-1} \theta_a - 1,69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \times 10^{-6} \theta_a^3, \quad \text{para } 20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 600^\circ\text{C} \quad (2.5a)$$

$$c_a = 666 + 13002 / (738 - \theta_a), \quad \text{para } 600^\circ\text{C} \leq \theta_a < 735^\circ\text{C} \quad (2.5b)$$

$$c_a = 545 + 17820 / (\theta_a - 731), \quad \text{para } 735^\circ\text{C} \leq \theta_a < 900^\circ\text{C} \quad (2.5c)$$

$$c_a = 650, \quad \text{para } 900^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C} \quad (2.5d)$$

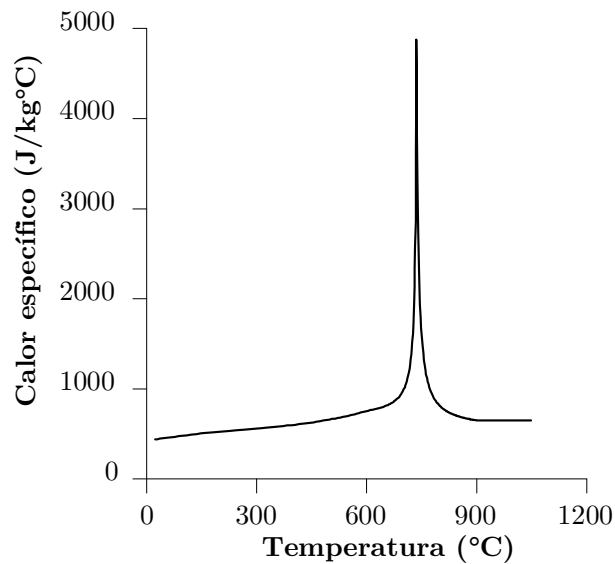


Figura 2.10 - Calor específico do aço em função da temperatura (EN 1993-1-2:2005)

De forma simplificada, os valores do calor específico e da condutividade térmica podem ser considerados independente da temperatura do aço. Nesse caso, a norma ABNT NBR 14323:2013 recomenda os seguintes valores, respectivamente: $c_a = 600 \text{ J/Kg}^\circ\text{C}$ e $\lambda_a = 45 \text{ W/m}^\circ\text{C}$.

2.2.4 Método Simplificado de Cálculo

A norma ABNT NBR 14323:2013 sugere um método simplificado de cálculo para a obtenção da temperatura em elementos estruturais de aço submetidos a elevadas

temperaturas. Nesse método utiliza-se um parâmetro denominado fator de massividade (u/A), o qual relaciona o aumento de temperatura sofrido por um elemento estrutural com o seu perímetro exposto às chamas (u) e com a área de sua seção transversal (A). Nunes (2014) ressalta que, para elementos estruturais com seção transversal de mesma área, o aumento de temperatura ocorrerá mais rapidamente para aquele que possuir maior superfície exposta ao incêndio.

Na utilização de um material isolante térmico para proteção do elemento estrutural, a NBR 14323:2013 propõe um fator de massividade calculado em função de um perímetro efetivo (u_m) do material de proteção exposto ao fogo e a área da seção transversal (A) do elemento estrutural de aço.

Segundo a NBR 14323:2013, a elevação de temperatura em elementos estruturais de aço sem revestimento contra fogo, submetidos a uma distribuição uniforme de temperatura na seção transversal e situado no interior de uma edificação, é dada pela expressão:

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{(u/A)}{c_a \rho_a} q \Delta t \quad (2.6)$$

em que u/A é o fator de massividade (m^{-1}); ρ_a a massa específica do aço (kg/m^3); c_a o calor específico do aço ($J/kg^\circ C$); q o fluxo de calor por unidade de área (W/m^2); Δt o intervalo de tempo (s), não sendo maior que 5 s e k_{sh} o fator de correção para o efeito de sombra.

O fluxo de calor (q) é resultante da diferença de temperatura existente entre os gases quentes do ambiente e os elementos estruturais (Nunes, 2014), ou seja:

$$q = q_c + q_r = h_c (\theta_g - \theta_a) + \varepsilon_{res} \sigma \left[(\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4 \right] \quad (2.7)$$

sendo q_c o fluxo de calor por convecção; q_r o fluxo de calor por radiação; h_c o coeficiente de película médio; θ_g a temperatura ambiente; θ_a a temperatura na

superfície; ε_{res} a emissividade resultante do material e σ o coeficiente de Stefan-Boltzmann igual a $5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$.

A elevação de temperatura para elementos estruturais de aço com proteção térmica, localizados no interior de uma edificação, considerando aquecimento uniforme da seção transversal, é dada pela expressão:

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_m (u_m / A)}{t_m \rho_a c_a} \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{1 + (\xi/4)} \Delta t - \frac{\Delta\theta_{g,t}}{(4/\xi) + 1} \quad (2.8)$$

para $\Delta\theta_{a,t} \geq 0$ se $\Delta\theta_{g,t} > 0$, e com ξ dado por:

$$\xi = \frac{c_m \rho_m}{c_a \rho_a} t_m (u_m / A) \quad (2.9)$$

com c_m o calor específico do material de revestimento contra fogo ($\text{J/kg}^\circ\text{C}$); ρ_m a massa específica do material de revestimento contra fogo (kg/m^3); t_m a espessura do material de revestimento contra fogo (m); λ_m a condutividade térmica do material de revestimento ($\text{W/m}^2^\circ\text{C}$) e Δt o intervalo de tempo (s), não sendo maior que 30 s.

Nunes (2014) acrescenta que o procedimento apresentado pela NBR 14323:2013 para a determinação da elevação de temperatura nos elementos estruturais de aço, com e sem proteção térmica, é do tipo incremental simples para qualquer curva de incêndio, ou seja, a temperatura é avaliada em cada intervalo de tempo no decorrer do incêndio até que seja atingido o TRRF.

2.2.5 Métodos Avançados de Cálculo

Os métodos avançados de cálculo proporcionam uma análise mais realista da estrutura em situação de incêndio quando comparado ao método simplificado, e podem ser utilizados tanto para elementos isolados como para sistemas estruturais mais complexos.

Para problemas de engenharia estrutural em condição de incêndio, a análise térmica é transiente com condições de contorno que dependem do tempo, além disso, as propriedades dos materiais dependem da temperatura, conferindo à análise um caráter não linear (Rigobello, 2011). Portanto, a solução desses problemas envolve o emprego de formulações e métodos avançados de cálculo. Logo, neste contexto, a maioria dos modelos avançados de análise térmica é desenvolvida com base no Método dos Elementos Finitos (MEF).

Alguns pacotes comerciais como o ABAQUS, ANSYS e DIANA, com base no MEF, podem simular um problema de transferência de calor. Porém, existem aqueles dedicados à análise térmica de estruturas sob elevadas temperaturas, como o SAFIR (Franssen, 2005) e em âmbito nacional THERSYS (Ribeiro, 2009).

A NBR 14323:2013 prescreve que uma verificação da precisão do método avançado utilizado deve ser feita, a qual pode ser realizada com base em resultados numéricos confiáveis e ensaios de laboratório. Portanto, para validação do método, a verificação pode ser feita em termos das temperaturas calculadas ou em relação aos tempos de resistência ao fogo.

2.3 Análise Estrutural

Na análise de sistemas estruturais, a fim de se realizar uma análise mais realista, são considerados nas simulações os efeitos das não linearidades física e geométrica. Esta última refere-se aos grandes deslocamentos, os quais originam excentricidades de cargas verticais em relação à posição original do elemento estrutural. Duas metodologias de análise, no contexto do MEF, são usualmente utilizadas no intuito de capturar os efeitos da não linearidade do material, sendo elas: o Método da Zona Plástica (MZP) e o Método da Rótula Plástica (MRP).

Maiores detalhes sobre os efeitos não linearidades e as metodologias referentes ao MZP e MRP serão apresentados nos tópicos subsequentes.

2.3.1 A Não Linearidade Geométrica

Para valores relativamente grandes de deslocamentos, a deflexão lateral de um elemento estrutural pode levar ao surgimento de momentos fletores adicionais devido à presença de um esforço normal. Esse comportamento é comumente chamado de efeito de segunda ordem e está relacionado às equações de equilíbrio que consideram a configuração deformada do sistema (efeitos $P-\Delta$ a nível global e $P-\delta$ a nível local, ilustrados na Fig. 2.11) e às relações deformação-deslocamento. Trata-se de uma importante fonte de não linearidade no problema estrutural e exige formulações numéricas adequadas para sua consideração (Silva, 2009). No presente trabalho, para simular os efeitos da não linearidade geométrica será utilizada a formulação linearizada proposta por Yang e Kuo (1994). No ambiente do sistema computacional CS-ASA, essa formulação é denominada SOF-2 linearizada.

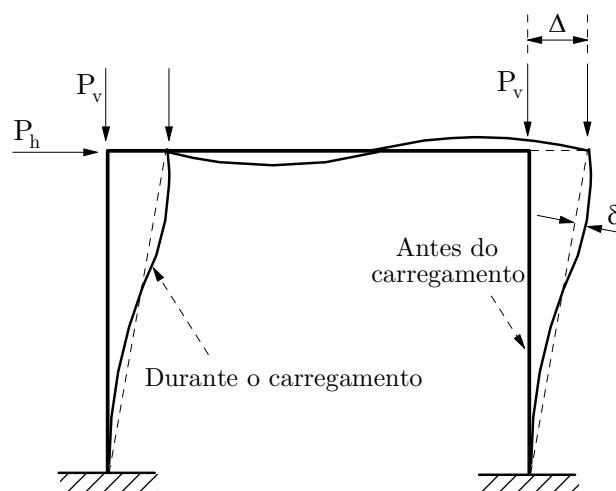


Figura 2.11 - Efeitos considerados em uma análise de segunda ordem ($P-\Delta$ e $P-\delta$; Silva, 2009)

2.3.2 A Não Linearidade Física

A não linearidade do material advém de trechos não lineares da relação tensão-deformação, ou seja, não obedecendo a lei de Hooke. A Figura 2.12 mostra a

evolução do campo de deformações para um determinado carregamento em elevação em uma seção de aço com comportamento elastoplástico perfeito.

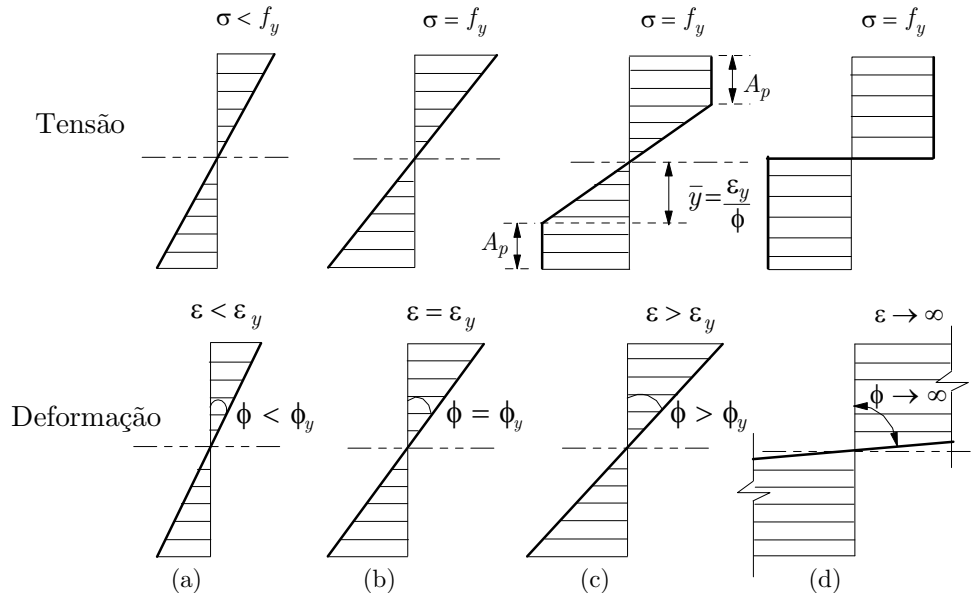


Figura 2.12 - Processo de plastificação da seção transversal (Silva, 2009)

Enquanto nenhum ponto da seção apresenta deformações maiores ou iguais a ϵ_y o regime é caracterizado como elástico, quando a deformação axial se iguala ou ultrapassa ϵ_y os pontos com maior solicitação escoam e perdem rigidez (regime plástico), como ilustrado pela área A_p na Fig. 2.12. A plastificação continua até que todas as faixas da seção apresentem deformações axiais elevadas, conseqüentemente, valores elevados de curvatura.

2.3.3 Método da Zona Plástica (MZP)

No Método da Zona Plástica (MZP), além da discretização das barras (colunas e vigas), a seção transversal de cada elemento finito é também discretizada, como ilustrado na Fig. 2.13. Essa discretização da seção transversal permite que os efeitos de segunda ordem e tensões residuais sejam considerados diretamente nas fibras. Outra característica importante é que o estado de tensão também pode ser

obtido em cada fibra. Isso possibilita o acompanhamento gradual do escoamento na seção transversal (Gonçalves, 2013).

Chen e Kim (1997) relatam que a solução obtida via MZP é tida como “solução exata”, uma vez que os efeitos de segunda ordem, a distribuição da plasticidade e as tensões residuais são considerados explicitamente.

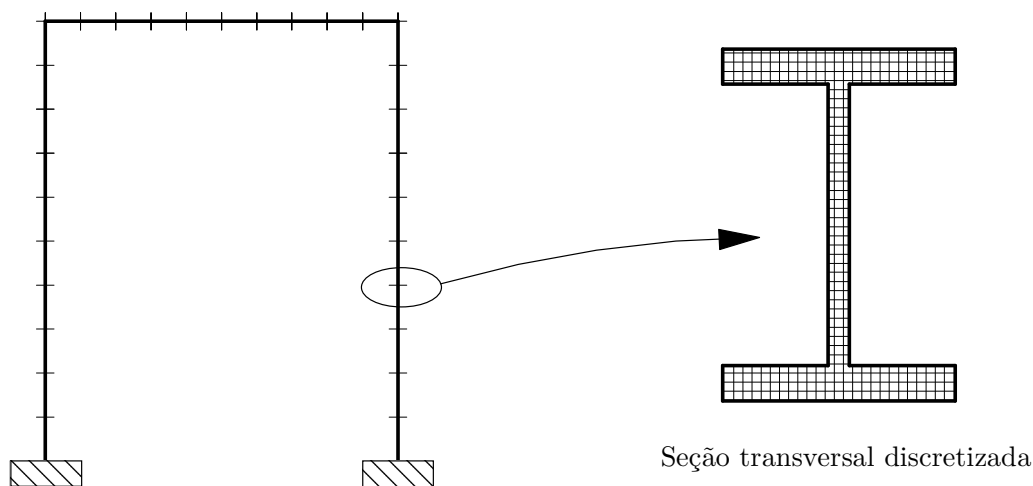


Figura 2.13 - Discretização no Método da Zona Plástica (Gonçalves, 2013)

Vários trabalhos utilizando a metodologia do MZP podem ser encontrados na literatura, como em: Clarke (1994), Li e Lui (1995), Kim e Lee (2002), Alvarenga (2010) e Sreenath *et al.* (2011).

2.3.4 Método da Rótula Plástica (MRP)

No Método da Rótula Plástica (MRP) a plastificação acontece de forma concentrada nos nós de cada elemento estrutural discretizado, enquanto que os elementos permanecem em regime elástico, caracterizando assim o MRP como método de análise da plasticidade concentrada. A Figura 2.14 ilustra uma discretização de um sistema estrutural aporticado, indicando onde podem ser formadas as rótulas plásticas.

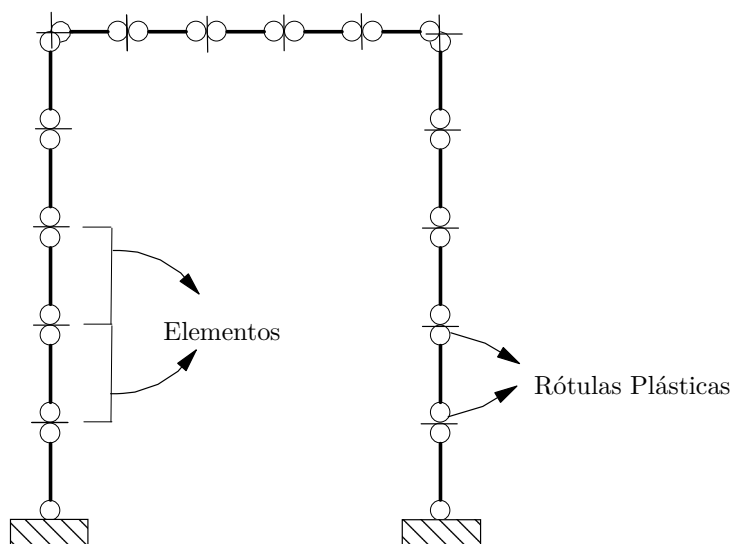


Figura 2.14 - Discretização no Método da Rótula Plástica (Gonçalves, 2013)

Lemes (2015) ressalta que o MRP é mais eficiente que o MZP em termos de tempo de execução de análise computacional, uma vez que trata-se de um método de análise em que a plasticidade é considerada apenas nos pontos nodais do modelo.

Ainda em relação ao MRP, existe uma segunda abordagem onde a transição entre o regime elástico para o regime plástico ocorre gradualmente. Esta metodologia, considerada mais realista, é denominada como Método da Rótula Plástica Refinado (MRPR), que é utilizado neste trabalho. Maiores detalhes sobre o MRPR serão apresentados no Capítulo 4 desta dissertação e também podem ser vistos em Silva (2009), Gonçalves (2013) e Lemes (2015).

2.4 Análise Termoestrutural

Neste trabalho, a análise termoestrutural é empregada com o objetivo de se avaliar o comportamento de uma determinada estrutura submetida a dois fenômenos, neste caso referindo-se aos fenômenos térmicos e mecânicos, que na realidade

ocorrem de forma simultânea. Porém, nesta pesquisa optou-se por uma estratégia de solução do problema termomecânico desacoplado.

Nos tópicos seguintes será abordado o conceito de deformação térmica, bem como um fluxograma de solução do problema termoestrutural, ilustrando de forma geral, como é realizada essa análise no módulo desenvolvido (CS-ASA/FSA).

2.4.1 A Deformação Térmica

Segundo Iu (2004), com base em observações experimentais, a deformação total do aço submetido a elevadas temperaturas pode ser dividida em duas parcelas, a deformação térmica e a deformação mecânica, como na expressão a seguir:

$$\varepsilon_t = \varepsilon_{th} + \varepsilon_m \quad (2.10)$$

em que ε_t é a deformação total; ε_{th} a deformação térmica; e ε_m a deformação mecânica. Essa última será melhor explicada no Capítulo 4 deste trabalho.

A deformação térmica pode ainda ser dividida em duas parcelas; uma que se refere à deformação térmica axial e outra em relação à curvatura. A deformação térmica axial é dada pela expressão:

$$\varepsilon_{th,a} = \alpha \Delta T = \alpha (T_{t+1} - T_0) \quad (2.11)$$

sendo α o coeficiente de expansão térmica, considerado constante, e cujo valor é $14 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$; T_{t+1} a temperatura no passo atual; e T_0 a temperatura de início da análise. Já a curvatura térmica é dada por:

$$\phi_{th} = \frac{\alpha \beta T}{D} \quad (2.12)$$

em que D é a altura da seção do elemento estrutural e βT a diferença de temperaturas no topo e na base da superfície do elemento estrutural.

Portanto, a deformação térmica total pode ser escrita da seguinte forma:

$$\varepsilon_{th} = \alpha\Delta T + y\frac{\alpha\beta T}{D} \quad (2.13)$$

sendo y a distância entre os centroides plásticos da fibra analisada e da seção transversal.

2.4.2 Estratégia Adotada para Solução do Problema Termoestrutural

A Figura 2.15 mostra de forma esquemática como é realizada a análise termoestrutural desacoplada através do módulo CS-ASA/FSA. Primeiramente a estrutura é carregada à temperatura ambiente e ao iniciar o incêndio, o carregamento aplicado é mantido constante durante todo o ciclo temporal.

Ainda na fase de carregamento, é determinada a configuração deformada da estrutura, a qual será considerada como ponto de partida para o problema termomecânico. Portanto, nesta fase são construídas as curvas de interação normal-momento (N-M) para cada elemento estrutural, bem como os deslocamentos e forças internas do sistema a temperatura ambiente.

Iniciado o incêndio, realiza-se uma análise térmica da seção transversal de cada elemento estrutural, em cada ponto nodal, onde se determinam as propriedades térmicas dos materiais, conforme apresentado neste Capítulo, e em seguida, o cálculo do campo de temperaturas.

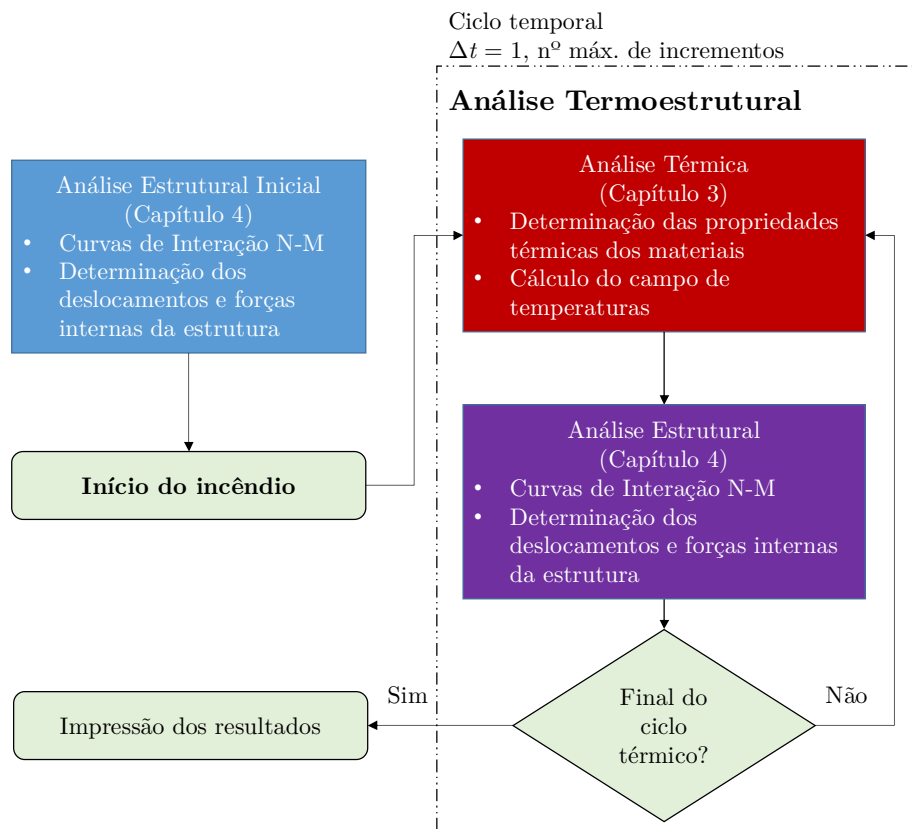


Figura 2.15 - Fluxograma de solução para o problema termoestrutural

Atualizando os parâmetros de rigidez e resistência da estrutura em função da temperatura, realiza-se novamente a análise mecânica, sendo obtidas novas curvas de interação N-M e uma nova configuração deformada, ou seja, os deslocamentos nodais.

O processo se repete até que o ciclo temporal térmico seja concluído. Os detalhes sobre cada análise (térmica, mecânica e termomecânica) são apresentados nos Capítulos 3 e 4 deste trabalho.

Capítulo 3

Análise Térmica via MEF

3.1 Introdução

A primeira fase da análise de estruturas em situação de incêndio consiste na determinação da variação do campo de temperaturas dos elementos expostos ao fogo, em função do tempo decorrido de incêndio. Nesta etapa, no presente trabalho, admite-se que a distribuição de temperaturas ao longo de cada elemento estrutural é uniforme e igual àquela estimada para a seção transversal. Dessa forma, a análise térmica é realizada exclusivamente no plano da seção transversal através de modelos numéricos de transferência de calor que possibilitam a determinação da distribuição de temperaturas em diferentes pontos da seção.

Neste Capítulo será apresentada a formulação desenvolvida via Método dos Elementos Finitos (MEF) para a solução do problema bidimensional de transferência de calor de seções transversais metálicas, em regime permanente e transiente. Foram implementados quatro tipos de elementos finitos bidimensionais, sendo dois triangulares com 3 e 6 nós, e dois elementos quadrilaterais com 4 e 8 nós. Para a solução das equações não lineares foi adotada uma estratégia de integração no tempo baseada no Método das Diferenças Finitas

(MDF), o qual permite a consideração da variação das propriedades térmicas do aço em função da elevação da temperatura, seguindo as recomendações do EN 1993-1-2:2005 para modelos de análise avançada.

3.2 Equação Diferencial da Condução de Calor em Sólidos

Partindo-se de uma referência cartesiana em duas dimensões, pode-se considerar que o fluxo de calor por condução é definido a partir da Lei de Fourier, que estabelece que o fluxo de calor depende da área da seção transversal do sólido, da condutividade térmica e do gradiente térmico. Deste modo, a transferência de calor por unidade de área é dada por (Bathe, 1996):

$$q_x = -k_x \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.1a)$$

$$q_y = -k_y \frac{\partial T}{\partial y} \quad (3.1b)$$

sendo k_x e k_y as condutividades térmicas nas direções x e y , respectivamente; e T é a temperatura.

Já a transferência de calor por convecção ocorre quando um fluido em movimento entra em contato com uma superfície que se encontra em uma temperatura diferente daquela do movimento do fluido. Para essa transferência, o fluxo de calor por unidade de área é governado pela Lei de Newton, ou seja (Bathe, 1996):

$$q_c = h_c (T_a - T_g) \quad (3.2)$$

em que h_c é o coeficiente de transmissão de calor por convecção ou coeficiente de película médio; T_g é a temperatura do fluido e T_a é a temperatura na superfície.

Com relação à radiação, pode-se considerar que a propagação se dá através de ondas eletromagnéticas. A transmissão de calor por radiação é dada pela expressão (Bathe, 1996):

$$q_r = \sigma \varepsilon (T_a^4 - T_g^4) \quad (3.3)$$

em que σ é o coeficiente de Stefan-Boltzmann ($\sigma = 5,67 \times 10^{-8} \text{ W / m}^2 \text{ K}^4$), ε é a emissividade ($0 < \varepsilon < 1$) e q_r é o fluxo de calor por radiação por unidade de área.

A equação anterior pode ser representada de forma linearizada:

$$q_r = \sigma \varepsilon (T_a^4 - T_g^4) = \sigma \varepsilon (T_a - T_g)(T_g + T_a)(T_g^2 + T_a^2) \quad (3.4)$$

e considerando-se que:

$$h_r = \sigma \varepsilon (T_g + T_a)(T_g^2 + T_a^2) \quad (3.5)$$

chega-se a:

$$q_r = h_r (T_a - T_g) \quad (3.6)$$

em que h_r é denominado de coeficiente de transmissão de calor por radiação.

Baseando-se nas equações anteriores, pode-se encontrar um fluxo de calor equivalente (q_{cr}), referente à convecção e à radiação, dado por:

$$q_{cr} = q_c + q_r \quad (3.7)$$

Substituindo-se as expressões (3.4) e (3.6) em (3.7), obtém-se:

$$q_{cr} = h_{eq} (T_a - T_g) \quad (3.8)$$

em que h_{eq} é o coeficiente de transmissão de calor por convecção e/ou por radiação definido pela soma ($h_c + h_r$).

Analisando agora um elemento infinitesimal bidimensional conforme ilustrado na Fig. 3.1, pode-se determinar a equação que governa o problema de condução de calor em um meio aplicando-se a primeira lei da termodinâmica, Lei de Conservação da Energia (Fig. 3.1), no elemento infinitesimal bidimensional. Escreve-se então que a diferença entre o fluxo que entra e o que sai no elemento é dada por:

$$(q_x + q_y) - \left[\left(q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx \right) + \left(q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy \right) \right] \quad (3.9)$$

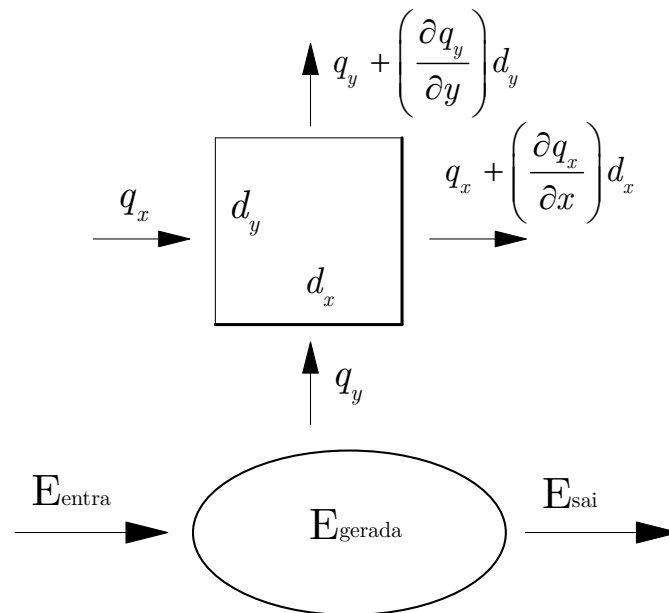


Figura 3.1 - Princípio da conservação da energia aplicada ao elemento infinitesimal

A energia interna gerada no sistema, considerando, sem perda de generalidade, que a espessura do corpo é unitária, e a energia armazenada no corpo são definidas da seguinte forma, respectivamente:

$$Q dx dy (1) \quad (3.10)$$

$$\rho c dx dy \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.11)$$

sendo Q o calor gerado no interior do elemento por unidade de volume e tempo, ρ é a massa específica do material, c é o calor específico do material e $T(x,y,t)$ é a distribuição de temperatura.

Substituindo-se então as Eqs. (3.9), (3.10) e (3.11) na lei de conservação de energia e aplicando-se a lei de Fourier, Eq. (3.1), chega-se à equação correspondente à propagação de calor por condução, ou seja:

$$\left(k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + Q = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.12)$$

Supondo as hipóteses de homogeneidade térmica e isotropia, a condutividade térmica, k , é constante em qualquer ponto do material e em qualquer direção. Sendo assim, a equação anterior fica:

$$k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + Q = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{ou} \quad \nabla^2 T + \frac{Q}{k} = \frac{\rho c}{k} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.13)$$

em que ∇ é o operador Laplaciano e $k/\rho c$ é a difusividade térmica do material. No caso particular de regime permanente (ou estacionário), a temperatura não varia com o tempo ($\partial T/\partial t = 0$) e a Eq. (3.13) transforma-se na *equação de Poisson*, que governa vários dos problemas de campo importantes na engenharia. Além disso, em regime permanente e não havendo geração interna de calor ($Q = 0$), tem-se em (3.13) a equação conhecida como *equação de Laplace*.

3.3 Condições Iniciais e de Contorno

O campo de temperaturas que satisfaz a equação de condução de calor (3.12) deve satisfazer as condições iniciais e de contorno do problema, isso significa que para a obtenção da solução da Eq. (3.12), é necessário especificar condições iniciais (tempo $t = t_0$) no domínio (Ω), bem como, condições de contorno associadas à

superfície (Γ), para o problema de interesse. Para os corpos sólidos, as trocas de calor no volume do corpo (domínio) ocorrem apenas por condução. Estando um corpo sólido envolvido por um fluido, como mostra a Fig. 3.2, pode-se utilizar a convecção juntamente com a radiação como condição de contorno para o problema de domínio sólido (contorno convectivo-radiativo), além de um fluxo de calor prescrito.

