

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

**SIMULAÇÃO VIA MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS DA
DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA EM ESTRUTURAS
METÁLICAS E MISTAS EM CASO DE INCÊNDIO**

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

por

Fernando Pacífico Figueiredo Júnior

Março de 2002

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

**“SIMULAÇÃO VIA MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS DA
DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA EM ESTRUTURAS
METÁLICAS E MISTAS EM CASO DE INCÊNDIO”**

Fernando Pacífico Figueiredo Júnior

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

Comissão Examinadora:

Prof. Dr. Estevam Barbosa de Las Casas (Orientador)
DEES – UFMG

Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury (Co-orientador)
DEES – UFMG

Prof. Dr. Márcio Ziviani
DEMEC – UFMG

Prof. Dr. João Luiz Calmon Nogueira da Gama
DEE – UFES

Belo Horizonte, 11 de Março de 2002

Aos meus pais.

AGRADECIMENTOS

A Deus, acima de tudo.

Ao Prof. Estevam Barbosa de Las Casas, pela amizade, dedicação e orientação durante a realização deste trabalho.

Ao Prof. Ricardo Hallal Fakury, pelo apoio técnico e pela confiança em mim depositada.

Ao Prof. Márcio Ziviani, pelas discussões e sugestões que engrandeceram este trabalho.

Aos professores Francisco Zárate e Eugenio Oñate, pelos esclarecimentos a respeito do programa Caltep que permitiram sua utilização como fonte principal deste trabalho.

Ao Eliezer, administrador do Lamec, aos demais funcionários e professores do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, pela atenção e disponibilidade sempre que foi necessário.

Aos meus pais e minhas irmãs, pelo incentivo, apoio e suporte familiar que foram fundamentais durante os momentos mais difíceis.

Aos amigos do mestrado, pelo convívio agradável, pelas sugestões e colaborações. Aos demais amigos e familiares que direta ou indiretamente contribuíram para a realização deste trabalho.

À USIMINAS, pelo apoio financeiro sem o qual seria impossível o desenvolvimento deste trabalho.

RESUMO

Em 1999 foi editada pela Associação Brasileira de Normas Técnicas a NBR 14323, que trata do dimensionamento de elementos estruturais metálicos e mistos em situação de incêndio. Esta norma apresenta procedimentos que, em diversas situações, incorporam algumas simplificações na determinação das temperaturas atuantes nas diversas partes da seção transversal dos elementos estruturais em situação de incêndio. Neste trabalho, a precisão destes procedimentos é avaliada. Para isto, foi desenvolvido um programa computacional que realiza uma análise térmica transiente e não-linear com base no Método dos Elementos Finitos para obtenção dos valores de distribuição de temperatura nos diversos pontos das seções analisadas. Foram modelados vários exemplos de elementos estruturais de concreto, metálicos e mistos, com e sem proteção contra incêndio. Os resultados da análise numérica são comparados com aqueles obtidos através da utilização da NBR 14323 e com valores provenientes de literatura especializada. Apresentam-se ainda detalhes da formulação utilizada no desenvolvimento do programa e uma revisão bibliográfica com os principais trabalhos publicados sobre o assunto.

ABSTRACT

In 1999 the Brazilian Association of Technical Standards edited the Brazilian standard NBR 14323. This standard refers to the fire design of steel and composite concrete/steel structural elements. It presents procedures who, in several cases, allows a number of simplifications in the determination of temperature in several parts of these elements in fire condition. In this work, the precision of these procedures is evaluated. To achieve this objective, a computer program was developed that performs transient and nonlinear thermal analysis based on the Finite Element Method for obtaining the values of temperature distribution in several points of the analyzed sections. Several examples of concrete, steel and composite structural elements were processed with and without fire protection. The results of the numerical analysis are compared with those obtained using NBR 14323 and with values from the technical literature. This work also presents details of the formulation used in the development of the program and a bibliographical review with the main publications covering the subject.

ÍNDICE

| | |
|--|----|
| CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO | 1 |
| 1.1 – INTRODUÇÃO | 1 |
| 1.2 – OBJETIVOS | 2 |
| 1.3 – ORGANIZAÇÃO DO TEXTO | 2 |
| | |
| CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA | 4 |
| 2.1 – GENERALIDADES | 4 |
| 2.2 – CONSIDERAÇÕES DA NBR 14323 | 4 |
| 2.2.1 – Elementos de aço | 4 |
| 2.2.2 – Vigas mistas | 10 |
| 2.2.3 – Pilares mistos | 13 |
| 2.2.4 – Lajes mistas | 17 |
| 2.3 – CONSIDERAÇÕES DO EUROCODE | 19 |
| 2.4 – ELEMENTOS ESTRUTURAIS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO | 19 |
| 2.4.1 – Elementos estruturais de aço | 19 |
| 2.4.2 – Elementos estruturais de concreto | 25 |
| 2.4.3 – Elementos estruturais mistos aço-concreto | 28 |
| | |
| CAPÍTULO 3 - O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS APLICADO À TRANSFERÊNCIA DE CALOR | 36 |
| 3.1 – MECANISMOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR | 36 |
| 3.1.1 – Condução | 36 |
| 3.1.2 – Convecção | 40 |
| 3.1.3 – Radiação | 42 |
| 3.2 – EQUAÇÕES BÁSICAS DO MEF | 43 |
| 3.3 – FORMULAÇÃO | 46 |

| | |
|---|------------|
| CAPÍTULO 4 - IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL | 50 |
| 4.1 – INTRODUÇÃO | 50 |
| 4.2 – CARACTERÍSTICAS DO PROGRAMA CALTEMI | 51 |
| 4.2.1 – Propriedades dos materiais..... | 51 |
| 4.2.2 – Elementos utilizáveis | 54 |
| 4.2.3 – Condições de contorno | 54 |
| 4.3 – ORGANIZAÇÃO GERAL DO PROGRAMA CALTEMI | 56 |
| 4.3.1 – Interface..... | 57 |
| 4.3.2 – Processador | 62 |
| | |
| CAPÍTULO 5 - RESULTADOS | 65 |
| 5.1 – GENERALIDADES | 65 |
| 5.2 – ELEMENTOS DE CONCRETO | 66 |
| 5.2.1 – Pilar de concreto..... | 66 |
| 5.2.2 – Viga de concreto | 71 |
| 5.2.3 – Laje de concreto | 74 |
| 5.3 – ELEMENTOS DE AÇO | 76 |
| 5.3.1 – Perfil I sem proteção | 76 |
| 5.3.2 – Perfil I com proteção tipo contorno | 78 |
| 5.3.3 – Perfil I com proteção tipo caixa | 80 |
| 5.4 – ELEMENTOS MISTOS | 84 |
| 5.4.1 – Vigas mistas | 84 |
| 5.4.2 – Pilar misto parcialmente revestido de concreto | 99 |
| 5.4.3 – Pilar misto completamente revestido de concreto..... | 100 |
| 5.4.4 – Pilar misto com perfil tubular de seção circular..... | 102 |
| 5.4.5 – Laje mista com fôrma de aço trapezoidal | 104 |
| 5.5 – VALIDAÇÃO DO PROGRAMA CALTEMI | 106 |
| | |
| CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES | 109 |
| 6.1 – CONCLUSÕES..... | 109 |
| 6.2 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS | 112 |
| | |
| REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS..... | 113 |

LISTA DE FIGURAS

| | |
|---|----|
| Figura 2.1 – Divisão da viga de aço para distribuição de temperatura..... | 12 |
| Figura 2.2 – Dimensões da seção transversal da laje mista..... | 18 |
| Figura 2.3 – Pórtico testado por ZHAO e SHEN (1999)..... | 20 |
| Figura 2.4 – Diagrama da transferência de calor em um compartimento em situação de incêndio..... | 23 |
| Figura 2.5 – Isotermas para o pilar de concreto de 300 x 300 mm..... | 26 |
| Figura 2.6 – Isotermas na viga de concreto de 300 x 600 mm..... | 27 |
| Figura 2.7 – Elevação da temperatura em uma laje de 100 mm de espessura..... | 27 |
| Figura 2.8 – Viga mista com proteção parcial contra incêndio..... | 32 |
| Figura 2.9 – Seção transversal de uma viga mista do tipo “slim floor”..... | 33 |
| Figura 2.10 – Elementos estruturais mistos estudados por SHA (1998)..... | 34 |
| Figura 3.1 – Fluxo de calor em um elemento bidimensional..... | 38 |
| Figura 3.2 – Região bidimensional com as condições de contorno possíveis..... | 44 |
| Figura 4.1 – Elementos utilizáveis no programa Caltemi..... | 54 |
| Figura 4.2 – Representação esquemática do programa Caltemi..... | 57 |
| Figura 4.3 – Tela inicial do Caltemi..... | 58 |
| Figura 4.4 – Entrada das características principais do problema..... | 58 |
| Figura 4.5 – Entrada das coordenadas nodais do problema..... | 59 |
| Figura 4.6 – Entrada da tabela de conectividade do problema..... | 59 |
| Figura 4.7 – Entrada das propriedades dos materiais do problema..... | 60 |
| Figura 4.8 – Entrada das condições de contorno do problema..... | 61 |
| Figura 4.9 – Saída dos resultados da análise..... | 61 |
| Figura 4.10 – Fluxograma do processador do Caltemi..... | 62 |
| Figura 5.1 – Discretização do pilar de concreto..... | 67 |
| Figura 5.2 – Teste de malhas para o pilar de concreto..... | 68 |

| | |
|--|----|
| Figura 5.3 – Resultados para o pilar de concreto – MEF x CEB..... | 69 |
| Figura 5.4 – Temperatura (°C) no pilar de concreto de 300 x 300 mm..... | 70 |
| Figura 5.5 – Isotermas para o pilar de concreto de 300 x 300 mm (CEB, 1982)..... | 70 |
| Figura 5.6 – Discretização da viga de concreto..... | 71 |
| Figura 5.7 – Resultados para a viga de concreto – MEF x CEB..... | 72 |
| Figura 5.8 – Temperatura (°C) na viga de concreto de 300 x 600 mm..... | 73 |
| Figura 5.9 – Isotermas na viga de concreto de 300 x 600 mm (CEB, 1982)..... | 73 |
| Figura 5.10 – Elevação da temperatura em uma laje de 100 mm de espessura - Valores calculados através do programa Caltemi..... | 75 |
| Figura 5.11 – Discretização do perfil I sem proteção..... | 77 |
| Figura 5.12 – Curvas de temperatura no perfil I sem proteção..... | 77 |
| Figura 5.13 – Discretização do perfil I com proteção tipo contorno..... | 78 |
| Figura 5.14 – Curvas de temperatura no perfil I com proteção tipo contorno..... | 79 |
| Figura 5.15 – Discretização do perfil I com proteção tipo caixa..... | 80 |
| Figura 5.16 – Discretização do perfil I com proteção tipo caixa..... | 81 |
| Figura 5.17 – Discretização do perfil I com proteção tipo caixa..... | 81 |
| Figura 5.18 – Curvas de temperatura no perfil I com proteção tipo caixa..... | 82 |
| Figura 5.19 – Temperatura (°C) no perfil com proteção tipo caixa de 30 mm de espessura..... | 83 |
| Figura 5.20 – Dimensões e locais de análise da viga mista..... | 85 |
| Figura 5.21 – Discretização da viga mista: (a) sem proteção - (b) com proteção tipo contorno – (c) com proteção tipo caixa de 15 mm de espessura..... | 86 |
| Figura 5.22 (a) – Temperatura no perfil sem proteção..... | 90 |
| Figura 5.22 (b) – Temperatura na laje e no conector - perfil sem proteção..... | 90 |
| Figura 5.23 (a) – Temperatura no perfil com proteção tipo contorno..... | 91 |
| Figura 5.23 (b) – Temperatura na laje e no conector - perfil com proteção contorno.... | 91 |
| Figura 5.24 (a) – Temperatura no perfil com proteção tipo caixa..... | 92 |
| Figura 5.24 (b) – Temperatura na laje e no conector - perfil com proteção caixa..... | 92 |
| Figura 5.25 – Temperatura na laje para o perfil sem proteção - elevações 1, 2 e 3..... | 95 |
| Figura 5.26 – Temperatura na laje para o perfil com proteção do tipo contorno – elevações 1, 2 e 3..... | 96 |

| | |
|--|-----|
| Figura 5.27 – Temperatura na laje para o perfil com proteção do tipo caixa – elevações 1, 2 e 3 | 97 |
| Figura 5.28 – Temperatura (°C) na viga mista em 60 minutos de incêndio | 98 |
| Figura 5.29 – Dimensões e discretização do pilar misto parcialmente revestido | 99 |
| Figura 5.30 – Temperatura (°C) no pilar misto parcialmente revestido | 100 |
| Figura 5.31 – Dimensões e discretização do pilar misto completamente revestido | 101 |
| Figura 5.32 – Temperatura (°C) no pilar misto completamente revestido..... | 102 |
| Figura 5.33 – Dimensões e discretização do pilar misto tubular | 103 |
| Figura 5.34 – Temperatura (°C) no pilar misto tubular | 104 |
| Figura 5.35 – Dimensões e discretização da laje mista | 105 |
| Figura 5.36 – Temperatura (°C) na laje mista..... | 106 |
| Figura 5.37 – Temperatura (°C) no pilar misto tubular de seção quadrada – Resultados teóricos e experimentais..... | 107 |
| Figura 5.38 – Temperatura (°C) no pilar misto tubular de seção quadrada – Resultados do programa PFEM_2D | 108 |
| Figura 5.39 – Temperatura (°C) no pilar misto tubular de seção quadrada – Resultados do programa Caltemi..... | 108 |

LISTA DE TABELAS

| | |
|--|----|
| Tabela 2.1 – Fator de massividade para elementos estruturais com e sem proteção | 6 |
| Tabela 2.2 - Variação de temperatura na altura das lajes de concreto..... | 13 |
| Tabela 2.3 – Dimensões gerais dos pilares parcialmente revestidos | 14 |
| Tabela 2.4 – Dimensões gerais dos pilares totalmente revestidos | 15 |
| Tabela 2.5 – Detalhes para concreto apenas para isolamento térmico | 16 |
| Tabela 2.6 – Dimensões gerais dos pilares preenchidos com concreto | 17 |
| Tabela 2.7 – Espessura efetiva mínima para isolamento térmico | 18 |
| Tabela 2.8 – Carregamento aplicado | 21 |
| Tabela 2.9 – Estudo de sensibilidade de alguns parâmetros..... | 30 |
| Tabela 4.1 – Propriedades térmicas do aço e do concreto admitindo linearidade | 52 |
| Tabela 5.1 – Resultados de temperatura para o pilar de concreto – MEF x CEB | 69 |
| Tabela 5.2 – Resultados de temperatura para a viga de concreto – MEF x CEB | 72 |
| Tabela 5.3 – Variação da temperatura nas lajes de concreto segundo a NBR 14323..... | 75 |
| Tabela 5.4 – Propriedades térmicas dos materiais de proteção (INCROPERA, 1992) .. | 76 |
| Tabela 5.5 – Temperatura na seção mista para o perfil sem proteção | 87 |
| Tabela 5.6 – Temperatura na seção mista para o perfil com proteção tipo contorno | 88 |
| Tabela 5.7 – Temperatura na seção mista para o perfil com proteção tipo caixa..... | 88 |
| Tabela 5.8 – Temperatura na laje de concreto para o perfil sem proteção | 93 |
| Tabela 5.9 – Temperatura na laje para o perfil com proteção tipo contorno | 93 |
| Tabela 5.10 – Temperatura na laje para o perfil com proteção tipo caixa..... | 94 |

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 – Introdução

Durante a fase de projeto de edifícios em estruturas de concreto ou metálicas, é importante levar em consideração o desempenho dessas estruturas em situação de incêndio. Isso porque, com o aumento progressivo da temperatura, as propriedades mecânicas do aço e do concreto começam a se degradar, podendo assim ocorrer um colapso estrutural. O interesse pela análise e projeto de elementos estruturais de aço e mistos, quando submetidos a incêndio, tem aumentado significativamente nos últimos anos. A partir de pesquisas desenvolvidas em algumas universidades, entre elas a UFMG, foi desenvolvida uma norma sobre esse assunto, a NBR 14323, editada pela ABNT em 1999. Esta norma apresenta procedimentos que, em diversas situações, incorporam algumas simplificações na determinação das temperaturas atuantes nas diversas partes da seção transversal dos elementos estruturais em situação de incêndio. No caso das vigas mistas, por exemplo, a NBR 14323 (1999) permite a homogeneização da temperatura na laje de concreto, a consideração da temperatura da alma igual à da mesa inferior do perfil metálico e uma aproximação dos valores de temperatura da laje para a determinação da resistência dos conectores de cisalhamento.

Neste trabalho, a precisão destes procedimentos na determinação das temperaturas em elementos estruturais é avaliada. Para isto, foi desenvolvido um programa

computacional que realiza uma análise térmica transiente e não-linear com base no Método dos Elementos Finitos para obtenção dos valores de distribuição de temperatura nos diversos pontos das seções analisadas.

1.2 – Objetivos

O objetivo deste trabalho é simular numericamente a distribuição de temperatura resultante de um incêndio-padrão em elementos estruturais metálicos, de concreto e mistos, sem e com proteção contra incêndio, utilizando-se um procedimento baseado no Método dos Elementos Finitos. Com este trabalho será possível analisar a influência de algumas simplificações adotadas pela NBR 14323 (1999) quanto à determinação das temperaturas nas diversas partes das seções transversais dos elementos de aço e mistos, assim como a comparação da efetividade de distintas alternativas de proteção.

1.3 – Organização do texto

O capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica dos trabalhos mais importantes publicados a respeito de estruturas metálicas e mistas em situação de incêndio, assim como as considerações da NBR 14323 (1999) e do EUROCODE 4 - Part 1.2 (1994) sobre o assunto. No capítulo 3 são apresentados os conceitos básicos dos principais mecanismos de transferência de calor: condução, convecção e radiação, além do desenvolvimento teórico utilizado na aplicação do Método dos Elementos Finitos aos problemas de transmissão de calor. O programa desenvolvido para a análise térmica dos elementos estruturais é mostrado no capítulo 4. Neste capítulo são apresentadas as principais características do programa como os tipos de materiais e suas propriedades térmicas, as condições de contorno possíveis, os tipos de elementos utilizáveis, etc. O capítulo 5 apresenta os resultados obtidos através da análise numérica, os quais são comparados com aqueles obtidos através da utilização das normalizações brasileira e

européia, bem como com resultados disponíveis na literatura. Finalmente, as conclusões do trabalho e recomendações para estudos futuros são encontradas no capítulo 6.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 – Generalidades

Este capítulo apresenta as considerações da NBR 14323 (1999) e do EUROCODE 4 - Part 1.2 (1994) no que se refere à determinação da distribuição de temperatura em elementos estruturais metálicos e mistos em situação de incêndio. Apresenta-se também uma revisão bibliográfica dos trabalhos mais importantes publicados sobre o assunto.