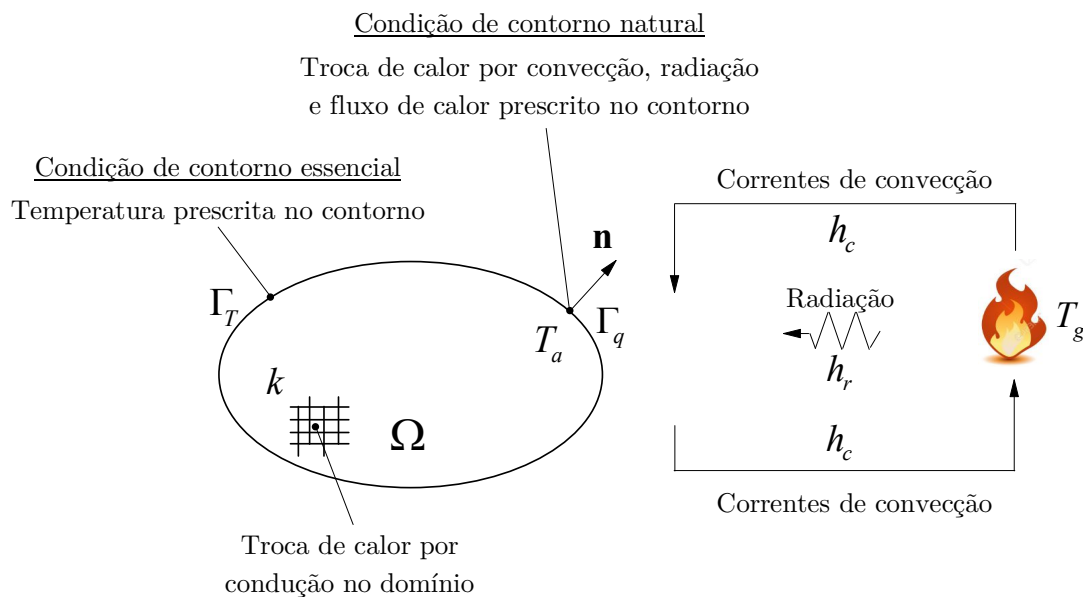


Figura 3.2 - Condições de contorno no problema de domínio sólido (Ribeiro, 2009)

No que diz respeito às condições iniciais a serem consideradas, essas consistem de um campo de temperaturas no início da análise, especificadas conforme a seguir, partindo de um instante de tempo t_0 , isto é:

$$T = T_0(x, y, 0) \quad \text{em } \Omega, \text{ para } t = t_0 \quad (3.14)$$

Adicionalmente, as condições de contorno a serem estabelecidas podem ser divididas em essenciais ou naturais. As condições de contorno essenciais, ou também chamadas de Dirichlet, correspondem a temperaturas prescritas numa parte do contorno, e são dadas por:

$$T = T(x, y, t) \quad \text{em } \Gamma_T \quad (3.15)$$

Já as condições de contorno naturais, ou de Neumann, correspondem à troca de calor por convecção, radiação e fluxos de calor prescritos em uma parte do contorno, saindo do domínio na direção normal \mathbf{n} ao contorno. Essas condições naturais são representadas genericamente a seguir:

$$q = -k \frac{\partial T}{\partial n} = q_0(x, y, t) + h_{eq}(T_a - T_g) \quad \text{em } \Gamma_q \quad (3.16)$$

com $q_0(x, y, t)$ sendo o fluxo de calor prescrito no instante t . No caso de uma superfície perfeitamente isolada (ou adiabática), o fluxo de calor é tomado igual à zero.

3.4 Equação de Equilíbrio via MEF

O método dos elementos finitos (MEF) é um procedimento numérico muito difundido na análise de estruturas e meios contínuos. Ele se baseia no conceito de discretização da estrutura ou meio contínuo e, a partir daí, na obtenção de soluções numéricas aproximadas. Assim, com essa técnica procura-se dividir o sistema (estrutura ou meio contínuo) em subdomínios, referidos como elementos, que são interligados através dos pontos nodais onde são definidos os graus de liberdade a serem determinados. A ideia básica consiste em transformar um problema complexo na soma de diversos problemas simples.

A solução do problema de condução de calor, conforme apresentado na seção anterior, consiste basicamente em resolver uma equação diferencial parcial, considerando a relação constitutiva do material (Lei de Fourier), e satisfazendo as condições inicial e de contorno. Muitos problemas de engenharia são regidos por uma equação diferencial válida em um domínio e sujeita a condições de contorno na superfície. Porém, de uma forma geral, só para alguns problemas

simples se conhecem soluções analíticas, que são consideradas soluções exatas do problema. No entanto, através da aplicação de métodos numéricos, é possível obter os valores da função primária desconhecida (solução do problema) em alguns pontos pré-determinados. No presente trabalho, o Método dos Resíduos Ponderados (MRP) é empregado juntamente com o método de Galerkin e a equação de equilíbrio via MEF para o problema de condução de calor é obtida segundo as etapas de cálculo descritas a seguir.

A Equação (3.12) pode ser escrita na seguinte forma:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla q - Q = 0 \quad (3.17)$$

Empregando-se o método de Galerkin na equação anterior, chega-se a:

$$\int_{\Omega} N_i \left(\rho c \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla q - Q \right) d\Omega = 0 \quad (3.18)$$

em que N_i é a função de forma. Aplicando-se a regra da cadeia na integral $\int_{\Omega} N_i \nabla q d\Omega$ e após algumas manipulações algébricas, chega-se a:

$$\int_{\Omega} N_i \nabla q d\Omega = \int_{\Omega} \nabla (N_i q) d\Omega - \int_{\Omega} \nabla N_i q d\Omega \quad (3.19)$$

Desenvolvendo o primeiro termo da Eq. (3.19), pelo teorema da divergência, tem-se:

$$\int_{\Omega} N_i \nabla q d\Omega = \int_{\Gamma} N_i q \mathbf{n} d\Gamma - \int_{\Omega} \nabla N_i q d\Omega \quad (3.20)$$

Na equação anterior, o produto $q\mathbf{n}$ é conhecido no contorno, logo, com base na Fig. 3.2, chega-se à expressão:

$$\int_{\Omega} N_i \nabla q d\Omega = \int_{\Gamma_T} N_i q \mathbf{n} d\Gamma + \int_{\Gamma_q} N_i q_0 d\Gamma + \int_{\Gamma_q} N_i h_{eq} (T_a - T_g) d\Gamma - \int_{\Omega} \nabla N_i q d\Omega \quad (3.21)$$

Segundo Rigobello (2011), impondo-se a nulidade do resíduo ao longo de Γ_T , a Eq. (3.21) reduz-se a:

$$\int_{\Omega} N_i \nabla q d\Omega = \int_{\Gamma_q} N_i q_0 d\Gamma + \int_{\Gamma_q} N_i h_{eq} (T_a - T_g) d\Gamma - \int_{\Omega} \nabla N_i q d\Omega \quad (3.22)$$

Expandindo-se agora a Eq. (3.18) e considerando a Eq. (3.22), tem-se:

$$\begin{aligned} & \int_{\Omega} N_i \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \Omega + \int_{\Omega} \nabla N_i k \nabla^T T \Omega - \int_{\Omega} N_i Q d\Omega + \\ & + \int_{\Gamma_q} N_i q_0 d\Gamma + \int_{\Gamma_q} N_i h_{eq} (T_a - T_g) d\Gamma = 0 \end{aligned} \quad (3.23)$$

Com base no MEF, as temperaturas são aproximadas em cada elemento através da seguinte expressão:

$$\mathbf{T} = \sum_{i=1}^n N_i T_i = \mathbf{N} \mathbf{T}^e \quad (3.24)$$

em que \mathbf{N} é a matriz de interpolação que contém as funções de forma N_i definidas em função do tipo de elemento finito e \mathbf{T}^e é o vetor que contém as temperaturas nodais no elemento.

Substituindo a Eq. (3.24) na Eq. (3.23) e fazendo $\nabla \mathbf{N} = \mathbf{B}$, vem:

$$\begin{aligned} & \int_{\Omega^e} \rho c \mathbf{N}^T \mathbf{N} \frac{\partial T^e}{\partial t} \Omega^e + \int_{\Omega^e} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} T^e d\Omega^e + h_{eq} \int_{\Gamma^e} \mathbf{N}^T \mathbf{N} T^e d\Gamma^e = \\ & = \int_{\Omega^e} Q \mathbf{N}^T d\Omega^e + h_{eq} T_g \int_{\Gamma^e} \mathbf{N}^T d\Gamma^e - q_0 \int_{\Gamma^e} \mathbf{N}^T d\Gamma^e \end{aligned} \quad (3.25)$$

sendo \mathbf{B} , como já definido, a matriz das derivadas das funções de forma e \mathbf{D} a matriz que contém as condutividades térmicas k_x e k_y .

Por fim, chega-se à equação de equilíbrio que governa o problema transiente de condução de calor para o elemento finito, que é descrita a seguir na forma matricial:

$$\mathbf{C}^e \left\{ \frac{\partial \mathbf{T}}{\partial t} \right\}^e + \mathbf{K}^e \{ \mathbf{T} \}^e = \mathbf{R}^e \quad (3.26)$$

em que, $\mathbf{C}^e = \int_{\Omega^e} \rho c \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega^e$ é a matriz de capacitância (capacidade térmica);

$\mathbf{K}^e = \int_{\Omega^e} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} d\Omega^e + h_{eq} \int_{\Gamma^e} \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Gamma^e$ é a matriz de condutividade térmica;

$\mathbf{R}^e = Q \int_{\Omega^e} \mathbf{N}^T d\Omega^e + h_{eq} T_g \int_{\Gamma^e} \mathbf{N}^T d\Gamma^e - q_0 \int_{\Gamma^e} \mathbf{N}^T d\Gamma^e$ é o vetor de fluxos de calor nodais.

Considerando a contribuição de todos os elementos do sistema em estudo, reescreve-se a equação anterior da seguinte forma:

$$\mathbf{C} \left\{ \frac{\partial \mathbf{T}}{\partial t} \right\} + \mathbf{K} \{ \mathbf{T} \} = \mathbf{R} \quad (3.27)$$

Em que \mathbf{C} , \mathbf{K} e \mathbf{R} são, respectivamente, as matrizes e o vetor de fluxo de calor globais do sistema.

Os efeitos de ações térmicas podem ser analisados considerando os problemas térmicos em regime permanente, ou seja, as ações térmicas no contorno não variam com o tempo e, portanto, o campo de temperaturas resultante é constante. Assim, a equação de equilíbrio do problema estacionário de condução de calor é dada fazendo-se o termo $\partial \mathbf{T} / \partial t$ em (3.27) igual à zero, portanto:

$$\mathbf{K} \{ \mathbf{T} \} = \mathbf{R} \quad (3.28)$$

Os elementos finitos implementados no módulo CS-ASA/FA e utilizados nas análises deste trabalho são apresentados na Fig. 3.3. Implementaram-se dois elementos triangulares, T3 e T6, com 3 e 6 nós, respectivamente; e dois elementos quadrilaterais, Q4 e Q8, com 4 e 8 nós, respectivamente. Detalhes são encontrados no Anexo A.

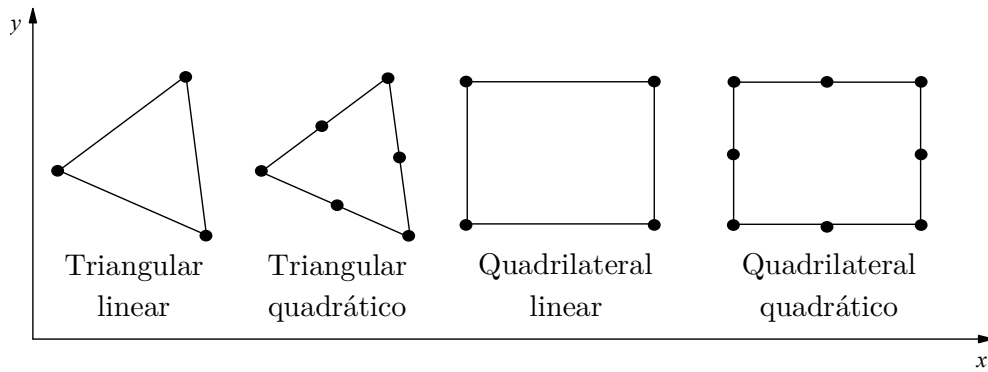


Figura 3.3 - Elementos finitos implementados

3.5 Solução do Problema Transiente de Condução de Calor

Para obter a solução da Eq. (3.27) é adotada uma estratégia numérica de integração no tempo baseada no Método das Diferenças Finitas (MDF; Bathe, 1996). A Figura 3.4 mostra a variação de temperatura no intervalo de tempo Δt , logo, a equação de equilíbrio do problema transiente de condução de calor (3.27) pode ser reescrita na forma:

$$\mathbf{C} \left\{ \frac{\partial \mathbf{T}}{\partial t} \right\}_{n+\theta} + \mathbf{K} \{ \mathbf{T} \}_{n+\theta} = \mathbf{R}_{n+\theta} \quad (3.29)$$

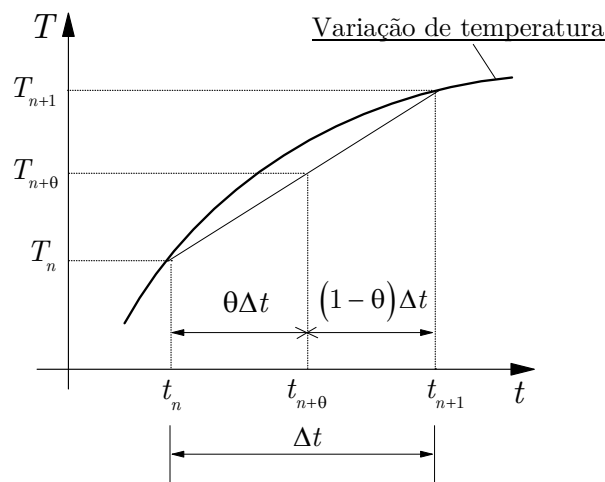


Figura 3.4 - Variação da temperatura no intervalo de tempo Δt

A variação da temperatura em $t_{n+\theta}$ pode ser escrita através de uma expansão em série de Taylor e, após manipulações algébricas, a equação adotada para o cálculo das temperaturas a cada passo de tempo é dada por:

$$\mathbf{C} \left\{ \frac{T_{n+1} - T_n}{\Delta t} \right\} + \mathbf{K} \left\{ \theta T_{n+1} + (1 - \theta) T_n \right\} = \theta \mathbf{R}_{n+1} + (1 - \theta) \mathbf{R}_n \quad (3.30)$$

A equação anterior pode ser rearranjada da seguinte forma:

$$\{\mathbf{T}_{n+1}\} = (\mathbf{C} + \theta \Delta t \mathbf{K})^{-1} \left[\mathbf{C} - (1 - \theta) \Delta t \mathbf{K} \right] \mathbf{T}_n + \Delta t \left[\theta \mathbf{R}_{n+1} + (1 - \theta) \mathbf{R}_n \right] \quad (3.31)$$

ou ainda, de forma mais compacta, como:

$$\overline{\mathbf{K}} \{\mathbf{T}\}_{n+1} = \overline{\mathbf{R}}$$

com $\overline{\mathbf{K}}$ e $\overline{\mathbf{R}}$ definidos da seguinte forma:

$$\overline{\mathbf{K}} = (\mathbf{C} + \theta \Delta t \mathbf{K}) \quad (3.32)$$

$$\overline{\mathbf{R}} = \left[\mathbf{C} - (1 - \theta) \Delta t \mathbf{K} \right] \mathbf{T}_n + \Delta t \left[\theta \mathbf{R}_{n+1} + (1 - \theta) \mathbf{R}_n \right] \quad (3.33)$$

Os valores da temperatura no passo de tempo corrente, $n+1$ são encontrados usando as temperaturas calculadas no passo de tempo anterior (n) e usando os fluxos de calor nodais no passo de tempo corrente e anterior. O parâmetro θ define, dentro de cada intervalo de tempo, o instante em que a Eq. (3.31) será satisfeita. Através da variação do parâmetro θ , diferentes esquemas de integração no tempo podem ser obtidos. No presente trabalho, θ é adotado igual a 0,9 nas análises, conforme *software* SAFIR (Franssen, 2005). Mais informações sobre os esquemas de integração no tempo e a solução detalhada do problema transiente de condução de calor podem ser encontradas em Bathe (1996), Lewis *et al.* (2004), Rigobello (2011) e Nunes (2014).

3.6 Algoritmo para Solução Numérica do Problema Térmico Transiente

A resolução dos problemas de análise térmica transiente com base no MEF pode ser realizada de acordo com o esquema apresentado a seguir através da Tab. 3.1, em que são descritas as etapas de cálculo.

Para concluir este Capítulo, vale informar novamente que no Anexo A encontram-se informações adicionais sobre o MEF, bem como a obtenção das matrizes e vetores apresentados neste capítulo, as quais não serão contempladas no corpo principal do presente trabalho por estender os objetivos estabelecidos. Nesse anexo estão os tópicos referentes à obtenção das funções interpoladoras para os elementos bidimensionais comumente empregados em análises térmicas, e também, aspectos referentes à integração numérica utilizada.

Tabela 3.1 - Algoritmo para solução do problema térmico transiente

-
- 1. Solução do problema de transferência de calor em regime transiente:**
 - 1a. Definição dos dados de entrada e condições de contorno iniciais
 - 1b. Faça: $n = 0$; $t_n = t_0 = 0$; $T = T_0$
 - 2. Processo incremental: $inc = 1, 2, 3, \dots, n_{máx}$**
 - 2a. Calcular a matriz de capacitância: $\mathbf{C} = \rho c \sum_{e=1}^n \mathbf{N}^{T,e} \mathbf{N}^e$
 - 2b. Calcular a matriz de condutividade térmica: $\mathbf{K} = \sum_{e=1}^n \mathbf{B}^{T,e} \mathbf{D}^e \mathbf{B}^e + h_{eq} \sum_{e=1}^n \mathbf{N}^{T,e} \mathbf{N}^e$
 - 2c. Calcular o vetor de fluxo de calor: $\mathbf{R} = Q \sum_{e=1}^n \mathbf{N}^{T,e} + h_{eq} T_g \sum_{e=1}^n \mathbf{N}^{T,e} - q_0 \sum_{e=1}^n \mathbf{N}^{T,e}$
 - 2d. Resolve: $\overline{\mathbf{K}} = (\mathbf{C} + \theta \Delta t \mathbf{K})$
 - 2e. Resolve: $\overline{\mathbf{R}} = [\mathbf{C} - (1 - \theta) \Delta t \mathbf{K}] \mathbf{T}_n + \Delta t [\theta \mathbf{R}_{n+1} + (1 - \theta) \mathbf{R}_n]$
 - 2f. Resolve o Sistema de equações: $\{\mathbf{T}\}_{n+1} = \overline{\mathbf{K}}^{-1} \overline{\mathbf{R}}$
 - 3. Realiza um novo incremento de tempo e retorna ao item 2**
-

Capítulo 4

Análise de Segunda Ordem Inelástica de Estruturas Sob Elevadas Temperaturas

4.1 Introdução

Análises de segunda ordem inelásticas podem ser divididas em duas categorias em relação à consideração da plasticidade nos elementos: análises com plasticidade concentrada e análises com plasticidade distribuída (Chiorean e Barsan, 2005).

O Método da Zona Plástica (MZP) monitora os efeitos da não linearidade dos materiais ao longo do comprimento do elemento finito, caracterizando-o como método da plasticidade distribuída. Além da divisão da estrutura em elementos finitos (refinamento em caráter global), esse método exige o refinamento local, em outras palavras, a discretização da seção transversal. Diversos trabalhos foram desenvolvidos com base no MZP, para uma análise à temperatura ambiente da estrutura, podendo-se citar: Vogel (1985), Ziemian (1993), Jiang *et al.* (2002) e Alvarenga e Silveira (2009).

As análises com plasticidade concentrada referem-se à teoria das rótulas plásticas. Neste contexto, a plastificação do material é considerada concentrada nos pontos nodais dos elementos usados na discretização do sistema estrutural. Assume-se um comportamento elástico para as regiões fora das rótulas plásticas (pontos nodais) do elemento estrutural. Segundo Rigobello (2011) apud Chiorean e Barsan (2005), ocorrerá a formação de rótula plástica somente quando o esforço solicitante na seção for igual ao esforço resistente plástico da seção, caso contrário o comportamento da seção é assumido elástico como um todo. Neste cenário, ressaltam-se os trabalhos de Liew *et al.* (1993a, 1993b), Landesmann *et al.* (2005) e Fong e Chan (2012).

Ainda em relação ao MRP, há duas abordagens diferentes. O método clássico considera que, até que a capacidade resistente da seção seja atingida, a mesma permanece em regime elástico. Porém, na realidade, a transição do regime elástico para o plástico ocorre gradualmente ao longo da seção transversal. Desse modo surge a segunda metodologia, denominada Método da Rótula Plástica Refinado (MRPR).

Neste trabalho, para o estudo do comportamento inelástico de estruturas de aço em situação de incêndio, são seguidos os fundamentos básicos propostos pelo MRPR acoplado ao Método da Compatibilidade de Deformações (MCD). Essas estratégias numéricas foram adaptadas a partir do trabalho desenvolvido por Lemes (2015) e Lemes *et al.* (2015), no intuito de considerar os efeitos da ação térmica na estrutura, ou seja, a degradação dos parâmetros de rigidez e resistência do material, bem como a influência da deformação térmica na análise da seção transversal do elemento, para um determinado período de incêndio. Nas próximas seções são mostrados maiores detalhes sobre o acoplamento do MRPR e o MCD, destacando a estratégia de obtenção das curvas de interação esforço normal-momento fletor (N-M), a partir da relação momento-curvatura.

4.2 Método da Compatibilidade de Deformações (MCD)

Ao submeter um elemento estrutural a esforços externos, este se deforma gerando forças internas para equilibrar o sistema (Lemes *et al.*, 2015). Essa deformação, a nível da seção transversal, é abordada no Método da Compatibilidade de Deformações (MCD). Para a aplicação desse método, supõe-se que o campo de deformações é linear e a seção permanece plana após a deformação (Fig. 4.1).

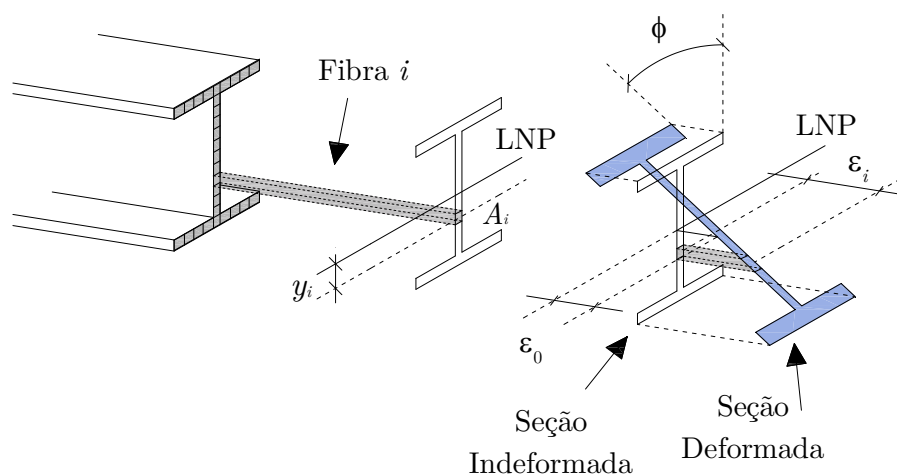


Figura 4.1 - Campo linear de deformações

Esse método busca acoplar a configuração deformada da seção à relação constitutiva do material que a compõe. Deve-se então definir uma forma de discretização capaz de captar as deformações de forma mais eficiente possível. Em Lemes *et al.* (2015) adotou-se uma divisão da área da seção transversal em fibras, o que garante bons resultados. Manteve-se neste trabalho a mesma estratégia.

Para a construção da relação momento-curvatura alguns dados são essenciais, como a área de cada fibra e sua respectiva posição. As coordenadas x e y de cada fibra é referenciada ao centroide plástico (CP) da seção, minimizando os problemas de convergência (Caldas, 2008; Chen *et al.*, 2001; Sfakianakis, 2002; Lemes *et al.*, 2015).

4.3 Relação Momento-Curvatura e Curvas de Interação Normal-Momento (N-M)

O comportamento da seção transversal, para um dado esforço axial, pode ser representada pela relação momento-curvatura. Assim, o ponto de máximo da referida relação representa o momento resistente da seção, logo, esse par de valores, esforço normal-momento fletor (N-M), é tido como um dos pontos da curva de interação N-M, a qual, por sua vez, representa os limites plásticos da seção transversal.

O método iterativo de *Newton-Raphson* é utilizado, numa aplicação localizada a nível da seção transversal, para a obtenção da relação momento-curvatura ($M - \phi$). Para um valor fixo de esforço axial, N , são dados incrementos no momento fletor solicitante até que o momento último resistente seja atingido (Zubydan, 2013).

A discretização da seção transversal em fibras tem como objetivo descrever a distribuição de deformações, capturando a deformação axial (ε_i) no CP de cada fibra e então, através das relações constitutivas dos materiais, obter as respectivas tensões (σ_i). Assim, a deformação axial na i -ésima fibra é dada por:

$$\varepsilon_i = \varepsilon_0 + \varepsilon_{ri} + \phi y_i \quad (4.1)$$

em que y_i é a distância entre os centroides plásticos da fibra analisada e da seção transversal, ε_0 é a deformação axial no CP da seção, ε_{ri} é a deformação devido às tensões residuais (quando considerado), e ϕ a respectiva curvatura.

Lemes *et al.* (2015) descreve, em notação matricial, que as variáveis ε_0 e ϕ são componentes do vetor de deformações $\mathbf{X} = [\varepsilon_0 \quad \phi]^T$, e que adotando-se $\mathbf{X} = \mathbf{0}$ na primeira iteração, a convergência é atingida rapidamente. O autor ainda relata que partir da configuração indeformada da seção transversal evita

problemas de convergência referentes ao equilíbrio entre as forças atuantes e as forças internas. Numericamente, pode-se dizer que o equilíbrio da seção é obtido quando a seguinte equação, escrita na forma matricial, é satisfeita:

$$\mathbf{F}(\mathbf{X}) = \mathbf{f}_{ext} - \mathbf{f}_{int} = \begin{bmatrix} N_{ext} \\ M_{ext} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} N_{int} \\ M_{int} \end{bmatrix} \cong \mathbf{0} \quad (4.2)$$

em que o vetor de forças externas \mathbf{f}_{ext} é dado pelo esforço axial, N_{ext} , e de momento fletor, M_{ext} ; e os termos N_{int} e M_{int} são as componentes do vetor de forças internas, \mathbf{f}_{int} .

Os esforços internos são obtidos a partir da configuração deformada da seção transversal através de integrais clássicas, dados por:

$$N_{int} = \iint_{A_a} \sigma_a dA = \sum_{i=1}^{n_{fib,a}} \sigma_{ai} A_{ai} \quad (4.3)$$

$$M_{int} = \iint_{A_a} \sigma_a y dA = \sum_{i=1}^{n_{fib,a}} \sigma_{ai} A_{ai} y_{ai} \quad (4.4)$$

sendo $n_{fib,a}$ o número de fibras no perfil metálico; A_i a área da fibra no perfil metálico; y_{ai} a posição da fibra em relação à Linha Neutra Plástica (LNP).

Embora seja eficiente iniciar o processo com $\mathbf{X} = \mathbf{0}$, a convergência só é atingida na primeira iteração se os esforços externos forem nulos. Assim, para a iteração seguinte, $k+1$, o vetor de deformações é calculado como (Lemes *et al.*, 2015):

$$\mathbf{X}^{k+1} = \mathbf{X}^k + \mathbf{F}'(\mathbf{X}^k)^{-1} \mathbf{F}(\mathbf{X}^k) \quad (4.5)$$

na qual \mathbf{F}' é a matriz Jacobiana do problema não linear, isto é:

$$\mathbf{F}' = \left(\frac{\partial \mathbf{F}}{\partial \mathbf{X}} \right) = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_{int}}{\partial \varepsilon_0} & \frac{\partial N_{int}}{\partial \phi} \\ \frac{\partial M_{int}}{\partial \varepsilon_0} & \frac{\partial M_{int}}{\partial \phi} \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

Os termos da matriz Jacobiana da seção transversal são dados pelas expressões:

$$f_{11} = \frac{\partial N_{int}}{\partial \varepsilon_0} = \sum_{i=1}^{n_{fib,a}} E_{t,ai} A_{ai} \quad (4.7a)$$

$$f_{12} = \frac{\partial N_{int}}{\partial \phi} = \sum_{i=1}^{n_{fib,a}} E_{t,ai} A_{ai} y_{ai} \quad (4.7b)$$

$$f_{21} = \frac{\partial M_{int}}{\partial \varepsilon_0} = \sum_{i=1}^{n_{fib,a}} E_{t,ai} A_{ai} y_{ai} \quad (4.7c)$$

$$f_{22} = \frac{\partial M_{int}}{\partial \phi} = \sum_{i=1}^{n_{fib,a}} E_{t,ai} A_{ai} y_{ai}^2 \quad (4.7d)$$

com $E_{t,ai}$ o módulo de elasticidade tangente retirado diretamente da relação constitutiva do material componente da i -ésima fibra.

O critério de convergência é dado pela razão das normas Euclidianas do vetor de forças desequilibradas (\mathbf{F}) e o vetor de forças externas. Assume-se uma tolerância da ordem de 10^{-5} .

Para um determinado valor de esforço externo, o processo iterativo é ilustrado pela Fig. 4.2.

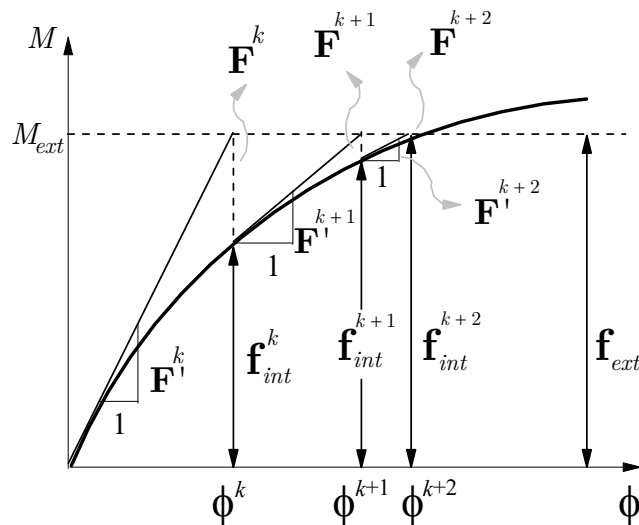


Figura 4.2 - Processo iterativo

Atendendo ao critério de convergência, calculam-se os parâmetros de rigidezes generalizadas utilizando as deformações nas fibras em relação a configuração deformada, ou seja, a condição de equilíbrio é alcançada. Deste modo, os termos EA_t e EI_t são descritos da seguinte forma:

$$EA_t = \frac{f_{11}f_{22} - f_{12}^2}{f_{22}} \quad (4.8)$$

$$EI_t = \frac{f_{11}f_{22} - f_{12}^2}{f_{11}} \quad (4.9)$$

Portanto, para um dado esforço axial, atinge-se o momento máximo da relação momento-curvatura, o que configura a plastificação total da seção. Define-se então, que esse par de esforços é um ponto da curva de interação normal-momento fletor (N-M). Vale ressaltar que as curvas de interação N-M são obtidas de forma independente da análise estrutural, a fim de acelerar a execução das simulações numéricas. Maiores detalhes para a construção da relação momento-curvatura, bem como as curvas de interação N-M, podem ser vistos em Lemes *et al.* (2015).

4.4 Formulação de Elementos Finitos via MRPR

No intuito de aprimorar o MRPR, o qual está associado à vinculação de molas fictícias nas extremidades do elemento finito de viga-coluna para a simulação da degradação da rigidez à flexão da seção transversal (Chan e Chui, 2000; Silva, 2009; Fong e Chan, 2012), Lemes *et al.* (2015) propuseram retirar essas molas e simular a não linearidade do material por meio da relação momento curvatura. Assim, faz-se necessário algumas considerações:

- todos os elementos são inicialmente retos e prismáticos e a seção transversal permanece plana após a deformação;

- são desprezados os efeitos de instabilidade locais, como a flambagem nas chapas componentes dos perfis de aço, assim a seção pode desenvolver sua capacidade total de rotação plástica;
- os efeitos de instabilidade globais que podem acontecer em problemas tridimensionais, como a flambagem lateral ou torcional, são ignorados considerando um sistema de travamento no eixo z ;
- grandes deslocamentos e rotações de corpo rígido são permitidos;
- as deformações originadas pelo cisalhamento são ignoradas.

Para a formulação adotada, parte-se do sistema corrotacional de referência, onde o elemento finito de pórtico plano é delimitado pelos pontos nodais i e j . A Figura 4.3 mostra os esforços internos atuantes no elemento, M_i , M_j e P , bem como os respectivos graus de liberdade θ_i , θ_j e δ .