2.2 – Considerações da NBR 14323

2.2.1 – Elementos de aço

O aquecimento da seção transversal dos elementos estruturais de aço se faz tendo como referência a temperatura dos gases no compartimento, obtida por meio da curva-padrão definida pela NBR 5628 (1980) e dada pela seguinte equação:

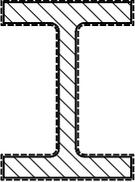
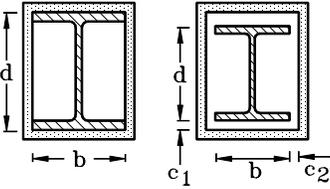
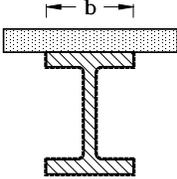
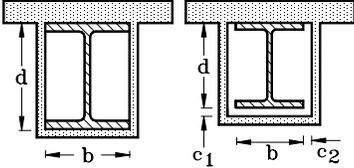
$$\theta_g = \theta_0 + 345 \log(8t + 1) \quad (2.1)$$

onde:

- θ_g é a temperatura dos gases, em graus Celsius;
- θ_0 é a temperatura inicial do ambiente, tomada igual a 20 °C;
- t é o tempo em minutos.

O índice de aumento de temperatura dos elementos estruturais de aço sem proteção em incêndio é proporcional ao seu fator de massividade u/A , onde u é o perímetro do elemento estrutural de aço exposto ao incêndio e A é a área da seção transversal do elemento. Se o elemento estrutural for protegido por material isolante térmico, em proteção tipo contorno ou tipo caixa, o fator de massividade passa a ser dado pela relação u_m/A , onde u_m é o perímetro efetivo do material de proteção contra incêndio e A é a área do elemento estrutural de aço. A tabela 2.1 apresenta os fatores de massividade para alguns elementos estruturais com e sem proteção contra incêndio.

Tabela 2.1 – Fator de massividade para elementos estruturais com e sem proteção

| Situação | Descrição | Fator de massividade (u/A) ou (um/A) |
|---|--|--|
|  | Elemento sem proteção ou com proteção tipo contorno de espessura uniforme, exposto ao incêndio por todos os lados | $\frac{\text{perímetro da seção da peça de aço}}{\text{área da seção da peça de aço}}$ |
|  | Elemento com proteção tipo caixa, de espessura uniforme exposto ao incêndio por todos os lados com $c_1 \leq d/4$ e $c_2 \leq d/4$ | $\frac{2(b+d)}{\text{área da seção da peça de aço}}$ |
|  | Elemento sem proteção ou com proteção tipo contorno de espessura uniforme exposto ao incêndio por três lados | $\frac{\text{perímetro da seção da peça de aço} - b}{\text{área da seção da peça de aço}}$ |
|  | Elemento com proteção tipo caixa, de espessura uniforme, exposto ao incêndio por três lados com $c_1 \leq d/4$ e $c_2 \leq d/4$ | $\frac{2d + b}{\text{área da seção da peça de aço}}$ |

A diferença de temperatura entre as chamas de um incêndio e os elementos estruturais gera um fluxo de calor que, por radiação e por convecção, transfere-se para a estrutura, provocando aumento de temperatura.

A elevação uniforme de temperatura $\Delta\theta_{a,t}$, em graus Celsius, de um elemento estrutural de aço sem proteção contra incêndio, situado no interior da edificação, durante um intervalo de tempo Δt pode ser determinada por:

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

onde:

- u/A é o fator de massividade do elemento, em um por metro;
- ρ_a é a massa específica do aço, em quilograma por metro cúbico;
- c_a é o calor específico do aço, em joule por quilograma e por graus Celsius;
- φ é o valor do fluxo de calor por unidade de área, em watt por metro quadrado;
- Δt é o intervalo de tempo, em segundo, que não pode ser tomado maior que $25000 (u/A)^{-1}$ e é recomendado que seja inferior a 5 segundos.

O valor de φ , em watt por metro quadrado, é dado por:

$$\varphi = \varphi_c + \varphi_r \quad (2.3)$$

com

$$\varphi_c = \alpha_c (\theta_g - \theta_a) \quad (2.4)$$

e

$$\varphi_r = 5,67 \times 10^{-8} \varepsilon_{res} \left[(\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4 \right] \quad (2.5)$$

onde:

- φ_c é o componente do fluxo de calor devido à convecção, em watt por metro quadrado;
- φ_r é o componente do fluxo de calor devido à radiação, em watt por metro quadrado;
- α_c é o coeficiente de transferência de calor por convecção, igual a 25 W/m² °C;
- θ_g é a temperatura dos gases, em graus Celsius;
- θ_a é a temperatura na superfície do aço, em graus Celsius;
- ε_{res} é a emissividade resultante, podendo ser tomada igual a 0,5.

Nos elementos estruturais de aço com proteção contra incêndio, o calor que chega ao perfil metálico depende fundamentalmente de como se processa sua condução através do material de proteção.

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

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_m (u_m/A)}{t_m c_a \rho_a} \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{1 + \xi/3} \Delta t - (e^{\xi/10} - 1) \Delta_{g,t}, \text{ mas } \Delta\theta_{a,t} \geq 0 \quad (2.6)$$

com

$$\xi = \frac{c_m \rho_m}{c_a \rho_a} t_m (u_m/A) \quad (2.7)$$

onde:

- u_m/A é o fator de massividade para elementos estruturais envolvidos por material de proteção contra incêndio, em um por metro;
- u_m é o perímetro efetivo do material de proteção contra incêndio (perímetro da face interna do material de proteção contra incêndio, limitado às dimensões do elemento estrutural de aço), em metro;
- A é a área da seção transversal do elemento estrutural, em metro quadrado;
- c_a é o calor específico do aço, em joule por quilograma e por grau Celsius;
- c_m é o calor específico do material de proteção incêndio, em joule por quilograma e por grau Celsius;
- t_m é a espessura do material de proteção contra incêndio, em metro;
- $\theta_{a,t}$ é a temperatura do aço no tempo t , em grau Celsius;
- $\theta_{g,t}$ é a temperatura dos gases no tempo t , em grau Celsius;
- λ_m é a condutividade térmica do material de proteção contra incêndio, em watt por metro e por grau Celsius;
- ρ_a é a massa específica do aço, em quilograma por metro cúbico;
- ρ_m é a massa específica do material de proteção contra incêndio, em quilograma por metro cúbico;
- Δt é o intervalo de tempo em segundo.

A determinação da elevação da temperatura nos elementos estruturais de aço com e sem proteção contra incêndio se constitui em um processo iterativo, feito em várias etapas

sucessivas, cada etapa se referindo a um intervalo de tempo, até que seja atingido o TRRF (Tempo Requerido de Resistência ao Fogo). O TRRF depende de vários fatores, mas principalmente do tipo de ocupação, da altura e da área da edificação e pode ser influenciado pelas medidas ligadas à prevenção e à extinção do incêndio, à compartimentação do edifício e ao escape das pessoas. O TRRF deve ser determinado obedecendo às considerações da NBR 14432 (2000).

2.2.2 – Vigas mistas

A NBR 14323 (1999) apresenta um método de cálculo simplificado para verificação de vigas mistas em situação de incêndio envolvendo a determinação das temperaturas alcançadas pela seção transversal do perfil de aço (quando este não for protegido por material de proteção contra incêndio ou quando possuir proteções tipo contorno ou caixa), pela laje de concreto e pelos conectores de cisalhamento. Nesta determinação são permitidas as seguintes simplificações:

- nos perfis de aço sem proteção contra incêndio ou com proteção tipo contorno, calcular a temperatura atingida pela mesa inferior como se esta fosse um componente isolado exposto ao fogo pelos quatro lados, calcular a temperatura na mesa superior deste perfil como se esta fosse um componente isolado exposto ao fogo por três lados e considerar a temperatura da alma igual à da mesa inferior;
- tomar a temperatura da laje de concreto, que na realidade é decrescente da face inferior exposta ao incêndio para a face superior, constante e igual ao seu valor médio, para se obter a redução de resistência desta laje a ser usada no dimensionamento da seção mista;
- considerar a temperatura da laje de concreto constante e igual a 40% da temperatura da mesa superior do perfil de aço, a fim de se obter a redução de resistência do concreto para dimensionamento dos conectores de cisalhamento;

- considerar a temperatura nos conectores de cisalhamento igual a 80% da temperatura da mesa superior do perfil de aço.

Pelos critérios da NBR 14323 (1999), considera-se que a viga mista deve suportar a um tempo de incêndio t , tomado a partir do início do mesmo, sem que ocorra qualquer estado limite último. Neste tempo, o aquecimento da seção transversal se faz tendo como referência a temperatura dos gases no compartimento, obtida por meio da curva-padrão dada pela equação 2.1.

A distribuição de temperatura nos perfis de aço sem proteção contra incêndio ou com proteção tipo contorno pode ser tomada como não-uniforme, com a seção transversal dividida em três partes (mesa inferior, alma e mesa superior), de acordo com a figura 2.1. Neste caso:

- considera-se que não ocorre transferência de calor entre estas partes e nem entre a mesa superior e a laje de concreto;
- o acréscimo de temperatura $\Delta\theta_{a,t}$ das mesas inferior e superior da viga de aço durante um intervalo de tempo Δt deve ser determinado tomando o fator de massividade igual a:
 - para a mesa inferior: $2(b_{fi} + t_{fi})/(b_{fi} t_{fi})$;
 - para a mesa superior:
 - sobreposta por laje maciça: $(b_{fs} + 2t_{fs})/(b_{fs} t_{fs})$;
 - sobreposta por laje com fôrma de aço: $2(b_{fs} + t_{fs})/(b_{fs} t_{fs})$;
- a temperatura da alma pode ser considerada igual à temperatura da mesa inferior.

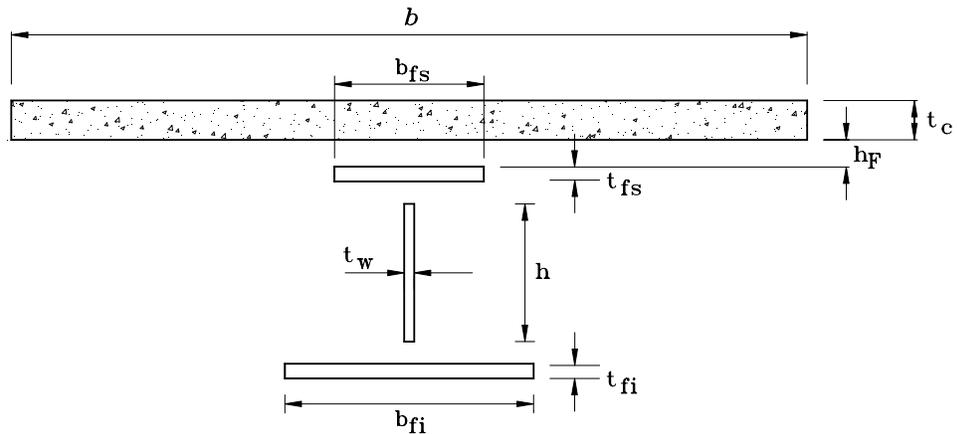


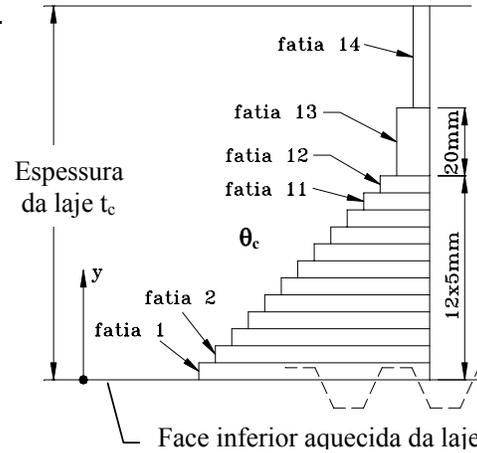
Figura 2.1 – Divisão da viga de aço para distribuição de temperatura

A NBR 14323 (1999) apresenta um procedimento detalhado que permite a determinação da temperatura nas mesas superior e inferior, e na alma do perfil de aço, conforme mostrado no item 2.2.1 deste trabalho.

Com relação à laje de concreto, considera-se que esta sofra variação uniforme de temperatura ao longo da largura efetiva b (figura 2.1). Por sua vez, a variação de temperatura ao longo da espessura da laje de concreto t_c deve ser obtida da tabela 2.2, dividindo-se a espessura em um máximo de 14 fatias.

Tabela 2.2 - Variação de temperatura na altura das lajes de concreto

| Fatia j | Altura “y” (mm) | Temperatura θ_c [°C] após um tempo de duração do incêndio de (minutos) | | | |
|------------|-----------------------|---|-----|-----|-----|
| | | 30 | 60 | 90 | 120 |
| 1 | ≤ 5 | 535 | 705 | – | – |
| 2 | 5 a 10 | 470 | 642 | 738 | – |
| 3 | 10 a 15 | 415 | 581 | 681 | 754 |
| 4 | 15 a 20 | 350 | 525 | 627 | 697 |
| 5 | 20 a 25 | 300 | 469 | 571 | 642 |
| 6 | 25 a 30 | 250 | 421 | 519 | 591 |
| 7 | 30 a 35 | 210 | 374 | 473 | 542 |
| 8 | 35 a 40 | 180 | 327 | 428 | 493 |
| 9 | 40 a 45 | 160 | 289 | 387 | 454 |
| 10 | 45 a 50 | 140 | 250 | 345 | 415 |
| 11 | 50 a 55 | 125 | 200 | 294 | 369 |
| 12 | 55 a 60 | 110 | 175 | 271 | 342 |
| 13 | 60 a 80 | 80 | 140 | 220 | 270 |
| 14 | ≥ 80 | 60 | 100 | 160 | 210 |



2.2.3 – Pilares mistos

Os pilares mistos, de acordo com a NBR 14323 (1999), podem ser dimensionados em situação de incêndio utilizando-se um método tabular. Para elaboração das tabelas, considerou-se que o incêndio é limitado a somente um pavimento e que os pilares estão submetidos à temperatura uniforme ao longo do comprimento.

Os dados apresentados nas tabelas são válidos apenas para pilares com comprimento máximo igual a 30 vezes a menor dimensão externa da seção transversal e podem depender do nível de carga η_{fi} , definido como o quociente entre o valor da força normal de compressão de cálculo na barra para os estados limites últimos em situação de incêndio, $N_{fi, Sd}$, e o valor da resistência de cálculo à força normal a temperatura ambiente, N_{Rd} .

a) Pilares parcialmente revestidos de concreto

Os pilares com perfil de aço parcialmente revestido de concreto são classificados em função das dimensões h e b_z , da menor distância do eixo de uma barra da armadura à face do concreto, u_s , e da relação entre as espessuras da alma e da mesa da seção, t_w/t_f , conforme especificado na tabela 2.3.

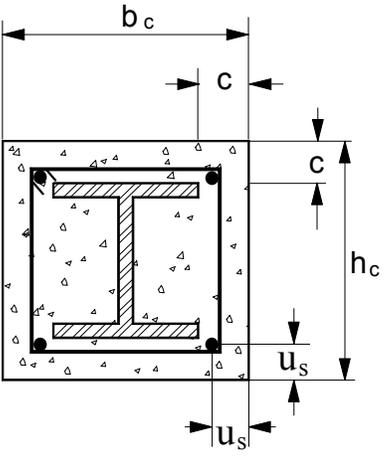
Tabela 2.3 – Dimensões gerais dos pilares parcialmente revestidos

| | | Tempo requerido de resistência a incêndio suportado (min) | | | |
|-----|--|--|-----|-----|-----|
| | | 30 | 60 | 90 | 120 |
| | | | | | |
| 1 | Dimensões mínimas da seção transversal para o nível de carga $\eta_{fi} = 0,3$ | | | | |
| 1.1 | Dimensões mínimas de h e b_z (mm) | 160 | 260 | 300 | 300 |
| 1.2 | Distâncias mínimas dos eixos das barras da armadura u_s (mm) | 40 | 40 | 50 | 60 |
| 1.3 | Taxas mínimas entre as espessuras da alma e da mesa t_w/t_f | 0,6 | 0,5 | 0,5 | 0,7 |
| 2 | Dimensões mínimas da seção transversal para o nível de carga $\eta_{fi} = 0,5$ | | | | |
| 2.1 | Dimensões mínimas de h e b_z (mm) | 200 | 300 | 300 | - |
| 2.2 | Distâncias mínimas dos eixos das barras da armadura u_s (mm) | 35 | 40 | 50 | - |
| 2.3 | Taxas mínimas entre as espessuras da alma e da mesa t_w/t_f | 0,6 | 0,6 | 0,7 | - |
| 3 | Dimensões mínimas da seção transversal para o nível de carga $\eta_{fi} = 0,7$ | | | | |
| 3.1 | Dimensões mínimas de h e b_z (mm) | 250 | 300 | - | - |
| 3.2 | Distâncias mínimas dos eixos das barras da armadura u_s (mm) | 30 | 40 | - | - |
| 3.3 | Taxas mínimas entre as espessuras da alma e da mesa t_w/t_f | 0,6 | 0,7 | - | - |

b) Pilares totalmente revestidos de concreto

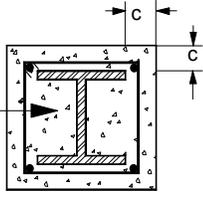
Os pilares com perfil de aço completamente revestido de concreto são classificados em função das dimensões h_c e b_c , do cobrimento c de concreto e da distância mínima u_s do eixo de uma barra da armadura à face do concreto, conforme as duas soluções apresentadas na tabela 2.4. A armadura longitudinal do concreto deve constituir de um mínimo de 4 barras de aço com diâmetro de 12,5 mm.

Tabela 2.4 – Dimensões gerais dos pilares totalmente revestidos

|  | | Tempo requerido de resistência a incêndio suportado (min) | | | |
|--|--|---|-----|-----|-----|
| | | 30 | 60 | 90 | 120 |
| 1.1 | Dimensões mínimas de h_c e b_c (mm) | 150 | 180 | 220 | 300 |
| 1.2 | Cobrimento mínimo de concreto para seção de aço estrutural c (mm) | 40 | 50 | 50 | 75 |
| 1.3 | Distâncias mínimas dos eixos das barras da armadura u_s (mm) ou | 20 | 30 | 30 | 40 |
| 2.1 | Dimensões mínimas de h_c e b_c (mm) | - | 200 | 250 | 350 |
| 2.2 | Cobrimento mínimo de concreto para seção de aço estrutural c (mm) | - | 40 | 40 | 50 |
| 2.3 | Distâncias mínimas dos eixos das barras da armadura u_s (mm) | - | 20 | 20 | 30 |

Se o concreto revestindo a seção de aço tem apenas função de isolamento térmico, os tempos requeridos de resistência a incêndio de 30 a 120 minutos podem ser atendidos com um cobrimento de concreto c da seção de aço conforme a tabela 2.5. Para o tempo requerido de resistência ao fogo de 30 minutos, é necessário aplicar o concreto apenas entre as mesas da seção de aço.

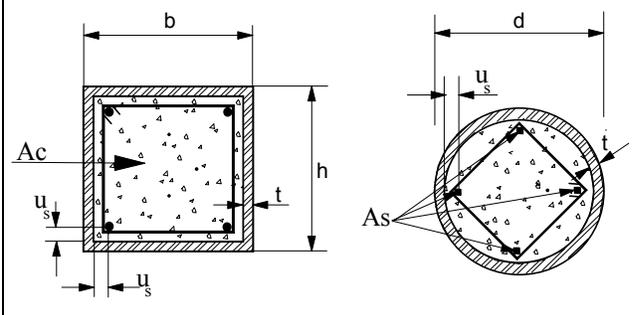
Tabela 2.5 – Detalhes para concreto apenas para isolamento térmico

| | | | | |
|---|--|-----------|-----------|------------|
|  <p>Concreto para isolamento térmico</p> | Tempo requerido de resistência a incêndio suportado (min) | | | |
| | 30 | 60 | 90 | 120 |
| Cobrimento de concreto c (mm) | 0 | 25 | 30 | 40 |

c) Pilares com perfis tubulares preenchidos com concreto

Os pilares feitos com perfis tubulares de aço preenchidos com concreto são classificados pela NBR 14323 (1999) em função das dimensões externas h e b da seção transversal, no caso de perfis quadrados e retangulares, ou apenas em função do diâmetro externo d , no caso dos perfis tubulares de seção circular, da taxa de armadura $A_s/(A_c+A_s)$ e das distâncias mínimas entre os eixos das barras da armadura à face interna do perfil, conforme a tabela 2.6.

Tabela 2.6 – Dimensões gerais dos pilares preenchidos com concreto

| |  | Tempo requerido de resistência a incêndio suportado (min) | | | |
|-----|--|---|-----|-----|-----|
| | | 30 | 60 | 90 | 120 |
| 1 | Dimensões mínimas da seção transversal para o nível de carga $\eta_{fi} = 0,3$ | | | | |
| 1.1 | Dimensões mínimas de h e b ou diâmetro mínimo d (mm) | 160 | 200 | 220 | 260 |
| 1.2 | Taxa mínima da armadura $A_s / (A_c + A_s)$ em % | 0 | 1,5 | 3,0 | 6,0 |
| 1.3 | Distâncias mínimas dos eixos das barras da armadura u_s (mm) | - | 30 | 40 | 50 |
| 2 | Dimensões mínimas da seção transversal para o nível de carga $\eta_{fi} = 0,5$ | | | | |
| 2.1 | Dimensões mínimas de h e b ou diâmetro mínimo d (mm) | 260 | 260 | 400 | 450 |
| 2.2 | Taxa mínima da armadura $A_s / (A_c + A_s)$ em % | 0 | 3,0 | 6,0 | 6,0 |
| 2.3 | Distâncias mínimas dos eixos das barras da armadura u_s (mm) | - | 30 | 40 | 50 |
| 3 | Dimensões mínimas da seção transversal para o nível de carga $\eta_{fi} = 0,7$ | | | | |
| 3.1 | Dimensões mínimas de h e b ou diâmetro mínimo d (mm) | 260 | 450 | 550 | - |
| 3.2 | Taxa mínima da armadura $A_s / (A_c + A_s)$ em % | 3,0 | 6,0 | 6,0 | - |
| 3.3 | Distâncias mínimas dos eixos das barras da armadura u_s (mm) | 25 | 30 | 40 | - |

Deve-se considerar que a espessura t da parede do perfil tubular quadrado ou retangular não pode exceder $1/25$ de h e $1/25$ de b ou, no caso do perfil tubular de seção circular, $1/25$ de d . As taxas de armadura maiores que 3% não são consideradas.

2.2.4 – Lajes mistas

Como as lajes funcionam como elementos de compartimentação, elas devem ser verificadas quanto à condição de impedir a propagação vertical do incêndio, atendendo aos critérios de isolamento térmico e estanqueidade. Por isolamento térmico, entende-se a capacidade da laje de impedir a ocorrência, na face que não está exposta ao incêndio,

de temperatura média maior que 140 °C ou de temperatura máxima maior que 180 °C. Por estanqueidade, entende-se a capacidade da laje de impedir a ocorrência de rachaduras ou aberturas, através das quais possam passar chamas e gases quentes que ignizem um chumaço de algodão. O critério de estanqueidade, segundo a NBR 14323 (1999), é considerado previamente satisfeito apenas pela presença da fôrma de aço.

Para que seja atendido o critério de isolamento térmico, a espessura efetiva da laje de concreto, h_{ef} , que é função do tipo e das dimensões da fôrma de aço (equação 2.8), deve ser maior ou igual ao valor dado na tabela 2.7.

$$h_{ef} = h_1 + \frac{h_2}{2} \frac{l_1 + l_2}{l_1 + l_3} \quad (2.8)$$

onde as dimensões h_1 , h_2 , l_1 , l_2 e l_3 são definidas na figura 2.2. Se $l_3 > 2 l_1$, a espessura efetiva deve ser tomada igual a h_1 .

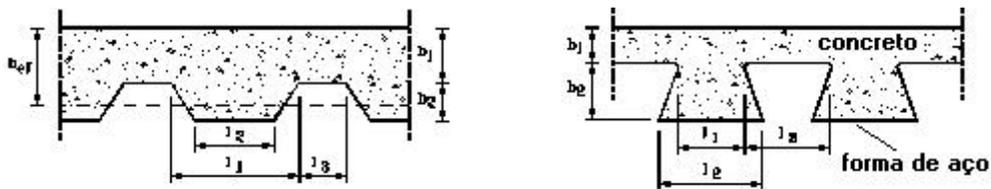


Figura 2.2 – Dimensões da seção transversal da laje mista

Tabela 2.7 – Espessura efetiva mínima para isolamento térmico

| TRRF (min.) | Espessura efetiva mínima (mm) |
|-------------|-------------------------------|
| 30 | 60 |
| 60 | 80 |
| 90 | 100 |
| 120 | 120 |

2.3 – Considerações do Eurocode

O Comitê Europeu de Normalização apresenta duas normas para o projeto de estruturas em situação de incêndio. O EUROCODE 3 - Part 1.2 (1995) trata das estruturas de aço e o EUROCODE 4 – Part 1.2 (1994) das estruturas de concreto e mistas aço-concreto.

A determinação da distribuição de temperatura através do Eurocode 4 - Parte 1.2 nos elementos estruturais de aço e mistos é feita em geral segundo o mesmo procedimento recomendado pela norma brasileira NBR 14323 (1999) e apresentado no item 2.2, apenas com as seguintes diferenças:

- as colunas são aquecidas igualmente por todos os lados;
- as vigas que suportam pisos são aquecidas pelos três lados inferiores;
- para vigas conectadas a lajes com fôrma de aço incorporada, considera-se que são aquecidas pelos três lados inferiores, desde que pelo menos 90% da superfície superior do perfil metálico esteja coberto pela fôrma de aço;
- nas vigas mistas, se a altura da viga for menor do que 500 mm, a temperatura da alma do perfil deve ser considerada igual à temperatura da mesa inferior.

2.4 – Elementos estruturais em situação de incêndio

2.4.1 – Elementos estruturais de aço

Estudos anteriores dentro do grupo de pesquisa do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG trataram do dimensionamento de estruturas metálicas em situação de incêndio de acordo com os requisitos das normas técnicas vigentes no Brasil. Em um desses estudos, MARTINS (2000) aborda, em dissertação de mestrado, os fundamentos

da NBR 14323 (1999) para o dimensionamento de elementos estruturais de aço em situação de incêndio, incluindo as características dos incêndios, os conceitos relacionados a ações e segurança, a obtenção do tempo requerido de resistência ao fogo através da NBR 14432 (2000), os tipos de proteção contra incêndio que podem envolver os elementos estruturais, os procedimentos para a obtenção da elevação da temperatura nos elementos estruturais, os métodos para a obtenção das resistências de cálculo e a variação das propriedades do aço com a elevação da temperatura. Neste trabalho, foi desenvolvido um exemplo completo de dimensionamento em situação de incêndio de um edifício comercial para ilustrar a aplicação da metodologia recomendada pela NBR 14323 (1999). Foi desenvolvido também um programa para dimensionamento estrutural de barras tracionadas, comprimidas, fletidas e submetidas a solicitações combinadas em situação de incêndio e a temperatura ambiente.

ZHAO e SHEN (1999) realizaram um estudo teórico-experimental do comportamento de pórticos de aço sem proteção em situação de incêndio. Três testes sob diferentes níveis de carregamento e diferentes condições de contorno foram conduzidos. A fim de simular uma condição real de fogo, um forno a gás especial foi utilizado. O teste 1 foi realizado com o forno fechado, de modo a garantir uma distribuição de temperatura uniforme ao longo dos componentes de aço, diferentemente dos demais testes, nos quais um dos lados do forno foi retirado. A figura 2.3 mostra o pórtico utilizado com as condições de carregamento.

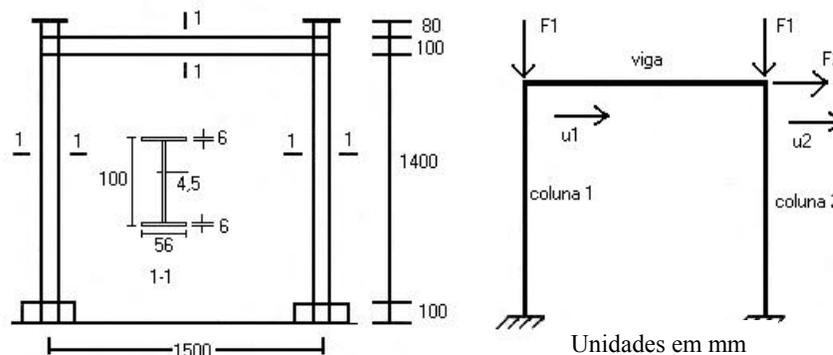


Figura 2.3 – Pórtico testado por ZHAO e SHEN (1999)

Tabela 2.8 – Carregamento aplicado

| | Teste1 | Teste 2 | Teste3 |
|--------------------|--------|---------|--------|
| F ₁ (N) | 77800 | 87700 | 82000 |
| F ₂ (N) | 9200 | 8500 | 9450 |

O comportamento de cada pórtico testado foi comparado com os resultados obtidos através do NASFAF, um programa bidimensional de elementos finitos desenvolvido neste trabalho.

Apesar de algumas discrepâncias entre os resultados calculados e aqueles obtidos através dos ensaios, devido ao grande número de variáveis envolvidas tanto no modelo analítico quanto na análise experimental, o método utilizado foi validado através das comparações. Algumas outras conclusões foram observadas, entre elas:

- a distribuição de temperatura através dos perfis de aço é bastante não-uniforme sob condições reais de incêndio, levando a condições de deformação e redistribuição interna de forças altamente complexas;
- grande atenção deve ser dada ao problema de instabilidade fora do plano do pórtico;
- a velocidade de aquecimento afeta a resistência ao fogo dos componentes estruturais. Geralmente, quanto mais rápido o aquecimento, maior a temperatura crítica de colapso de um elemento em condições de incêndio.

SILVA e CALMON (2000) desenvolveram um modelo numérico baseado no Método dos Elementos Finitos para domínios bidimensionais denominado PFEM_2D. Esse modelo é capaz de determinar campos de temperaturas para diferentes tipos de estruturas e condições de contorno, realizando análises linear e não-linear. O referido

modelo foi aplicado a alguns elementos estruturais sob condições de incêndio, como por exemplo, um perfil soldado VS 600 x 114. O perfil metálico soldado foi exposto ao incêndio-padrão proposto pela NBR 5628 (1980) dado pela equação 2.1, mostrada no item 2.2.1. Os resultados foram comparados com aqueles obtidos utilizando-se as simplificações da NBR 14323 (1999). Verificou-se que o programa desenvolvido apresentou resultados de temperatura inferiores aos obtidos pela norma brasileira, fazendo supor que a NBR 14323 (1999) seja relativamente conservadora.

VILA REAL e OLIVEIRA (1997) modelaram, via Método dos Elementos Finitos, a evolução no tempo dos campos de temperatura em perfis laminados metálicos sujeitos à ação do fogo, correspondente à curva de aquecimento ISO 834 (1994), que é praticamente igual à curva-padrão da NBR 5628 (1980). Neste trabalho, foram comparados os resultados obtidos através de uma análise transiente por elementos finitos com os resultados que se obtêm utilizando-se os procedimentos do EUROCODE 3 (1995), em que se supõe em cada instante, na seção transversal do perfil metálico, um campo de temperaturas uniforme. Vila Real e Oliveira concluíram que há zonas dos perfis laminados que na realidade se aquecem mais do que os procedimentos do Eurocode 3 fazem supor. Por exemplo, a maior parte da alma do perfil se encontra a uma temperatura superior à fornecida pelo procedimento da norma.

Com relação à forma pela qual se processam os mecanismos de transferência de calor em um compartimento, no caso de incêndio, poucos trabalhos foram produzidos. Em um destes trabalhos, GHOJEL (1998) apresentou um novo modelo para tratar da transferência de calor em compartimentos incendiados. A maior parte dos modelos usados atualmente pela engenharia de incêndio adota uma componente de radiação na qual assume-se que o fogo é separado das superfícies vizinhas por um meio perfeitamente transparente. Isso geralmente leva a resultados significativamente diferentes dos resultados medidos em ensaios de laboratório. Neste trabalho, Ghojel descreveu um modelo de transferência de calor que considera, para a emissão e absorção de radiação, as propriedades radiativas dos principais produtos da combustão, como o dióxido de carbono e o vapor de água, obtidos em ensaios usando madeira como combustível.

O modelo utilizado neste trabalho é apresentado na figura 2.4, sendo baseado nas seguintes hipóteses:

- a combinação dos produtos da combustão forma uma mistura de gases isotérmica dentro do volume de controle;
- a mistura de gases compreende 10% de CO_2 , 10% de H_2O e 80% de N_2 e pode tanto absorver quanto emitir energia radiativa;
- a transferência de calor por convecção é causada por correntes convectivas no contorno da superfície fechada. Estas correntes são causadas pelo fluxo de ar refrescado para o fogo e pelo fluxo dos produtos da combustão para fora das chamas;
- o elemento estrutural é considerado como uma parte da superfície do compartimento e é uniformemente aquecido pelo fogo por todos os lados.

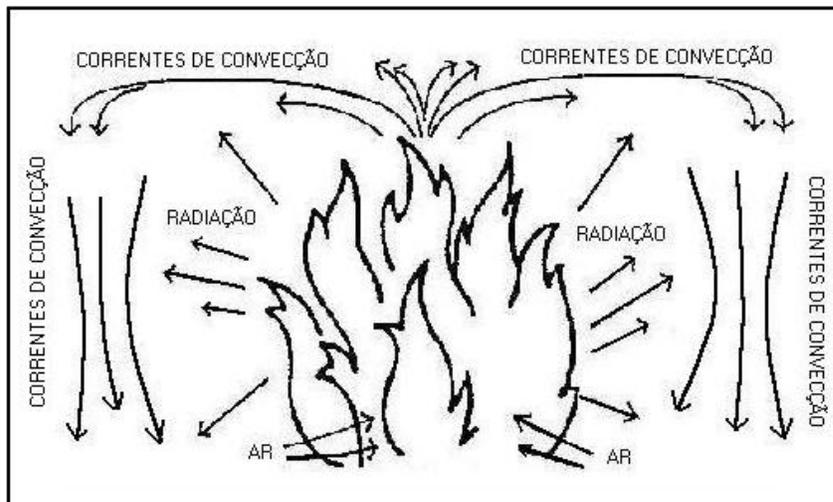


Figura 2.4 – Diagrama da transferência de calor em um compartimento em situação de incêndio

Os fluxos de calor de convecção e radiação são absorvidos por qualquer objeto localizado perto da superfície do compartimento causando um aumento na temperatura do objeto. A equação do balanço de energia do modelo citado pode ser escrita como:

$$q_r + q_c = \frac{c_p \rho}{(P/A_s)} \frac{dT}{dt} \quad (2.9)$$

onde:

- c_p é o calor específico do material;
- ρ é a densidade do material;
- (P/A_s) é o fator de massividade do elemento, ou seja, o perímetro P dividido pela área A_s .

O fluxo radiativo (q_r) é dado pela seguinte equação:

$$q_r = \varepsilon_g \sigma T_g^4 - \alpha_g \sigma T_s^4 \quad (2.10)$$

onde:

- ε_g é a emissividade do gás à temperatura T_g sobre uma dimensão característica L_c ;
- α_g é a absortividade do gás para a radiação absorvida por uma superfície à temperatura T_s sobre a dimensão L_c ;
- σ é a constante de Stefan-Boltzmann.

A dimensão característica L_c é dada por $L_c = 3,6 V_g/A_s$, onde V_g é o volume de gás considerado.

O fluxo convectivo (q_c) pode ser escrito como:

$$q_c = h_c(T_g - T_s) \quad (2.11)$$

onde o coeficiente de transferência de calor por convecção (h_c) pode ser tomado igual a $25 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$. Entretanto, Ghojel afirmou que bons resultados são obtidos se h_c for assumido variando de zero no início da combustão até um valor máximo, quando as temperaturas dos gases e do elemento de aço se tornam iguais ($t = t_{g=s}$). O modelo proposto apresenta as seguintes relações para o cálculo de h_c :

$$h_c = \frac{50}{t_{g=s}} t \text{ W/m}^2\text{K para } t \leq t_{g=s} \quad (2.12)$$

$$h_c = 10 \text{ W/m}^2\text{K para } t > t_{g=s}$$

O parâmetro $t_{g=s}$ deve ser calculado pela relação exponencial:

$$t_{g=s} = 500e^{0,0009t_g^{\max}} \quad (2.13)$$

onde $t_{g=s}$ e t_g^{\max} devem ser dados em segundos e t_g^{\max} deve ser obtido por curvas de temperatura de incêndios reais, encontradas através de ensaios.

Os resultados obtidos com o modelo apresentado se mostraram bastante próximos dos resultados obtidos através de ensaios no caso de elementos de aço. Entretanto, estudos adicionais são necessários para se verificar a aplicabilidade desse modelo em elementos de concreto e mistos aço-concreto.

2.4.2 – Elementos estruturais de concreto

O aquecimento dos elementos estruturais de concreto presentes no interior de ambientes incendiados se dá pela transferência de calor por radiação e convecção e depende das

propriedades térmicas e mecânicas do concreto e das dimensões dos elementos estruturais. Depende também das transferências de massa que ocorrem no interior do elemento de concreto devido à migração do vapor de água durante o aquecimento (FAKURY, 2001).

Como o concreto possui baixa condutividade térmica, a elevação de temperatura não é uniforme na seção transversal, se manifestando mais intensamente nas faces expostas, principalmente nos cantos, decrescendo na medida em que se caminha para seu interior.

A literatura especializada apresenta distribuições de temperatura em várias seções típicas de elementos de concreto, obtidas por meio de programas computacionais e confirmadas por ensaios de incêndio em escala natural. A figura 2.5 mostra as isotermas na seção transversal de um pilar quadrado de 300 mm de lado, exposto ao incêndio-padrão por todos os lados, para os tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos (CEB – FIP Model Code, 1982).