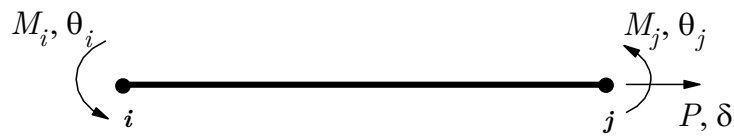


Figura 4.3 - Elemento de viga-coluna referenciado ao sistema corrotacional

A relação de equilíbrio do elemento finito ilustrado na Fig. 4.3, na forma incremental, é dada por:

$$\begin{Bmatrix} \Delta P \\ \Delta M_i \\ \Delta M_j \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{11} & 0 & 0 \\ 0 & k_{22} & k_{23} \\ 0 & k_{32} & k_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta \delta \\ \Delta \theta_i \\ \Delta \theta_j \end{Bmatrix} \quad (4.10)$$

em que, ΔP , ΔM_i e ΔM_j são os incrementos de força axial e de momentos fletores e $\Delta \delta$, $\Delta \theta_i$ e $\Delta \theta_j$ são os incrementos de deformação axial e rotações nodais, respectivamente.

Os termos atinentes à flexão da matriz de rigidez dependem da formulação geometricamente não linear, neste caso, adotou-se a formulação linearizada

proposta por Yang e Kuo (1994), que também pode ser consultada em Silva (2009) e Gonçalves (2013). Expressões são desenvolvidas para avaliar esses termos da matriz de rigidez, considerando a variação do módulo de elasticidade de forma linear ao longo do comprimento, assim (Ziemian e McGuire, 2002; Gonçalves, 2013; e Lemes *et al.* 2015):

$$k_{22} = \frac{3EI_{t,i} + EI_{t,j}}{L} + \frac{2PL}{15} \quad (4.11)$$

$$k_{23} = k_{32} = \frac{EI_{t,i} + EI_{t,j}}{L} - \frac{PL}{30} \quad (4.12)$$

$$k_{33} = \frac{EI_{t,i} + 3EI_{t,j}}{L} + \frac{2PL}{15} \quad (4.13)$$

sendo os termos $EI_{t,i}$ e $EI_{t,j}$ as rigidezes à flexão dos pontos nodais i e j , respectivamente, obtidas por meio do procedimento descrito no tópico 4.3 deste Capítulo.

A rigidez axial no elemento é dada pela média das rigidezes nos pontos nodais i e j , então, ou seja:

$$k_{11} = \frac{EA_{t,i} + EA_{t,j}}{2L} \quad (4.14)$$

A transformação do sistema corrotacional para os sistemas local e global é descrito em detalhes em Silva (2009), Gonçalves (2013) e Lemes (2015).

Para a construção das trajetórias de equilíbrio, apresentadas no Capítulo 5 deste trabalho, para os exemplos referentes à análise termomecânica, foi utilizada a técnica de deslocamento generalizado (Yang e Kuo, 1994) como estratégia de incrementos de carga e para o processo iterativo foi utilizado o método de *Newton-Raphson* modificado acoplado à estratégia da norma mínima dos deslocamentos residuais (Chan, 1988). Entretanto, para controlar o carregamento aplicado a estrutura à temperatura ambiente e com o intuito de simular a situação de

incêndio após a aplicação deste carregamento, optou-se por utilizar a estratégia de incremento de carga constante. Maiores informações a respeito dessas estratégias podem ser encontrados em Silva (2009) e Pires (2012).

A Tabela 4.1 descreve sequencialmente os procedimentos para a realização do processo de solução do problema estático não linear à temperatura ambiente. O processo de solução do problema termomecânico será descrito nos próximos tópicos.

É importante destacar que, por se tratar de um acoplamento de soluções não lineares globais e locais, tem-se nos passos 9, 19 e 25 a análise da configuração deformada da seção transversal via MCD.

Tabela 4.1 - Estratégia de solução numérica para estruturas à temperatura ambiente

1.	Lê-se os dados gerais da estrutura e do tipo de análise	
2.	Constrói-se as curvas de interação	
3.	Calcula-se o vetor de cargas nodais de referência, \mathbf{F}_r	
4.	$t = 0$	
5.	$t_1 = t$	
6.	Considera-se a condição inicial ${}^t\mathbf{U} = \mathbf{0}$ e ${}^t\lambda = 0$	
7.	for cada incremento de carga do	▷PROCESSO INCREMENTAL
8.	$t = t_1$	▷Passo de carga anterior
9.	$t_1 = t + 1$	▷Passo de carga corrente
10.	Monta-se a matriz de rigidez tangente \mathbf{K}	
11.	Resolve: $\delta\mathbf{U}_r = \mathbf{K}^{-1}\mathbf{F}_r$	
12.	if $t_1 = 1$ then	
13.	$\Delta\lambda^0 = \left(\Delta\lambda^0\right)_1$	
14.	else	
15.	Define $\Delta\lambda^0$	
16.	end if	
17.	Determina $\Delta\mathbf{U}^0 = \Delta\lambda^0\delta\mathbf{U}_r$	
18.	Atualiza as variáveis na configuração t_1 : ${}^{t_1}\lambda = {}^t\lambda + \Delta\lambda^0$ e ${}^{t_1}\mathbf{U} = {}^t\mathbf{U} + \Delta\mathbf{U}^0$	
19.	for $k = 1, nmax$ do	▷PROCESSO ITERATIVO
20.	Avalia o vetor de forças internas: ${}^{t_1}\mathbf{F}_i^{(k-1)} = {}^t\mathbf{F}_i + \mathbf{K}\Delta\mathbf{U}^{(k-1)}$	

(Continuação)

-
21. Calcula o vetor de forças residuais: $\mathbf{g}^{(k-1)} = {}^t\lambda^{(k-1)}\mathbf{F}_r - {}^t\mathbf{F}_i^{(k-1)}$
 22. **if** $\left\| \mathbf{g}^{(k-1)} \right\| / \left\| \Delta\lambda^{(k-1)}\mathbf{F}_r \right\| \leq$ fator de tolerância **then**
 23. Pare o processo iterativo e siga para a linha 32
 24. **end if**
 25. **if** *Newton-Raphson* padrão **then**
 26. Atualiza a matriz de rigidez \mathbf{K}
 27. **end if**
 28. Determina a correção do parâmetro de carga, $\delta\lambda^k$
 29. Calcula a correção dos deslocamentos nodais: $\delta\mathbf{U}^k = \delta\mathbf{U}_g^k + \delta\lambda^k\delta\mathbf{U}_r^k$
 30. Atualizam-se as variáveis incrementais e totais:
$$\Delta\lambda^k = \Delta\lambda^{(k-1)} + \delta\lambda^k \text{ e } \Delta\mathbf{U}^k = \Delta\mathbf{U}^{(k-1)} + \delta\mathbf{U}_g^k + \delta\lambda^k\delta\mathbf{U}_r^k$$
$${}^t\lambda^k = {}^t\lambda + \Delta\lambda^k \text{ e } {}^t\mathbf{U}^k = {}^t\mathbf{U} + \Delta\mathbf{U}^k$$
 31. **end for**
 32. Atualiza o sistema de variáveis (coordenadas nodais e vetor de forças internas)
 33. **end for**
-

4.5 Curvas de Interação N-M para Estruturas de Aço Submetidas a Elevadas Temperaturas

Em condições de incêndio, a presença de deformações térmicas e a degradação das propriedades dos materiais introduzem dificuldades consideráveis às análises de estado limite último das seções (Caldas, 2008). Objetivando contornar essas dificuldades impostas pelo problema térmico, além da degradação dos parâmetros de resistência e rigidez do material consideradas no modelo proposto por meio dos fatores de redução, já apresentados no Capítulo 2 deste trabalho, é necessário considerar também, a influência das deformações térmicas, as quais são inseridas diretamente nas fibras que discretizam a seção transversal do elemento. Então, a deformação que ocorre na i -ésima fibra é dada por (Iu, 2004):

$$\varepsilon_i = \varepsilon_0 + \varepsilon_{ri} + \phi y_i + \varepsilon_{th} \quad (4.15)$$

em que ε_{th} é a deformação térmica, função da temperatura, conforme apresentado no Capítulo 2 deste trabalho.

Efetivadas as considerações acima, o processo de construção da relação momento-curvatura e a obtenção das curvas de interação N-M são realizados como descrito no tópico 4.2 deste Capítulo.

4.6 Solução do Problema Termomecânico

Durante a análise das estruturas em situação de incêndio, uma vez obtidas as curvas de interação N-M para determinado intervalo de tempo e temperatura, os coeficientes de rigidez generalizadas, EA_t e EI_t , trazem para a análise estrutural os efeitos da ação térmica, ou seja, a degradação dos parâmetros de rigidez e resistência, bem como a ação das deformações térmicas atuantes diretamente nas fibras da seção transversal, haja vista a utilização do módulo de elasticidade tangente na formulação, que é obtido diretamente da relação constitutiva do material em situação de incêndio (EN 1993-1-2:2005).

Em simulações computacionais, o adequado é aplicar um carregamento e mantê-lo constante antes do incêndio. Essa proposta de análise pode ser observada em diversos trabalhos, como em Najjar (1994), Souza Jr (1998), Iu (2004) e Caldas (2008). Portanto, pode-se utilizar o método de carga constante da forma convencional até o ponto onde se atinge o nível de carregamento desejado. Na sequência, o processo deixa então de ter incrementos de carga e passa a ter incrementos de tempo, durante os quais se passa o incêndio com o consequente aumento de temperatura. Durante os passos de tempo realiza-se uma análise térmica, conforme abordado no Capítulo 3 deste trabalho, ao longo dos elementos com suas devidas condições de contorno.

Durante a análise termoestrutural, o aumento de temperatura gera na estrutura deformações térmicas, e conseqüentemente, esforços térmicos. Então,

para cada elemento obtém-se um vetor de carregamentos, o qual representa o conjunto de forças nodais equivalentes. Esse vetor de forças de engastamento perfeito, considera os efeitos decorrentes do alongamento axial, e também da rotação devida ao gradiente de temperatura na seção transversal (Mouço, 2008). O referido vetor (\mathbf{f}_{ep}) é dado, para cada ponto nodal do sistema, pela expressão:

$$\mathbf{f}_{ep} = \begin{Bmatrix} P_{\theta} \\ 0 \\ M_{\theta} \end{Bmatrix} \quad (4.16)$$

em que as forças de engastamento perfeito, P_{θ} e M_{θ} , são calculadas pelas expressões:

$$P_{\theta} = \int E_t \varepsilon_{th,a} dA = \sum_{i=1}^{n_{fib,a}} \varepsilon_{th,a} EA_t \quad (4.17)$$

$$M_{\theta} = \int E_t \phi_{th} y dA = \sum_{i=1}^{n_{fib,a}} \phi_{th} y EA_t \quad (4.18)$$

Por fim, para cada incremento de tempo, as etapas de iteração consideram na obtenção da matriz de rigidez e força interna a degradação das propriedades físicas do material.

O processo iterativo durante o incêndio é realizado de forma semelhante aos passos descritos na Tabela 4.1, entretanto, o vetor de forças internas, \mathbf{F}_i , passa a ser calculado com base nos deslocamentos totais da estrutura (Iu, 2004) e deve ser adicionado ao vetor de cargas nodais equivalentes térmica, \mathbf{F}_{ep} ($\sum_{n=1}^{n_{poin}} \mathbf{f}_{ep}$). A

Figura 4.4 ilustra o Método de *Newton-Raphson* aplicado durante o carregamento da estrutura, os incrementos de tempo e o processo iterativo realizado durante o incêndio. A Tabela 4.2 mostra o algoritmo de solução do processo iterativo para estruturas de aço submetidas a elevadas temperaturas.

Para o problema termomecânico adotaram-se os critérios de convergência baseados em forças e deslocamentos.

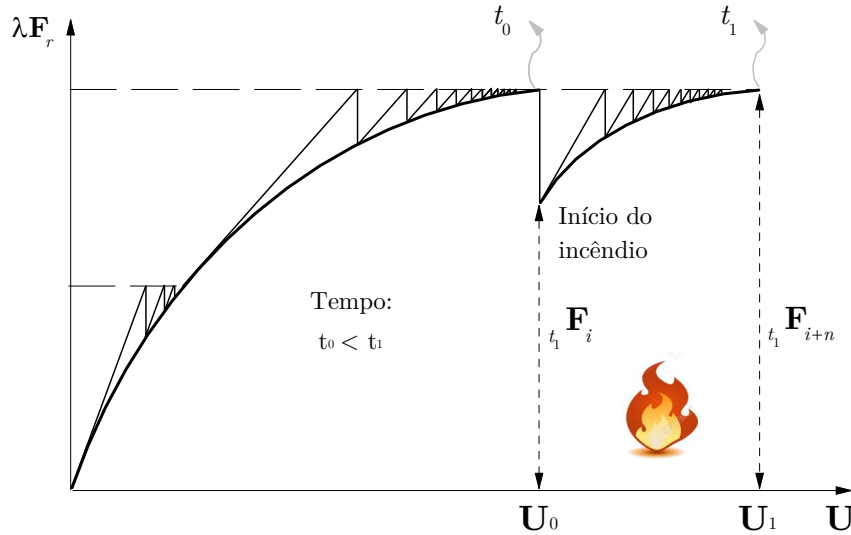


Figura 4.4 - Incremento de tempo e processo iterativo

Tabela 4.2 - Estratégia de solução numérica para estruturas submetidas a situação de incêndio

-
1. Aplica o carregamento à temperatura ambiente (Tabela 4.1)
 2. **for** cada incremento de tempo **do**
 3. Calcula o campo de temperaturas na seção transversal de cada elemento
 4. Construção das curvas de interação N-M
 5. Monta-se a matriz de rigidez tangente **K**
 6. **for** $k = 1, nmax$ **do** ▷PROCESSO ITERATIVO
 7. Avalia o vetor de forças internas: ${}_{t_1} \mathbf{F}_i^{(k-1)} = \mathbf{K} \mathbf{U}^{(k-1)}$
 8. Calcula o vetor de forças residuais: $\mathbf{g}^{(k-1)} = \lambda \mathbf{F}_r^{constante} - {}_{t_1} \mathbf{F}_i^{(k-1)} - \mathbf{F}_{ep}$
 9. Calcula a correção dos deslocamentos nodais totais: $\delta \mathbf{U}^k = \mathbf{K}^{-1(k-1)} \mathbf{g}^{(k-1)}$
 10. **if** $\|\delta \mathbf{U}^k\| / \|\mathbf{U}^k\| \leq tol$ **then**
 11. Pare o processo iterativo e siga para a linha 15
 12. **end if**
 13. Atualiza os deslocamentos totais: ${}_{t_1} \mathbf{U}^k = {}_{t_1} \mathbf{U} + \delta \mathbf{U}^k$
 14. Retorna ao item 7
 15. **end for**
 16. Atualiza o sistema de variáveis (coordenadas nodais e vetor de forças internas)
 17. **end for**
-

Capítulo 5

Exemplos Numéricos

5.1 Introdução

Neste capítulo são mostradas as aplicações das estratégias numéricas apresentadas nos capítulos anteriores visando o estudo de sistemas estruturais em aço submetidos a elevadas temperaturas. Os exemplos podem ser divididos em três grupos: análise térmica de seções transversais, curvas de interação entre esforço normal e momento fletor (N-M) e análise termomecânica de vigas, pilares e pórticos. Os resultados obtidos são comparados com os apresentados na literatura e também com os obtidos por meio da utilização do programa SAFIR (Franssen, 2005). Vale ressaltar que para os problemas termomecânicos, foi realizada primeiramente uma análise estrutural à temperatura ambiente visando a obtenção da trajetória de equilíbrio completa da estrutura até o seu colapso; em seguida, foi realizado um estudo paramétrico buscando avaliar a influência do incremento de tempo, a malha da seção transversal e a malha de discretização do sistema estrutural.

Destaca-se que, na etapa de carregamento da estrutura, a qual antecede o início do incêndio, utilizou-se a estratégia de incremento de carga constante para

melhor controle da carga aplicada. Entretanto, o ciclo iterativo foi realizado através da estratégia do deslocamento generalizado (Yang e Kuo, 1994) ou norma mínima dos deslocamentos residuais (Chan, 1988) acoplado ao método de *Newton-Raphson* modificado. Para o processo iterativo durante o incêndio foi utilizado apenas o método de *Newton-Raphson* modificado.

Adicionalmente, para a análise à temperatura ambiente, a malha da seção transversal dos elementos foi obtida como descrito em Lemes *et al.* (2015), porém, para a análise térmica, a malha da seção transversal foi construída no programa GiD, versão 10.0.9 (Rodríguez *et al.*, 2010). Para o problema termomecânico manteve-se a malha utilizada na análise térmica.

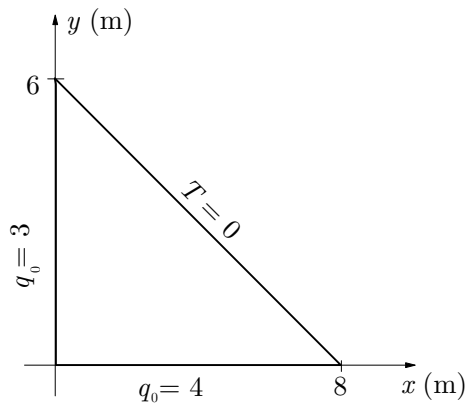
5.2 Problemas Térmicos em Regime Permanente

5.2.1 Placas Submetidas a Temperaturas e Fluxos Prescritos

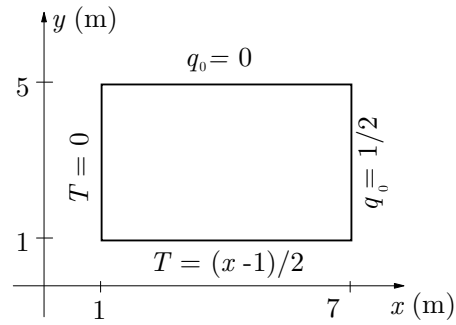
Este exemplo consiste em comparar os resultados obtidos por meio do CS-ASA/FA com a resposta alcançada analiticamente em Camargo *et al.* (2015) para um problema estacionário (permanente) de condução de calor. O problema refere-se a duas placas, uma triangular e outra retangular, submetidas às temperaturas e fluxos prescritos, conforme ilustrado nas Figs. 5.1a e 5.1b. As malhas utilizadas para ambas situações são mostradas nas Figs. 5.1c e 5.1d.

As temperaturas são dadas em graus Celsius, distância em metros e fluxo de calor em graus Celsius por metro. O autor não faz menção sobre o material considerado, portanto, para a condutividade térmica adotou-se um valor de 1.

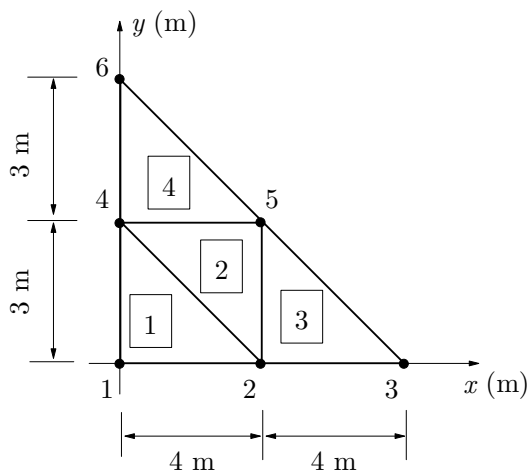
Os resultados são apresentados na Tab. 5.1, onde observa-se que os resultados obtidos com o CS-ASA/FA coincidem com aqueles obtidos analiticamente.



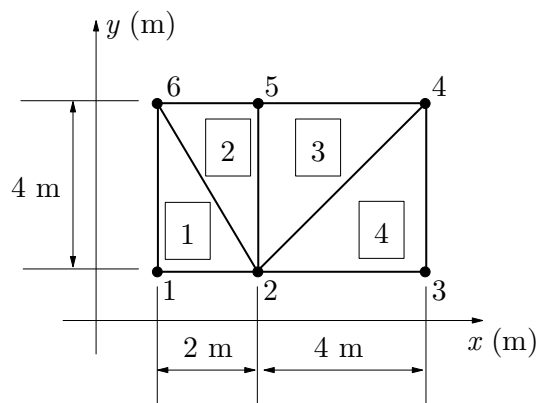
a) Placa triangular



b) Placa retangular



c) Malha placa triangular



d) Malha placa retangular

Figura 5.1 - Placas e suas respectivas discretizações em elementos finitos

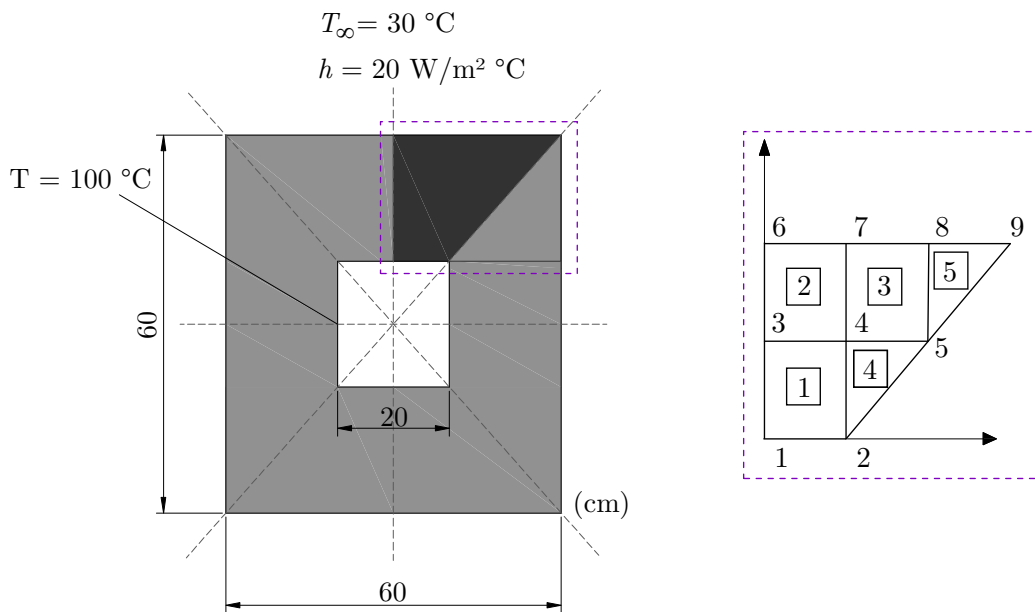
Tabela 5.1 - Temperaturas dos pontos nodais: placa triangular e placa retangular

Temperaturas (°C)						
Nó		CS-ASA/FA	Camargo <i>et al.</i> (2015)		CS-ASA/FA	Camargo <i>et al.</i> (2015)
1	Placa Triangular	24	24	Placa Retangular	0	0
2		12	12		1	1
3		0	0		3	3
4		12	12		3	3
5		0	0		1	1
6		0	0		0	0

5.2.2 Chaminé Industrial

Este exemplo foi retirado de Moaveni (1999), também reproduzido por Rigobello (2011), e consiste na análise permanente de uma chaminé industrial em concreto (Fig. 5.2).

As características geométricas e condições de contorno dessa chaminé são apresentadas na Fig. 5.2a. Nessa figura, T_{∞} é a temperatura ambiente no contorno da chaminé, h é o coeficiente de transferência de calor por convecção da superfície e T é a temperatura interna da chaminé, que é assumida uniforme. Em função da simetria do problema, modelou-se apenas 1/8 da área da chaminé, conforme Fig. 5.2b, com elementos finitos do tipo T3 e Q4. Para a análise, a condutividade térmica do concreto é assumida igual a 1,4 W/m°C.



a) Características geométricas e condições de contorno b) Malha utilizada

Figura 5.2 - Chaminé Industrial (Rigobello, 2011)

Os resultados alcançados por meio do CS-ASA/FA são mostrados na Tab. 5.2, onde são comparados aos resultados obtidos em Moaveni (1999) e Rigobello

(2011). Esse último utilizou um código computacional para análise térmica também baseado no MEF. Nota-se, mais uma vez, que os resultados encontrados aqui praticamente coincidem com aqueles da literatura.

Tabela 5.2 - Temperaturas dos pontos nodais: chaminé Industrial

Temperaturas (°C)			
Nó	CS-ASA/FA	Moaveni (1999)	Rigobello (2011)
1	100	100	100
2	100	100	100
3	70.95	70.83	70.95
4	67.12	67.02	67.12
5	51.64	51.56	51.64
6	45.94	45.88	45.94
7	43.73	43.67	43.73
8	40.13	40.10	40.13
9	32.72	32.73	32.72

5.3 Problemas Térmicos em Regime Transiente

5.3.1 Perfil I Laminado Sem e Com Revestimento Tipo Contorno

O presente exemplo, analisado por Rigobello (2011), refere-se à análise térmica transiente de um perfil I laminado do tipo IPE 360, conforme Fig. 5.3. O perfil foi considerado exposto ao fogo por todos os lados. Inicialmente, modelou-se o perfil sem proteção térmica (Fig. 5.3a) com uma malha contendo os elementos lineares, Q4 e T3, e na sequência adotou-se outra malha contendo os elementos quadráticos, Q8 e T6. O objetivo é validar a implementação dos elementos finitos através dos resultados fornecidos pelo SAFIR. Posteriormente, os elementos lineares foram utilizados para a modelagem do perfil com proteção térmica (Fig. 5.3b). O revestimento considerado foi do tipo contorno constituído por argamassa

projetada, *Blaze Shield II*, de espessura igual a 12 mm. As propriedades térmicas do material de revestimento contra o fogo foram consideradas constantes, sendo: calor específico igual a 2093 J/kg°C, condutividade térmica igual a 0,043 W/m°C, massa específica igual a 240 kg/m³ e a emissividade resultante igual a 0,7, de acordo com recomendação do EN 1991-1-2:2002. A seção com e sem revestimento contra o fogo é exposta ao incêndio-padrão por todos os lados, sendo o coeficiente de transferência de calor por convecção adotado igual a 25 W/m²°C. Para as análises do perfil, foram considerados os quatro pontos destacados na Fig. 5.3. Adotou-se ainda um incremento de tempo (Δt) de 10 s.

As curvas temperatura *versus* tempo obtidas para os pontos A, B, C e D considerando a situação do perfil sem revestimento são ilustradas na Fig. 5.4. Pode-se perceber que as respostas alcançadas neste trabalho apresentam uma concordância satisfatória com os resultados obtidos por meio do programa SAFIR. Destaca-se uma pequena divergência no gráfico relativo às temperaturas no ponto B (Fig. 5.4b) quando a malha é discretizada com elementos finitos lineares (T3 e Q4). Essa divergência pode estar relacionada com o processo de solução do problema transiente, visto que o módulo implementado neste trabalho utiliza o procedimento incremental simples enquanto o programa SAFIR utiliza um esquema incremental-iterativo baseado no método de *Newton-Raphson*. Ainda no ponto B, nota-se que a malha discretizada pelos elementos quadráticos (T6 e Q8) apresenta resultados mais próximos aos do SAFIR, o que pode ser justificado através da maior precisão dos elementos quadráticos.

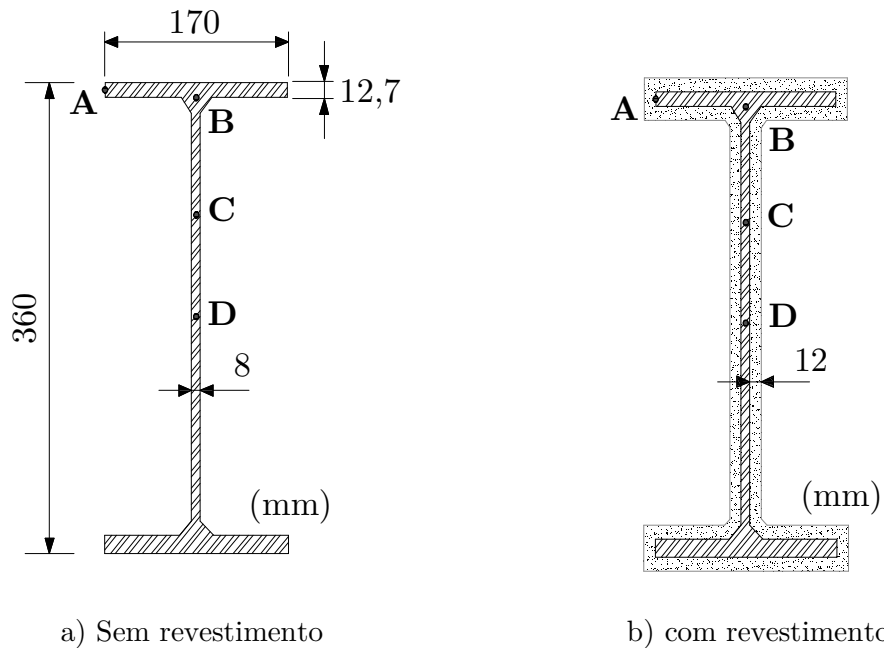


Figura 5.3 - Perfil I laminado IPE 360

Os resultados obtidos para a condição com revestimento tipo contorno são mostrados na Fig 5.5. Assim como na situação anterior, o presente trabalho obtém resultados satisfatórios se comparados aos resultados do SAFIR.

Os resultados obtidos para as situações sem revestimento e com revestimento tipo contorno são comparados e apresentados na Fig 5.6. Considerando apenas o ponto D para comparação, é possível observar o comportamento distinto do aquecimento da seção do perfil IPE 360 quando da utilização do material de proteção térmica. Nota-se claramente uma discrepância significativa na temperatura no ponto D. A utilização do revestimento térmico especificado reduziu em torno de 64 % a temperatura nesse ponto, o que justifica ser uma alternativa cada vez mais comum na proteção do elemento estrutural metálico visando aumentar a sua resistência em situação de incêndio.

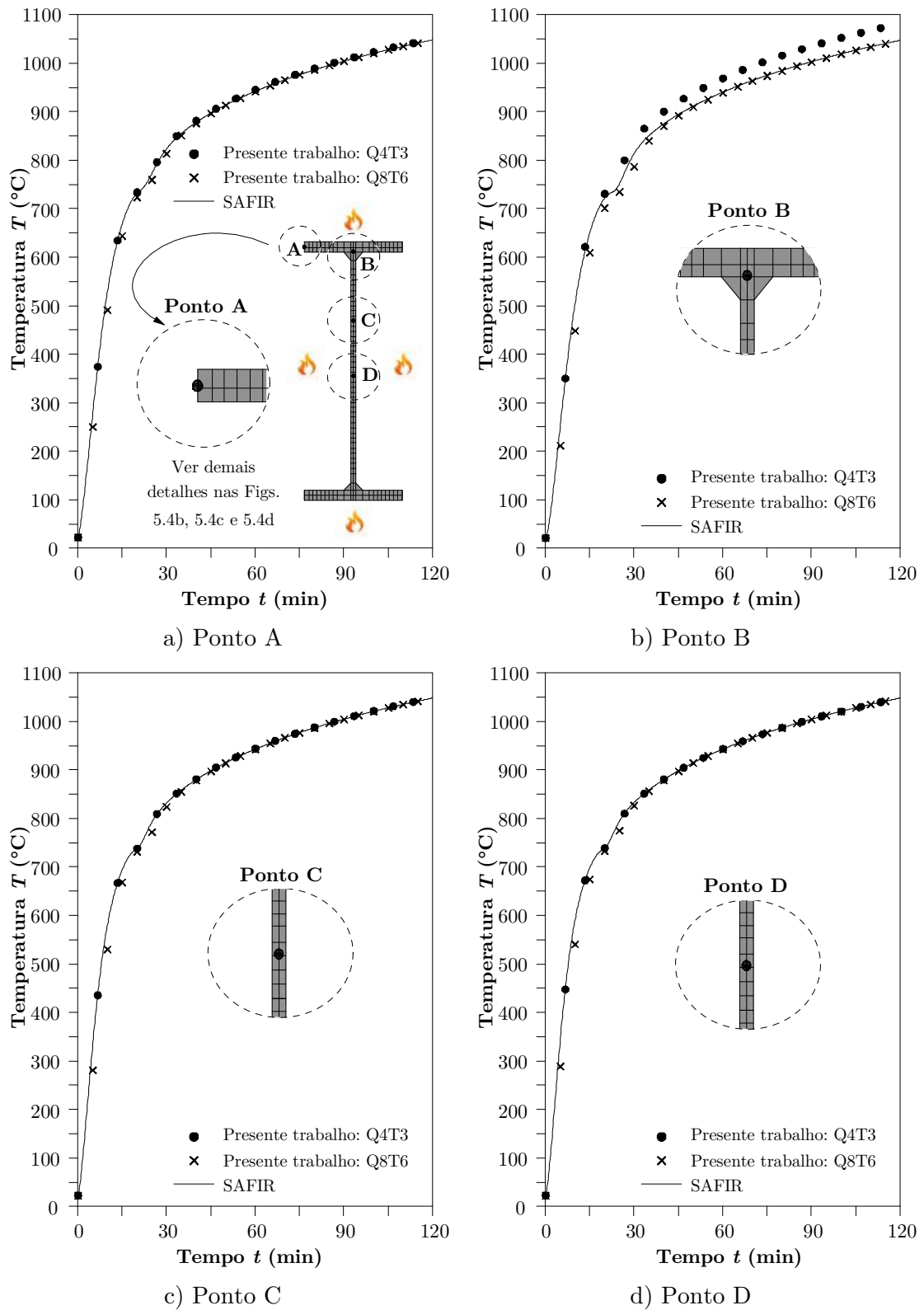


Figura 5.4 - Curva temperatura x tempo: perfil sem revestimento

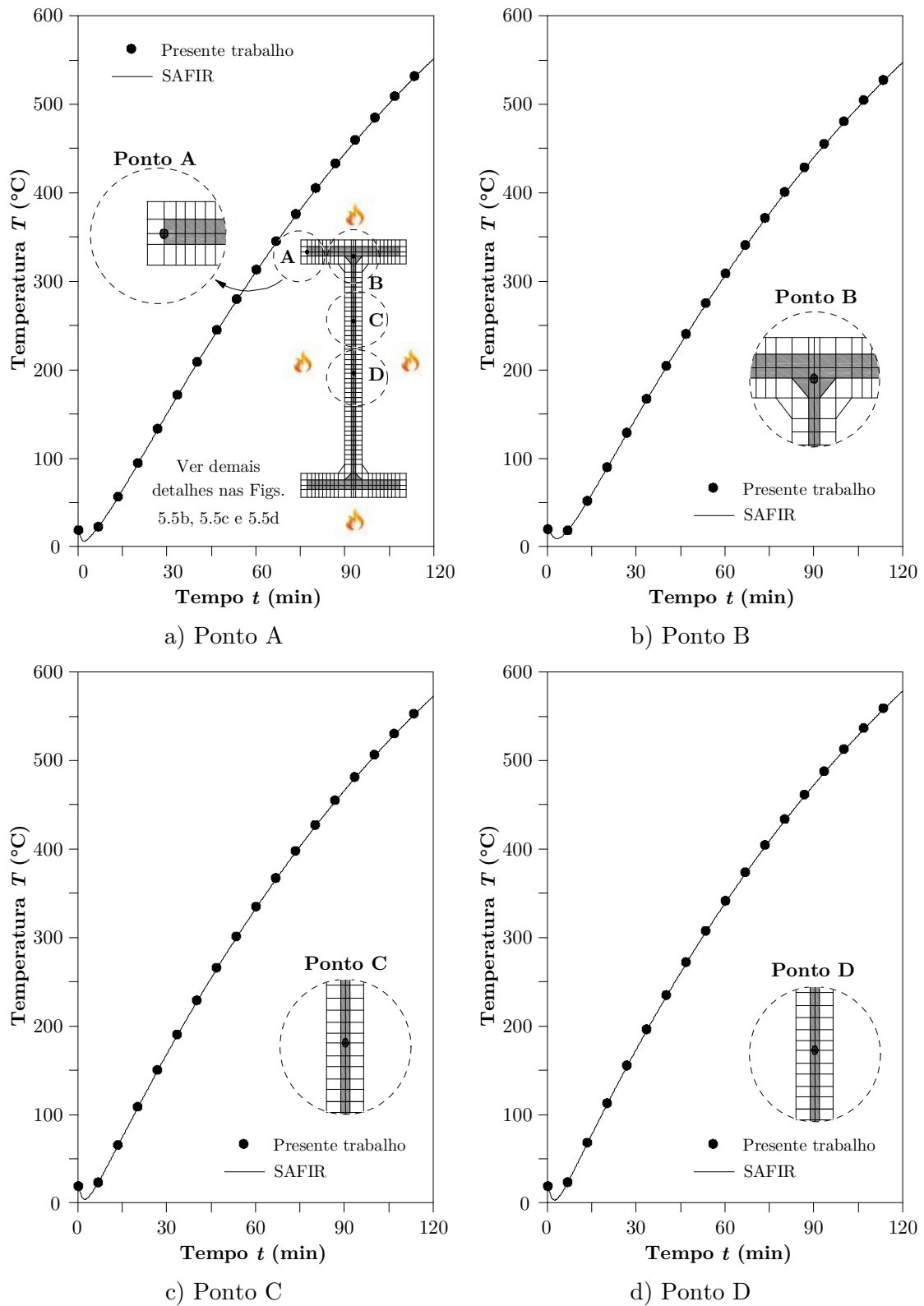


Figura 5.5 - Curva temperatura \times tempo: perfil com revestimento

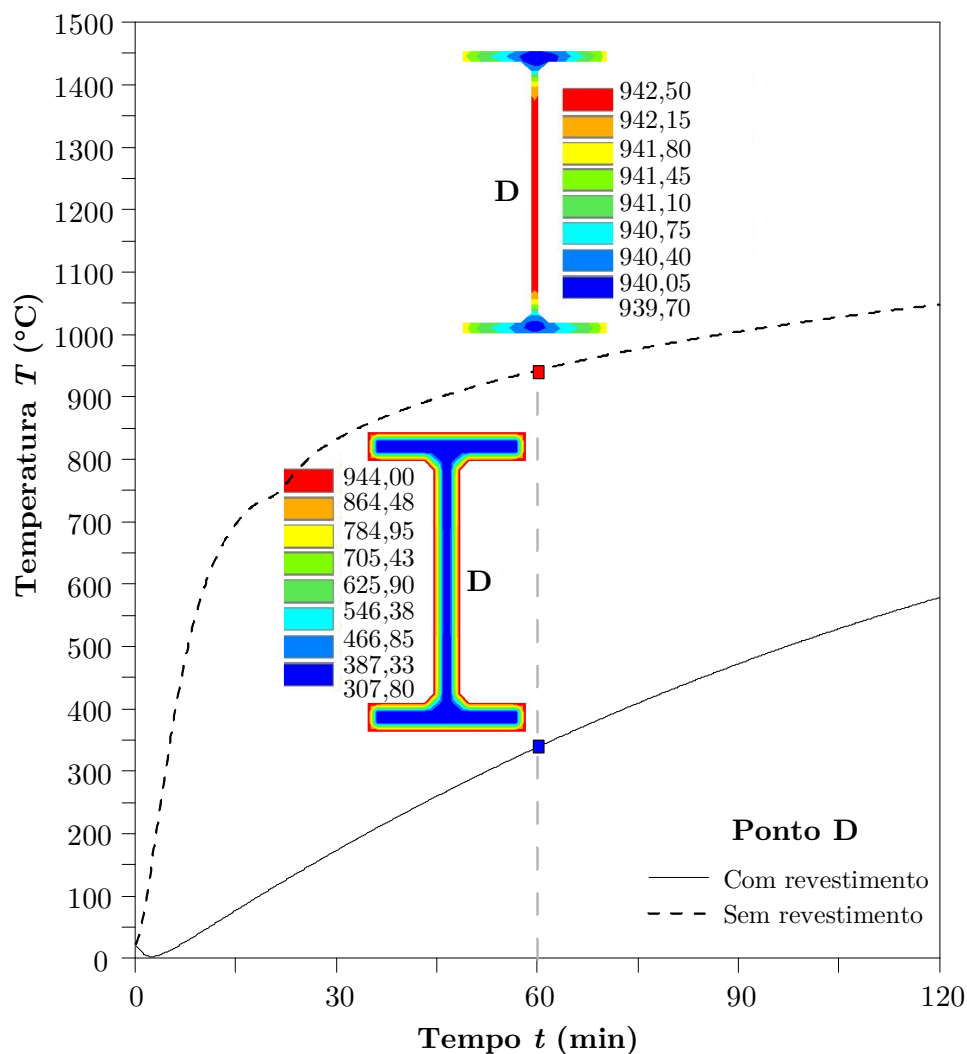


Figura 5.6 - Curva temperatura x tempo no ponto D: perfil com e sem revestimento

5.3.2 Viga Mista de Aço e Concreto

A viga mista ilustrada pela Fig. 5.7a é formada pelo perfil IPE 500 e compõe uma estrutura de sete andares estudada inicialmente por Behnam e Rezvani (2014). Os referidos autores investigaram a estrutura sujeita à ação de propagação do fogo por meio do *software* SAFIR. Consideraram também a ação uniforme do fogo representada pela curva de incêndio padrão, ISO-834-1:1999, conforme apresentado no Capítulo 2 deste trabalho. Os resultados expostos pelos autores são utilizados para comparação.

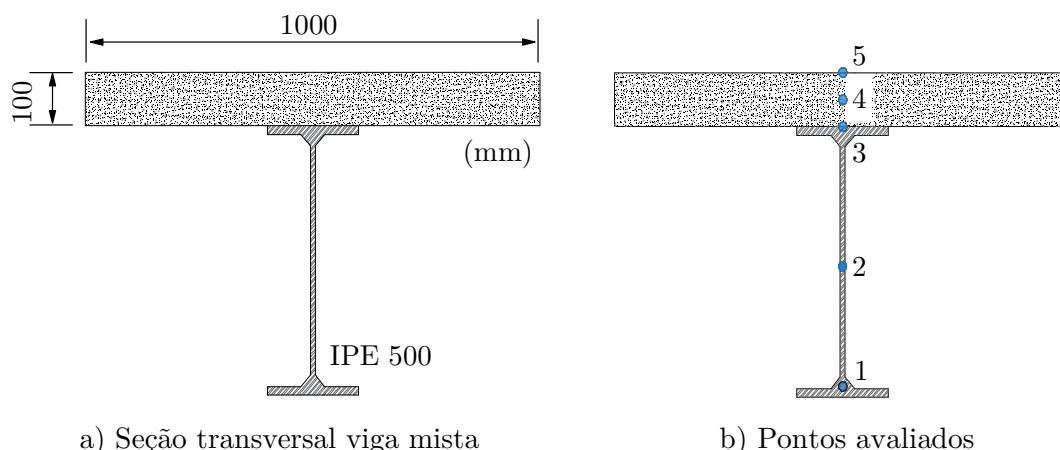


Figura 5.7 - Seção transversal da viga mista e pontos estudados ao longo da seção

As propriedades térmicas do concreto e emissividade resultante (ϵ_{res}) foram consideradas com base na norma NBR 15200:2012. Para as análises adotou-se um incremento de tempo (Δt) de 10 s, coeficiente de película (h_c) igual a $35 \text{ W/m}^2\text{°C}$, umidade de 3 % e o topo da laje em condição ambiente de temperatura.

A curva temperatura *versus* tempo para cinco pontos da seção transversal em estudo (Fig. 5.7b) é mostrada na Fig. 5.8. Para a discretização da seção foi adotada uma malha estruturada com 530 elementos finitos quadrilaterais e 4 elementos finitos triangulares, ambos lineares, que é apresentada na Figura 5.9c. Novamente é possível observar a boa concordância entre os resultados obtidos no presente trabalho e os resultados fornecidos por Behnam e Rezvani (2014).

Escolheu-se o ponto 4 para se verificar a influência da discretização da malha de elementos finitos na obtenção da distribuição de temperaturas na seção. As malhas adotadas são ilustradas na Fig. 5.9, onde é destacado o número de elementos finitos usados em cada uma. Optou-se por duas malhas menos refinadas (Malha 1 e 2) em relação à malha adotada inicialmente para o estudo da seção (Malha 3). Os resultados são apresentados na Fig. 5.10, onde percebe-se nitidamente que à medida que a malha é refinada, melhor o resultado vai se tornando, ou seja, convergindo com os valores encontrados por Behnam e Rezvani (2014).

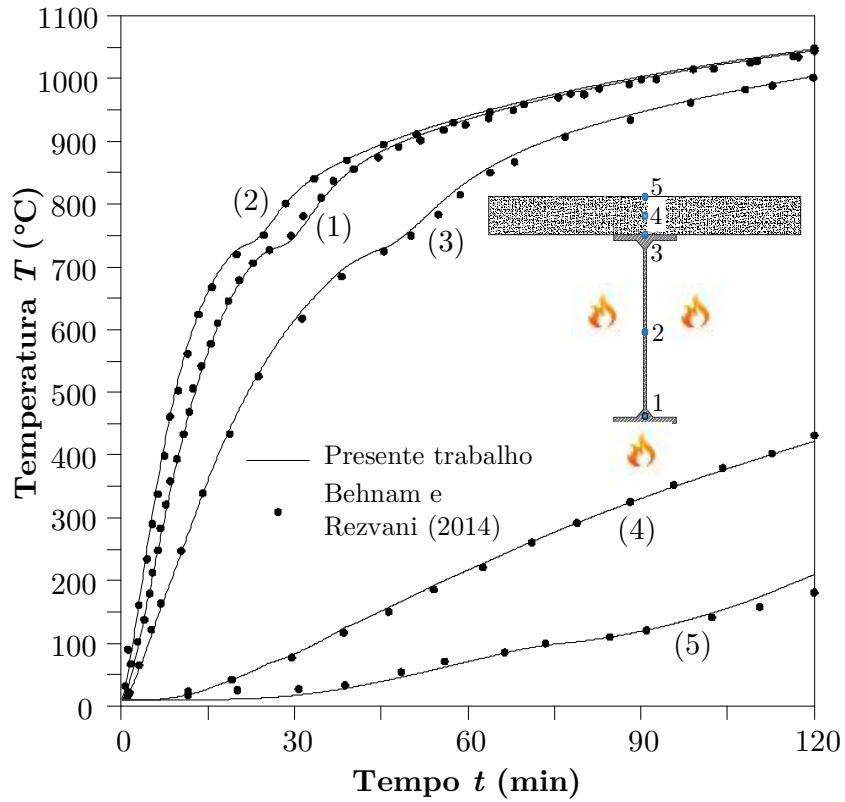


Figura 5.8 - Distribuição de temperaturas: curva de incêndio padrão

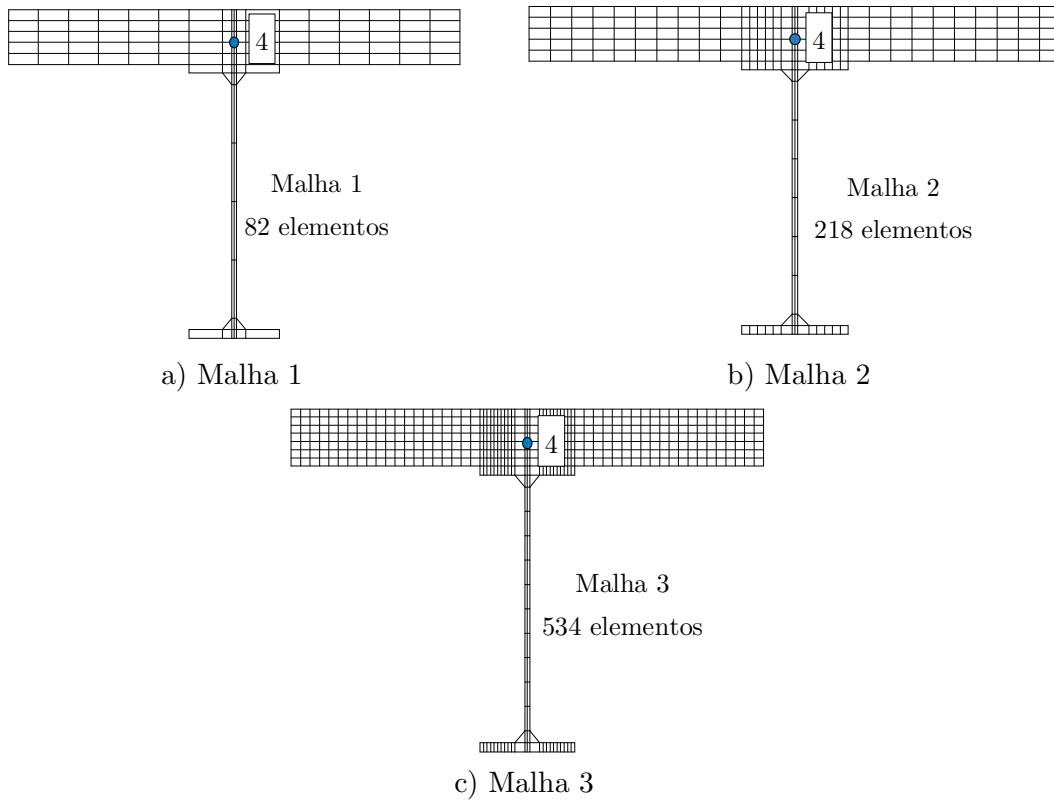


Figura 5.9 - Malhas da seção transversal

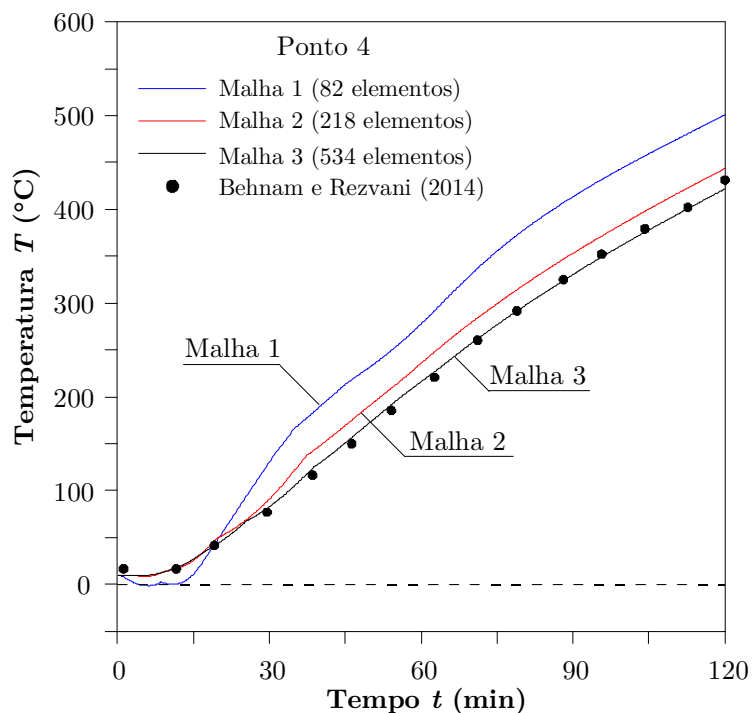


Figura 5.10 - Distribuição de temperaturas: ponto 4

5.4 Curvas de Interação Normal-Momento (N-M)

5.4.1 Pilar Isolado: Perfil IPE 360 - Parte 1

Este exemplo será dividido em duas etapas. A primeira, destina-se à obtenção da distribuição de temperaturas na seção transversal do perfil IPE 360, bem como das curvas de interação (N-M), considerando duas situações de carregamento térmico; a segunda etapa consiste na análise termomecânica do perfil IPE 360, a qual será apresentada na Seção 5.5 deste Capítulo.

Na primeira condição de carregamento térmico, assume-se que o fluxo de calor provocado pelo incêndio se restringe a apenas 3 faces do perfil. Landesmann (2003) sugere que essa situação representa um pilar situado no contorno da fachada de um edifício e admite que os elementos de vedação externos protegem parcialmente o perfil metálico da ação do fogo. Na segunda condição, toda a seção transversal do perfil está igualmente envolvida pelo fogo, simulando um pilar

localizado no interior de um edifício. A Figura 5.11 ilustra a malha da seção transversal utilizada para o perfil em questão, e também, as condições de carregamento térmico descritas. Na Figura 5.11b estão representados os três pontos de análise, onde foram obtidas as curvas temperatura *versus* tempo.

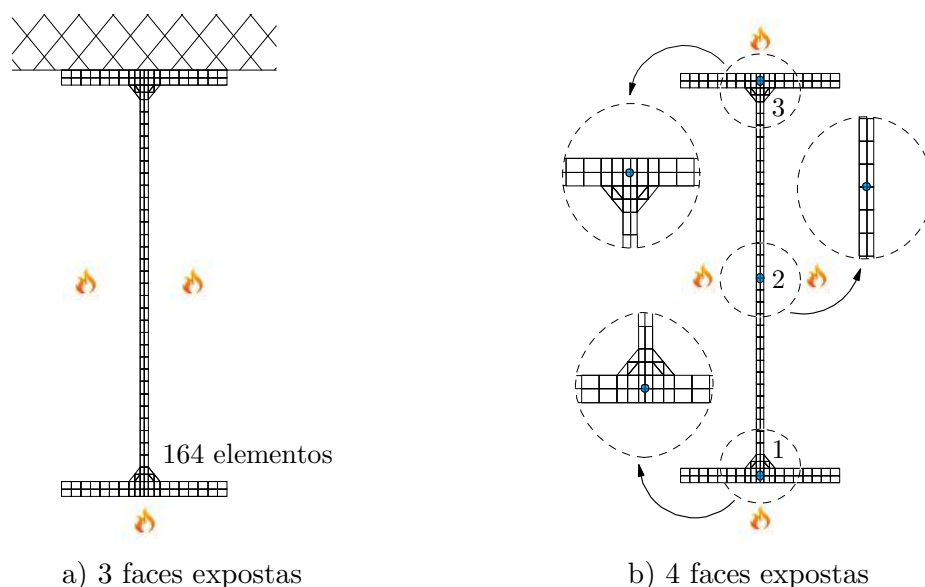


Figura 5.11 - Malha da seção transversal e condições de carregamento térmico

Assim como Landesmann (2003), foi considerado o módulo de elasticidade do aço igual a 205 GPa e tensão de escoamento de 250 MPa. Em relação aos parâmetros térmicos, como condutividade térmica, calor específico e massa específica do aço, adotaram-se aqueles apresentados na Seção 2.2.3 deste trabalho, Eqs. 2.4 e 2.5. O coeficiente de transferência de calor por convecção é igual a 25 W/m²°C.

As distribuições do campo de temperaturas ao longo da seção transversal do perfil, para as duas condições de carregamento térmico, e em comparação com os resultados expostos por Landesmann (2003), são apresentadas na Fig. 5.12.

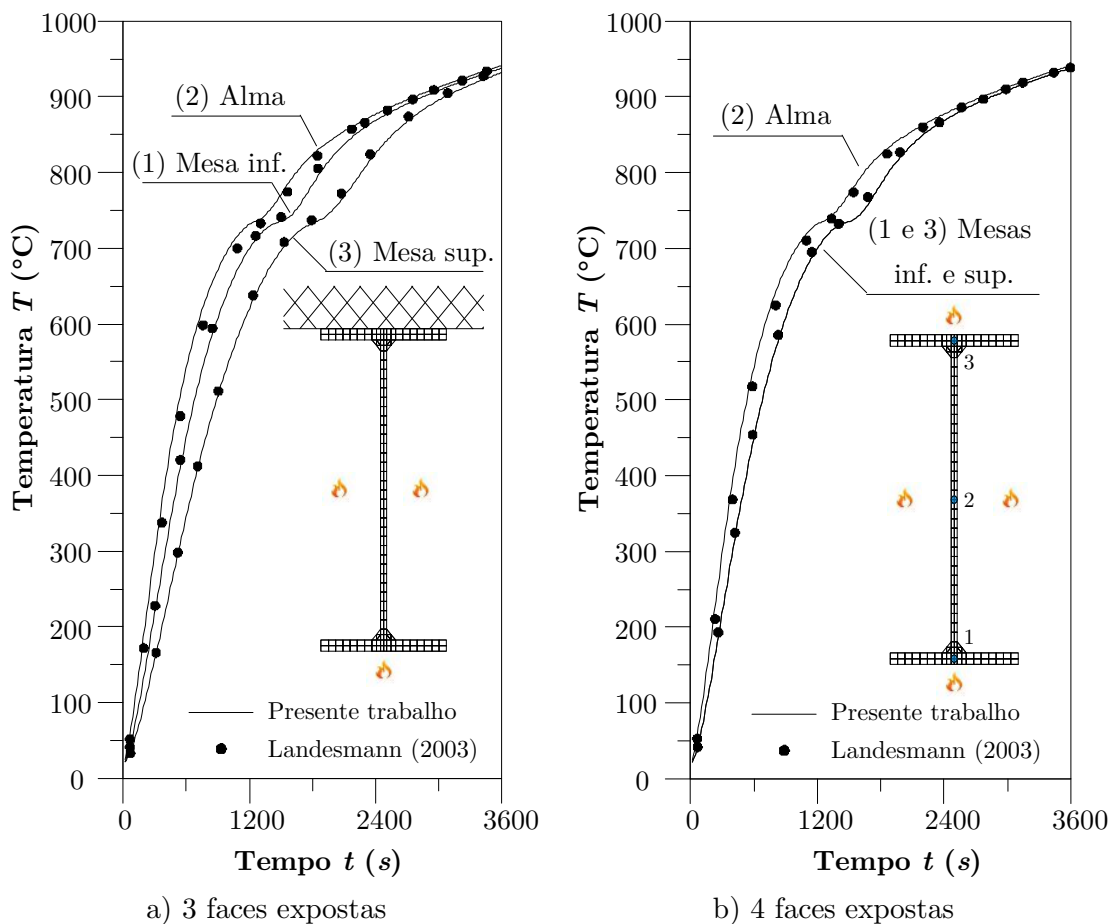


Figura 5.12 - Curva temperatura x tempo para 3 e 4 faces expostas ao fogo

Ainda na Fig. 5.12 pode-se constatar que os resultados obtidos são bastante semelhantes aos apresentados por Landesmann (2003). Na Figura 5.12a, ao se avaliar os pontos situados nas mesas inferior e superior, é notória a influência do gradiente térmico nos resultados, quando comparam-se os mesmos com as curvas apresentadas na Fig. 5.12b. Landesmann (2003) justifica o maior valor de temperatura na alma para as duas condições de carregamento térmico, devido ao elevado fator de massividade (u/A) desse elemento em relação às mesas.

As Figuras 5.13 e 5.14 apresentam uma comparação dos limites de resistência para o perfil IPE 360, entre os intervalos de 0, 600, 1200 e 1800 s, em que $t = 0$ representa a temperatura ambiente. Os pontos dessas curvas de interação N-M foram obtidos por meio da estratégia apresentada no Capítulo 4 deste trabalho e em relação às apresentadas por Landesmann (2003), o qual

obteve as referidas curvas seguindo as recomendações do EN 1993-1-2:2005. A Figura 5.13 mostra as curvas de interação N-M considerando o perfil aquecido assimetricamente (3 faces expostas ao incêndio), enquanto que na Fig. 5.14 ilustram-se as curvas de interação N-M para o perfil aquecido uniformemente em todas as faces.

Os resultados apresentam boa convergência quando comparados à literatura (Landesmann, 2003), inclusive, são ligeiramente menos conservadores para a condição de 4 faces expostas ao carregamento térmico. As curvas de interação N-M para a situação com 3 faces expostas ao fogo sofrem influência do gradiente térmico, acarretando numa variação da posição da Linha Neutra Plástica (LNP) durante a análise do elemento estrutural no período de incêndio. A assimetria das curvas de interação para 3 faces expostas é melhor evidenciada na Fig. 5.15, quando comparadas à condição de 4 faces expostas ao fogo.

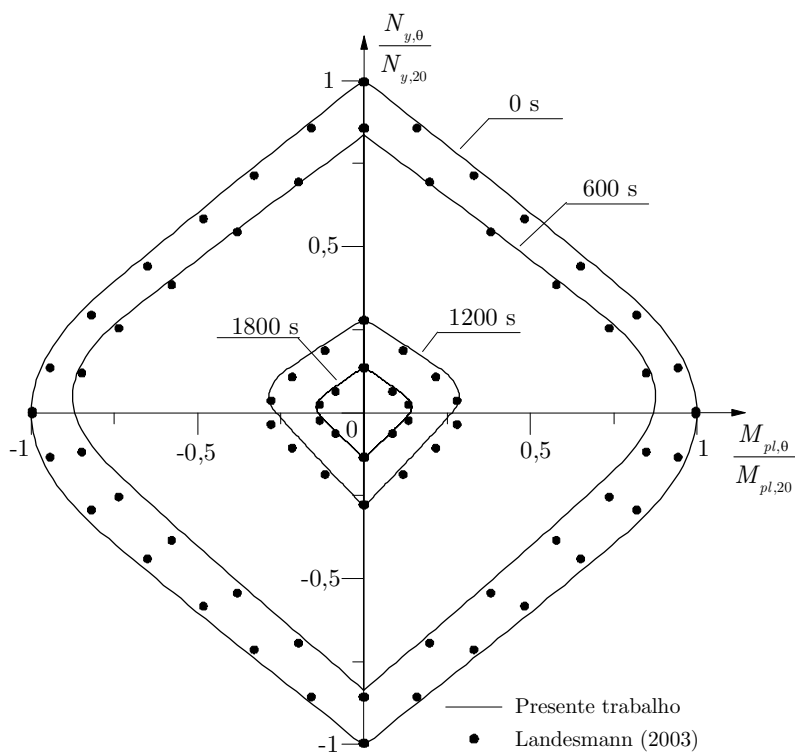


Figura 5.13 - Curvas de interação N-M da seção transversal do perfil IPE 360 exposta ao fogo em 3 faces

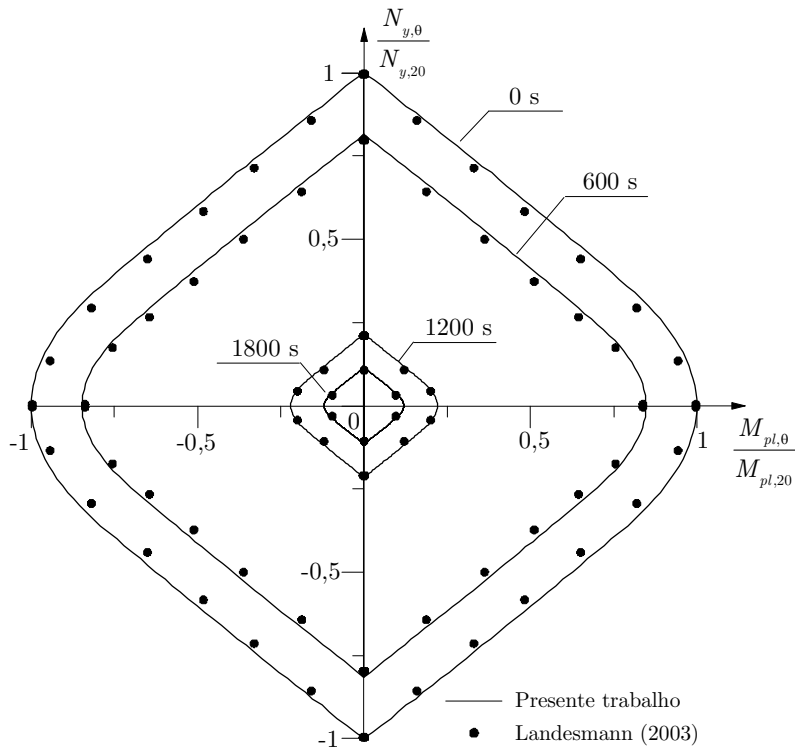


Figura 5.14 - Curvas de interação N-M da seção transversal do perfil IPE 360 exposta ao fogo em 4 faces

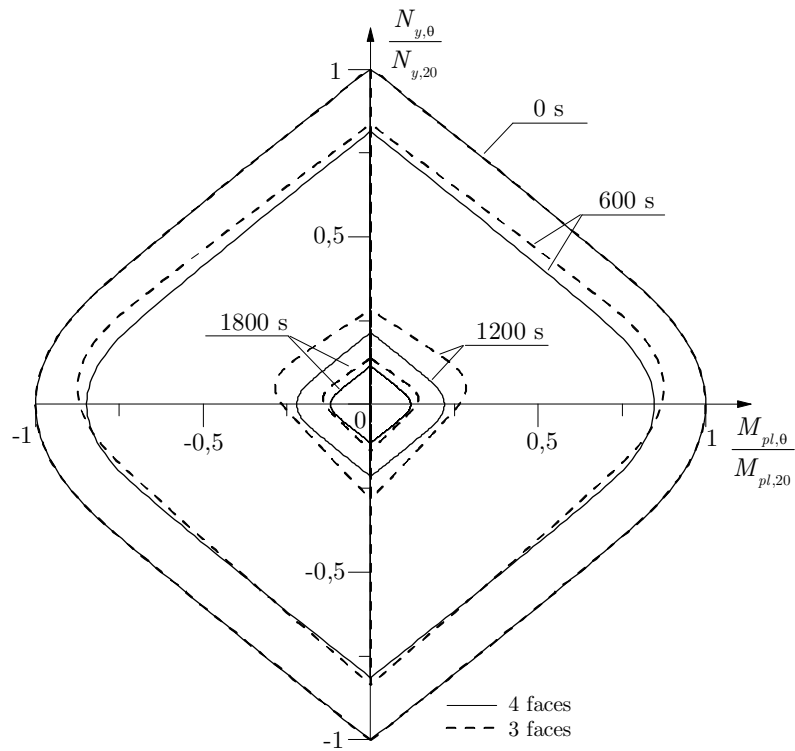


Figura 5.15 - Comparação entre as curvas de interação N-M da seção transversal do perfil IPE 360 exposta as duas condições de carregamento térmico

Ainda com base na observação da Fig. 5.15, verifica-se que, com a degradação dos limites plásticos da seção, ocasionada pela diminuição dos fatores de redução da resistência e rigidez do material com a elevação da temperatura, bem como a influência das deformações térmicas, a configuração com 4 faces expostas apresenta níveis de redução de resistência mais acentuados. Tal fato pode ser explicado devido ao maior aquecimento médio da seção, o que resulta em uma maior degradação do material, e conseqüentemente menor capacidade resistente (Landesmann, 2003).