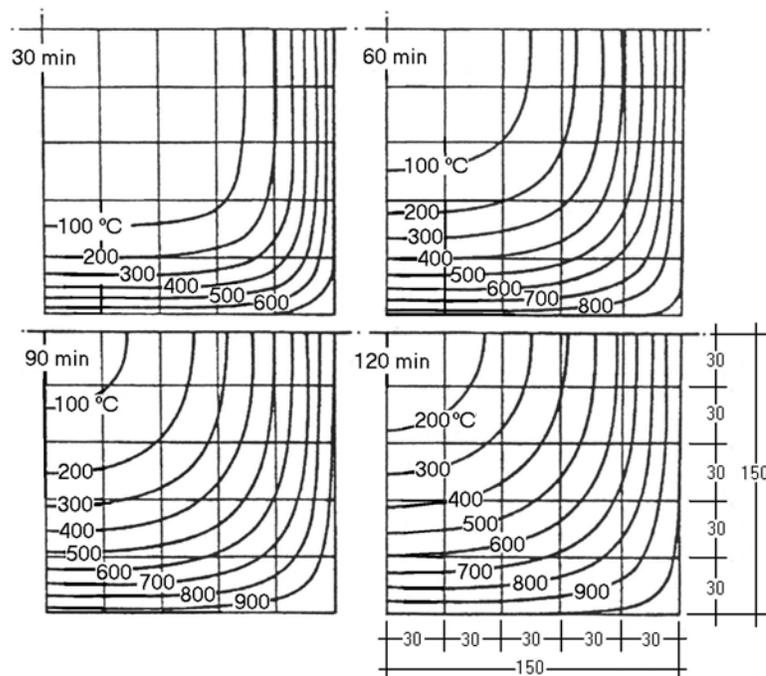


Figura 2.5 – Isotermas para o pilar de concreto de 300 x 300 mm

A figura 2.6 apresenta as isotermas para uma viga de largura 300 mm e altura de 600 mm, exposta ao incêndio pelas duas faces laterais e pela face inferior (CEB – FIP Model Code, 1982).

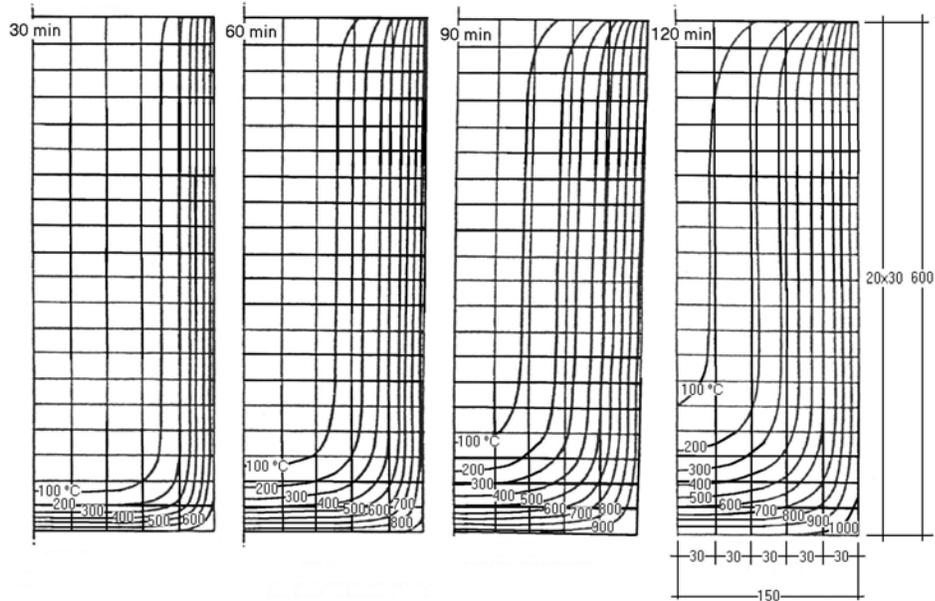


Figura 2.6 – Isotermas na viga de concreto de 300 x 600 mm

A figura 2.7 mostra as curvas encontradas na literatura (ISE, 1978) para a elevação de temperatura ao longo da altura de uma laje de concreto com 100 mm de espessura, para os tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos.

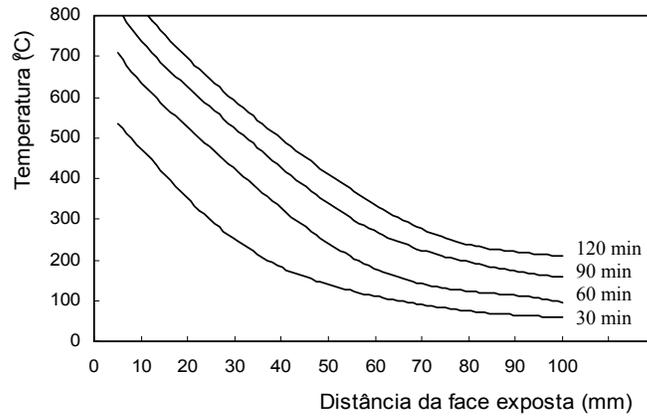


Figura 2.7 – Elevação da temperatura em uma laje de 100 mm de espessura

SILVA e CALMON (2000) aplicaram o programa PFEM_2D a um pilar de concreto armado de seção transversal 50 x 50 cm, exposto ao incêndio-padrão ASTM E-119 (1990), dado pela equação:

$$T_r(t) = T_{so} + 750(1 - e^{-3.79533\sqrt{t}}) + 170.41\sqrt{t} \quad (2.14)$$

onde:

- T_r é a temperatura do fogo;
- T_{so} é a temperatura inicial do ambiente, 20 °C;
- t é o tempo em horas.

Através da análise via Método dos Elementos Finitos, observou-se que a temperatura, após uma hora de exposição ao incêndio, praticamente não variou numa faixa de 20 cm do centro do pilar à superfície, mantendo-se próxima à temperatura inicial de 20 °C. Entretanto, em 5 cm a partir da superfície do concreto, a diferença de temperatura atingiu a ordem de 800 °C.

2.4.3 – Elementos estruturais mistos aço-concreto

Estudos específicos são encontrados na literatura para o caso de elementos estruturais mistos de aço e concreto em situação de incêndio, com e sem proteção contra incêndio.

VILA REAL e OLIVEIRA (1997) utilizaram o Método dos Elementos Finitos para determinar os campos de temperatura em vigas mistas sujeitas ao incêndio correspondente à curva de aquecimento ISO 834 (1994). Neste trabalho, foram comparados os resultados obtidos através da análise numérica com os resultados que se obtêm utilizando-se os procedimentos do EUROCODE 4 (1994). Nas vigas mistas, foi analisada a influência da transferência de calor através da laje de concreto, situação que

o Eurocode 4 ignora, já que admite não haver trocas de calor entre a mesa superior do perfil metálico e a laje de concreto. Vila Real e Oliveira verificaram uma nítida influência da laje de concreto no arrefecimento das temperaturas da mesa superior da viga metálica. Através da análise numérica, as temperaturas na mesa superior do perfil metálico, diminuídas pela influência da laje, se apresentaram bastante inferiores às que o Eurocode 4 sugere que sejam usadas.

KRUPPA e ZHAO (1995) analisaram o método de cálculo do EUROCODE 4 - Part 1.2 (1994), que trata do dimensionamento de estruturas mistas em situação de incêndio. Segundo os autores, quando sujeitas ao fogo, as vigas mistas apresentam os seguintes fenômenos:

- a temperatura da laje varia consideravelmente entre o lado exposto ao incêndio e o lado superior não exposto;
- a temperatura da laje na região logo acima do perfil metálico diminui consideravelmente no caso de perfil protegido contra incêndio;
- a temperatura da alma do perfil fica próxima da média das temperaturas das mesas superior e inferior.
- se a quantidade de proteção é constante ao longo de todo o perfil, a temperatura da mesa superior é menor que a da mesa inferior, devido à influência da laje de concreto sobre a mesa superior;
- o aumento da temperatura pode levar a laje a um alongamento diferenciado, que acaba por aumentar o esforço cortante nos conectores de cisalhamento;

Kruppa e Zhao utilizaram um programa baseado no Método dos Elementos Finitos denominado TASEF-2 em suas análises, nas quais foram usadas as hipóteses do EUROCODE 1 – Part 2.2 (1995), no que se refere ao cálculo dos fluxos de calor convectivos e radiativos.

Com relação ao comportamento mecânico das vigas mistas em incêndio, os autores fizeram um estudo da sensibilidade do momento fletor resistente da seção com relação ao aumento de alguns parâmetros, entre eles:

- a resistência do concreto;
- o tipo de aço;
- largura efetiva da laje de concreto;
- condutividade térmica do material de proteção.

Os estudos foram baseados em um perfil IPE 300 com 20 mm de proteção, conectado a uma laje de concreto de 125 mm de espessura.

Os principais resultados são apresentados na tabela 2.9.

Tabela 2.9 – Estudo de sensibilidade de alguns parâmetros

| Aumento de 50 % nos seguintes parâmetros | Aumento no momento fletor resistente (%) | |
|--|--|--------------|
| | Após 30 min | Após 120 min |
| Resistência do concreto | + 2.1 | + 1.2 |
| Largura efetiva da laje (< 1000 mm) | + 4.6 | + 1.3 |
| Largura efetiva da laje (> 1000 mm) | + 1.9 | + 0.3 |
| Tipo de aço | + 46 | + 48 |
| Condutividade térmica da proteção | 0 | - 45 |

Pelas informações da tabela anterior, concluiu-se que:

- a influência da resistência do concreto e da largura efetiva da laje é muito pequena. Isto é devido ao fato de que, quando a seção de aço é aquecida, apenas poucos centímetros da laje são requeridos para o equilíbrio de forças;
- a influência do tipo de aço utilizado é diretamente proporcional ao momento fletor resistente;
- a condutividade térmica do material de proteção tem também uma grande influência.

O valor atípico para os 30 minutos é devido ao fato de que a temperatura do aço não atinge os 400 °C, valor a partir do qual a tensão de escoamento do aço começa a diminuir.

SILVA e CALMON (2000) utilizaram o Método dos Elementos Finitos através do programa PFEM_2D para analisar um pilar misto constituído de um tubo de aço retangular de seção transversal 305 x 305 mm preenchido com concreto armado, exposto ao incêndio ASTM E-119 (1990) dado pela equação (2.14). Os seguintes resultados foram observados:

- após 30 minutos de exposição, o núcleo central do pilar praticamente não sofre alterações térmicas;
- após uma hora de exposição ao incêndio, o tubo de aço atinge temperaturas da ordem de 860 °C, enquanto o concreto chega a 370 °C;
- retirando-se o tubo de aço, verificou-se que o campo de temperaturas aumentou para o pilar somente de concreto nos primeiros 60 minutos de incêndio. Após esse intervalo, para ambas as seções, as respostas térmicas foram praticamente as mesmas.

WANG (1998) estudou a efetividade de um novo tipo de proteção parcial contra incêndio para as vigas mistas. Em seus modelos, apenas a mesa inferior e 1/4 da alma do perfil metálico foram protegidos, conforme mostra a figura 2.8. Foram comparados os valores de momentos plásticos resistentes para as vigas com proteção parcial e total.

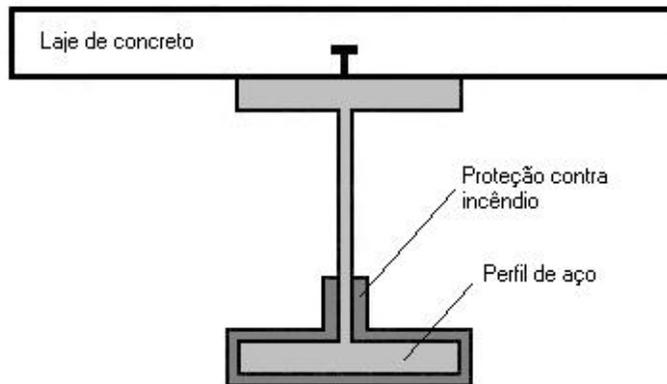


Figura 2.8 – Viga mista com proteção parcial contra incêndio

Um programa de transferência de calor via Método dos Elementos Finitos foi usado para avaliar os campos de temperatura nas várias partes da seção da viga mista. O momento resistente plástico da seção foi calculado dividindo-se a mesma em pequenas partes e somando-se as contribuições.

Segundo Wang, é estruturalmente possível proteger apenas parcialmente as vigas mistas contra incêndio. Isto foi confirmado pela capacidade das vigas mistas protegidas parcialmente, em condições de incêndio, desenvolverem de 30 a 70 % do momento resistente plástico a temperatura ambiente.

Neste trabalho, Wang afirmou que o uso de proteção parcial pode reduzir consideravelmente o custo final de proteção contra incêndio. Isto se baseia no fato de que o custo dos materiais para proteção parcial ou total é similar, mas o custo com a instalação da proteção, que é função da área protegida, pode ser reduzido em mais de 50 % no caso de se proteger parcialmente.

MÄKELÄINEN e MA (2000) publicaram um trabalho que trata da resistência ao fogo de lajes mistas do tipo “slim floor”, conforme mostrado na figura 2.9. Esse tipo de estrutura mista tem tido uma grande aceitação nos Países Nórdicos e no Reino Unido e atualmente tem sido testado no Brasil.

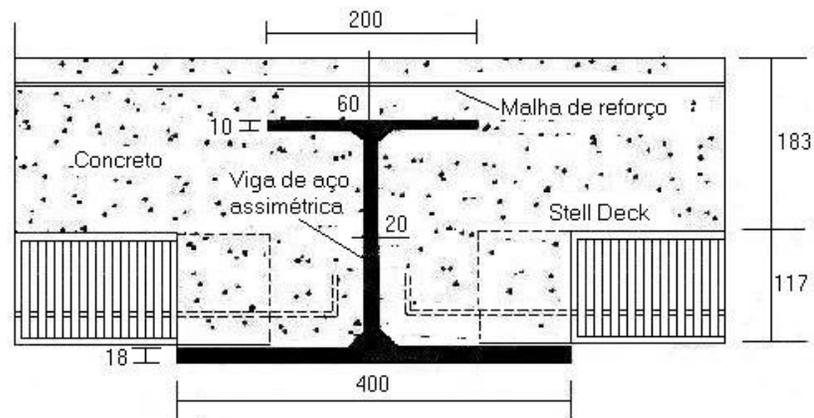


Figura 2.9 – Seção transversal de uma viga mista do tipo “slim floor”

Neste trabalho, os autores analisaram o comportamento térmico e mecânico deste tipo de estrutura sob condições de incêndio. O campo de temperaturas foi determinado através de um programa bidimensional baseado no Método das Diferenças Finitas denominado TACS-FIR, desenvolvido na Universidade Tecnológica de Helsinque, na Finlândia.

As vigas mistas “slim floor” têm uma boa resistência ao fogo, já que a viga de aço se encontra praticamente toda envolta pelo concreto. Neste trabalho, os autores afirmaram que esse tipo de estrutura suporta um incêndio de 60 minutos sem a necessidade de nenhuma providência adicional. Em situações mais críticas, pode-se utilizar uma proteção contra incêndio na mesa inferior da viga metálica.

SHA (1998) estudou a influência do uso de aços especiais resistentes ao fogo no comportamento, em situação de incêndio, de alguns tipos de elementos estruturais. Os elementos estruturais mistos estudados são mostrados na figura 2.10.

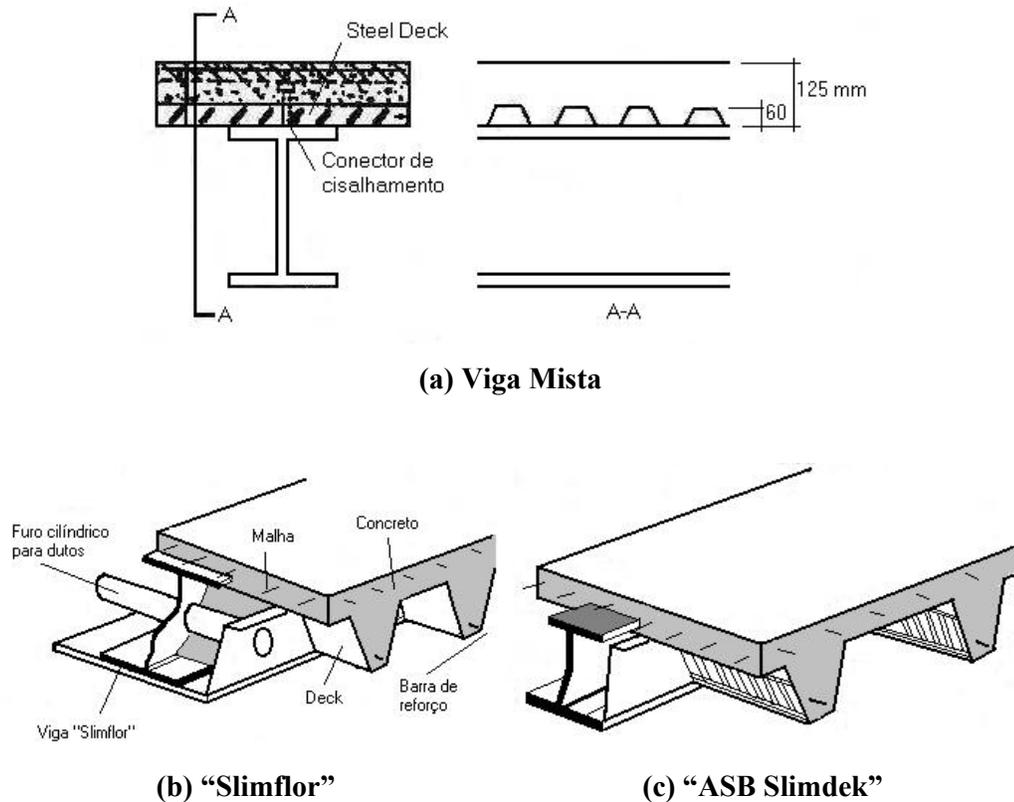


Figura 2.10 – Elementos estruturais mistos estudados por SHA (1998)

O tipo de aço em consideração tem um fator de redução de resistência da ordem de 0,5 estando a uma temperatura de 700 °C, um aumento de aproximadamente 100 °C quando comparado com os aços estruturais tradicionais. Com base nos resultados obtidos, notou-se que as estruturas do tipo "slim floor" têm um aumento de resistência ao fogo menos significativo do que as vigas mistas tradicionais, quando se utiliza um tipo de aço resistente ao fogo. Isso se deve ao fato de os "slim floor" terem a parte de aço praticamente envolta no concreto, o que diminui a importância do tipo de aço utilizado.

ZHAO e KRUPPA (1997) investigaram numérica e experimentalmente o comportamento em incêndio de vigas mistas, analisando a resposta dos conectores de cisalhamento e a possibilidade de escorregamento entre o aço e o concreto. Através dos resultados de ensaios, verificou-se que, no caso de lajes maciças com conectores do tipo pino com cabeça, o colapso ocorre sempre pelo cisalhamento do conector ao nível da

mesa do perfil. O mesmo ocorre no caso de lajes mistas com fôrma de aço do tipo reentrante. Entretanto, no caso de fôrmas do tipo trapezoidal, o cisalhamento dos conectores ocorre acompanhado do deslizamento entre a fôrma e o concreto.

CAPÍTULO 3

O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS APLICADO À TRANSFERÊNCIA DE CALOR

3.1 – Mecanismos de transferência de calor

Para se compreender melhor a forma pela qual o calor é transmitido numa situação de incêndio, é necessário entender os principais mecanismos de transferência de calor que são: condução, convecção e radiação.