5.4.2 Curvas de Interação N-M: Perfil IPE 400

O objetivo deste exemplo é obter as curvas temperatura *versus* tempo considerando três pontos específicos da seção transversal, e sobretudo construir e avaliar as curvas de interação N-M para o perfil IPE 400 submetido a quatro situações de carregamento térmico (Fig. 5.16), as quais podem ser associadas a pilares com uma a quatro faces expostas ao incêndio. Como no exemplo anterior, o aço do perfil metálico possui módulo de elasticidade de 205 GPa e resistência ao escoamento de 250 MPa. As características geométricas da seção do perfil IPE 400, bem como a malha de discretização da seção transversal adotada, com 148 elementos quadrilaterais e 16 elementos triangulares, ambos lineares, são mostradas na Fig. 5.16a. Foram adotados os mesmos valores das propriedades térmicas do material do exemplo anterior, ou seja, aqueles apresentados na Seção 2.2.3 deste trabalho, Eqs. 2.4 e 2.5. A Figura 5.16a mostra ainda os pontos de estudo para a construção das curvas temperatura *versus* tempo, localizados nas mesas superior e inferior, e outro na alma do perfil metálico.

Para cada situação de carregamento térmico foi realizado um estudo da variação de temperatura na seção transversal do perfil em função do tempo de duração do incêndio, o qual variou de 0 a 3600 s. As curvas temperatura *versus*

tempo, para cada um dos pontos estudados, obtidas pelo programa CS-ASA/FA, foram comparadas com as curvas obtidas pelo programa SAFIR. Os resultados deste estudo se mostraram bastante satisfatórios e podem ser observados na Fig. 5.17.

As curvas de interação N-M, para cada condição de carregamento térmico, foram construídas a cada 60 s para um intervalo de 0 a 1800 s, e são ilustradas na Fig. 5.18.

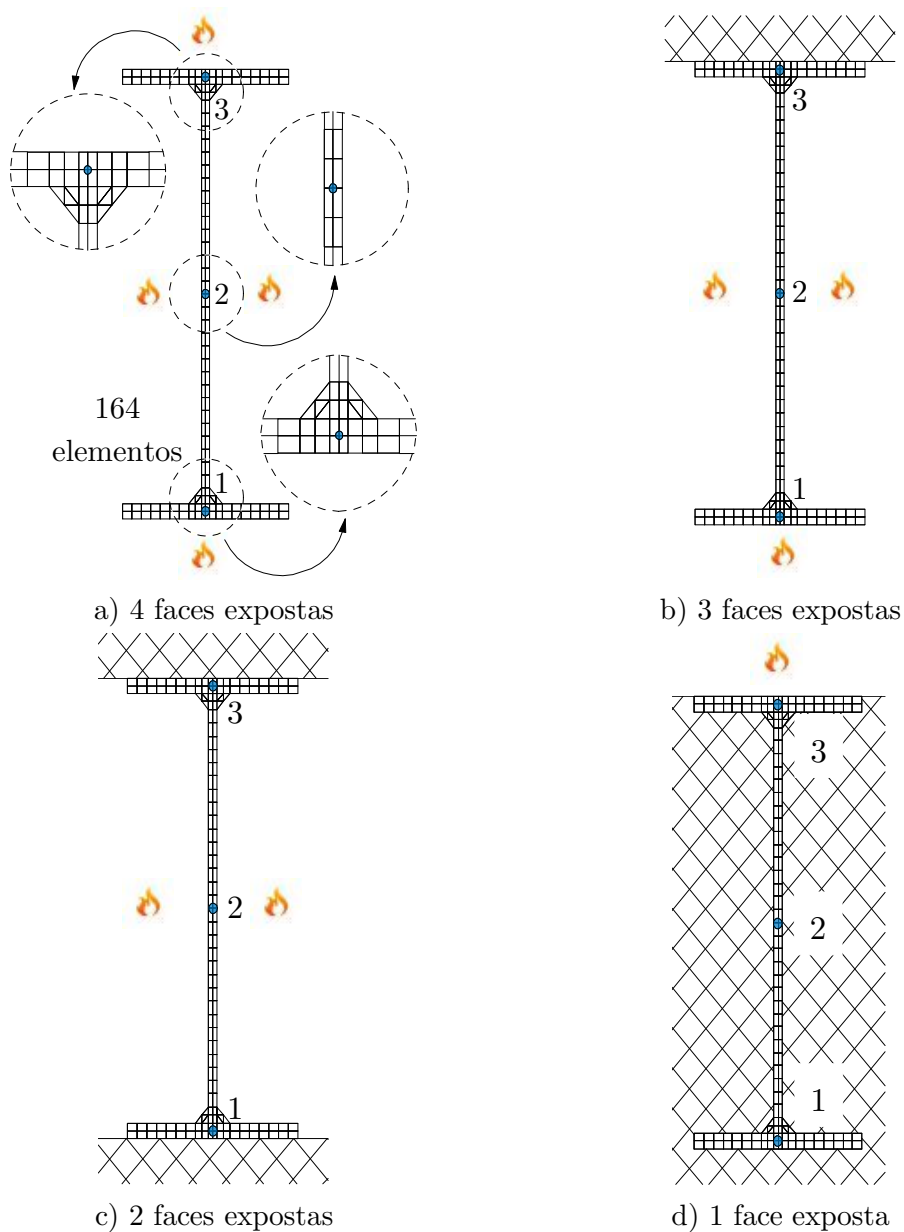
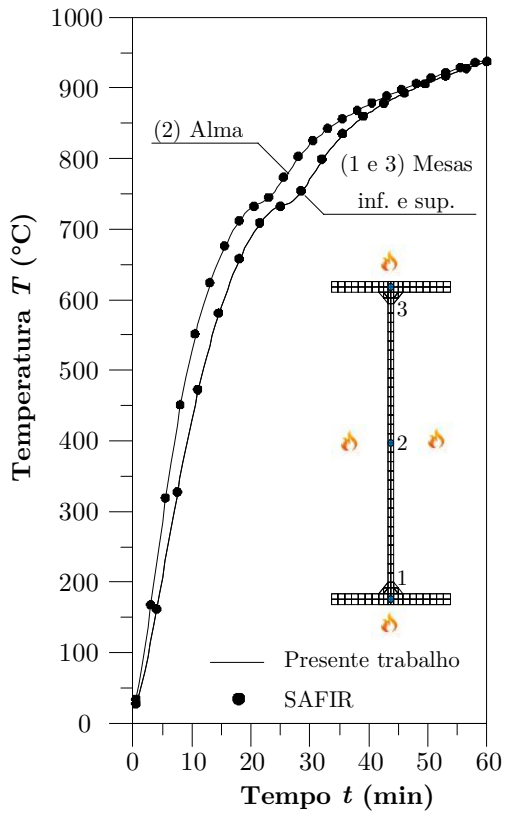
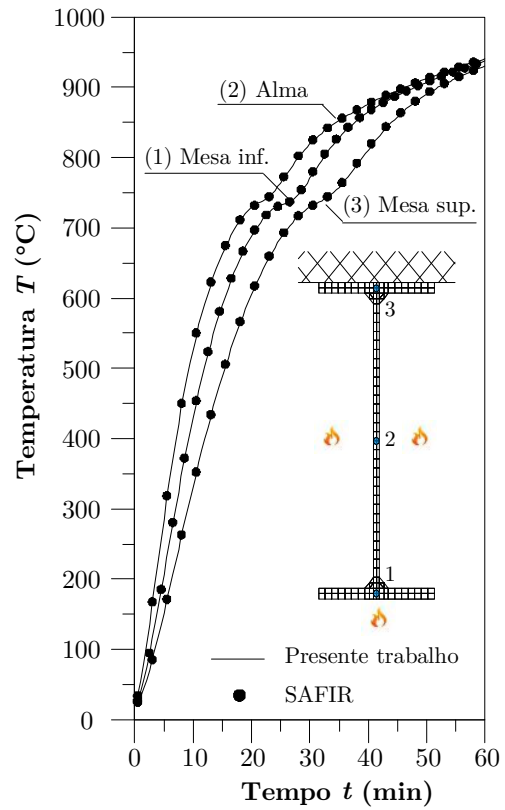


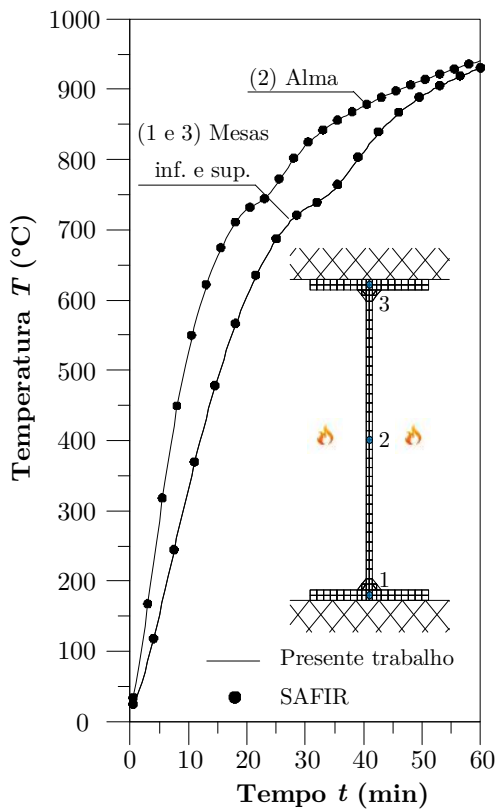
Figura 5.16 - Malha da seção transversal e situações de carregamento térmico



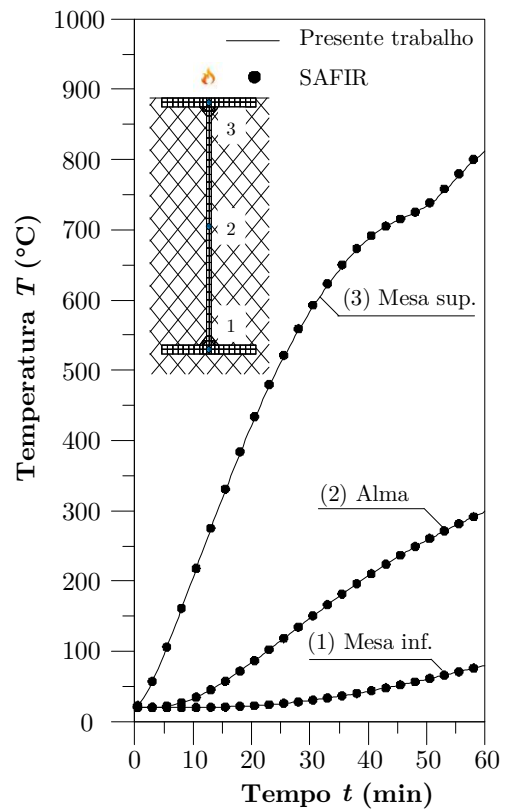
a) 4 faces expostas



b) 3 faces expostas



c) 2 faces expostas



d) 1 face exposta

Figura 5.17 - Curvas temperatura \times tempo para as 4 condições de carregamento térmico

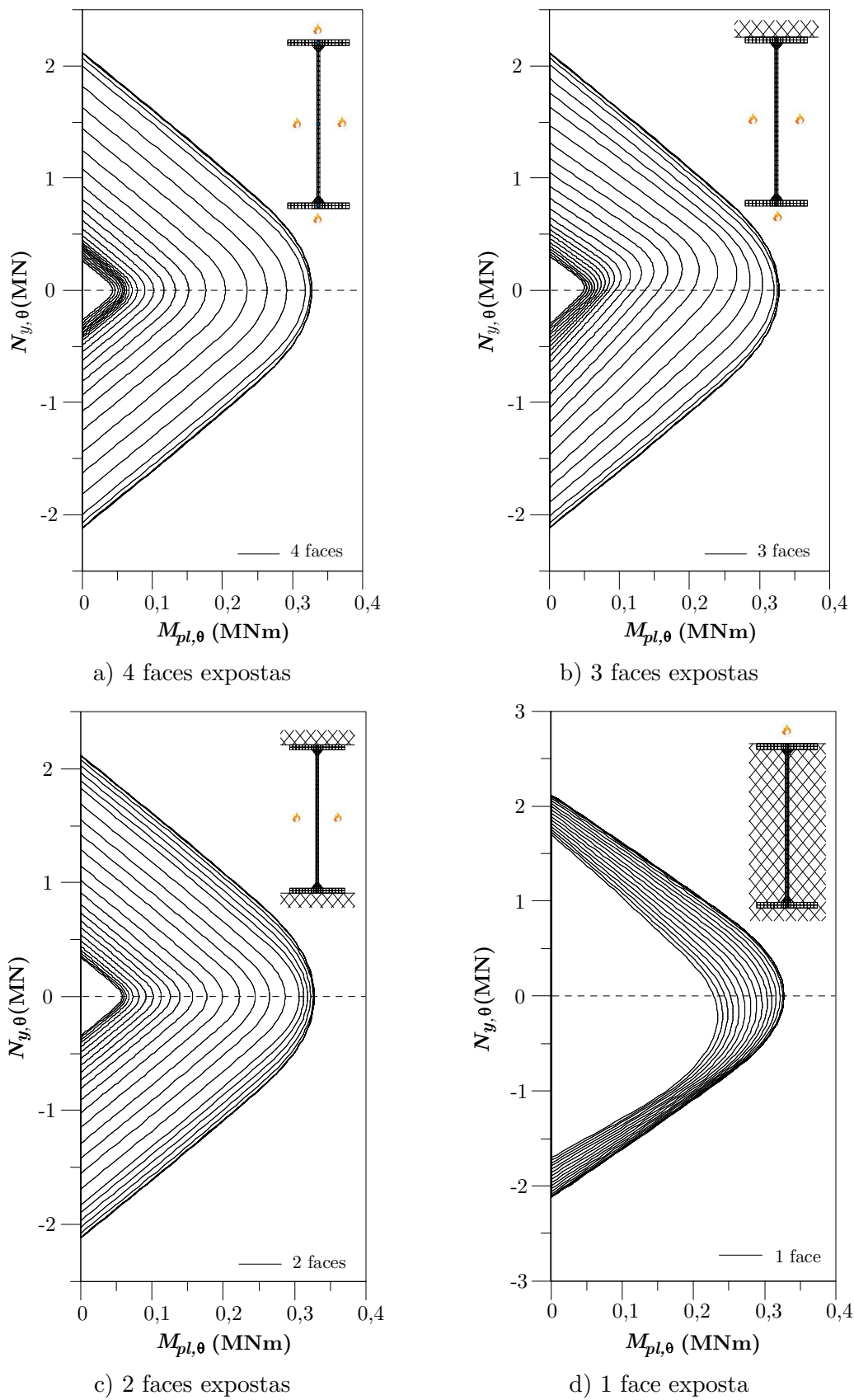


Figura 5.18 - Curvas de interação N-M para as 4 condições de carregamento térmico

Assim como no exemplo anterior, através da análise dos resultados apresentados nas Figs. 5.18b e 5.18d, fica clara a influência do gradiente térmico na construção das curvas de interação N-M, uma vez que, com a elevação da temperatura e conseqüentemente a degradação dos parâmetros de resistência e rigidez do material, a LNP da seção varia, ocasionando uma perda de simetria da curva de interação N-M. Outro ponto importante a se destacar é a degradação dos limites plásticos da seção (N_y e M_{pl}) durante o incêndio, os quais também se deterioram no decorrer do tempo.

Na Figura 5.19 está uma comparação entre as curvas de interação N-M para 0, 600, 1200 e 1800 s. Como esperado, para a condição de quatro faces expostas, a redução dos níveis de resistência é mais acentuada em relação às demais, devido ao maior aquecimento médio da seção; por outro lado, para uma face exposta ao fogo, a situação é exatamente a oposta, onde os limites plásticos de resistência são maiores para cada intervalo de tempo.

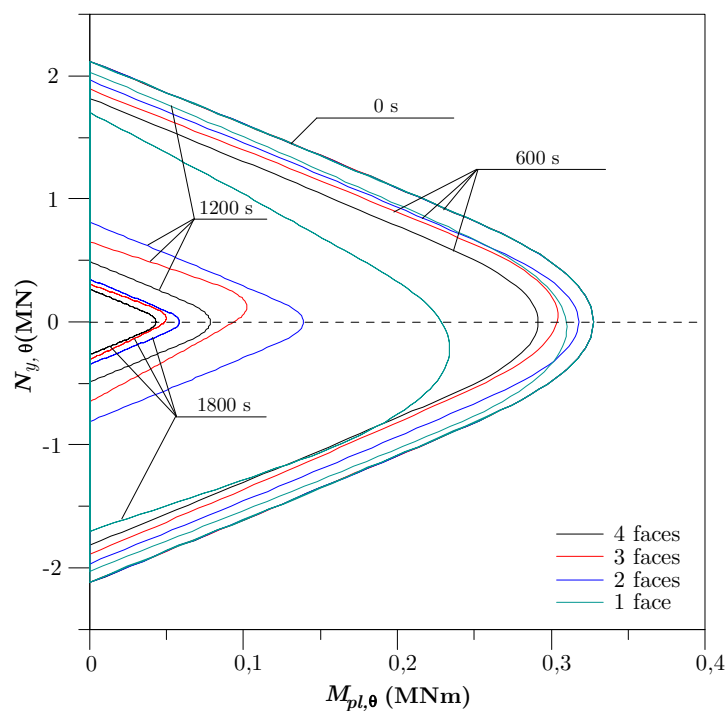


Figura 5.19 - Comparação entre as curvas de interação N-M para diferentes intervalos de tempo (0, 600, 1200 e 1800 s)

5.5 Análise Termomecânica de Estruturas de Aço

5.5.1 Vigas em Escala Reduzida

Iu (2004) e Rigobello (2011) apresentaram resultados numéricos da análise de vários testes de vigas simplesmente apoiadas carregadas no meio do vão, as quais foram estudadas inicialmente por Rubert e Schaumann (1986), com o objetivo de avaliar experimentalmente o comportamento desses elementos estruturais quando sujeitos à ação simultânea de carregamento externo e variação de temperatura. As vigas ensaiadas possuem seção tipo IPE 80 e estão representadas nas Figs. 5.20a e 5.20b. Assim como Rubert e Schaumann (1986), considerou-se o módulo de elasticidade do aço igual a 210 GPa. Para cada ensaio variou-se a tensão de escoamento, com valores entre 352 a 401 MPa, bem como o carregamento aplicado com base no fator de carga (P/P_y), com valores entre 0,2 a 0,85.

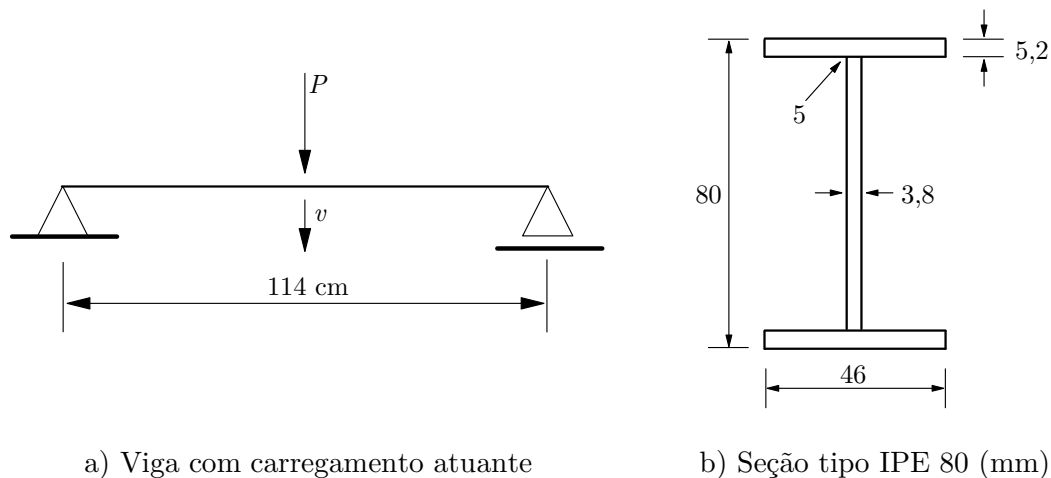


Figura 5.20 - Viga biapoiada, seção IPE 80

Neste trabalho, antes de se realizar a análise comparativa dos resultados obtidos com a literatura para o elemento estrutural em situação de incêndio, realizou-se um estudo deste sistema à temperatura ambiente, objetivando a obtenção da carga crítica da viga (P_y), e também, o deslocamento final no meio do vão para $t = 0$ em razão do carregamento aplicado, sendo t o tempo decorrente

do incêndio. Vale lembrar que nesta fase de carregamento da viga o tempo permanece constante e sempre igual a 0.

Neste estudo inicial foi realizada uma análise de segunda ordem inelástica e os resultados são mostrados na Fig. 5.21. Portanto, a análise termomecânica das vigas em estudo se inicia a partir dos pontos assinalados no gráfico desta figura.

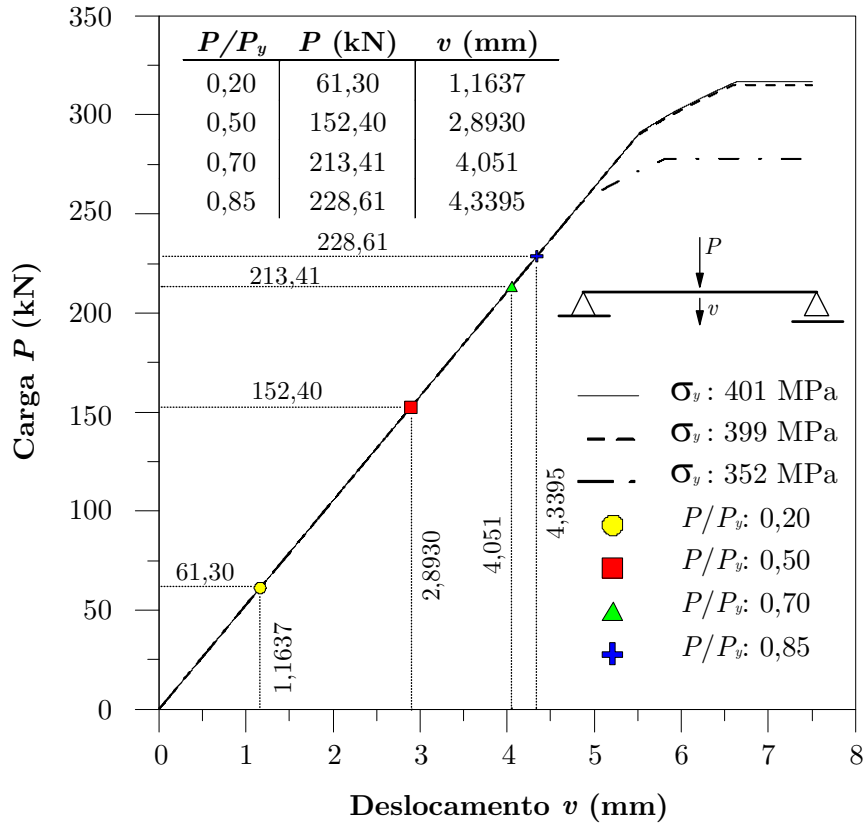


Figura 5.21 - Trajetória de equilíbrio à temperatura ambiente do nó localizado no meio da viga IPE 80 para cada tensão de escoamento adotada

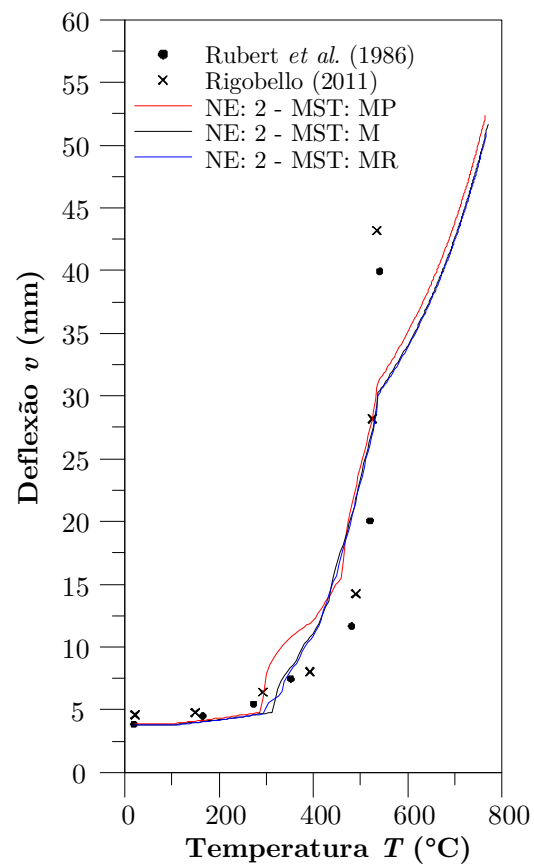
Para a análise do elemento estrutural em situação de incêndio, consideraram-se os fatores de redução para o módulo de elasticidade ($k_{E,\theta}$), para o limite de proporcionalidade ($k_{p,\theta}$) e para a resistência ao escoamento ($k_{y,\theta}$), os valores propostos por Rubert e Schaumann (1986), conforme apresentados na Tabela 5.3. Adotou-se para a relação constitutiva o modelo proposto pelo EN 1993-1-2:2005, como apresentado no Capítulo 2 deste trabalho.

Tabela 5.3 - Fatores de redução (Rubert e Schaumann, 1986; Rigobello, 2011)

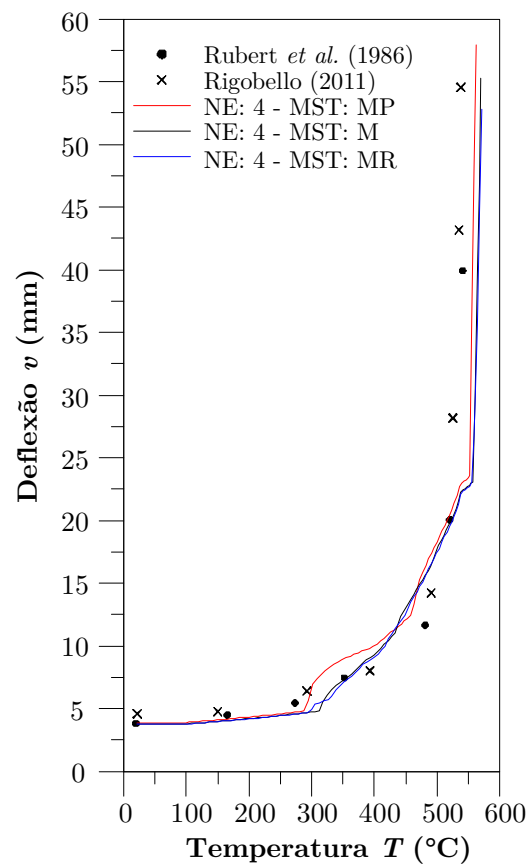
θ_a (°C)	$k_{E,\theta}$	$k_{y,\theta}$	$k_{p,\theta}$
20	1,0000	1,0000	1,0000
100	1,0000	1,0000	1,0000
200	0,9000	1,0000	0,9000
300	0,8000	1,0000	0,7000
400	0,7000	1,0000	0,6000
500	0,6000	0,7333	0,5000
600	0,5000	0,4667	0,2333
650	0,4500	0,3333	0,1000
700	0,4000	0,2000	0,0857
800	0,3000	0,1333	0,0571
900	0,2000	0,0667	0,0286
1000	0,1000	0,0000	0,0000

Com o intuito de se obter os melhores resultados para comparação com os valores encontrados na literatura, foi realizado um estudo paramétrico, onde variou-se o incremento de tempo (Δt), para valores iguais a 5, 15 e 30 s, a malha da seção transversal (MST) com 8, 25 e 76 elementos quadrilaterais lineares, denominadas MP (malha pouco refinada), M e MR (malha refinada), respectivamente, e por fim, o número de elementos (NE) que discretizam o sistema estrutural, com 2, 4 e 6 elementos finitos lineares. O estudo paramétrico foi realizado apenas para o fator de carga de 0,7 e os resultados podem ser observados da Fig. 5.22 a 5.24.

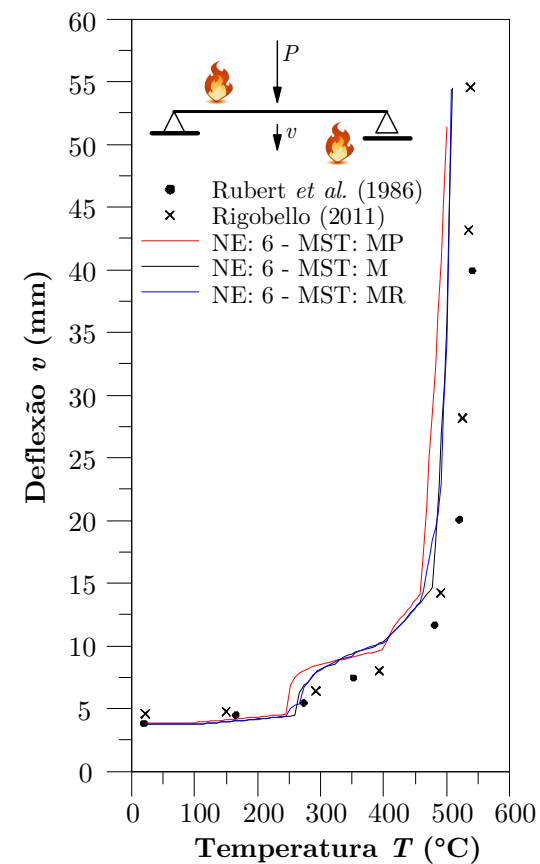
Deste estudo paramétrico observa-se que, com o aumento do Δt , os resultados perdem a precisão, entretanto, melhoram com o refinamento das malhas da seção transversal e do elemento estrutural. Percebe-se também, que o refinamento da malha da seção causa influências pontuais na curva, fato que pode ser evidenciado entre os 300 a 400 °C considerando o NE igual a 4, enquanto que o refinamento da malha do sistema estrutural modifica significativamente o comportamento da curva.



a) Δt : 5 s - NE: 2

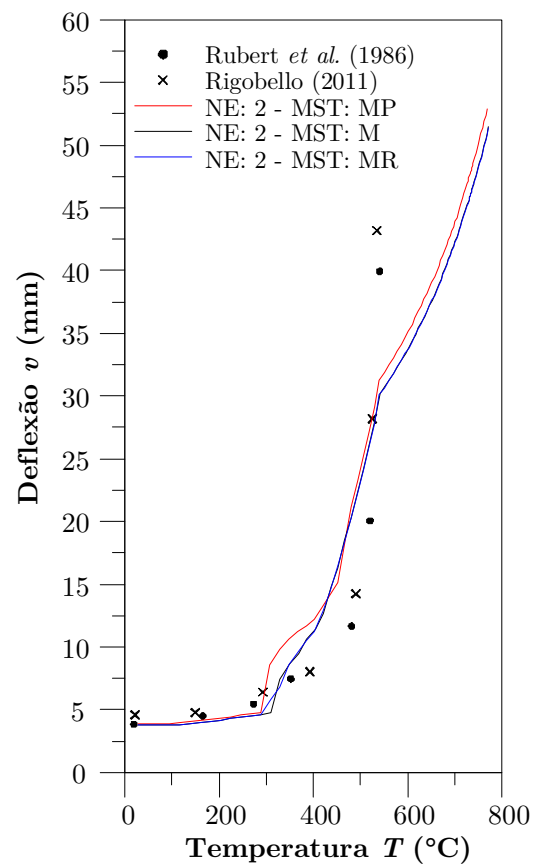


b) Δt : 5 s - NE: 4

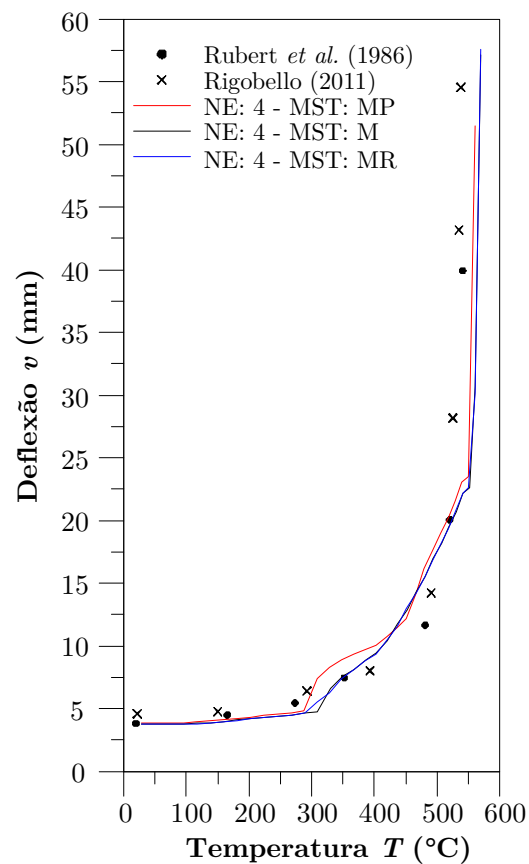


c) Δt : 5 s - NE: 6

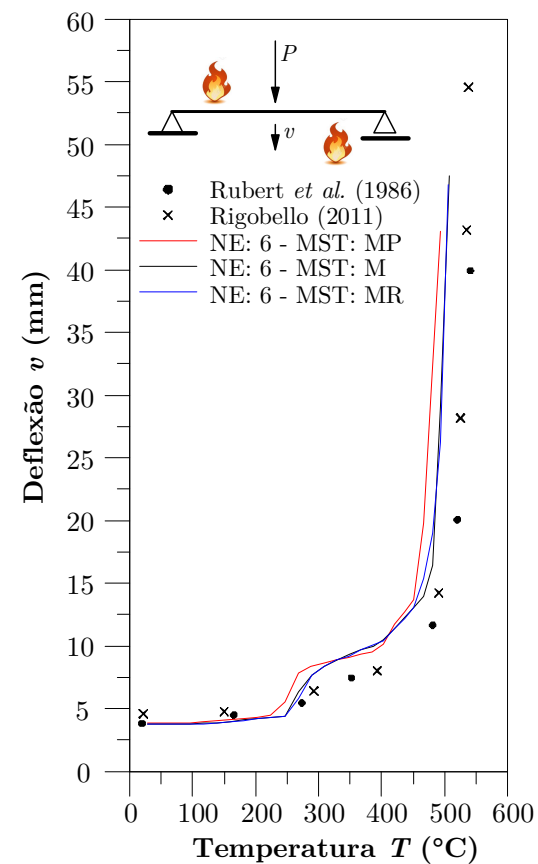
Figura 5.22 - Curvas temperatura x deflexão lateral da viga para Δt de 5 s



a) Δt : 15 s - NE: 2

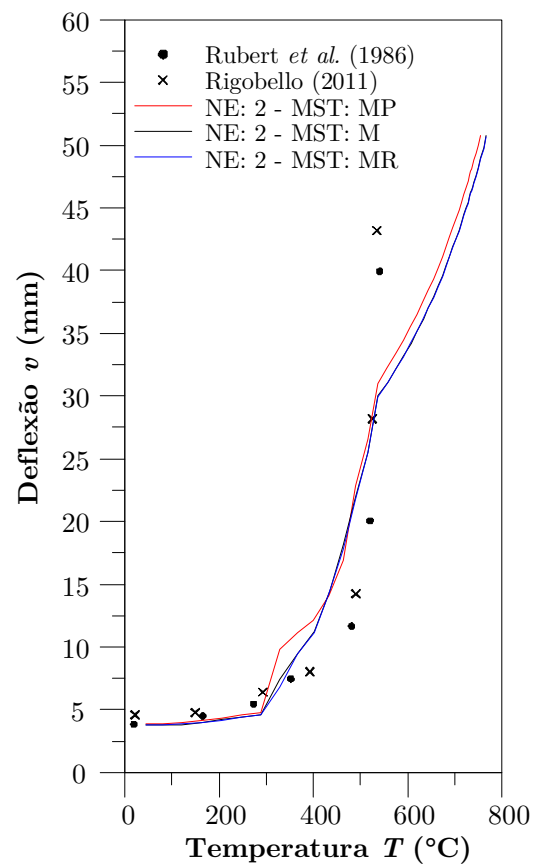


b) Δt : 15 s - NE: 4

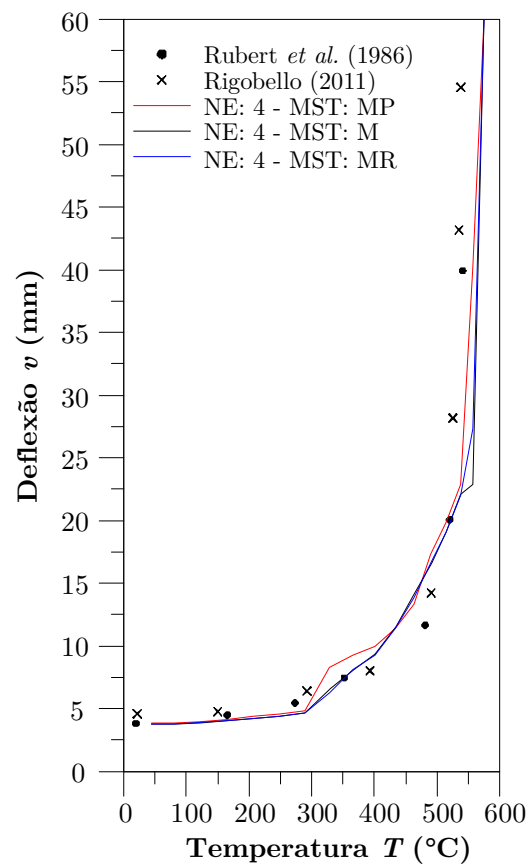


c) Δt : 15 s - NE: 6

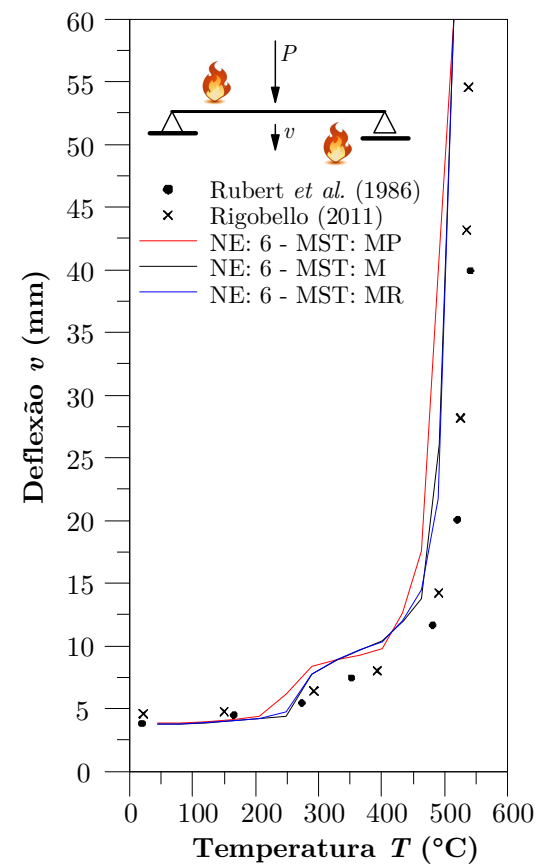
Figura 5.23 - Curvas temperatura x deflexão lateral da viga para Δt de 15 s



a) Δt : 30 s - NE: 2



b) Δt : 30 s - NE: 4



c) Δt : 30 s - NE: 6

Figura 5.24 - Curvas temperatura x deflexão lateral da viga para Δt de 30 s

Portanto, para a comparação entre os resultados obtidos pelo programa CS-ASA/FSA e os encontrados na literatura, os quais referem-se aos trabalhos desenvolvidos por Rubert e Schaumann (1986), Iu (2004) e Rigobello (2011), adotou-se Δt igual a 15 s, a malha da seção transversal denominada MR com 76 elementos e a malha do elemento estrutural, NE, com 6 elementos finitos. Os resultados são apresentados na Fig. 5.25.

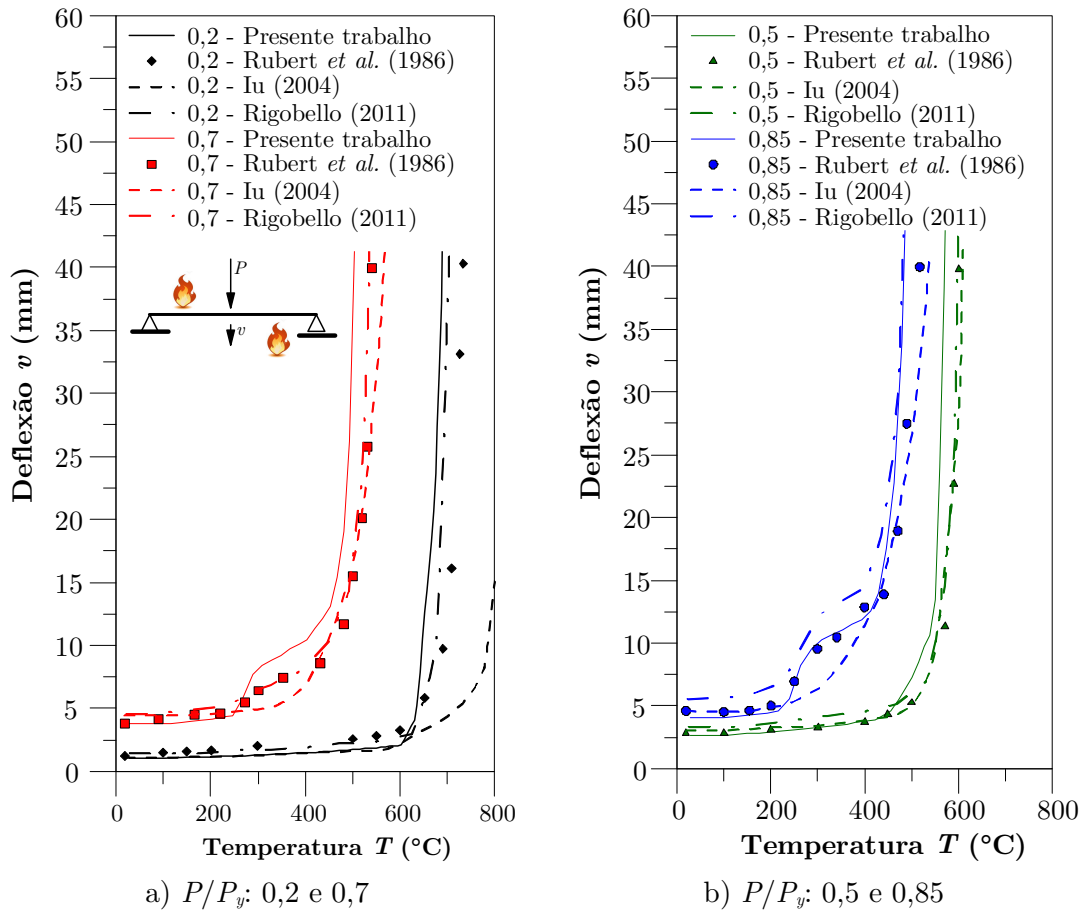


Figura 5.25 - Curvas temperatura x deflexão lateral da viga para fatores de carga de 0,2, 0,5, 0,7 e 0,85

Por meio da análise da Fig. 5.25 pode-se observar que os resultados obtidos com o CS-ASA/FSA são satisfatórios quando comparados à literatura, e apresentam um comportamento mais conservador quando se avalia a temperatura crítica do sistema, tendo em vista que as curvas, para todas as condições de

carregamento estudadas, se encontram ligeiramente deslocadas para esquerda em relação às referências.

A Figura 5.26 mostra a comparação entre resultados obtidos com o CS-ASA/FSA utilizando os fatores de redução dos parâmetros de rigidez e resistência propostos por Rubert e Schaumann (1986) e aqueles segundo o EN 1993-1-2:2005. Observa-se nessa figura que as curvas possuem comportamento similar, contudo, os fatores de redução propostos pelo EN 1993-1-2:2005 proporcionam, em geral, curvas mais conservadoras com o aumento da carga aplicada.

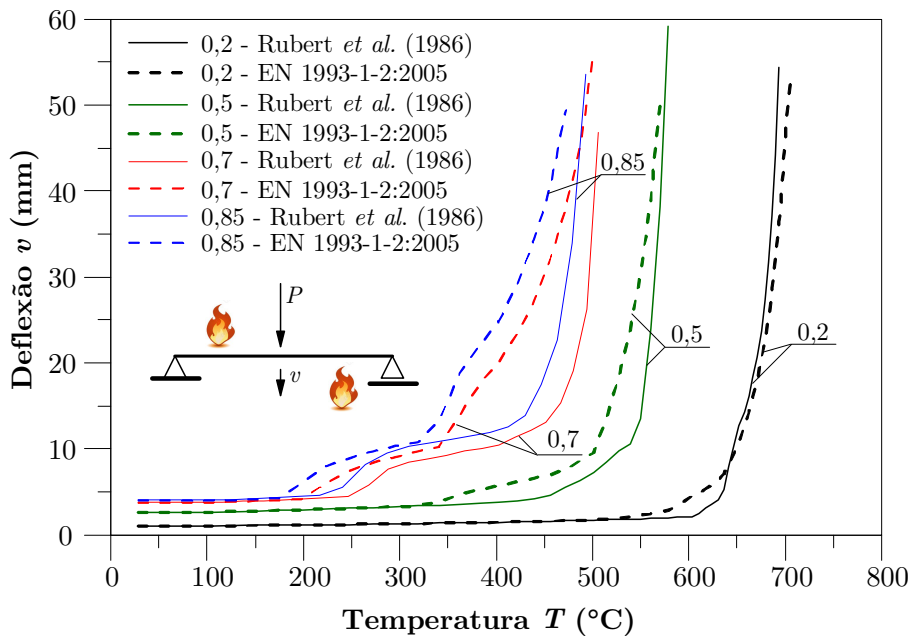


Figura 5.26 - Influência dos fatores de redução propostos pelo EN 1993-1-2:2005 e por Rubert e Schaumann (1986) nas curvas temperatura \times deflexão lateral da viga

5.5.2 Pilar Isolado: Perfil IPE 360 - Parte 2

Como descrito no tópico 5.4.1 deste Capítulo, este exemplo tem como objetivo mostrar os resultados obtidos da análise termomecânica por meio do CS-ASA/FSA para o pilar biapoiado de 4 m de comprimento, com perfil metálico IPE 360, exposto ao modelo de incêndio padrão pelos quatro lados do perfil, conforme a ISO-834-1:1999 (Fig. 5.27). O módulo de elasticidade do aço foi

considerado igual a 205 GPa e tensão de escoamento igual a 250 MPa. Para as propriedades térmicas do aço, adotaram-se aqueles apresentados na Seção 2.2.3 deste trabalho, Eqs. 2.4 e 2.5.

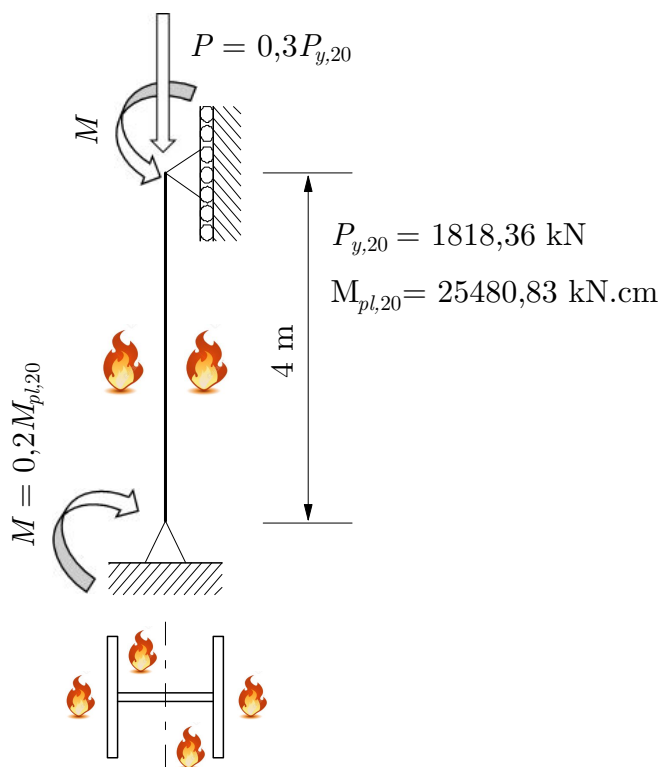


Figura 5.27 - Modelo do pilar biapoiado com as 4 faces expostas ao incêndio

A Figura 5.28 fornece os resultados da análise de segunda ordem inelástica deste pilar, realizado à temperatura ambiente. Nesta figura é ilustrado também o carregamento aplicado ao pilar e seu respectivo deslocamento horizontal, medido no meio do perfil. Essa configuração deformada do perfil é dada como ponto de partida para o problema termomecânico.

Para o estudo paramétrico do pilar, assim como no exemplo anterior, foram realizadas análises considerando valores de Δt iguais a 5, 15 e 30 s, MST com 8, 38 e 84 elementos quadrilaterais lineares e NE com 2, 4 e 6 elementos finitos lineares. Os resultados são apresentados da Fig. 5.29 à 5.31.

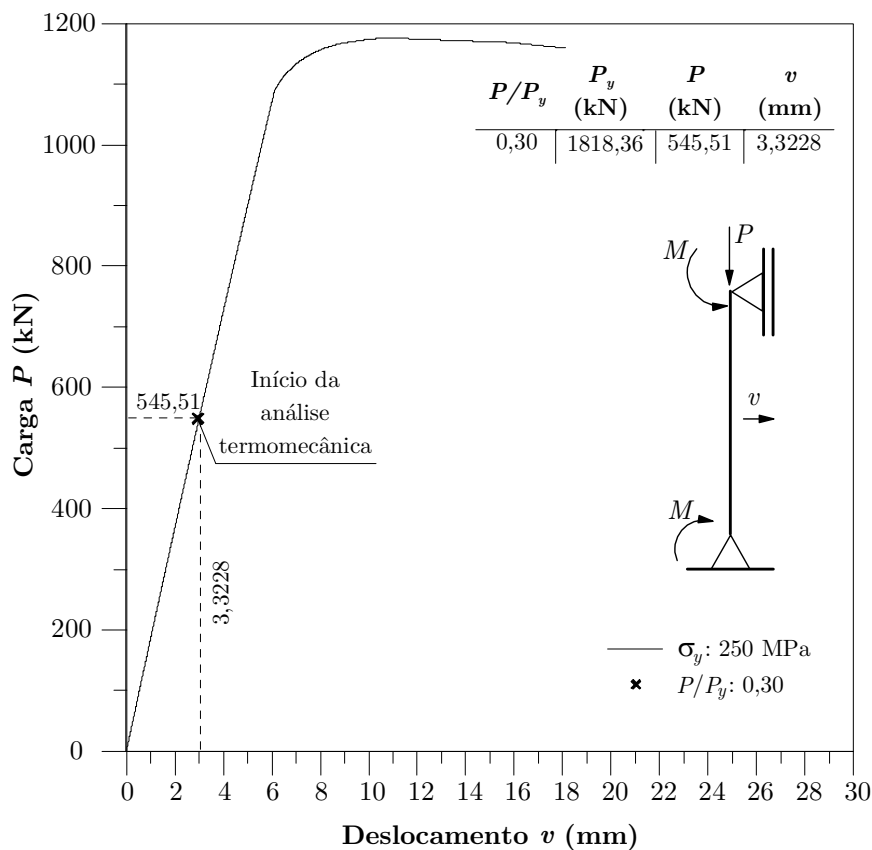
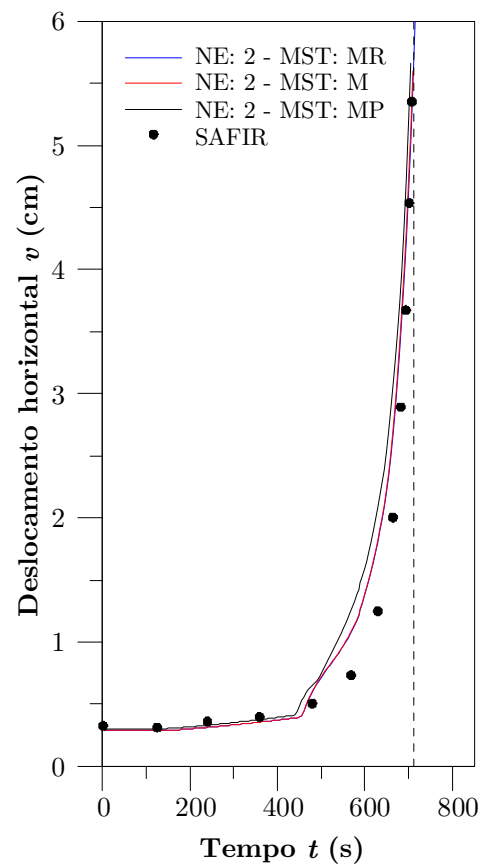


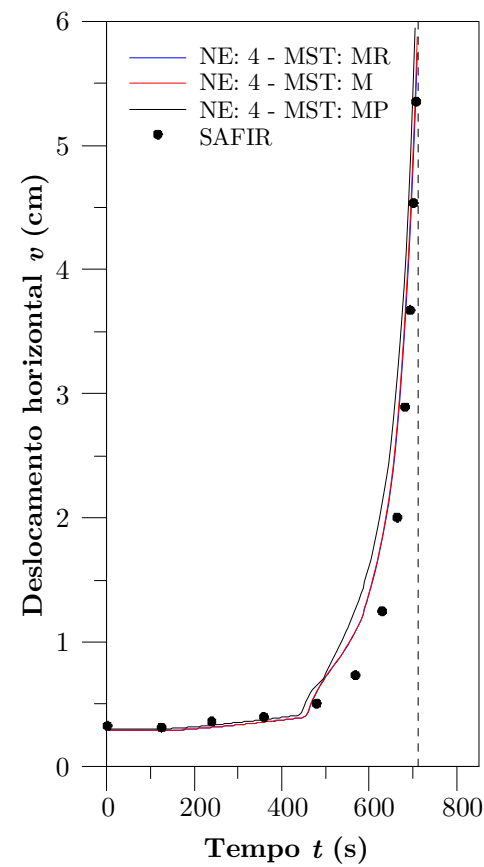
Figura 5.28 - Trajetória de equilíbrio à temperatura ambiente do nó localizado no meio do pilar IPE 360

Não foi observada influência no comportamento das curvas tempo *versus* deslocamento horizontal para os valores de Δt considerados. O número de elementos finitos (NE) utilizados na discretização do sistema estrutural também não influenciou no comportamento das curvas, porém, houve melhora nos resultados quando refinou-se a malha da seção transversal (MST) de 8 (MP) para 38 (M) elementos. A MST com 84 (MR) elementos apresentou resultados similares em relação à malha com 38 (M) elementos.

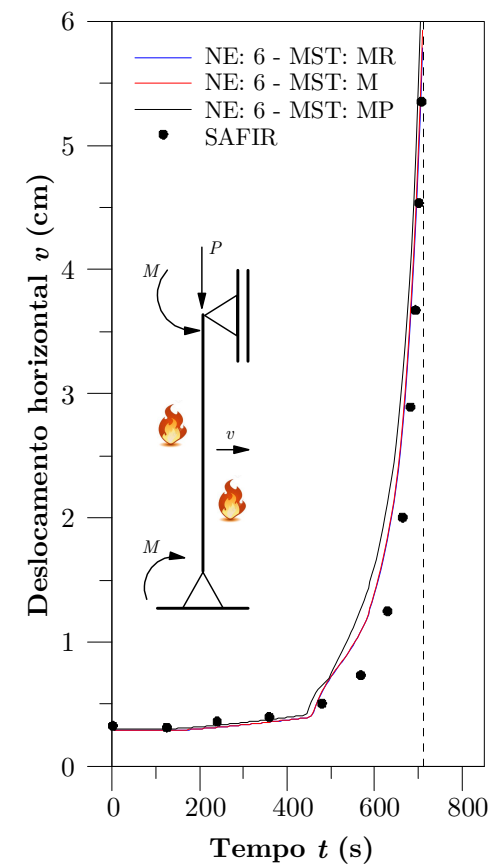
Por fim, para a comparação dos resultados com aqueles encontrados na literatura, considerou-se Δt igual a 15 s, MST com 38 (M) elementos e NE igual a 2 elementos finitos. Mais uma vez, os resultados apresentam boa concordância em relação às referências e podem ser observados na Fig. 5.32.



a) Δt : 5 s - NE: 2

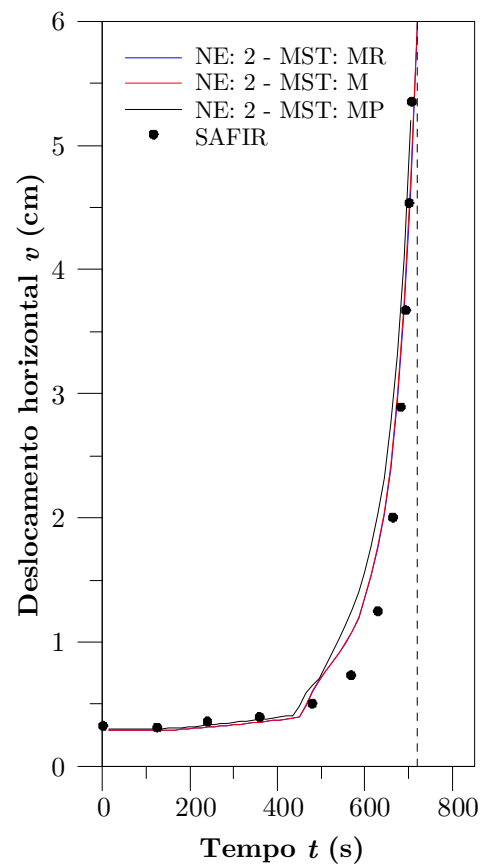


b) Δt : 5 s - NE: 4

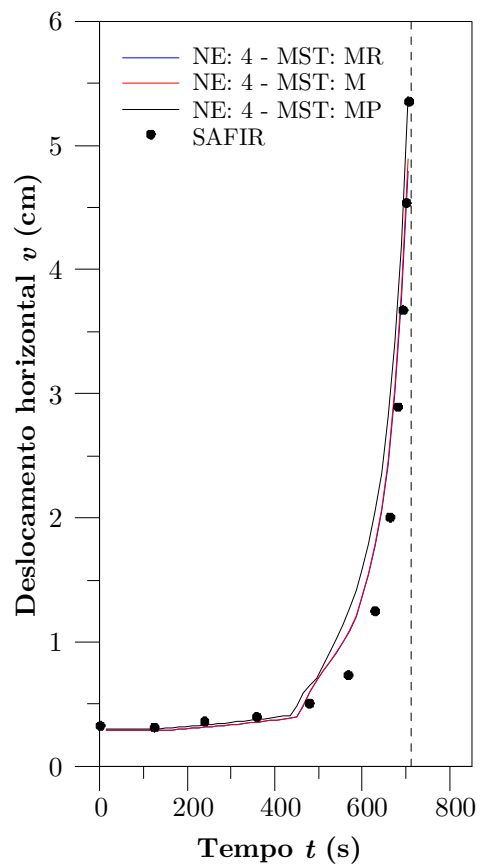


c) Δt : 5 s - NE: 6

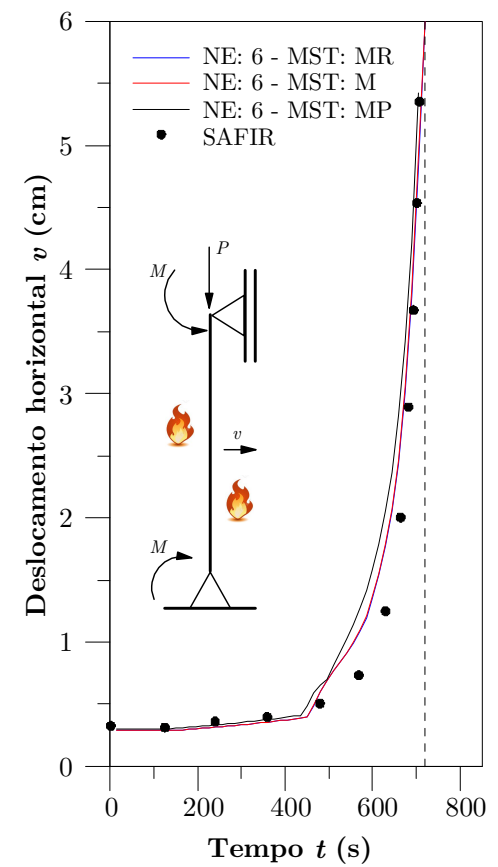
Figura 5.29 - Curvas tempo x deslocamento horizontal na coluna para Δt de 5 s



a) Δt : 15 s - NE: 2

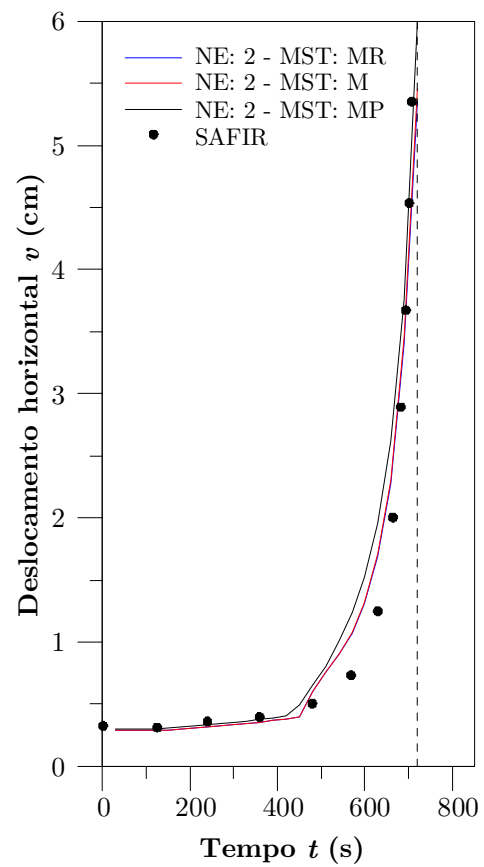


b) Δt : 15 s - NE: 4

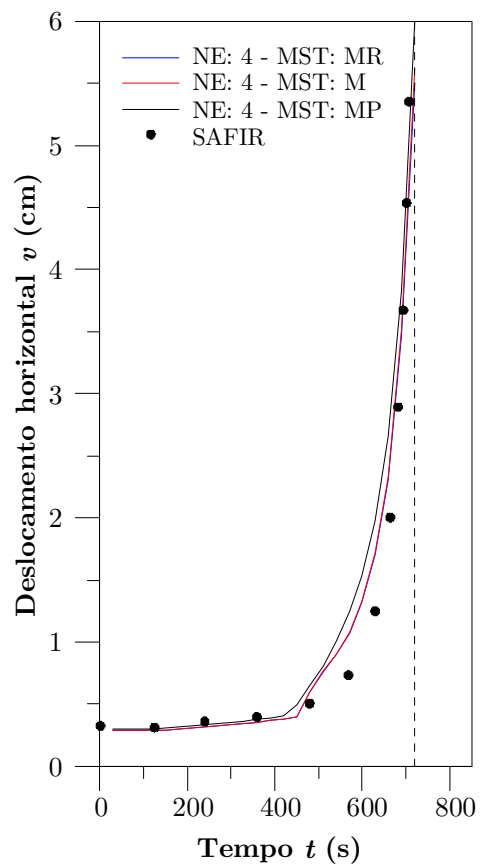


c) Δt : 15 s - NE: 6

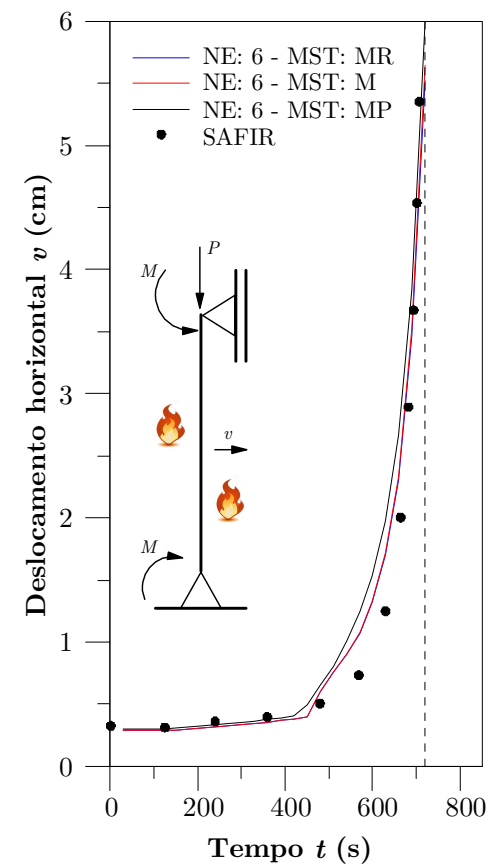
Figura 5.30 - Curvas tempo x deslocamento horizontal na coluna para Δt de 15 s



a) Δt : 30 s - NE: 2



b) Δt : 30 s - NE: 4



c) Δt : 30 s - NE: 6

Figura 5.31 - Curvas tempo x deslocamento horizontal na coluna para Δt de 30 s

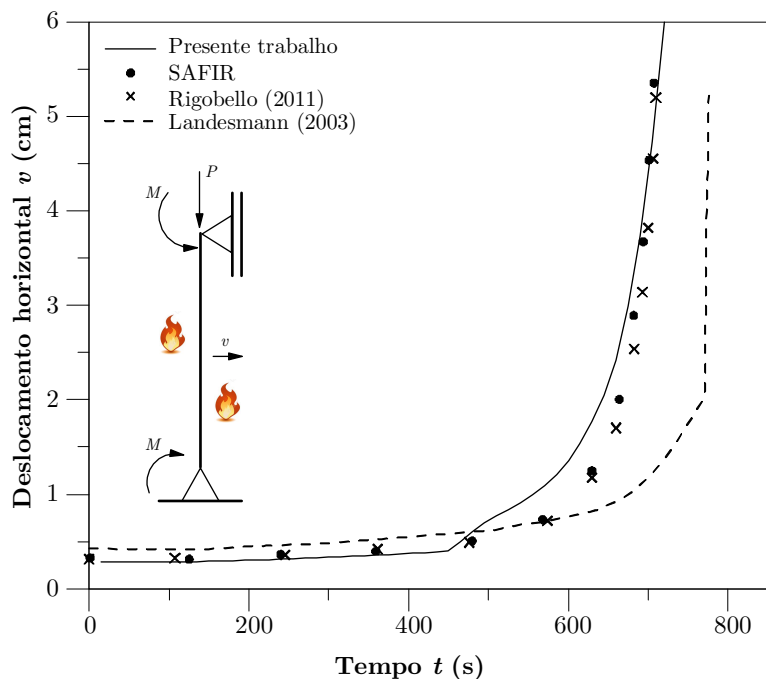


Figura 5.32 - Deslocamento horizontal no meio do pilar exposto ao incêndio padrão nas 4 faces

5.5.3 Pórtico em Escala Reduzida

Rubert e Schaumann (1986) apresentam resultados do estudo de uma série de pórticos de aço submetidos a elevadas temperaturas. Três configurações de pórtico foram estudadas pelos autores, contudo, optou-se neste trabalho pela configuração denominada EGR (Fig. 5.33) como objeto de estudo.