3.1.1 – Condução

A condução é um processo pelo qual o calor flui de uma região de temperatura mais alta para outra de temperatura mais baixa, dentro de um meio (sólido, líquido ou gasoso) ou entre meios diferentes em contato físico direto. A transferência de calor ocorre através do movimento cinético ou pelo impacto direto de moléculas, no caso de fluidos em repouso. No caso dos sólidos isolantes, a transferência de energia se faz exclusivamente através da vibração da rede molecular, provocada pelo movimento atômico. Num sólido condutor, a transferência de calor por condução se deve também ao movimento translacional dos elétrons livres.

A relação básica para a transmissão de calor por condução é dada pela Lei de Fourier. Ela estabelece que Q , o calor transmitido por condução por unidade de tempo em um material é igual ao produto das seguintes quantidades:

- k , a condutividade térmica do material;
- A , a área da seção transversal através da qual o calor flui por condução, medida perpendicularmente à direção do fluxo;
- $\frac{d\theta}{dn}$, o gradiente de temperatura na seção, isto é, a razão de variação da temperatura θ com a distância, na direção \mathbf{n} do fluxo de calor.

Assim sendo, a equação elementar para a condução unidimensional no regime permanente é:

$$Q = -kA \frac{d\theta}{dn}, \quad k \text{ (W/m}^\circ\text{C)} \quad (3.1)$$

O sinal negativo indica que o fluxo de calor ocorre em sentido contrário ao gradiente de temperatura. A quantidade de calor por unidade de área por unidade de tempo é chamada fluxo de calor q , e sua equação é a seguinte:

$$q_n = \frac{Q}{A} = -k \frac{d\theta}{dn} \quad (3.2)$$

Essa é a expressão matemática para o princípio básico da condução de calor, que estabelece que o calor é transferido em proporção ao gradiente de temperatura.

Para determinar as equações básicas que governam a condução de calor em um sólido, considera-se um elemento bidimensional em um domínio Ω , como mostrado na figura 3.1. Considera-se também as hipóteses de isotropia, meio contínuo, homogeneidade térmica, ou seja, as propriedades do material são independentes do ponto considerado e

permanência térmica, isto é, a condutividade térmica e o calor específico são variáveis segundo a temperatura.

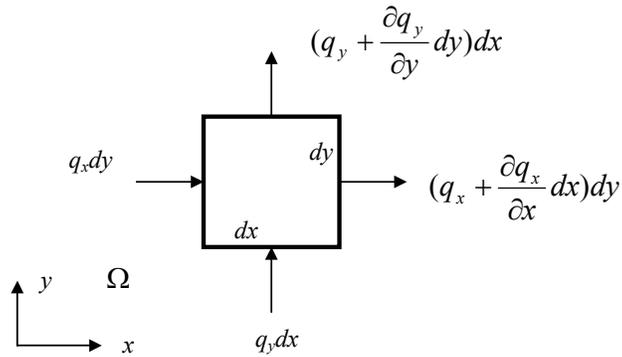


Figura 3.1 – Fluxo de calor em um elemento bidimensional

Se o calor que flui na direção dos eixos x e y por unidade de comprimento na unidade de tempo é denotado por q_x e q_y respectivamente, a diferença entre o fluxo que entra e o fluxo que sai de um elemento de tamanho $dx dy$ é dada por:

$$dy(q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx - q_x) + dx(q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy - q_y) \quad (3.3)$$

Por conservação de calor, esta quantidade deve ser igual à soma do calor gerado no elemento na unidade de tempo, dito $Q_g dx dy$ e o calor adicional por unidade de tempo devido a mudança de temperatura $-\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} dx dy$, onde c é o calor específico, ρ é a densidade e $\theta(x, y, t)$ é a distribuição de temperatura. Portanto:

$$\frac{\partial q_x}{\partial x} dy dx + \frac{\partial q_y}{\partial y} dx dy = Q_g dx dy - \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} dx dy \quad (3.4)$$

Dividindo todos os termos por $dx dy$, tem-se:

$$\frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} - Q_g + \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = 0 \quad (3.5)$$

Os fluxos de calor na direção x e y são:

$$q_x = -k \frac{\partial \theta}{\partial x} \quad \text{e} \quad q_y = -k \frac{\partial \theta}{\partial y} \quad (3.6)$$

Substituindo esses fluxos na equação (3.5) tem-se a seguinte equação:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + Q_g - \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = 0 \quad (3.7)$$

Para resolver a equação diferencial da condução de calor, precisa-se especificar as condições iniciais (no tempo $t = t_0$ no domínio Ω) e as condições de contorno na superfície Γ para um problema particular.

O campo inicial de temperaturas deve ser especificado como:

$$\theta(x, y, z, 0) = \theta_0(x, y, z) \text{ em } \Omega \quad (3.8)$$

Existem duas condições de contorno típicas envolvidas: a condição essencial ou de Dirichlet e a natural ou de Neumann. Na condição de contorno essencial, o valor da temperatura no contorno Γ_θ é prescrito. Esses valores podem ser constantes ou variar com o tempo, isto é

$$\theta = \theta(x, y, z, t) \text{ em } \Gamma_\theta \quad (3.9)$$

Na condição de contorno natural, os valores do fluxo saindo na direção normal ao contorno Γ_q são prescritos como $\bar{q}(x, y, z, t)$. Dessa forma:

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial n} = \bar{q} \text{ em } \Gamma_q \quad (3.10)$$

3.1.2 – Convecção

Quando existe um escoamento de um fluido nas imediações de um corpo, estando ambos a temperaturas diferentes, ocorre a troca de calor entre eles através do processo chamado convecção. Seja um grupo de partículas movendo-se com uma dada velocidade cujas componentes são (u, v, w). Quando é calculada a razão pela qual o calor atravessa um plano, um termo convectivo de componentes ($\rho c \theta u$, $\rho c \theta v$, $\rho c \theta w$) deve ser adicionado à parte devido à condução. Então, as componentes do vetor fluxo de calor passam a ser:

$$q_x = -k \frac{\partial \theta}{\partial x} + \rho c \theta u$$

$$q_y = -k \frac{\partial \theta}{\partial y} + \rho c \theta v$$

$$q_z = -k \frac{\partial \theta}{\partial z} + \rho c \theta w$$

Voltando à equação (3.5) tem-se:

$$\rho c \left(\frac{\partial \theta}{\partial t} + u \frac{\partial \theta}{\partial x} + v \frac{\partial \theta}{\partial y} + w \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) = \nabla k \nabla \theta + Q_g \text{ ou } \rho c \frac{D\theta}{Dt} = \nabla \cdot k \nabla \theta + Q_g \quad (3.11)$$

onde

$$\frac{D\theta}{Dt} = \frac{\partial \theta}{\partial t} + u \frac{\partial \theta}{\partial x} + v \frac{\partial \theta}{\partial y} + w \frac{\partial \theta}{\partial z} \quad (3.12)$$

Para se resolver a equação (3.11), as mesmas condições de contorno e iniciais dadas pelas equações (3.8), (3.9) e (3.10) são necessárias, desde que o campo de velocidade seja assumido como conhecido.

Existem dois tipos de convecção, a natural e a forçada. A convecção natural ocorre devido a um movimento do fluido decorrente da diferença de densidade entre regiões distintas do mesmo. A densidade do fluido varia devido à mudança de temperatura. Já a convecção forçada, ocorre quando o movimento é induzido por agentes mecânicos como ventiladores ou bombas.

Em muitos casos, a convecção normalmente ocorre entre um fluido e a superfície de um sólido. Portanto, a convecção pode ser considerada como um tipo de condição de contorno para o domínio sólido.

A transferência de calor por convecção é uma função da diferença de temperatura entre o sólido (θ_s) e o fluido (θ_f). Portanto:

$$q = h(\theta_s - \theta_f) \quad (3.13)$$

onde:

- q é o fluxo de calor;
- h é o coeficiente de transferência de calor por convecção entre o sólido e o fluido.

Portanto, a condição de contorno (3.10) pode ser expressa por:

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial n} = h(\theta_s - \theta_f) \text{ em } \Gamma_q \quad (3.14)$$

3.1.3 – Radiação

Conforme foi dito, a transferência de calor pode acontecer através de um meio material estático (condução) ou um meio material em movimento (convecção). A transmissão de calor por radiação não necessita de um meio material para se processar já que a energia é transportada através de ondas eletromagnéticas.

Simplificadamente, o mecanismo de radiação consiste na emissão de ondas eletromagnéticas por um corpo aquecido que, absorvidas por um receptor, transformam-se em energia térmica.

O calor emitido por radiação térmica foi quantificado pela Lei de Stefan-Boltzmann, que estabelece que o calor emitido por um corpo negro é diretamente proporcional à sua temperatura absoluta elevada à quarta potência, ou seja:

$$q_r \propto \theta_s^4 \quad (3.15)$$

A constante de proporcionalidade, chamada Constante de Stefan-Boltzmann, é representada por σ e vale $5,669 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$, ou seja:

$$q_r = \sigma \theta_s^4 \quad (3.16)$$

Essa equação só é válida para corpos negros que são definidos como superfícies ideais que absorvem integralmente a energia radiante incidente. Para superfícies reais, o fluxo q_r deve ser multiplicado pela emissividade ε da superfície, que representa a fração da energia emitida por essa, quando comparada com uma superfície negra. Dessa forma, $1 > \varepsilon > 0$ e, portanto, o calor emitido pela superfície será:

$$q_r = \varepsilon \sigma \theta_s^4 \quad (3.17)$$

Por outro lado, a vizinhança emite calor por radiação (q_{inc}) para a superfície, que o absorve dependendo de sua absortividade η , ou seja, numa quantidade igual a ηq_{inc} .

A troca líquida de calor entre a superfície e a vizinhança será então:

$$\begin{aligned} \varepsilon \sigma \theta_s^4 - \eta q_{\text{inc}} \text{ ou} \\ \varepsilon \sigma \theta_s^4 - \eta \sigma \theta_f^4 \end{aligned} \quad (3.18)$$

Finalmente, pode-se demonstrar que, para superfícies cinzentas, ou seja, aquelas que não absorvem integralmente a energia radiante incidente, $\varepsilon = \eta$ e o calor trocado será então:

$$\varepsilon \sigma (\theta_s^4 - \theta_f^4) \quad (3.19)$$

Portanto, a condição de contorno (3.10) pode ser escrita como:

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial n} = \varepsilon \sigma (\theta_s^4 - \theta_f^4) \text{ em } \Gamma_q \quad (3.20)$$

Combinando as equações (3.10), (3.14) e (3.20), a condição de contorno para as equações de transferência de calor (3.7) e (3.11) pode ser escrita como:

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial n} = \bar{q} + h(\theta_s - \theta_f) + \varepsilon_s \sigma (\theta_s^4 - \theta_f^4) \text{ em } \Gamma_q \quad (3.21)$$

onde ε_s é a emissividade do sólido considerado.

3.2 – Equações básicas do MEF

A equação básica da transferência de calor é a Equação de Poisson, que pode ser expressa da seguinte forma:

$$\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = \nabla^2 \mathbf{D}\theta + \rho r \text{ em } \Omega \quad (3.22)$$

onde θ representa a temperatura, t a variável tempo, ρ a densidade do material, c o calor específico, ρr a densidade de calor devido a uma fonte de calor interna e D corresponde à matriz constitutiva, formada pelas condutividades térmicas λ , para as diferentes dimensões nas quais se descreve o domínio Ω . Desta forma, para um domínio bidimensional, D é da forma:

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} \lambda_x & 0 \\ 0 & \lambda_y \end{bmatrix} \quad (3.23)$$

As condições de contorno às quais está sujeito o problema são mostradas na figura 3.2 e são as seguintes:

- condição de Dirichlet, que fixa a temperatura θ a um valor previamente conhecido sobre um contorno particular;

$$\theta - \bar{\theta} = 0 \text{ em } \Gamma_\theta \quad (3.24)$$

- condição de Neumann, que fixa o gradiente de temperatura normal à superfície.

$$\mathbf{n}^T \mathbf{q} + \alpha(\theta_s - \theta_f) + \bar{q} = 0 \text{ em } \Gamma_q \quad (3.25)$$

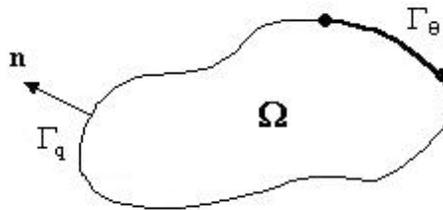


Figura 3.2 – Região bidimensional com as condições de contorno possíveis

Nas equações anteriores, $\bar{\theta}$ é a temperatura com valor conhecido na fronteira, α representa o coeficiente de convecção-radiação, \bar{q} é o fluxo de temperatura, com valor

conhecido na fronteira, θ_f é a temperatura dos gases fora do domínio e as demais variáveis expressas pelas equações:

- $\mathbf{n} = [n_x \quad n_y]^T$, vetor de normais ao contorno;
- $\mathbf{q}_n = [q_x \quad q_y] = -\mathbf{D}\nabla\theta$, vetor gradiente de temperatura.

onde a função gradiente é dada por:

$$\nabla = \left[\frac{\partial}{\partial x} \quad \frac{\partial}{\partial y} \right]^T \quad (3.26)$$

Dependendo dos valores dos parâmetros na equação (3.25), tem-se os seguintes casos:

- contorno isolado - representa um fluxo de calor nulo na interface do domínio com o meio externo, de maneira que:

$$\mathbf{n}^T \mathbf{q} = 0, \text{ pois } \bar{q} = 0 \text{ e } \alpha = 0 \quad (3.27)$$

- contorno com entrada ou saída de fluxo - neste caso existe um fluxo de valor conhecido na fronteira, ou seja:

$$\mathbf{n}^T \mathbf{q} = -\bar{q}, \text{ já que } \alpha = 0 \quad (3.28)$$

- contorno com entrada ou saída de calor por convecção-radiação - neste caso, existe uma interação do calor existente no meio externo e a temperatura do domínio, que de acordo com as leis da termodinâmica, produz um fluxo na interface representado por:

$$\mathbf{n}^T \mathbf{q} = -\alpha (\theta_s - \theta_f) \text{ com } \bar{q} = 0 \quad (3.29)$$

O fator α representa ambos os fenômenos, convecção e radiação, e é dado por:

$$\alpha = h + \varepsilon_{\text{res}} \sigma [81385668 + 447174(\theta_f + \theta_s) + (\theta_f + \theta_s)(\theta_f^2 + \theta_s^2) + 1092(\theta_f^2 + \theta_f\theta_s + \theta_s^2)] \quad (3.30)$$

onde:

- h é o coeficiente de transferência de calor por convecção;
- ε_{res} é a emissividade resultante entre os gases e a superfície;
- σ é a constante de Stefan-Boltzmann e vale $5,669 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$;
- θ_f é a temperatura dos gases, em graus Celsius;
- θ_s é a temperatura da superfície, em graus Celsius.

3.3 – Formulação

A aplicação do MEF exige como ponto de partida a existência de uma forma integral que expresse o mecanismo global do sistema. Essa forma integral pode ser obtida aplicando-se o método dos resíduos ponderados à equação diferencial (3.22) e à condição de contorno (3.25). Assim:

$$\int_{\Omega} \mathbf{W}^T [\nabla^T \mathbf{D} \nabla \theta + \rho r] \partial \Omega - \int_{\Omega} \mathbf{W}^T \left[\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} \right] \partial \Omega + \int_{\Gamma_q} \mathbf{W}^T [\mathbf{n}^T \mathbf{D} \nabla \theta + \alpha(\theta_s - \theta_f) + \bar{q}] \partial \Gamma_q = 0 \quad (3.31)$$

onde \mathbf{W} são as funções de peso do método dos resíduos ponderados.

Após integrar por partes o termo $\nabla^T \mathbf{D} \nabla \theta$ e reagrupar a equação, vem:

$$\int_{\Omega} \mathbf{W}^T \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} \partial \Omega + \int_{\Omega} \nabla^T \mathbf{W}^T \mathbf{D} \nabla \theta \partial \Omega + \int_{\Gamma_q} \mathbf{W}^T \alpha \theta \partial \Gamma_q =$$

$$\int_{\Omega} \mathbf{W}^T \rho r \partial \Omega - \int_{\Gamma_q} \mathbf{W}^T \bar{\mathbf{q}}_n \partial \Gamma_q + \int_{\Gamma_q} \mathbf{W}^T \alpha \theta_f \partial \Gamma_q - \int_{\Gamma_\theta} \mathbf{W}^T \mathbf{q}_n \partial \Gamma_q$$
(3.32)

Depois de discretizar o domínio em elementos finitos, as temperaturas são interpoladas no interior de cada elemento como:

$$\theta = \sum N_i \theta_i = \mathbf{N} \mathbf{a}^{(e)}$$
(3.33)

onde:

- N_i são as funções de forma definidas em cada elemento;
- $\mathbf{a}^{(e)}$ contém os valores das temperaturas nodais do elemento (e).

O vetor de gradientes em cada elemento é obtido por:

$$\mathbf{g} = \nabla \theta = \nabla \mathbf{N} \mathbf{a}^{(e)} = \mathbf{B} \mathbf{a}^{(e)}$$
(3.34)

onde $\mathbf{B} = [B_1, \dots, B_n]$, sendo $B_i = \left[\frac{\partial N_i}{\partial x} \quad \frac{\partial N_i}{\partial y} \right]^T$, para problemas bidimensionais.

O vetor de fluxos pode ser calculado em função dos valores nodais conforme:

$$\mathbf{q} = - \mathbf{D} \mathbf{B} \mathbf{a}^{(e)}$$
(3.35)

Substituindo as equações (3.33) e (3.34) na equação (3.32) e fazendo \mathbf{W} igual a \mathbf{N} , conforme o Método de Galerkin (HUANG e USMANI, 1993), obtém-se um sistema matricial de equações que pode ser escrito na forma:

$$\mathbf{M} \frac{\partial \mathbf{a}}{\partial t} + \mathbf{K} \mathbf{a} = \mathbf{f} \quad (3.36)$$

Na equação 3.36, \mathbf{a} é o vetor de incógnitas contendo a temperatura em todos os nós da malha, e \mathbf{M} , \mathbf{K} e \mathbf{f} são a matriz de massa, a matriz de rigidez e o vetor de forças nodais, respectivamente. Para cada elemento, essas matrizes podem ser obtidas pelas seguintes equações:

$$\mathbf{M}^{(e)} = \int_{\Omega^{(e)}} \rho c \mathbf{N}^T \mathbf{N} \partial \Omega^{(e)} \quad (3.37)$$

$$\mathbf{K}^{(e)} = \int_{\Omega^{(e)}} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} \partial \Omega^{(e)} + \alpha \int_{\Gamma_q^{(e)}} \mathbf{N}^T \mathbf{N} \partial \Gamma_q^{(e)} \quad (3.38)$$

$$\mathbf{f}^{(e)} = \int_{\Omega^{(e)}} \mathbf{N}^T \rho r \partial \Omega^{(e)} - \int_{\Gamma_q^{(e)}} \mathbf{N}^T \bar{q} \partial \Gamma_q^{(e)} + \int_{\Gamma_q^{(e)}} \mathbf{N}^T \alpha \theta_f \partial \Gamma_q^{(e)} - \int_{\Gamma_\theta^{(e)}} \mathbf{n}^T \mathbf{N}^T \mathbf{q}_n \partial \Gamma_\theta^{(e)} \quad (3.39)$$

No caso estacionário, a solução requer apenas a resolução do sistema de equações abaixo:

$$\mathbf{K} \mathbf{a} = \mathbf{f} \quad (3.40)$$

Obtidas as temperaturas nodais, obtêm-se os gradientes de temperatura e os fluxos de calor em cada ponto através das equações (3.34) e (3.35), respectivamente.

Para um problema transiente, a solução exige a integração no tempo da equação (3.36). Usando um esquema de diferenças finitas trapezoidal generalizado obtém-se:

$$\left[\frac{\mathbf{M}}{\Delta t} + \beta \mathbf{K} \right] \mathbf{a}_t = \beta \mathbf{f}_t + (1 - \beta) \mathbf{f}_{t-1} + \left[\frac{\mathbf{M}}{\Delta t} - (1 - \beta) \mathbf{K} \right] \mathbf{a}_{t-1} \quad (3.41)$$

onde β define o “ponto de colocação” da equação diferencial (3.36), isto é:

$$\mathbf{a}^\beta = \beta \mathbf{a}_t + (1 - \beta) \mathbf{a}_{t-1} \quad (3.42)$$

A equação anterior permite obter o valor da temperatura no tempo t em função da temperatura no instante $t-1$ e dos valores das “forças” nos tempos t e $t-1$.

Pode-se demonstrar que o esquema trapezoidal utilizado na equação anterior é condicionalmente estável, convergindo para $\beta \geq 0,5$. Na prática recomenda-se utilizar β igual a $2/3$ (Galerkin) ou β igual a 1 .

CAPÍTULO 4

IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL

4.1 – Introdução

Neste capítulo, apresenta-se o programa desenvolvido neste trabalho para a determinação numérica da elevação de temperatura em elementos estruturais de concreto, de aço, ou mistos aço-concreto, em situação de incêndio. Este programa, que recebeu a denominação de *CALTEMI (Cálculo da Temperatura em Elementos Estruturais em Incêndio)*, é um programa baseado no Método dos Elementos Finitos que realiza uma análise térmica transiente e não-linear de elementos bidimensionais com geometria qualquer.

Este programa foi desenvolvido em linguagem *FORTRAN* e é baseado na plataforma do programa *Caltep (Programa para o Cálculo Transitório da Equação de Poisson)*, desenvolvido no Centro Internacional de Métodos Numéricos em Engenharia (CIMNE) da Universidade Politécnica da Catalunha, na Espanha (ZÁRATE e OÑATE, 1993). Ao programa *Caltep* foram adicionados vários procedimentos, entre eles o cálculo da temperatura externa variável segundo a curva de incêndio-padrão dada pela NBR 5628 (1980). Transformou-se o programa em não-linear, ao passar a considerar a dependência das propriedades térmicas do aço, do concreto e do ar com a temperatura, além da implementação da condição de radiação no contorno, que é uma condição não-linear. Adicionou-se também, o cálculo iterativo do coeficiente de convecção nas

superfícies não expostas ao incêndio, como por exemplo, a superfície superior das lajes de concreto.

Para facilitar a entrada de dados e saída de resultados do programa, foi desenvolvida uma interface em ambiente *Windows*, através da linguagem de programação *DELPHI*. Inicialmente, é necessária a geração da malha em elementos finitos em um pré-processador como o GID ou ANSYS, por exemplo. Neste trabalho foi utilizado o programa GID (CIMNE, 2000). De posse da malha, introduz-se os demais dados, como tipos e propriedades térmicas dos materiais, condições de contorno, discretização temporal, consideração ou não da não-linearidade física dos materiais, etc. Após o processamento, o programa gera um relatório com as temperaturas em todos os nós da malha.

4.2 – Características do programa Caltemi

Neste item são mostradas as principais características do programa Caltemi no que se refere às propriedades térmicas dos materiais, aos tipos de elementos utilizáveis e às condições de contorno possíveis de serem utilizadas na análise numérica.

4.2.1 – Propriedades dos materiais

O programa Caltep, no qual foi baseado o programa Caltemi, admite que as propriedades térmicas dos materiais (condutividade térmica, calor específico e massa específica) sejam constantes com a temperatura. Neste trabalho, implementou-se a possibilidade de se utilizar a não-linearidade física do aço e do concreto segundo as curvas da NBR 14323 (1999) e do Eurocode 4 – Part 1.2 (1994), respectivamente. Com isso, as propriedades térmicas para o aço e para o concreto consideradas são as seguintes:

- Para propriedades térmicas constantes segundo a temperatura (EUROCODE 4 – Part 1.2, 1994):

Tabela 4.1 – Propriedades térmicas do aço e do concreto admitindo linearidade

| | Condutividade Térmica (W/m °C) | Calor Específico (J/kg °C) | Massa Específica (kg/m ³) |
|----------|-----------------------------------|-------------------------------|--|
| Aço | 45,0 | 600 | 7850 |
| Concreto | 1,6 | 1000 | 2400 |

- Para propriedades térmicas variáveis segundo a temperatura:

a) Aço, conforme NBR 14323 (1999):

- **Condutividade Térmica**

para $20^{\circ}\text{C} \leq \theta_a < 800^{\circ}\text{C}$

$$k_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2} \theta_a$$

para $800^{\circ}\text{C} \leq \theta_a < 1200^{\circ}\text{C}$

$$k_a = 27,3 \text{ W/m }^{\circ}\text{C}$$

- **Calor Específico**

para $20^{\circ}\text{C} \leq \theta_a < 600^{\circ}\text{C}$

$$c_a = 425 + 7,73 \times 10^{-1} \theta_a - 1,69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \times 10^{-6} \theta_a^3$$

para $600^{\circ}\text{C} \leq \theta_a < 735^{\circ}\text{C}$

$$c_a = 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a}$$

para $735^{\circ}\text{C} \leq \theta_a < 900^{\circ}\text{C}$

$$c_a = 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731}$$

para $900^{\circ}\text{C} \leq \theta_a < 1200^{\circ}\text{C}$

$$c_a = 650 \text{ J/kg } ^{\circ}\text{C}$$

onde θ_a é a temperatura do aço em graus Celsius.

- **Massa Específica**

A massa específica do aço, em qualquer temperatura, pode ser tomada constante e igual a 7850 kg/m^3 .

b) Concreto, conforme EUROCODE 4 – Part 1.2 (1994):

- **Condutividade Térmica**

para $20^{\circ}\text{C} \leq \theta_c < 1200^{\circ}\text{C}$

$$k_c = 2 - 0,24 (\theta_c/120) + 0,012 (\theta_c/120)^2, \text{ em W/m } ^{\circ}\text{C}$$

- **Calor Específico**

para $20^{\circ}\text{C} \leq \theta_c < 1200^{\circ}\text{C}$

$$c_c = 900 + 80 (\theta_c/120) - 4 (\theta_c/120)^2, \text{ em J/kg } ^{\circ}\text{C}$$

onde θ_c é a temperatura do concreto em graus Celsius.

- **Massa Específica**

A massa específica do concreto pode ser tomada constante e igual a 2400 kg/m^3 .

As propriedades térmicas dos demais materiais, como os isolantes térmicos, são consideradas constantes segundo a temperatura.

4.2.2 – Elementos utilizáveis

O programa Caltemi aceita a discretização nos seguintes elementos isoparamétricos, mostrados na figura 4.1:

- Elemento triangular lagrangiano de 3 nós;
- Elemento triangular serendípico de 6 nós;
- Elemento quadrangular lagrangiano de 4 nós;
- Elemento quadrangular serendípico de 8 nós.

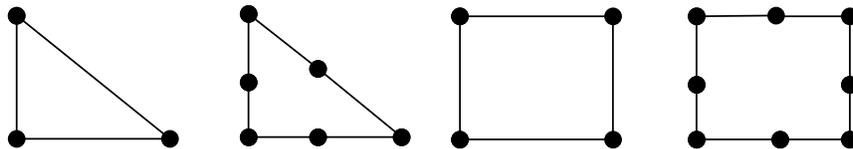


Figura 4.1 – Elementos utilizáveis no programa Caltemi

4.2.3 – Condições de contorno

O programa admite quatro formas distintas de condições de contorno na superfície que são:

- temperatura prescrita, representada pela equação 3.24 do item 3.2;

- fluxo de calor prescrito, representado pela equação 3.25 do item 3.2;
- condição de convecção no contorno, dada pela seguinte equação:

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial n} = h(\theta_s - \theta_f) \quad (4.1)$$

onde h é o coeficiente de convecção entre o ambiente e o material utilizado e θ_f é a temperatura do ambiente, variável segundo a curva-padrão de temperatura dos gases.

- condição de radiação no contorno, dada pela seguinte equação:

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial n} = \varepsilon_{\text{res}} \sigma (\theta_s^4 - \theta_f^4) \quad (4.2)$$

onde ε_{res} é a emissividade resultante entre a superfície e o meio externo, podendo ser tomada igual a 0,5 segundo a NBR 14323 (1999), e σ é a constante de Stefan-Boltzmann, que é igual a $5,669 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$.

No caso de superfícies expostas diretamente ao incêndio, adotou-se, neste trabalho, a soma das condições de convecção e radiação. Essa soma é representada pela seguinte equação:

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial n} = \alpha (\theta_s - \theta_f) \quad (4.3)$$

onde α é o coeficiente linearizado que leva em consideração tanto a convecção quanto a radiação, dado pela seguinte equação:

$$\alpha = h + \varepsilon_{\text{res}} \sigma [81385668 + 447174(\theta_f + \theta_s) + (\theta_f + \theta_s)(\theta_f^2 + \theta_s^2) + 1092(\theta_f^2 + \theta_f\theta_s + \theta_s^2)] \quad (4.4)$$

Como a convecção representa uma parcela muito pequena em relação à radiação, no caso de superfícies diretamente expostas ao incêndio, adotou-se a simplificação de se adotar um coeficiente de convecção médio h igual a $25 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$, conforme recomenda a NBR 14323 (1999).

Para o caso de superfície não exposta diretamente ao incêndio, na qual tem-se o elemento mais aquecido que o ambiente, como por exemplo a superfície superior das lajes, observa-se que a componente de convecção é mais significativa do que a de radiação. Nestes casos, foi implementado o cálculo iterativo do coeficiente de convecção entre o elemento aquecido e o ambiente. Para isso, foram utilizadas as tabelas de propriedades térmicas do ar (INCROPERA, 1992), as quais foram plotadas e, através dos gráficos, obtidas as curvas representativas para cada propriedade em função da temperatura do ar.

4.3 – Organização geral do programa Caltemi

A versão utilizada do programa Caltemi, conforme citado anteriormente, é dividida em dois blocos: uma interface e um processador. A interface colhe os dados do problema e gera um arquivo texto. O processador é então acionado, lê o arquivo de dados, realiza a análise numérica via Método dos Elementos Finitos e gera um arquivo de saída, que é apresentado sob a forma de um relatório, onde são mostradas as temperaturas em todos os nós da malha, para cada intervalo de tempo. São gerados ainda outros arquivos específicos, que podem ser lidos pelo pós-processador do programa GID (CIMNE, 2000), que apresenta os resultados de temperatura sob a forma de isotermas em cores, o que facilita a análise e verificação dos resultados. A figura 4.2 mostra esquematicamente a estrutura geral do programa desenvolvido.

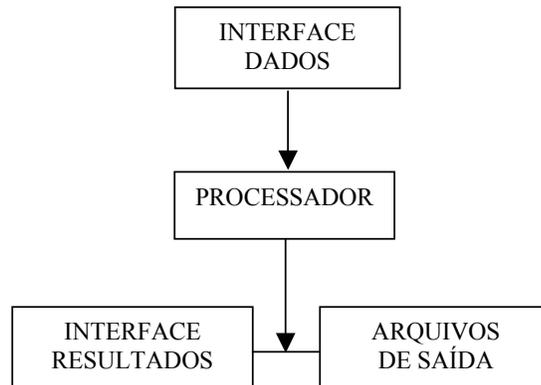


Figura 4.2 – Representação esquemática do programa Caltemi

4.3.1 – Interface

A interface do programa Caltemi, conforme dito anteriormente, foi implementada no intuito de facilitar a entrada de dados do programa e permitir a impressão de um relatório com os resultados de temperatura em cada nó da malha de elementos finitos. Neste item, são mostradas as janelas da interface, as quais estão preenchidas com os dados de um modelo estudado.

A figura 4.3 mostra a janela inicial do programa Caltemi. Nela, o usuário pode facilmente, através de botões ou menus, abrir, salvar, visualizar as demais janelas do programa, imprimir os resultados ou criar um novo projeto.

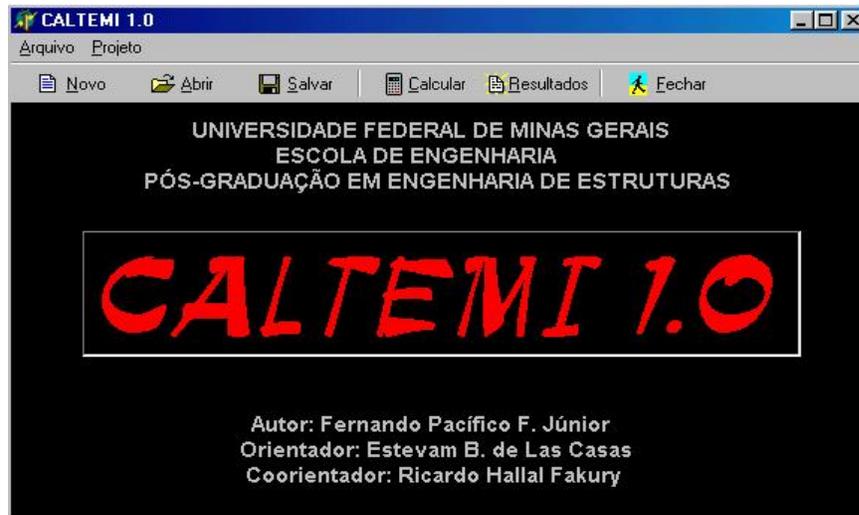


Figura 4.3 – Tela inicial do Caltemi

A figura 4.4 apresenta a janela na qual são inseridos os parâmetros de controle do problema, como título, número de nós, de elementos e de materiais. Na figura 4.5, é mostrada a janela que recebe as coordenadas dos nós da malha. A tabela de conectividade é mostrada na janela da figura 4.6.

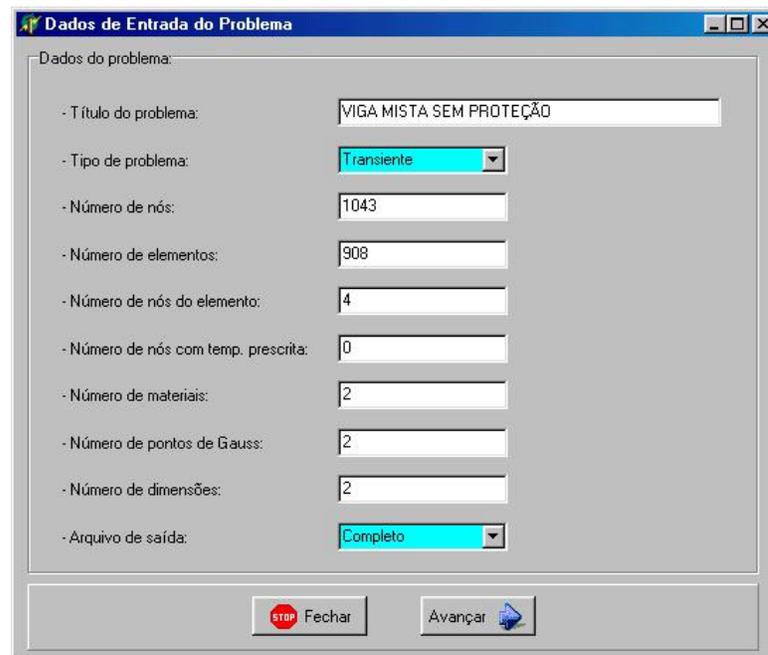


Figura 4.4 – Entrada das características principais do problema

The screenshot shows a window titled "Coordenadas" with a table of node coordinates. The table has three columns: "Nó", "Coord. x", and "Coord. y". The data is as follows:

| Nó | Coord. x | Coord. y |
|----|-----------|----------|
| 1 | 184.78374 | 67.78112 |
| 2 | 184.78374 | 67.77137 |
| 3 | 184.78374 | 67.76162 |
| 4 | 184.78374 | 67.75187 |
| 5 | 184.7504 | 67.78112 |
| 6 | 184.7504 | 67.77137 |
| 7 | 184.7504 | 67.76162 |

At the bottom of the window are three buttons: "Voltar" (Back), "Fechar" (Close), and "Avançar" (Next).

Figura 4.5 – Entrada das coordenadas nodais do problema

The screenshot shows a window titled "Conectividade" with a table of connectivity. The table has six columns: "Elemento", "Material", "Nó 1", "Nó 2", "Nó 3", and "Nó 4". The data is as follows:

| Elemento | Material | Nó 1 | Nó 2 | Nó 3 | Nó 4 |
|----------|----------|------|------|------|------|
| 1 | 2 | 1026 | 1025 | 1036 | 1037 |
| 2 | 2 | 1015 | 1014 | 1025 | 1026 |
| 3 | 2 | 1004 | 1003 | 1014 | 1015 |
| 4 | 2 | 993 | 992 | 1003 | 1004 |
| 5 | 2 | 982 | 981 | 992 | 993 |
| 6 | 2 | 971 | 970 | 981 | 982 |

At the bottom of the window are three buttons: "Voltar" (Back), "Fechar" (Close), and "Avançar" (Next).

Figura 4.6 – Entrada da tabela de conectividade do problema

A figura 4.7 mostra a janela na qual são inseridas as propriedades térmicas dos materiais. Nela também, o usuário pode optar pela consideração ou não da variação das propriedades do aço e do concreto segundo a temperatura. Na janela mostrada na figura 4.8, o usuário entra com as condições iniciais e de contorno do problema. Nela, adicionam-se a temperatura inicial, os parâmetros da discretização temporal, as condições de fluxo prescrito, além das fronteiras com condição de convecção e/ou radiação. A figura 4.9 apresenta o relatório com as temperaturas em cada nó da malha de elementos finitos.