Os pórticos foram carregados e depois aquecidos a uma taxa constante até o colapso por meio de dispositivos elétricos. Todas as seções dos elementos que compõem o pórtico são do tipo IPE 80. Com base nos dados apresentados por Rubert e Schaumann (1986), considerou-se o módulo de elasticidade do aço igual a 210 GPa e tensão de escoamento de 382 MPa. Os diagramas tensão-deformação foram obtidos com base no modelo do EN 1993-1-2:2005, utilizando-se os mesmos fatores de redução dos parâmetros de resistência e rigidez do exemplo 5.5.1. Adotaram-se as mesmas propriedades térmicas do material apresentadas na Seção 2.2.3 deste trabalho, Eqs. 2.4 e 2.5.

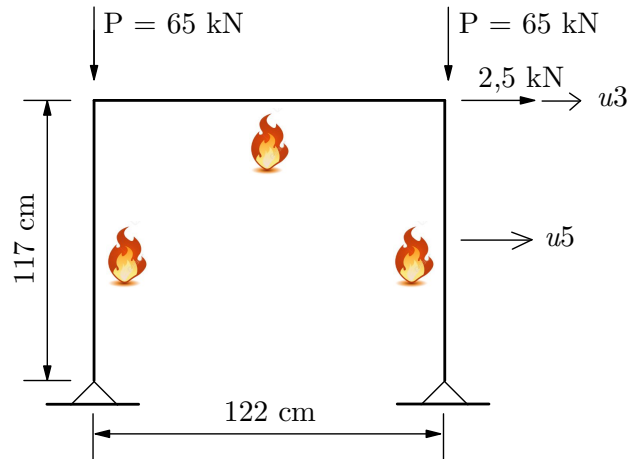


Figura 5.33 - Configuração pórtico EGR (Rubert e Schaumann, 1986)

A Figura 5.34 ilustra os resultados da análise não linear inelástica do pórtico em estudo à temperatura ambiente, bem como os deslocamentos denominados u_3 e u_5 (Fig. 5.33), dados como pontos de partida para a análise termomecânica.

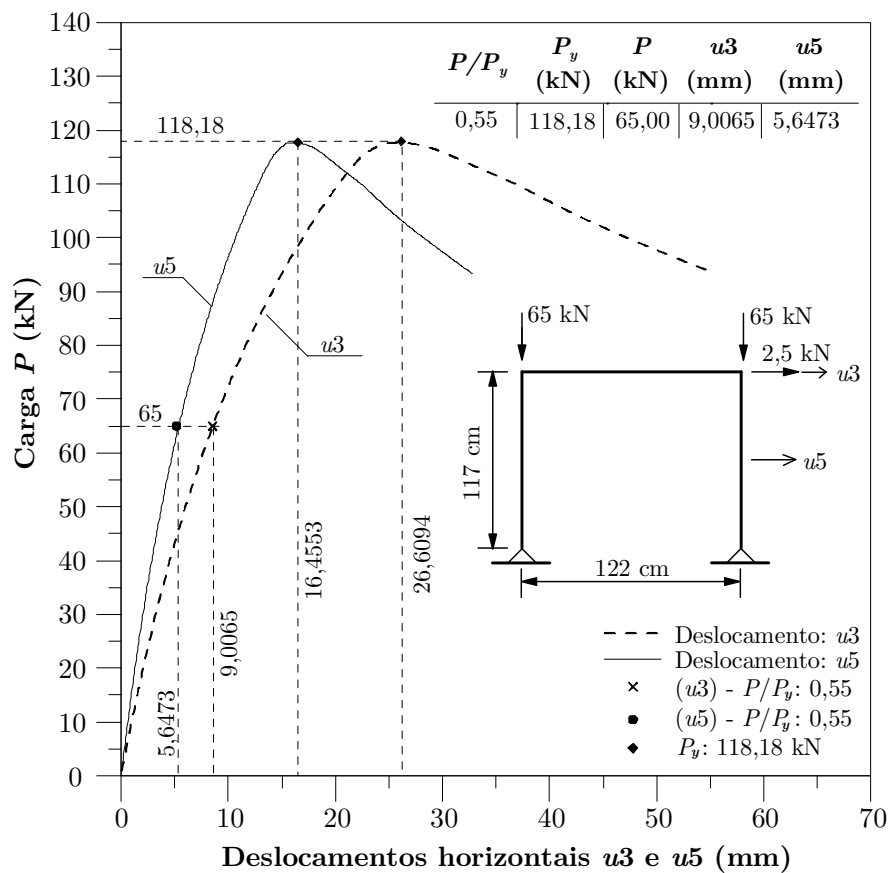


Figura 5.34 - Trajetória de equilíbrio do pórtico à temperatura ambiente para u_3 e u_5

Para o estudo paramétrico do pórtico simples EGR adotaram-se valores de Δt iguais a 5, 15 e 30 s, as mesmas MST do perfil IPE 80 utilizadas no exemplo 5.5.1 deste capítulo, com 8, 25 e 76, denominadas MP, M e MR, respectivamente, elementos finitos quadrilaterais lineares, e NE com 2, 4 e 6 elementos finitos por membro estrutural. Os resultados são mostrados da Fig. 5.35 a 5.37.

Deste estudo observou-se que a variação de Δt não trouxe influência significativa no comportamento das curvas temperatura *versus* deslocamentos quando comparadas entre si, apenas em relação ao tempo de processamento. Ainda em relação ao comportamento das curvas, notou-se uma melhor convergência nos resultados para NE iguais a 4 e 6 elementos finitos por elemento estrutural. Quanto à MST, e como esperado, as malhas M e MR garantiram os melhores resultados, apresentando um comportamento bastante similar entre as mesmas.

Diversos autores analisaram numericamente este exemplo, como Rubert e Schaumann (1986), Saab e Nethercot (1991), Iu (2004) e Rigobello (2011). Neste trabalho os resultados obtidos por meio do CS-ASA/FSA são comparados aos resultados experimentais apresentados por Rubert e Schaumann (1986), bem como os resultados numéricos expostos por Rigobello (2011). Para a comparação das curvas temperatura *versus* deslocamentos, utilizaram-se as curvas obtidas com Δt igual a 15 s, MST com 25 elementos (M) e NE igual a 4 elementos finitos por elemento estrutural, as quais podem ser observadas na Fig. 5.38.

As temperaturas críticas aqui obtidas e também aquelas encontradas na literatura podem ser vistas na Tab. 5.4.

Conclui-se, por meio da análise da Fig. 5.38 e Tab. 5.4, que o programa CS-ASA/FSA apresenta resultados satisfatórios em relação aos deslocamentos do sistema em estudo e em relação às temperaturas críticas, quando confrontados com os resultados experimentais e numéricos.

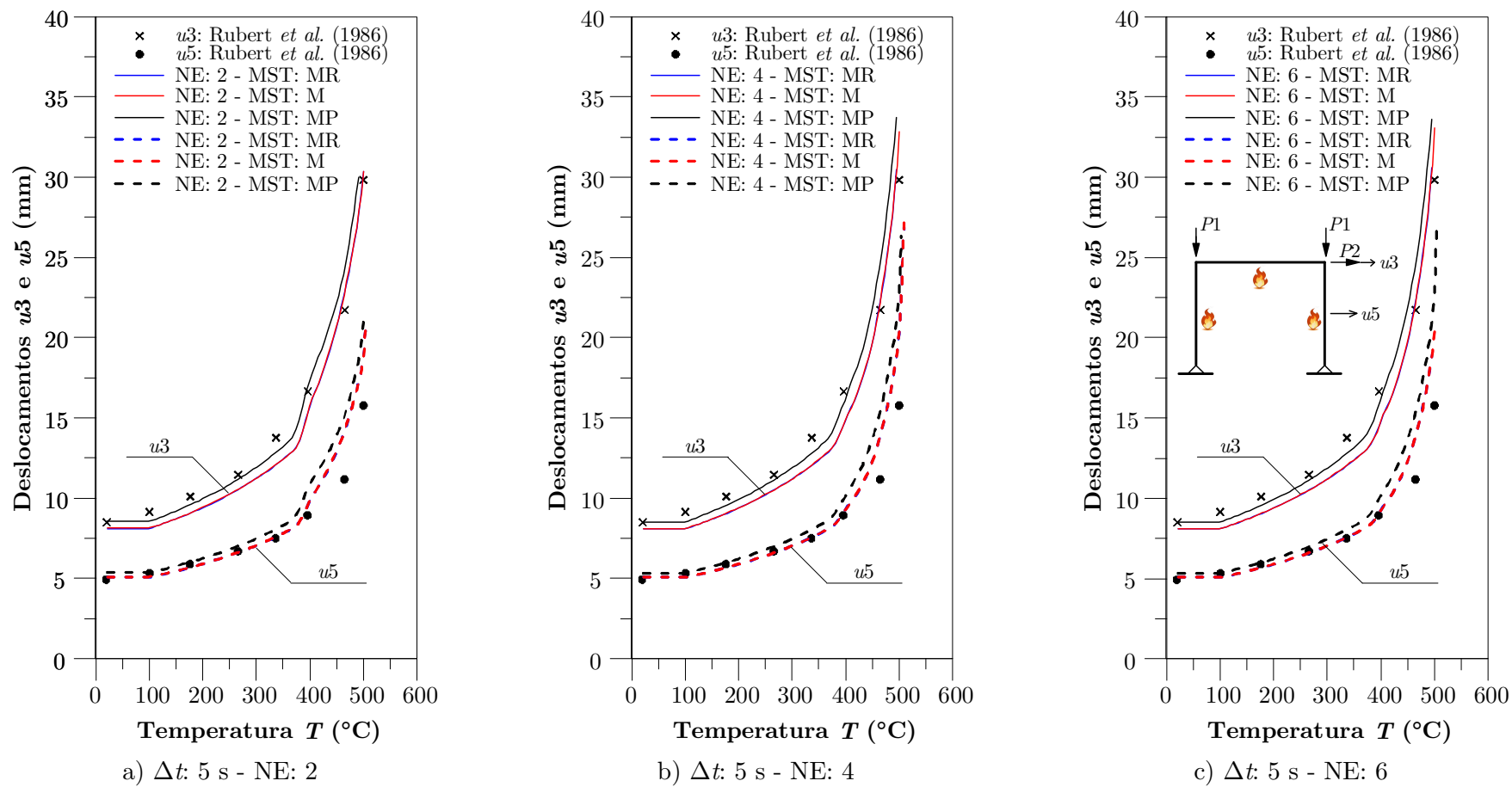
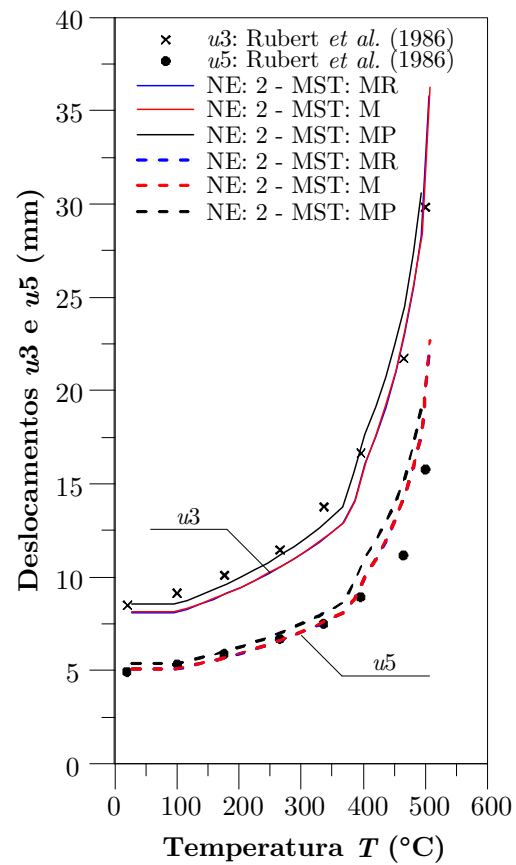
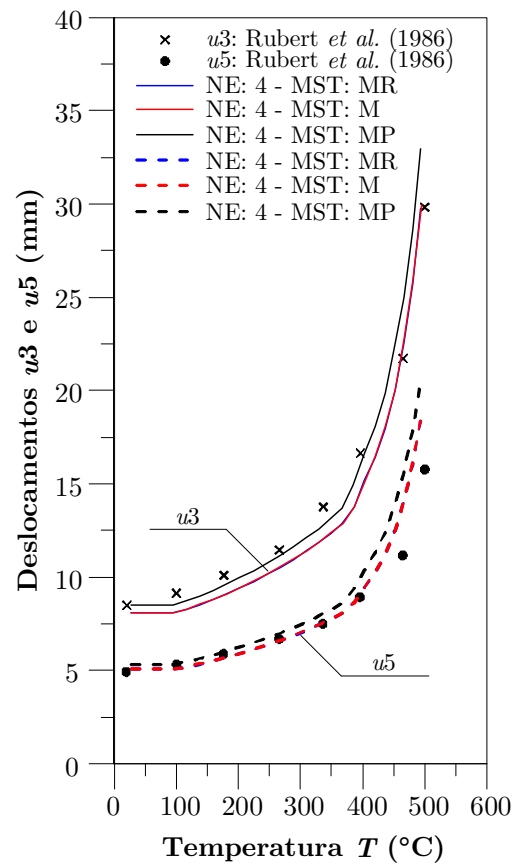


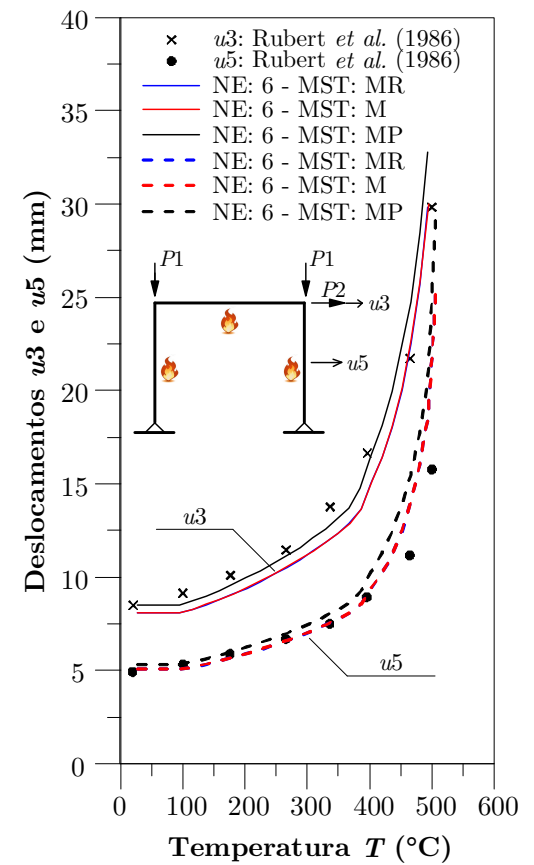
Figura 5.35 - Curvas temperatura \times deslocamentos horizontais u_3 e u_5 para Δt de 5 s



a) Δt : 15 s - NE: 2

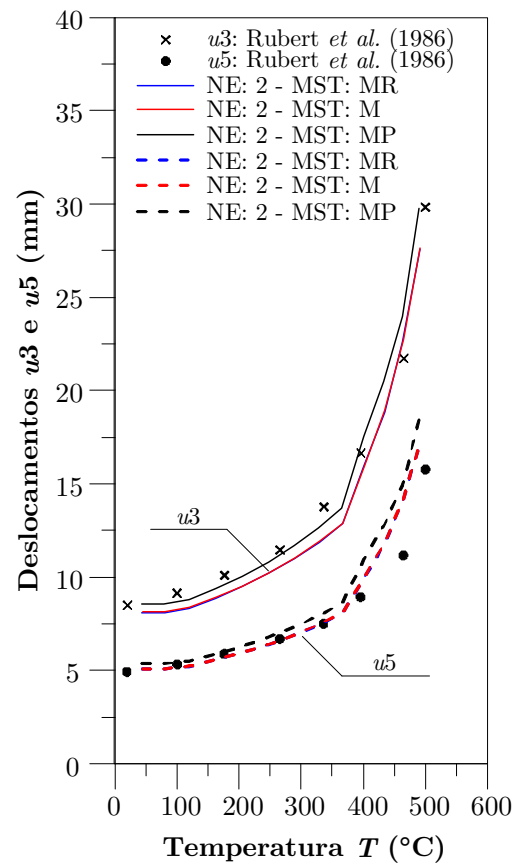


b) Δt : 15 s - NE: 4

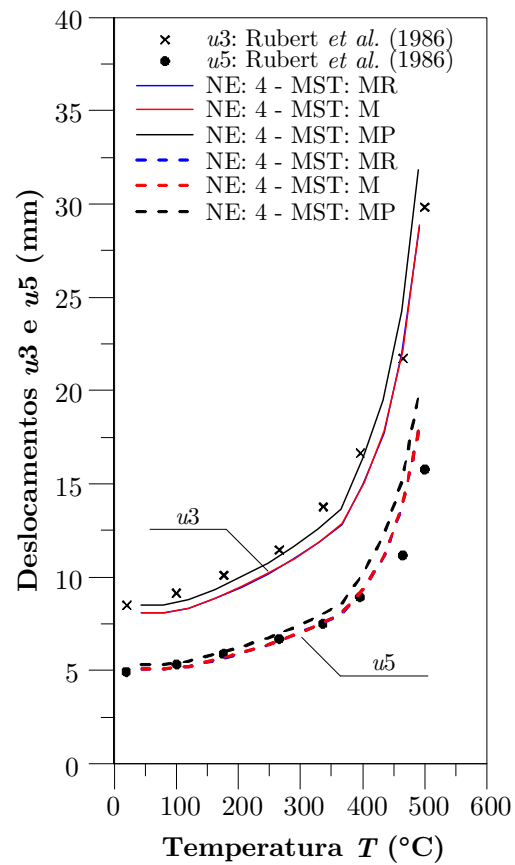


c) Δt : 15 s - NE: 6

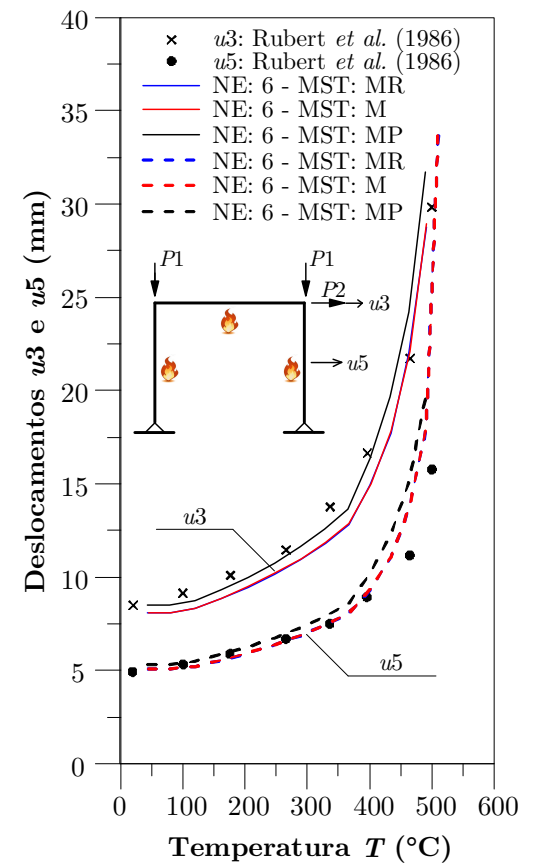
Figura 5.36 - Curvas temperatura x deslocamentos horizontais u_3 e u_5 para Δt de 15 s



a) Δt : 30 s - NE: 2



b) Δt : 30 s - NE: 4



c) Δt : 30 s - NE: 6

Figura 5.37 - Curvas temperatura x deslocamentos horizontais $u3$ e $u5$ para Δt de 30 s

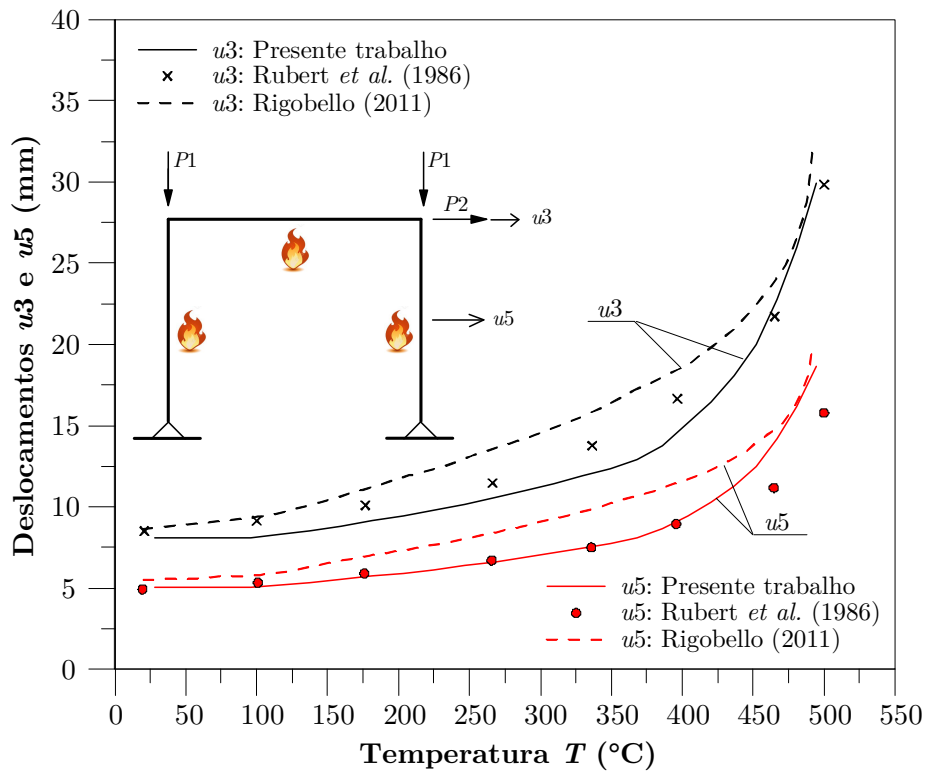


Figura 5.38 - Curvas temperatura x deslocamentos. Comparação entre resultados experimentais e numéricos

Tabela 5.4 - Temperaturas críticas (°C)

Configuração	CS-ASA/FSA	Rubert <i>et al.</i> (1986)	dif1 (%)	Rigobello (2011)	dif2 (%)
EGR	494	515	-4,08	491	-4,7

dif1: erro relativo entre o resultado obtido pelo CS-ASA/FSA e o resultado experimental

dif2: erro relativo entre o resultado obtido por Rigobello (2011) e o resultado experimental

Capítulo 6

Considerações Finais

6.1 Generalidades

Neste trabalho foram apresentadas estratégias de análise de estruturas de aço submetidas a elevadas temperaturas. Neste contexto, primeiramente, objetivou-se a determinação do campo de temperaturas dos elementos expostos ao fogo, em função do tempo decorrido de incêndio. Nesta etapa, admitiu-se que a distribuição de temperaturas ao longo de cada elemento estrutural é uniforme e igual àquela estimada para a seção transversal. Dessa forma, a análise térmica foi realizada exclusivamente no plano da seção transversal através de modelos numéricos de transferência de calor que possibilitaram a determinação da distribuição de temperaturas em diferentes pontos da seção. Portanto, para a solução do problema bidimensional em regime permanente e transiente, foram implementados quatro tipos de elementos finitos, sendo dois triangulares com 3 e 6 nós, e dois elementos quadriláteros com 4 e 8 nós. Para a solução das equações não lineares foi adotada uma estratégia de integração no tempo baseada no Método das Diferenças Finitas (MDF), a qual permitiu a consideração da variação

das propriedades térmicas do aço em função da elevação da temperatura, seguindo as recomendações de normas vigentes para modelos de análise avançada.

Em um segundo momento, para o estudo do comportamento inelástico de estruturas de aço em situação de incêndio, seguiram-se os fundamentos básicos propostos pelo Método da Rótula Plástica Refinado (MRPR) acoplado ao Método da compatibilidade de Deformações (MCD). Essas estratégias numéricas foram adaptadas a partir do trabalho desenvolvido por Lemes (2015) e Lemes *et al.* (2015), com o intuito de considerar os efeitos da ação térmica na estrutura, ou seja, a degradação dos parâmetros de rigidez e resistência do material. Porém, o processo de análise termomecânica foi dividido em duas etapas. A primeira, destinou-se à obtenção das curvas de interação entre esforço normal e momento fletor (N-M), já a segunda, à solução do problema estrutural em si.

Para a obtenção das curvas de interação N-M, considerou-se a influência das deformações térmicas atuando diretamente nas fibras que discretizam a seção transversal do elemento, em seguida, manteve-se o mesmo processo de construção como descrito em Lemes *et al.* (2015). Lembrando que, visando economia em tempo de processamento, as curvas de interação N-M são obtidas de forma independente da análise estrutural.

Construídas as curvas de interação N-M para determinado intervalo de tempo e temperatura, os coeficientes de rigidez generalizadas, EA_t e EI_t , trazem para a análise estrutural os efeitos da ação térmica, uma vez que no processo de solução da estrutura considerou-se o módulo de elasticidade tangente, obtido diretamente da relação constitutiva do material em situação de incêndio. Para a solução do problema não linear adotou-se o método incremental-iterativo de *Newton Raphson* (Modificado). Em um primeiro cenário, utilizou-se o método de incrementos de carga constante para o carregamento da estrutura à temperatura

ambiente, e iniciado o incêndio, o carregamento foi mantido o mesmo e o processo iterativo passou a ser realizado com base nos deslocamentos totais da estrutura.

O programa CS-ASA (Silva, 2009) foi utilizado como base computacional, onde criaram-se mais dois módulos, sendo eles: o CS-ASA/FA destinado à análise térmica de seções transversais em aço, e o CS-ASA/FSA com a finalidade de realizar a análise de estruturas em aço submetidas à condição de incêndio.

Para a validação do trabalho desenvolvido, os resultados obtidos foram comparados com resultados numéricos e experimentais disponíveis na literatura. A seguir são apresentadas as conclusões, também divididas por assuntos: análise térmica de seções transversais em aço, curvas de interação N-M e análise termomecânica de estruturas metálicas. Por fim, são apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros.

6.2 Conclusões

Em termos gerais, observa-se boa aproximação entre os resultados aqui obtidos e aqueles da literatura, concluindo-se que as implementações foram bem sucedidas, garantindo ao programa CS-ASA mais duas funcionalidades: análise térmica de seções transversais em aço e análise termomecânica de estruturas metálicas.

Em relação às análises térmicas em regime permanente, foram obtidas respostas exatas quando comparadas aos resultados obtidos analiticamente e também, numericamente. Quanto à análise térmica em regime transiente, os resultados foram precisos em comparação à literatura, bem como àqueles obtidos por meio do *software* SAFIR (Franssen, 2005). Contudo, é importante ressaltar uma pequena divergência nos resultados apresentados no Exemplo 5.3.1, considerando o ponto B do perfil metálico sem o revestimento de proteção contra o fogo. Tal fato pode ser justificado por meio do processo de solução adotado, visto que o módulo implementado utiliza o procedimento incremental simples de

solução, enquanto o programa SAFIR utiliza um esquema incremental-iterativo baseado no método de *Newton-Raphson*.

Para os exemplos destinados à construção das curvas de interação N-M, os resultados também se mostraram satisfatórios e inclusive, ligeiramente menos conservadores quando comparados aos resultados obtidos por meio da estratégia proposta pelo EN 1993-1-2:2005. Ainda sobre o comportamento das curvas de interação N-M, observando-se o Exemplo 5.4.2, ficou evidente a influência do gradiente térmico na construção das referidas curvas, uma vez que durante este processo, a Linha Neutra Plástica (LNP) varia com o aumento da temperatura.

Os resultados obtidos através das análises termomecânicas de estruturas metálicas também se mostraram satisfatórios e, em relação à temperatura de colapso da estrutura, conservadores. Neste estudo foi realizada uma análise paramétrica em relação ao incremento de tempo, à malha da seção transversal dos elementos estruturais e ao número de elementos finitos utilizados na discretização do sistema. Deste estudo pôde-se concluir que os resultados perdem precisão em função do aumento do incremento de tempo. Em relação ao elemento de viga (Exemplo 5.5.1), observou-se que o refinamento da malha da seção transversal causou pouca influência, restringindo-se somente a pequenos trechos das curvas temperatura *versus* deslocamento lateral da viga, enquanto que a discretização do sistema estrutural influenciou significativamente em todo o comportamento das curvas. Para o elemento de coluna (Exemplo 5.5.2), notou-se pouca influência quanto à discretização do sistema estrutural, sendo a malha da seção transversal a responsável pelo comportamento das curvas tempo *versus* deslocamento horizontal da coluna. Quanto ao exemplo referente ao pórtico simples (5.5.3), as conclusões foram similares às expostas para a coluna.