Figura 4.7 – Entrada das propriedades dos materiais do problema

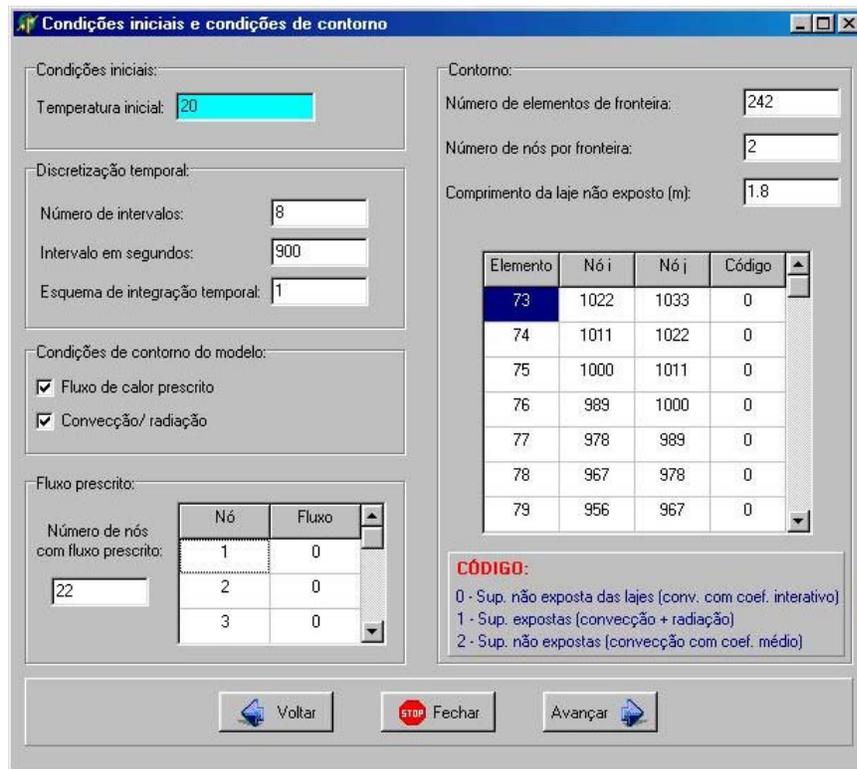


Figura 4.8 – Entrada das condições de contorno do problema

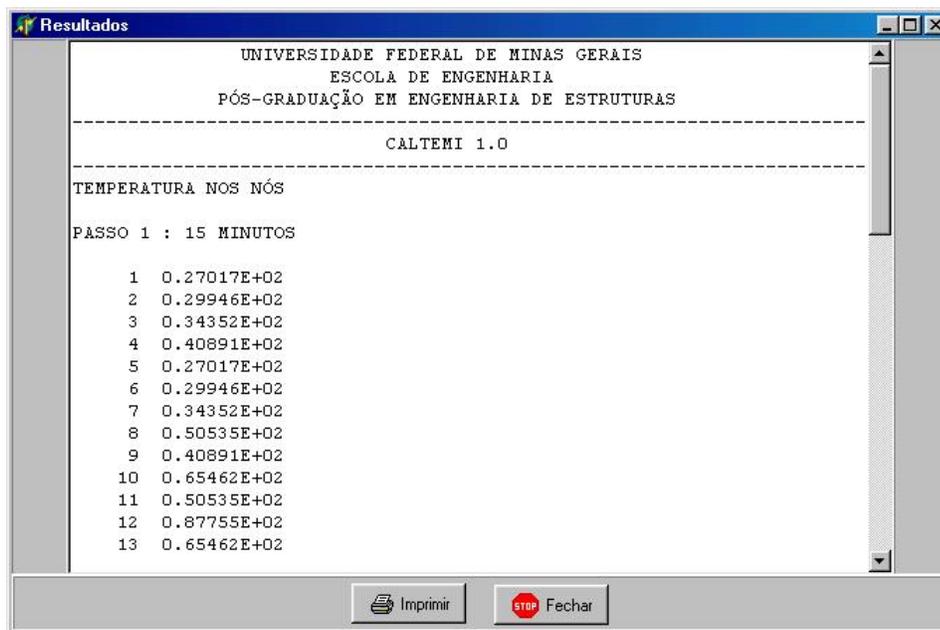


Figura 4.9 – Saída dos resultados da análise

4.3.2 – Processador

O processador do programa Caltemi foi dividido em várias sub-rotinas, com a finalidade de facilitar o entendimento e uma possível utilização posterior do código do programa. O fluxograma com cada uma dessas sub-rotinas é apresentado na figura 4.10.

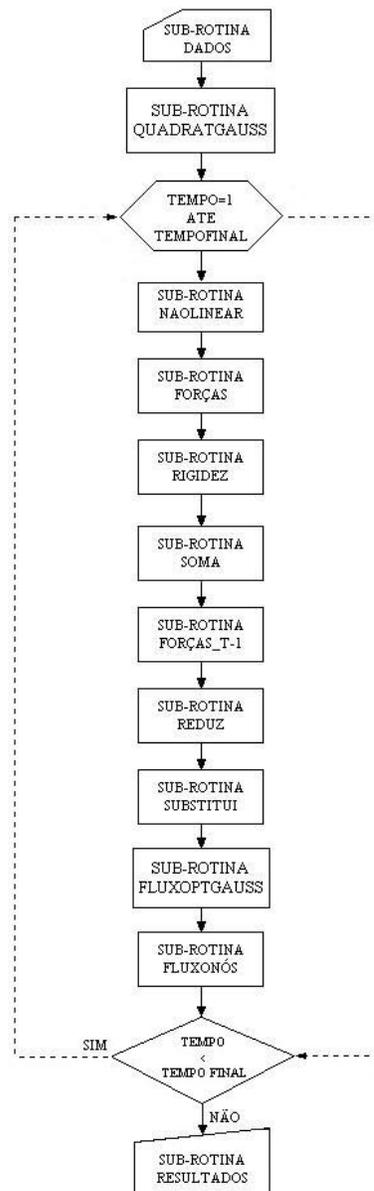


Figura 4.10 – Fluxograma do processador do Caltemi

A sub-rotina DADOS é responsável pela leitura de todos os dados do problema, como por exemplo, os parâmetros de controle (número de nós, número de elementos, número de materiais, etc.), as coordenadas nodais, a tabela de conectividade dos elementos, as propriedades dos materiais e as condições de contorno do problema. Após a leitura dos dados, o programa define as coordenadas e pesos da quadratura de Gauss selecionada para as integrais do elemento. Isto é feito através da sub-rotina QUADRATGAUSS. O programa Caltemi permite a utilização de quadraturas com 1, 2 ou 3 pontos de Gauss para elementos quadrangulares e 1, 3 ou 7 para elementos triangulares.

Na seqüência do processo, entra-se no “loop” dos incrementos de tempo. Na sub-rotina NAOLINEAR, são calculados, para cada passo de tempo, os valores dos coeficientes de convecção e de radiação através de um processo iterativo. Para isso, são calculados inicialmente o fluxo de calor e a temperatura média no contorno do elemento em análise, tanto para as partes expostas diretamente ao incêndio quanto para aquelas não expostas. Em NAOLINEAR também é calculada a temperatura dos gases, variável segundo a curva de incêndio-padrão da NBR 5628 (1980). Esta sub-rotina foi totalmente implementada neste trabalho, já que o programa original não permitia análise não-linear.

O vetor de forças \mathbf{f} de cada elemento, do sistema $\mathbf{M} \frac{\partial \mathbf{a}}{\partial t} + \mathbf{K} \mathbf{a} = \mathbf{f}$, é calculado na sub-rotina FORÇAS. O vetor \mathbf{f} é um vetor de forças nodais equivalentes composto pelas condições de contorno do problema, como temperatura ou fluxo de calor prescritos e condição de convecção e/ou radiação numa região específica do contorno. As matrizes \mathbf{K} e \mathbf{M} de cada elemento, ou matrizes de rigidez e de massa, respectivamente, são calculadas na sub-rotina RIGIDEZ. Dentro dessa sub-rotina, foram implementadas as curvas de variação das propriedades térmicas do aço e do concreto, segundo a temperatura. Em seguida, são somadas as contribuições de cada elemento da malha e computados o vetor de forças e a matriz de rigidez global do problema. Isto é feito na sub-rotina SOMA. Em FORÇAS_T-1, é calculada a contribuição, no vetor de forças, da matriz de massa modificada pelas temperaturas nodais do passo anterior. A resolução do sistema de equações é feita através do método da eliminação gaussiana, por ser um

método de fácil implementação em programas de elementos finitos. Essa resolução é feita nas sub-rotinas REDUZ e SUBSTITUI, na qual são determinadas as temperaturas em cada nó da malha.

Os fluxos de temperatura são calculados inicialmente nos pontos de Gauss e, a partir desses valores, são extrapolados para os nós. Esses cálculos são feitos nas sub-rotinas FLUXOPTGAUSS e FLUXONÓS, respectivamente. Em RESULTADOS, são gerados os arquivos de saída próprios para serem lidos pelo pós-processador do programa GID (CIMNE, 2000).

CAPÍTULO 5

RESULTADOS

5.1 – Generalidades

Este capítulo apresenta os modelos analisados neste trabalho, envolvendo variações na geometria, nos materiais utilizados, na discretização através de elementos finitos e nas condições de contorno impostas ao modelo. Os resultados obtidos através da análise numérica utilizando o programa Caltemi são comparados com aqueles obtidos utilizando-se as normalizações brasileira e européia, bem como com resultados disponíveis na literatura. Em todos os modelos foram feitas as seguintes considerações:

- utilizou-se a curva de incêndio-padrão dada pela NBR 5628 (1980);
- na discretização em elementos finitos, foram utilizados elementos quadrangulares de 4 nós;
- foi utilizada integração de ordem 2×2 ;
- foram analisados os resultados de temperatura para os tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos;
- utilizou-se um incremento de tempo de 900 segundos;

- as propriedades térmicas do aço e do concreto foram consideradas variáveis segundo a temperatura, de acordo com as curvas mostradas no item 4.2.1.

Os modelos foram divididos nos seguintes grupos: elementos de concreto, elementos de aço e elementos mistos.

5.2 – Elementos de concreto

Foram modelados três exemplos de elementos estruturais de concreto: um pilar quadrado, uma viga retangular e uma laje maciça.

5.2.1 – Pilar de concreto

O pilar de concreto analisado tem seção transversal quadrada de lado igual a 300 mm. Considerou-se o pilar exposto ao incêndio-padrão pelos quatro lados. Aproveitando-se a simetria tanto física quanto geométrica do pilar, utilizou-se apenas a quarta parte de sua seção transversal na análise, conforme mostra a figura 5.1. Os dois lados expostos ao fogo foram considerados sujeitos às condições de radiação e convecção. Os outros dois lados foram considerados isolados.

Realizou-se um teste de malhas para o modelo estudado conforme mostra a figura 5.1, com o objetivo de definir uma quantidade de elementos e de intervalos de tempo mínimos que garantissem uma boa resposta do processo numérico.

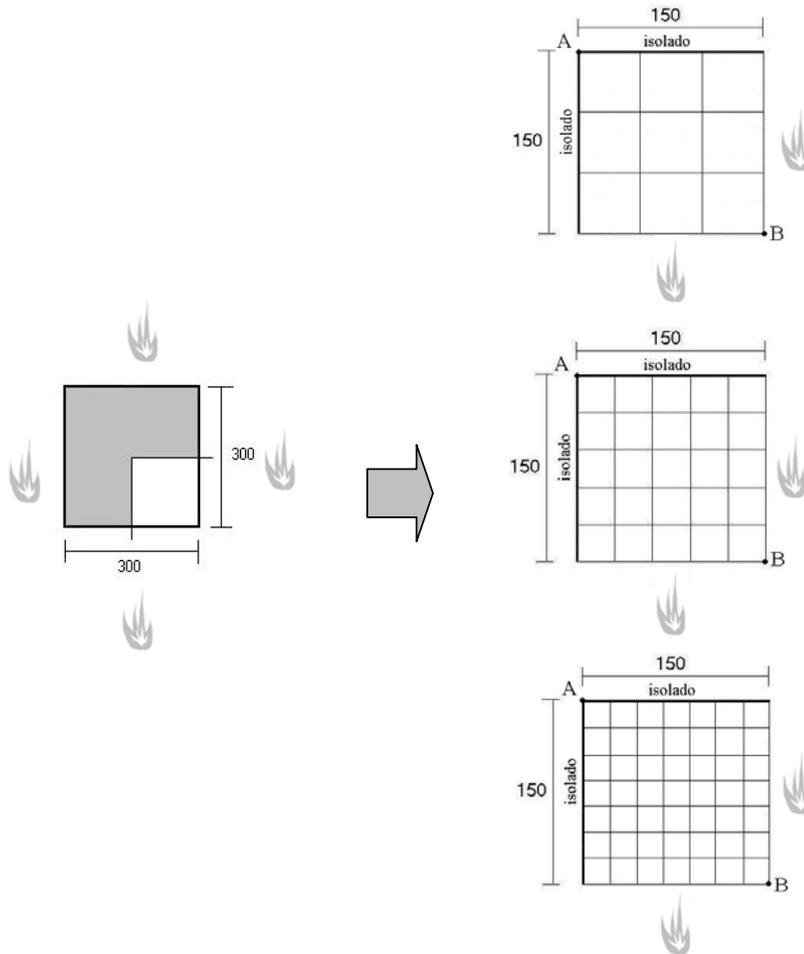


Figura 5.1 – Discretização do pilar de concreto

Foram analisados os resultados de temperatura para os pontos A e B na seção utilizando-se uma discretização temporal com 4, 8 e 16 intervalos de tempo e com 9, 25 e 49 elementos, conforme mostram as figuras 5.2 (a), 5.2 (b) e 5.2 (c), respectivamente. Pode-se notar que a quantidade de intervalos de tempo pouco interfere no resultado da análise, já que as curvas convergem para um ponto comum ao longo do tempo, tanto no ponto A quanto no ponto B, praticamente se sobrepondo no tempo de 120 minutos. Foi utilizada a discretização com 8 intervalos de tempo. O gráfico da figura 5.2 (d) foi feito variando-se a quantidade de elementos da malha. Assim como no caso do número de intervalos de tempo, verificou-se que os resultados não diferem muito para 9, 25 ou 49

elementos. Foi utilizada a malha com 25 elementos pois esta se mostrou suficiente para representar o modelo em questão.

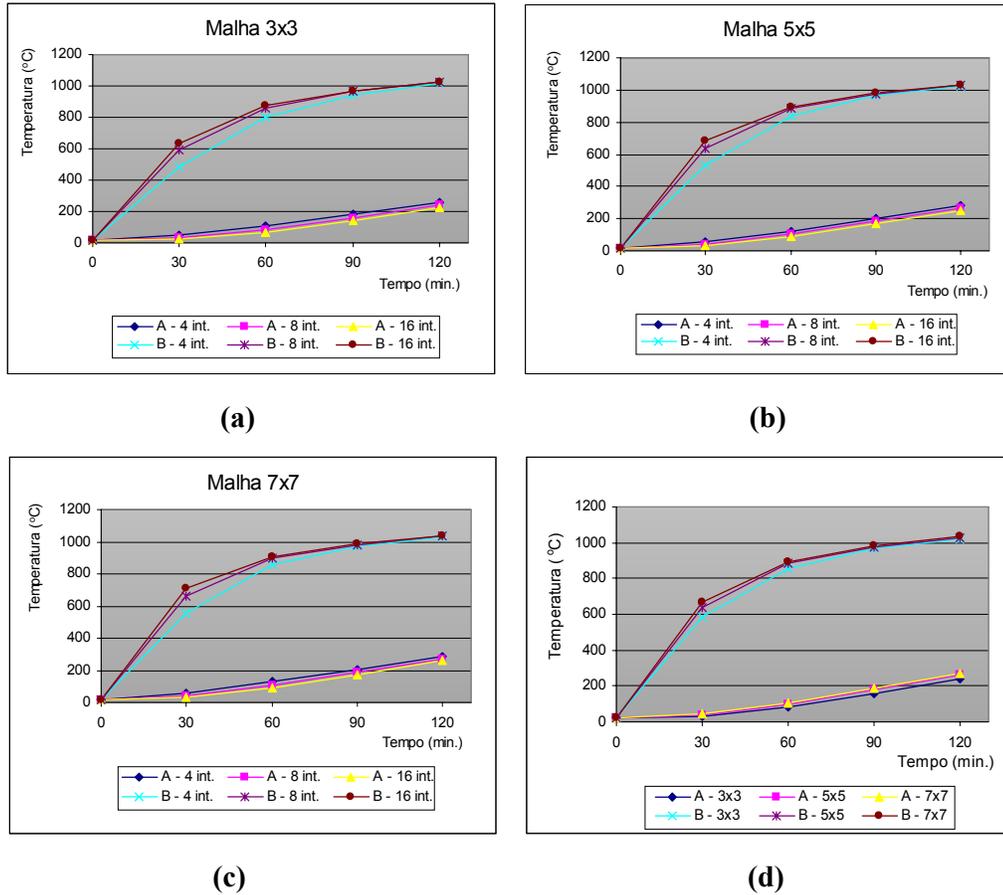


Figura 5.2 – Teste de malhas para o pilar de concreto

Para verificar a precisão do programa desenvolvido, os resultados obtidos com a utilização do programa Caltemi são comparados com resultados encontrados em literatura especializada (CEB, 1982), obtidos por meio de programas computacionais próprios e confirmados por ensaios em escala natural.

O gráfico da figura 5.3 e a tabela 5.1 mostram os resultados de temperatura ao longo da linha AB para o pilar de concreto. Verifica-se que a diferença máxima entre os resultados do Caltemi e do CEB é de 36,4% no tempo de 90 minutos de incêndio.

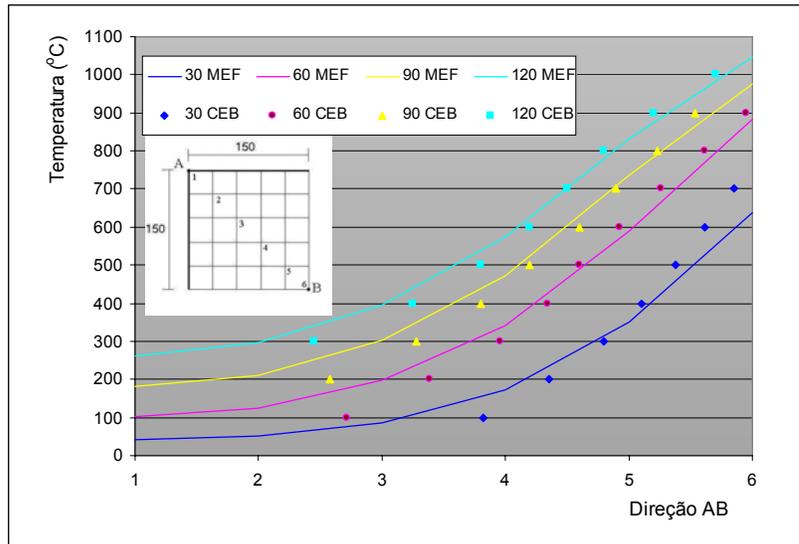


Figura 5.3 – Resultados para o pilar de concreto – MEF x CEB

Tabela 5.1 – Resultados de temperatura para o pilar de concreto – MEF x CEB

| Ponto | Temperatura (°C) | | | | | | | | | | | |
|-------|------------------|-----|---------|---------|-----|---------|---------|-----|---------|----------|------|---------|
| | 30 min | | | 60 min. | | | 90 min. | | | 120 min. | | |
| | MEF | CEB | Dif.(%) | MEF | CEB | Dif.(%) | MEF | CEB | Dif.(%) | MEF | CEB | Dif.(%) |
| 1 | 39 | - | - | 101 | - | - | 121 | - | - | 226 | - | - |
| 2 | 50 | - | - | 116 | - | - | 150 | 110 | 36.4 | 254 | 200 | 27.0 |
| 3 | 86 | - | - | 136 | 100 | 36.0 | 261 | 200 | 30.5 | 395 | 320 | 23.4 |
| 4 | 135 | 100 | 35.0 | 341 | 300 | 13.7 | 472 | 440 | 7.3 | 574 | 550 | 4.4 |
| 5 | 350 | 350 | 0.0 | 589 | 610 | -3.4 | 736 | 730 | 0.8 | 831 | 840 | -1.1 |
| 6 | 638 | 700 | -8.9 | 882 | 900 | -2.0 | 976 | 950 | 2.7 | 1029 | 1000 | 2.9 |

Na figura 5.4, pode-se observar que após meia hora de exposição ao incêndio, a superfície do pilar atinge temperaturas da ordem de 600 °C, enquanto ao centro do mesmo, praticamente não houve aquecimento, chegando a apenas 32 °C. Já em 1 hora de exposição, a temperatura alcança cerca de 880 °C na superfície do concreto e 90 °C na região central do pilar.