6.3 Sugestões para Trabalhos Futuros

Vários trabalhos podem ser elaborados a partir da base computacional desenvolvida nesta dissertação. Assim, sugerem-se as seguintes pesquisas objetivando a sua continuidade:

- Aprimorar a estratégia de solução para a análise térmica utilizando o Método de *Newton-Raphson*;

- Análise termomecânica de estruturas em concreto e mistas de aço e concreto;

- Análise de estruturas em geral sob elevadas temperaturas via Método da Zona Plástica, uma vez que o programa já trabalha com uma discretização em fibras;

- Análise termomecânica de estruturas em geral sob elevadas temperaturas, considerando ligações semirrígidas;

- Análise tridimensional de estruturas em geral em situação de incêndio;

- Estudo dos efeitos térmicos originados durante a fase de resfriamento do sistema termomecânico;

- Aprimorar a entrada de dados e estratégias numéricas do programa com o objetivo de simular diversos cenários em relação ao incêndio.

Referências Bibliográficas

- Alvarenga, A.R., 2010. *As Ligações Semirrígidas na Análise Avançada com Zona Plástica de Portais Planos de Aço*. Tese de Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Deciv/EM/UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.
- Alvarenga, A.R., Silveira, R.A.M., 2009. Second-order plastic zone analysis of steel frame - Part I: Numerical formulation and examples of validation. *Latin American Journal of Solids and Structures*, vol. 6, pp. 131-152.
- Andrade, A.C.T., 2005. *Investigação Numérica do Comportamento Estrutural de um Pórtico 3D Parcialmente Protegido em Incêndio*. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Deciv/EM/UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.
- Bathe, K.J., 1996. *Finite Element Procedures*. Prentice-Hall, New Jersey, EUA.
- Behnam, B., Rezvani, F.H., 2014. Structural evaluation of tall steel moment-resisting structures in simulated horizontally traveling postearthquake fire. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 04014207(12).
- Blomberg, T., 1996. *Heat Conduction in Two and Three Dimensions – Computer Modelling of Building Physics applications*. Ph.D Thesis, Department of Building Physics, Lund University, Sweden.

- BS5950 Pt. 8, 1990. *Structural Use of Steelwork in Building: Code of Practice for Fire Resistant Design*.
- Caldas, R.B., 2008. *Análise Numérica de Estruturas de Aço, Concreto e Mistas em Situação de Incêndio*. Tese de Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG, Belo Horizonte, MG, Brasil.
- Caldas, R.B., Sousa Jr., J.B., Fakury, R.H., 2010. Interaction diagrams for reinforced concrete sections subjected to fire. *Engineering Structures*, vol. 32, pp. 2832-2838.
- Camargo, R.S., Ferreira, W.G., Mansur, W.J., 2015. *Aplicações Práticas de Problemas de Calor como Introdução ao Método dos Elementos Finitos*. Grafer Editora, Vitória.
- Chan, S.L., 1988. Geometric and material nonlinear analysis of beam-columns and frames using the minimum residual displacement method. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 26, pp. 2657-2669.
- Chan, S.L., Chui, P.P.T., 2000. *Non-linear Static and Cyclic Analysis of Steel Frames with Semi-Rigid Connections*. Elsevier, Oxford.
- Chapman, S.J., *Fortran 90/95 for Scientists and Engineers*. McGraw-Hill, 2nd ed, 2003.
- Chen, S., Teng, J.G., Chan, S.L., 2001. Design of biaxially loaded short composite columns of arbitrary section. *Journal of Structural Engineering*, vol. 127(6), pp. 678-685.
- Chen, W.F., Kim, S.E., 1997. *LRFD Steel Design using Advanced Analysis*, CRC Press, Boca Raton, Flórida.

- Chiorean, C.G., Barsan, G.M., 2005. Large deflection distributed plasticity analysis of 3D steel frameworks. *Computers and Structures*, vol. 83, pp. 1555-1571.
- Choe, L., Varma, A.H., Agarwal, A., Surovek, A., 2011. Fundamental behavior of steel beam-columns and columns under fire loading: experimental evaluation. *Journal of Structural Engineering*, vol. 137, pp. 954-966.
- Clarke, M.J., 1994. Plastic zone analysis of frames. In Chen W.F., Toma S., eds, *Advanced analysis of steel frames: Theory, software, and applications*. CRC Press, Boca Raton, pp. 259-319.
- Commission of the European Communities “Eurocode No. 3, *Design of steel structures, Part 10: Structural fire design*”, Draft, 1990.
- Corpo de Bombeiros da Polícia Militar do Estado de São Paulo - IT-CBPMESP 08, 2006. *Resistência ao Fogo dos Elementos de Construção*, SP. Brasil.
- Corpo de Bombeiros Militar de Minas Gerais - IT-CBMMG 06, 2006. *Circular N^o 006/06 - S.N - DAT*. Diretoria de Atividades Técnicas, MG, Brasil.
- Correia, A.M., Rodrigues, J.P., 2015. Resistência de colunas de aço e mistas aço-betão em situação de incêndio - estudo experimental e numérico. *Revista da Estrutura de Aço (CBCA)*, vol. 4, pp. 01-13.
- Dong, Y.L., Peng, X.Q., Fang, Y.Y., Zhang, D.S., 2015. Behavior of sway two-bay, two-story composite steel frames in fire. *Journal of Structural Engineering*, vol. 142, 04015119.
- El-Fitiany, S.F., Youssef, M.A., 2014. Interaction diagrams for fire-exposed reinforced concrete sections. *Engineering Structures*, vol. 70, pp. 246-259.

- European Committee for Standardization - EN 1991-1-2:2002 Eurocode 1: *Basis of design and actions on structures. Part 1-2: Actions on structures, Actions on structures exposed to fire*. Brussels.
- European Committee for Standardization - EN 1993-1-2:2005. Eurocode 3: *Design of Steel Structures, Parte 1.2: General Rules, Structural Fire Design*.
- Feng, P., Wang, J., Tian, Y., Loughery, D., Wang, Y., 2016. Mechanical behavior and design of FRP structural members at high and low service temperatures. *Journal of Composites for Construction*, 04016021.
- Ferreira, F.A., 2006. *Contribuição ao Estabelecimento de um Método Simplificado para Dimensionamento ao Fogo da Proteção Parcial de Colunas de Aço*. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Deciv/EM/UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.
- Fong, M., Chan, S.L., 2012. Advanced analysis of steel-concrete composite beam-columns by refined plastic hinge method. *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, vol. 71(6) 1250046.
- Franssen, J.-M., 2005. SAFIR - A thermal/structural program modelling structures under fire. *Engineering Journal AISC*, vol. 42(3), pp. 143-158.
- Galvão, A.S., 2000. *Formulações Não-lineares de Elementos Finitos para Análise de Sistemas Estruturais Metálicos Reticulados Planos*. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Deciv/EM/UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.
- Garlock, M.E.M., Quiel, S.E., 2008. Plastic axial load and moment interaction curves for fire-exposed steel sections with thermal gradients. *Journal of Structural Engineering*, vol. 134, pp. 874-880.

- Gonçalves, G.A., 2013. *Modelagem do Comportamento Inelástico de Estruturas de Aço: Membros sob Flexão em Torno do Eixo de Menor Inércia*. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Deciv/EM/UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.
- Gouveia, A.M.C., 2006. *Análise de Risco de Incêndio em Sítios Históricos*. Caderno Técnico N° 5. Programa Monumenta, Ministério da Cultura, Governo do Brasil, 104p.
- Han, L.H., Zhao, X.L., Yang, Y.F., Feng, J.B., 2003. Experimental study and calculation of fire resistance of concrete-filled hollow steel columns. *Journal of Structural Engineering*, vol. 129, pp. 346-356.
- Huang, Z., Burgess, I.W., Plank, R.J., 2003. *A Non-Linear Beam-Column Element for 3D Modelling of General Cross-Sections in Fire*. University of Sheffield, Research Report DCSE/03/F/1.
- Incropera, F.P., Witt, D.P., 1992. *Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa*. Traduzido por Horacio Macedo, LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., Rio de Janeiro, Brasil.
- ISO 834-1, 1999. *Fire resistance tests - Elements of buildings construction, Part 1: General requirements*. ISO - International Organization for Standardization. Geneva.
- Iu, C.K, Chan, S.L., Albermani, F.G., 2010. Performance-based structural fire design of steel frames using conventional computer software. *Steel and Composite Structures*, vol. 10, pp. 207-222.
- Iu, C.K, Chan, S.L. 2004. A simulation-based large deflection and inelastic analysis of steel frames under fire. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 60, pp. 1495-1524.

- Iu, C.K., 2004. *Numerical Simulation for Structural Steel Member or Framed Structure at Elevated Temperature*. Ph.D Thesis, Civil and Structural Engineering Department, Hong Kong Polytechnic University, China.
- Izzuddin, B.A., Song, L., Elnashai, A.S., Dowling, P.J., 2000. An integrated adaptive environment for fire and explosion analysis of steel frames - part 2: verification and application. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 53, pp. 87-111.
- Jiang, J.M., Chen, H., Liew, J.Y.R., 2002. Spread-of-plasticity analysis of three-dimensional steel frames. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 59, pp. 193-212.
- Kim, S.E., Lee, J., 2002. Improved refined plastic-hinge analysis accounting for lateral torsional buckling. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 58, pp. 1431-1453.
- Landesmann, A., 2012. Refined plastic-hinge model for analysis of steel-concrete structures exposed to fire. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 71, pp. 202-209.
- Landesmann, A., 2003. *Modelo Não-Linear Inelástico para Análise de Estruturas Metálicas Apertadas em Condições de Incêndio*. Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- Landesmann, A., Batista, E.M., 2005. Advanced analysis of steel framed buildings to brazilian standard and Eurocode-3. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 61, pp. 1051-1074.
- Law, A., Gillie, M., 2010. Interaction diagrams for ambient and heated concrete sections. *Engineering Structures*, vol. 32, pp.1641-1649.

- Lemes, I.J.M., 2015. *Análise Avançada via MRPR de Estruturas Mistas de Aço e Concreto*. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Deciv/EM/UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.
- Lemes, I.J.M., Silva, A.R.D., Silveira, R.A.M., Rocha, P.A.S., 2015. Acoplamento MCD/MRPR para análise de estruturas metálicas, de concreto e mistas. *XXXVI Ibero-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering*, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- Liew, J.Y.R., White, D.W., Chen, W.F., 1993a. Second-order refined plastic hinge analysis for frame design: part 1. *Journal of Structural Division*, vol. 119(11), pp. 3196-3216.
- Liew, J.Y.R., White, D.W., Chen, W.F., 1993b. Second-order refined plastic hinge analysis for frame design: part 2. *Journal of Structural Division*, vol. 119(11), pp. 3217-3237.
- Lewis, R.W., Nithiarasu, P., Seetharamu, K.N., 2004. *Fundamentals of the Finite Element Method for Heat and Fluid Flow*, John Wiley & Sons, Chichester.
- Li, Y., Lui, E.M., 1995. A simplified plastic zone method for frame analysis. *Microcomputers and Civil Engineering*, vol. 10, pp. 51-62.
- Ma, K.Y., Liew, R., 2004. Nonlinear plastic hinge analysis of three-dimensional steel frames in fire. *Journal of Structural Engineering*, vol. 130 (7), pp. 981-990.
- Machado, F.C.S., 2005. *Análise Inelástica de Segunda-ordem de Sistemas Estruturais Metálicos*. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Deciv/EM/UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.

- Milanovic, M., Cvetkovska, M., 2015. Interaction diagrams axial force-bending moment for fire exposed steel-concrete composite sections. *Proceedings of the International Conference in Dubrovnik*, Dubrovnik, Croatia.
- Moaveni, S., 1999. *Finite Element Analysis: Theory and Application with ANSYS*. Prentice Hall, New Jersey, EUA.
- Mouço, D.L., 2008. *Modelo Inelástico para Análise Avançada de Estruturas Mistas Aço-Concreto em Situação de Incêndio*. Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- Najjar, S.R., 1994. *Three-Dimensional Analysis of Steel Frames and Sub-Frames in Fire*. Ph.D. dissertation, University of Sheffield, Department of Civil and Structural Engineering, Sheffield.
- NBR-14323, 2013. *Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios em Situação de Incêndio*, ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, Brasil.
- NBR-14432, 2000. *Exigências de Resistência ao Fogo de Elementos Construtivos das Edificações*, ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, Brasil.
- NBR-15200, 2012. *Projeto de Estruturas de Concreto em Situação de Incêndio*, ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, Brasil.
- Nunes, N.E.M., 2014. *Código Computacional para Análise Térmica Tridimensional de Estruturas em Situação de Incêndio*. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo. São Carlos, SP, Brasil.

- Pierin, I., Silva, V.P., La Rovere, H.L., 2015. Análise térmica de estruturas bidimensionais em situação de incêndio. *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais*, vol. 8, pp. 25-48.
- Pires, D., 2012. *Uma Técnica Eficiente para Estabilizar a Estratégia do Resíduo Ortogonal na Análise Não Linear de Estruturas*. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Deciv/EM/UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.
- Pires, D., Barros, R.C., Lemes, I.J.M., Silveira, R.A.M., Rocha, P.A.S., 2015. Análise térmica de seções transversais via método dos elementos finitos. *XXXVI Ibero-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering*, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- Ramos, J.C., 2009. *Comportamento de Pórticos Planos Múltiplos, Engastados nas Bases e Rotulados no Topo dos Pilares Extremos em Incêndio*. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Deciv/EM/UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.
- Ribeiro, J.C.L., 2009. *Desenvolvimento e Aplicação de Sistema Computacional para Simulação via Método dos Elementos Finitos do Comportamento de Estruturas de Aço e Mistras em Situação de Incêndio*. Tese de Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG, Belo Horizonte, MG, Brasil.
- Ribeiro, J.C.L., 2004. *Simulação Via Método dos Elementos Finitos da Distribuição Tridimensional de Temperatura em Estruturas em Situação de Incêndio*. Dissertação de Mestrado, EE/UFMG, Belo Horizonte, MG, Brasil.
- Rigobello, R., 2011. *Desenvolvimento e aplicação de código computacional para análise de estruturas de aço aporticadas em situação de incêndio*. Tese de

Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo. São Carlos, SP, Brasil.

Rocha, P.A.S., 2011. *Resistência da Ligação Aço-Concreto em Pilares Mistos Parcialmente Revestidos Sob Altas Temperaturas*. Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

Rodríguez, R.R., Riera, M.P., Tercero, E.E., Ronda, J.S.P., Ribera, A.M., Bellart, A.M., Forga, F.C., 2010. *GiD 10.0.9 - User Manual*, CIMNE, Barcelona.

Rubert, A., Schaumann, P., 1986. Structural steel and plane frame assemblies under fire action. *Fire Safety Journal*, vol. 10, pp. 173-184.

Rubert, A., Schaumann, P., 1985. *Tragverhalten stahlerner rahmensysteme bei brandbeanspruchung*. *Stahlbau*, vol. 9, pp. 280-287.

Saab, H.A., 1990. *Non-Linear Finite Element Analysis of Steel Frames in Fire Conditions*. M.Sc Dissertation, Department of Civil and Structural Engineering, University of Sheffield, Sheffield, England.

Saab, H.A., Nethercot, D.A., 1991. Modelling steel frame behavior under fire conditions. *Engineering Structures*, vol. 13, pp. 371-382.

Sfakianakis, M.G., 2002. Biaxial bending with axial force of reinforced, composite and repaired concrete section of arbitrary shape by fiber model and computer graphics. *Advances in Engineering Software*, vol. 33, pp. 227-242.

Silva, A.R.D. 2009. *Sistema Computacional para Análise Avançada Estática e Dinâmica de Estruturas Metálicas*. Tese de Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Deciv/EM/UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.

- Silveira, R.A.M., 1995. *Análise de Elementos Estruturais Esbeltos com Restrições Unilaterais de Contato*. Tese de Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, PUC-Rio, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- Sreenath, S., Saravanan, U., e Kalyanaraman, V., 2011. Beam and shell element model for advanced analysis of steel structural members. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 67, pp.1789-1796.
- Souza Jr., V., 1998. *Análise de Pórticos de Aço Sob Altas Temperaturas*. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Deciv/EM/UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.
- Vila Real, P.M.M., Lopes, N., Silva, L.S., Piloto, P., Franssen, J.-M., 2004. Numerical modelling of steel beam-columns in case of fire-comparisons with Eurocode 3. *Fire Safety Journal*, vol. 39, pp. 23-29.
- Vogel, U., 1985. *Calibrating frames*. *Stahlbau*, vol. 54, pp. 295-311.
- Wainmai, D.E., Kirby, B.R., 1982. *Compendium of UK Standard Fire Test Data, Unprotected Structural Steel*, Vol. 1 Ref. No. RS/RSC/S10328/1/87/B and Vol. 2 Ref. No. RS/R/S1199/88/B, British Steel Corporation, Swindon Laboratories, UK.
- Wang, Y.C., Moore, D.B., 1995. Steel frames in fire: analysis. *Engineering Structures*, vol. 17(6), pp. 462-72.
- WEBPAGE. acervo.oglobo.globo.com. <<http://acervo.oglobo.globo.com/em-destaque/incendio-no-edificio-andorinha-parou-centro-do-rio-deixou-23-mortos-18686962>>. Acessado em 06/07/2016.

WEBPAGE.carvalhoaldo.blogspot.com.

<<http://carvalhoaldo.blogspot.com.br/2011/09/imagens-e-cenas-do-11-de-setembro.html>>. Acessado em 06/07/2016.

WEBPAGE. m.jb.com.br. <<http://m.jb.com.br/fotos-e-videos/galeria/2014/01/31/incendio-no-edificio-joelma-completa-40-anos/>>. Acessado em 06/07/2016.

WEBPAGE. www.pilotopolicial.com.br. <<http://www.pilotopolicial.com.br/os-pioneiros-do-salvamento-%E2%80%93-o-incendio-do-edificio-andraus/>>. Acessado em 06/07/2016.

Yang, Y.B., e Kuo, S.B., 1994. *Theory and Analysis of Nonlinear Framed Structures*. Prentice Hall.

Ziemian, R.D., 1993. Verification and benchmarking problems: Examples of frames studies used to verify advanced methods of inelastic analysis. In White, D.W. & Chen, W.F., eds, *Plastic hinge based methods for advanced analysis and design of steel frames: An assessment of the state of art*. Structural Stability Research Council (SSRC), section 3.

Ziemian, R.D., McGuire, W., 2002. Modified tangent modulus approach, a contribution to plastic hinge analysis. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, vol. 128(10), pp. 1301-1307.

Zienkiewicz, O.C., Morgan, K., 1983. *Finite Elements and Approximation*. John Wiley & Sons.

Zubydan, A.H., 2013. Inelastic large deflection analysis of space steel frames including H-shaped cross sectional members. *Engineering Structures*, vol. 48, pp. 155-165.

Apêndice A

Informações Complementares sobre a Análise Térmica via MEF

A.1 Introdução

Este apêndice traz as funções de forma adotadas para os elementos finitos planos triangulares e quadrilaterais (T3, T6, Q4, Q8) e as matrizes e vetores do elemento triangular linear (T3) implementado para a realização da análise térmica. A quadratura de Gauss adotada na integração numérica dos elementos quadrilaterais linear (Q4) e quadrático (Q8), e do elemento triangular quadrático (T6), é também apresentada.

A.2 Elementos Finitos, Funções de Forma e Integração Numérica

A Tabela A.1 fornece os elementos finitos implementados e suas respectivas funções de interpolação.

Tabela A.1 - Elementos finitos implementados e suas respectivas funções de forma

Elemento		Funções (N_i)
Nome	Ilustração	
T3		$N_1(\xi, \eta) = 1 - \xi - \eta$ $N_2(\xi, \eta) = \xi$ $N_3(\xi, \eta) = \eta$
T6		$N_1(\xi, \eta) = 1 - 3(\xi + \eta) + 2(\xi + \eta)^2$ $N_2(\xi, \eta) = 4\xi(1 - \xi - \eta)$ $N_3(\xi, \eta) = \xi(2\xi - 1)$ $N_4(\xi, \eta) = 4\xi\eta$ $N_5(\xi, \eta) = \eta(2\eta - 1)$ $N_6(\xi, \eta) = 4\eta(1 - \xi - \eta)$
Q4		$N_1(\xi, \eta) = 0,25(1 - \xi)(1 - \eta)$ $N_2(\xi, \eta) = 0,25(1 + \xi)(1 - \eta)$ $N_3(\xi, \eta) = 0,25(1 + \xi)(1 + \eta)$ $N_4(\xi, \eta) = 0,25(1 - \xi)(1 + \eta)$
Q8		$N_1(\xi, \eta) = 0,25(1 - \xi)(1 - \eta)(-1 - \xi - \eta)$ $N_2(\xi, \eta) = 0,5(1 - \xi^2)(1 - \eta)$ $N_3(\xi, \eta) = 0,25(1 + \xi)(1 - \eta)(\xi - \eta - 1)$ $N_4(\xi, \eta) = 0,5(1 + \xi)(1 - \eta^2)$ $N_5(\xi, \eta) = 0,25(1 + \xi)(1 + \eta)(\xi + \eta - 1)$ $N_6(\xi, \eta) = 0,5(1 - \xi^2)(1 + \eta)$ $N_7(\xi, \eta) = 0,25(1 - \xi)(1 + \eta)(-\xi + \eta - 1)$ $N_8(\xi, \eta) = 0,5(1 - \xi)(1 - \eta^2)$

A.2.1 Elemento Finito T3

A seguir, na Tab. A.2, estão as matrizes e vetores obtidos de forma analítica, considerando o elemento finito triangular linear com três nós, denominado T3.

Tabela A.2 - Matrizes e vetores para o elemento T3

Variável	Matrizes e Vetores		
	Aresta 1-2	Aresta 2-3	Aresta 1-3
\mathbf{r}_c	$h_{eq} T_a \frac{L_{1-2}}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix}$	$h_{eq} T_a \frac{L_{2-3}}{2} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \\ 1 \end{Bmatrix}$	$h_{eq} T_a \frac{L_{1-3}}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix}$
\mathbf{r}_0	$q_0 \frac{L_{1-2}}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix}$	$q_0 \frac{L_{2-3}}{2} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \\ 1 \end{Bmatrix}$	$q_0 \frac{L_{1-3}}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix}$
\mathbf{r}_Q	$Q \frac{A}{3} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{Bmatrix}$		
\mathbf{k}_c	$\frac{h_{eq} L_{1-2}}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 & 0 \\ 1 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\frac{h_{eq} L_{2-3}}{6} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 2 & 1 \\ 0 & 1 & 2 \end{bmatrix}$	$\frac{h_{eq} L_{1-3}}{6} \begin{bmatrix} 2 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 2 \end{bmatrix}$
\mathbf{k}_T	$\mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B}$		
\mathbf{C}	$\rho c \frac{A}{12} \begin{bmatrix} 2 & 1 & 1 \\ 1 & 2 & 1 \\ 1 & 1 & 2 \end{bmatrix}$		

A.2.2 Elementos Finitos Q4, Q8 e T6

Para a solução do problema térmico empregando os elementos finitos Q4, Q8 e T6, utilizou-se uma estratégia de integração numérica, cujo procedimento de cálculo pode ser encontrado em Bathe (1996), Lewis *et al.* (2004) e Rigobello

(2011). Esse último expõe o processo de integração numérica no anexo F de sua tese de doutorado.

Para o elemento quadrilateral linear (Q4) foram utilizados dois pontos de Gauss e para os demais elementos (Q8 e T6) foram utilizados três pontos de integração. As Tabelas A.3 e A.4 indicam as coordenadas e pesos, segundo a quadratura de Gauss.

Tabela A.3 - Quadratura de Gauss para os elementos Q4 e Q8

Elementos Finitos Quadrilaterais (Q4 e Q8)		
$\int_{-1}^1 \int_{-1}^1 g(\xi, \eta) d\xi d\eta = \sum_i \sum_j \psi_i \psi_j g(\xi_i, \xi_j)$		
Linear (Q4)		
Nº de Pontos de Gauss	Coordenada ξ_i	Peso ψ_i
2	$\pm 1/\sqrt{3}$	1
Quadrático (Q8)		
3	$\pm 1/\sqrt{0,6}$	25/81
	0	40/81

Tabela A.4 - Quadratura de Gauss para o elemento T6

Elemento Finito Triangular (T6)					
$\int_0^1 \int_0^{1-\xi} g(\xi, \eta, \varphi) J d\eta d\xi = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \psi_i g(\xi, \eta, \varphi) J $					
Integração no Domínio					
Nº de Pontos de Gauss	Pontos de Gauss	Coordenadas			Peso
		ξ	η	φ	ψ_i
3	1	2/3	1/6	1/6	1/3
	2	1/6	2/3	1/6	1/3
	3	1/6	1/6	2/3	1/3
Integração no Contorno					
3	1	$-1/\sqrt{0,6}$			5/9
	2	0			8/9
	3	$+1/\sqrt{0,6}$			5/9

Apêndice B

Entrada de Dados - Análise Termoestrutural

B.1 Introdução

Neste apêndice são apresentados os arquivos que se referem a entrada de dados para a análise térmica de seções transversais e também para a análise termomecânica de estruturas em aço através do programa CS-ASA. Primeiramente são mostradas as variáveis que compõem os arquivos de entrada 1 e 2 da análise térmica, acompanhado de algumas considerações. Na sequência são ilustrados os 4 arquivos de entrada e seus respectivos parâmetros, destinados à realização de uma análise termoestrutural.

B.2 Dados Gerais

Para a realização de cada uma das análises (térmica ou estrutural) são necessários dois arquivos de entrada para cada uma. Para a análise térmica, o primeiro arquivo contém basicamente as características geométricas da seção transversal e

as condições de contorno, enquanto que o segundo arquivo apresenta os parâmetros para a realização de uma análise em regime transiente.

A Tabela B.1 mostra os parâmetros para a realização da análise térmica por meio do programa CS-ASA.

Tabela B.1 - Parâmetros de entrada para a análise térmica

Variável	Descrição
<i>ke</i>	condutividade térmica em W/m°C
<i>h_c</i>	coeficiente de película em W/m ² °C
<i>t_g</i>	temperatura dos gases ou do meio
<i>q_o</i>	fluxo de calor especificado ou isolado termicamente
<i>Q_e</i>	fonte de calor
<i>um</i>	define se o concreto tem umidade (0: não, 1.5: 1,5%, 3: 3%)
<i>cea</i>	define se há estrutura mista ou não (0: não, 1: sim)
<i>numplot</i>	nº de nós para plotar a relação temperatura <i>x</i> tempo
<i>nnoplot</i>	nº de nós do sistema onde será avaliado o comportamento sob altas temp.
<i>nplot</i>	nó(s) para plotar a relação temperatura <i>x</i> tempo
<i>noplot</i>	nó onde será avaliado o comportamento sob altas temperaturas
<i>dte</i>	incremento de tempo
<i>tempt</i>	tempo total de exposição ao fogo
<i>teta</i>	parâmetro referente ao método de integração no tempo
<i>tci</i>	curva de incêndio (1: padrão, 2: hidrocarbonetos, 3: elementos exteriores)
<i>ctv</i>	define se a cond. térmica varia ou não com a temp. (0: const., 1: var.)
<i>cev</i>	define se o calor específico varia ou não com a temp. (0: const., 1: var.)
<i>erad</i>	define se o efeito da radiação é incluído na análise (0: não, 1: sim)
<i>trt</i>	define o material de proteção térmica (0: nenhum, 1: <i>Blaze Shield II</i>)
<i>prv</i>	define se as prop. Do revestimento varia com a temp. (0: const, 1: var.)
<i>ltd</i>	local onde será determinado o gráfico tensão <i>x</i> def. (1: elem., 2: seção)
<i>netd</i>	nº de elementos onde será determinado o gráfico tensão <i>x</i> deformação
<i>matss</i>	material da seção
<i>tac</i>	define o tipo de agregado do concreto (1: calcário, 2: silicoso)
<i>etd</i>	elementos em que será plotado a relação tensão <i>x</i> deformação

Para o caso de uma análise estrutural, o primeiro arquivo contém as características do sistema, como tipo de análise, geometria, materiais componentes

Tabela B.2 - Análise Estrutural: Arquivo de dados 1

```

PORTICO SIMPLES - flexao no eixo de maior inercia (Rigobello, 2011)
estatica          ...tipo de analise
por               ...modelo estrutural
1                ...tipo de solucao (0-linear; 1-não linear)
0                ...ligações semi-rígidas
2                ...analise plastica refinada (1-elastoplastica)
3 3
13 12 2 2 3 1    ...npoin,nelem,nnode,ndime,ndofn,nmats,
11 1 5 10 1      ...npmat,nsecs,npsec,nol,nobr
coor             ...MACRO-COMANDO
ppor            ...MACRO-COMANDO
13              ...npoin
1 1 0.d0 0.d0    ...no,x,y
5 1 0.d0 1.17d0
9 1 1.22d0 1.17d0
13 1 1.22d0 0.d0
boun            ...MACRO-COMANDO
1 1 1 1 0        ...no,ng,dx,dy,mz
13 1 1 1 0
elem           ...MACRO-COMANDO
1 1 2 1          ...el,noi,noj,lx
12 12 13 1
mate           ...MACRO-COMANDO
2.10d5 0.d0 0.d0 0.382d3 0.d0 0.d0 ...Ea,Eb,Ec,fyd,fys,fcd,
1.d0 1.d0 0.15d0 0.15d0 0.15d0    ...mi,eta,eci,ecu,eu
1                                     ...ngelm
1 12                                  ...kel1,kel2
seca          ...MACRO-COMANDO
0.046d0 5.2d-3 0.0696d0 3.8d-3 1.d0 ...bf,tf,h,tw,eixo -> perfil I
1 4                                                  ...st, op
0.d0 0.d0                                          ...Ba, yb
1                                                  ...ngelm
1 12                                              ...kel1,kel2
graf          ...MACRO-COMANDO
0 9 9                                                ...autopl,npl,ndl
load          ...MACRO-COMANDO
1                                                     ...nc - n de casos de carregamento
1 0                                                  ...iplod,iedge
5 0.d0 -1.d0 0.d0 ...no,px,py,mz
9 0.03846d0 -1.d0 0.d0
13 0.d0 0.d0 0.d0
end

```

Tabela B.3 - Análise Estrutural: Arquivo de dados 2

5	...	form
%PRINCIPAL		
5 5 0.001 93	...	Einc,Eite,faci,ninc
20 2 3 1.e-4	...	nitmax,iterty,cconv,betok
%NFLOW		
%REANAL		
0	...	ires
%RELATO		
4	...	rel
%SCREEN		
100	...	kwinc

Tabela B.4 - Análise Térmica: arquivo de dados 1

ANALISE TERMICA 2D - PORTICO SIMPLES (Rigobello,2011)			
2	...	tipo de analise (1:permanente; 2:transiente)	
no	...	MACRO-COMANDO (mtoo or no)	
18 8 4	...	nno,nel,nnoel(maior)	
1	0	0.081	
2	0	0.0757	
3	0.0214	0.081	
4	0.0214	0.0757	
5	0.0256	0.081	
6	0.0256	0.0757	
7	0.0214	0.0405	
8	0.047	0.081	
9	0.047	0.0757	
10	0.0256	0.0405	
11	0	0.0053	
12	0.0214	0.0053	
13	0.0256	0.0053	
14	0	0	
15	0.0214	0	
16	0.0256	0	
17	0.047	0.0053	
18	0.047	0	
1 1 2 4 3	1	4	
2 4 6 5 3	1	4	
3 8 5 6 9	1	4	
4 10 6 4 7	1	4	
5 7 12 13 10	1	4	
6 11 14 15 12	1	4	
7 15 16 13 12	1	4	
8 17 13 16 18	1	4	
18	...	nº de EF com aresta de convecção	
1 0 1 0 0			
1 0 0 0 1			
1 1 0 0 0			
2 0 0 1 0			