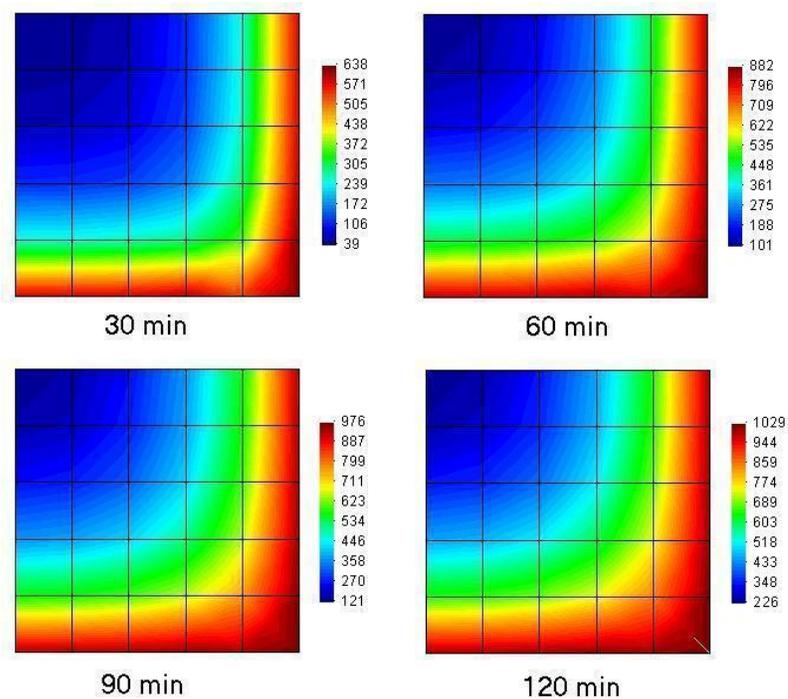


Figura 5.4 – Temperatura (°C) no pilar de concreto de 300 x 300 mm

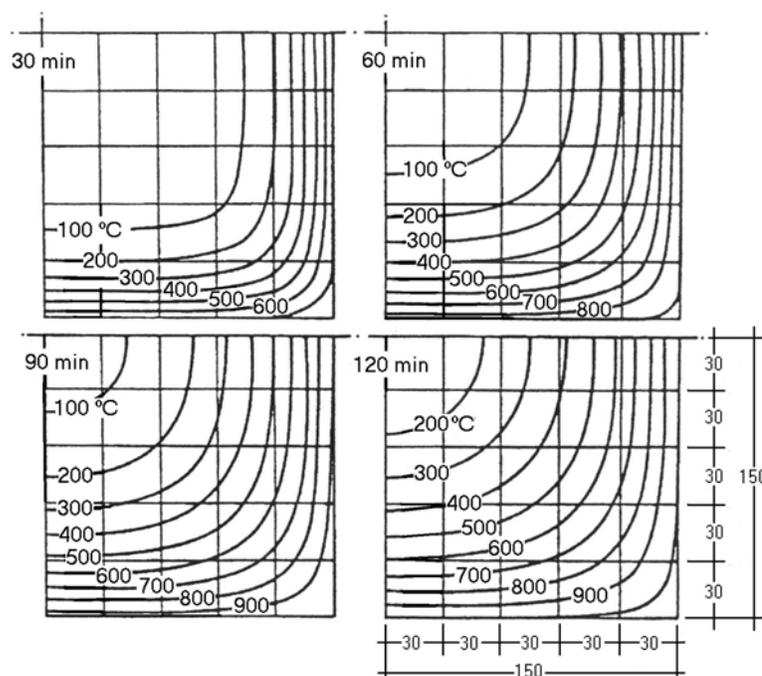


Figura 5.5 – Isotermas para o pilar de concreto de 300 x 300 mm (CEB, 1982)

5.2.2 – Viga de concreto

A viga de concreto estudada tem seção transversal retangular de largura igual a 300 mm e 600 mm de altura, sendo exposta ao incêndio-padrão pelas duas faces laterais e pela face inferior. Assim como no caso do pilar, aproveitou-se a simetria física e geométrica do modelo e analisou-se apenas a metade da viga. A discretização da viga é mostrada na figura 5.6. Foram utilizados 100 elementos retangulares lineares num total de 126 nós.

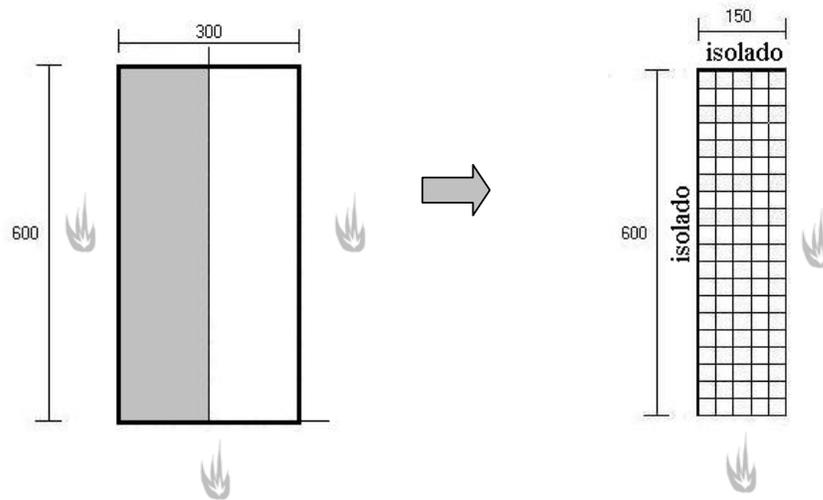


Figura 5.6 – Discretização da viga de concreto

O gráfico da figura 5.7 e a tabela 5.2 mostram os resultados de temperatura ao longo da linha AB para a viga de concreto. Comparando-se os resultados obtidos pelo Caltemi com resultados da literatura (CEB, 1982), verifica-se que a diferença máxima entre estes é de 36,7% no tempo de 90 minutos de incêndio.

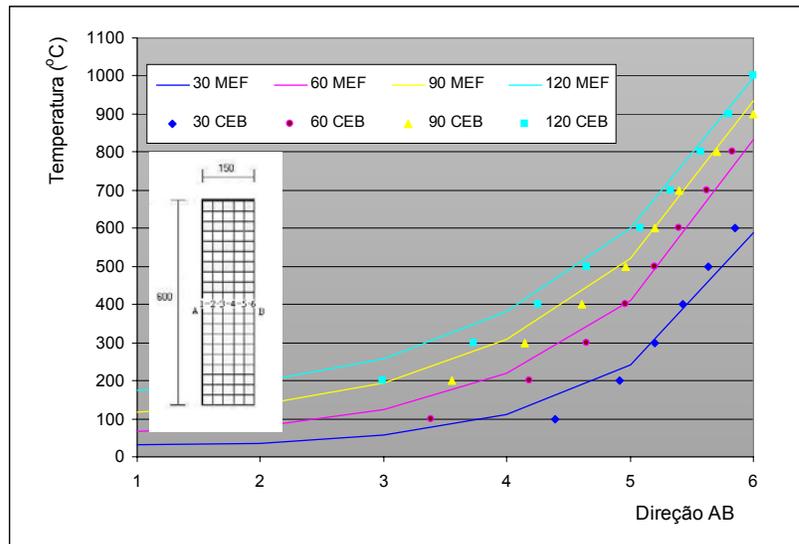


Figura 5.7 – Resultados para a viga de concreto – MEF x CEB

Tabela 5.2 – Resultados de temperatura para a viga de concreto – MEF x CEB

| Ponto | Temperatura (°C) | | | | | | | | | | | |
|-------|------------------|-----|---------|---------|-----|---------|---------|-----|---------|----------|------|---------|
| | 30 min | | | 60 min. | | | 90 min. | | | 120 min. | | |
| | MEF | CEB | Dif.(%) | MEF | CEB | Dif.(%) | MEF | CEB | Dif.(%) | MEF | CEB | Dif.(%) |
| 1 | 31 | - | - | 67 | - | - | 108 | - | - | 138 | - | - |
| 2 | 36 | - | - | 80 | - | - | 137 | - | - | 160 | 120 | 33.3 |
| 3 | 57 | - | - | 125 | 100 | 25.0 | 164 | 120 | 36.7 | 241 | 190 | 26.8 |
| 4 | 111 | 100 | 11.0 | 219 | 170 | 28.8 | 308 | 250 | 23.2 | 382 | 320 | 19.4 |
| 5 | 242 | 200 | 21.0 | 410 | 400 | 2.5 | 521 | 500 | 4.2 | 601 | 600 | 0.2 |
| 6 | 589 | 650 | -9.4 | 834 | 800 | 4.3 | 936 | 900 | 4.0 | 996 | 1000 | -0.4 |

Os resultados da análise transiente são apresentados através de isotermas na figura 5.8. A figura 5.9 apresenta os resultados encontrados na literatura especializada (CEB, 1982) para a mesma viga estudada.

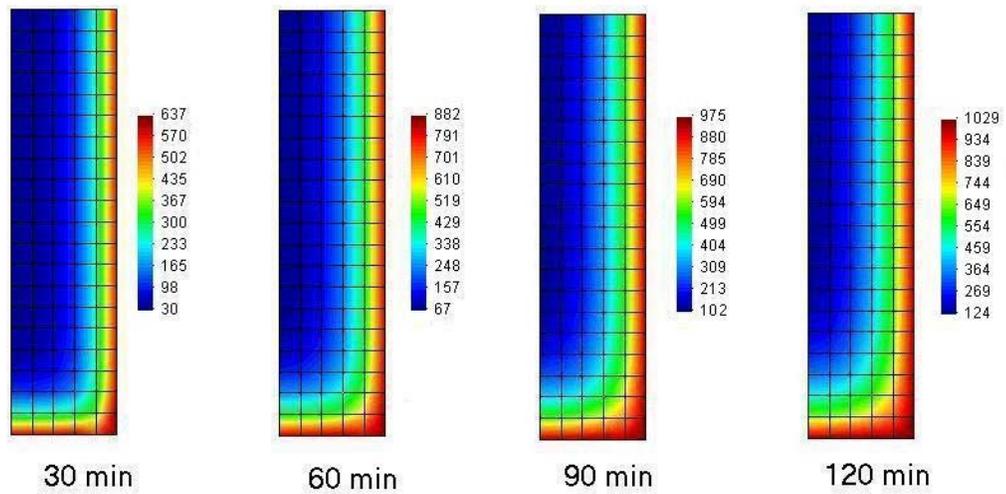


Figura 5.8 – Temperatura (°C) na viga de concreto de 300 x 600 mm

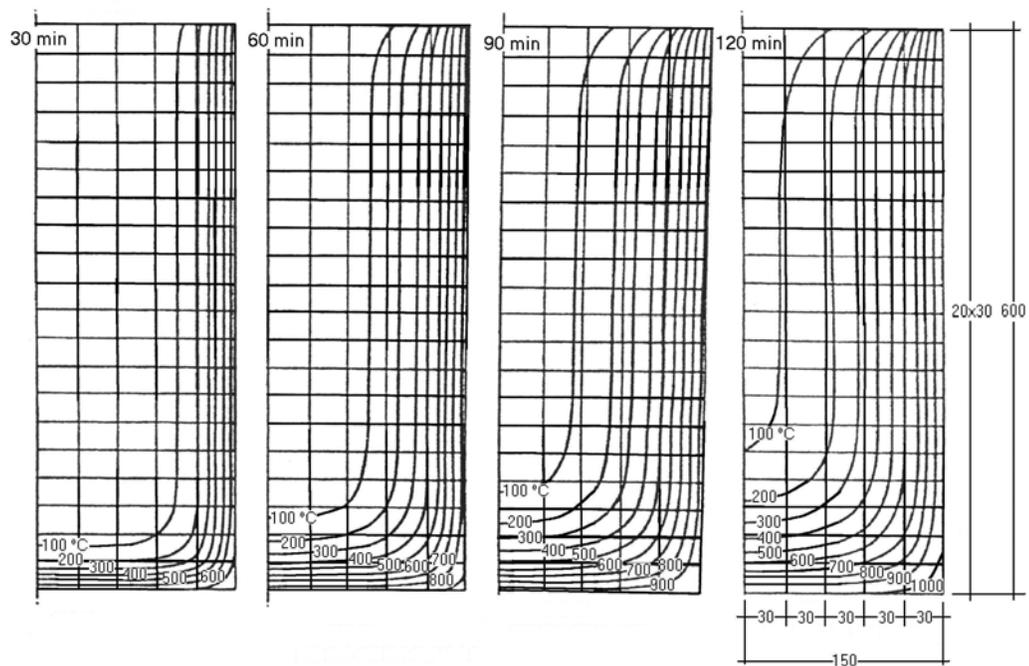


Figura 5.9 – Isotermas na viga de concreto de 300 x 600 mm (CEB, 1982)

Na figura 5.8, nota-se que após 1 hora e meia de exposição ao incêndio, a superfície da viga atinge temperaturas da ordem de 980 °C, enquanto que a região central da viga não ultrapassa os 150 °C. Nos cantos das seções transversais, tanto do pilar quanto da viga de concreto, tem-se a situação mais desfavorável, ou seja, com aquecimento mais intenso.

Assim como no caso do pilar, observa-se que os resultados obtidos pelo programa Caltemi ficaram bem próximos dos resultados apresentados pelo CEB – FIP Model Code (1982).

5.2.3 – Laje de concreto

O terceiro elemento estrutural de concreto estudado foi uma fatia de uma laje maciça, com espessura de 100 mm e largura igual a 500 mm. A laje foi exposta ao incêndio pela superfície inferior, sendo considerada também, como condição de contorno, a convecção entre a superfície superior e um suposto pavimento acima da laje. O modelo foi discretizado em 100 elementos retangulares lineares e 126 nós.

A figura 5.10 mostra as curvas encontradas na literatura (ISE and Concrete Society Design Guide, 1978) e aquelas obtidas pela utilização do programa Caltemi para a elevação de temperatura ao longo da altura da laje nos tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos. Através do gráfico, pode-se notar que os valores obtidos numericamente se ajustam bem em relação aos valores encontrados na literatura. Nota-se também que os valores de temperatura ao longo da altura da laje, sugeridos pela NBR 14323 (1999) para o cálculo da laje em situação de incêndio, conforme mostrado na tabela 5.3, estão bem próximos dos valores encontrados através da análise numérica. Para o tempo de 30 minutos de incêndio, por exemplo, nota-se que a temperatura na superfície inferior da laje chega a 580 °C. Pela tabela 5.3, a temperatura nos 5 mm inferiores da laje é de 535 °C. Em uma altura de 20 mm a partir da face inferior da laje, através da análise numérica chegou-se a uma temperatura de 332 °C para 30 minutos de incêndio.

Conforme tabela 5.3, a temperatura nesse ponto seria igual a 325 °C, ou seja, uma interpolação entre 300 e 350 °C.

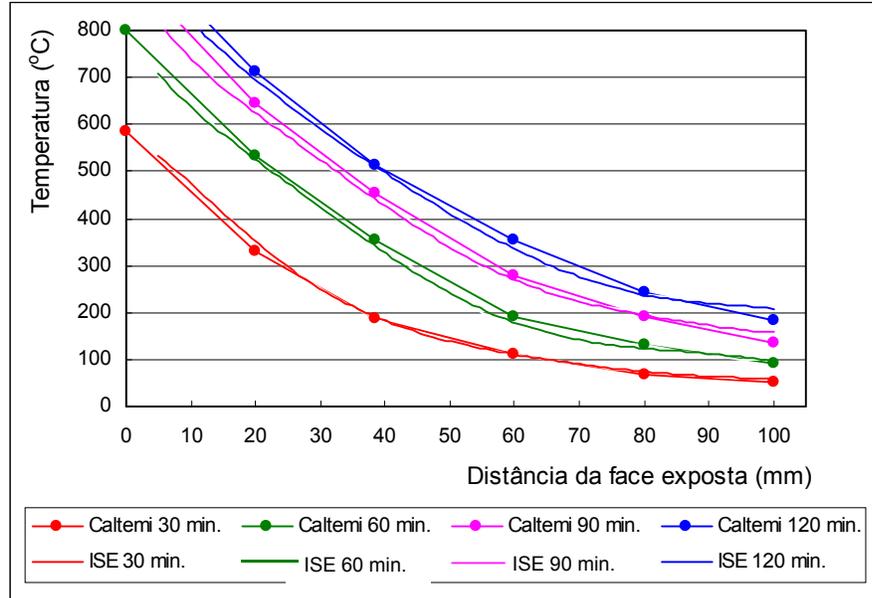


Figura 5.10 – Elevação da temperatura em uma laje de 100 mm de espessura - Valores calculados através do programa Caltemi

Tabela 5.3 – Variação da temperatura nas lajes de concreto segundo a NBR 14323

| Altura “y” a partir da face inferior (mm) | Temperatura θ_c [°C] após um tempo de duração do incêndio de (minutos) | | | |
|---|---|-----|-----|-----|
| | 30 | 60 | 90 | 120 |
| ≤ 5 | 535 | 705 | – | – |
| 5 a 10 | 470 | 642 | 738 | – |
| 10 a 15 | 415 | 581 | 681 | 754 |
| 15 a 20 | 350 | 525 | 627 | 697 |
| 20 a 25 | 300 | 469 | 571 | 642 |
| 25 a 30 | 250 | 421 | 519 | 591 |
| 30 a 35 | 210 | 374 | 473 | 542 |
| 35 a 40 | 180 | 327 | 428 | 493 |
| 40 a 45 | 160 | 289 | 387 | 454 |
| 45 a 50 | 140 | 250 | 345 | 415 |
| 50 a 55 | 125 | 200 | 294 | 369 |
| 55 a 60 | 110 | 175 | 271 | 342 |
| 60 a 80 | 80 | 140 | 220 | 270 |
| ≥ 80 | 60 | 100 | 160 | 210 |

5.3 – Elementos de aço

Como exemplo da utilização do programa Caltemi na determinação do aquecimento de elementos estruturais de aço em situação de incêndio, foi estudado um perfil I soldado 350 x 300 x 16 x 9,5, tanto sem proteção contra incêndio, quanto com proteção dos tipos contorno e caixa. Para verificar a influência da espessura do material de proteção, foram adotadas duas espessuras, 15 e 30 mm. No caso de proteção do tipo contorno, foi utilizada no modelo uma proteção feita com material à base de fibras minerais, colocada por meio de jateamento. Já no caso de proteção do tipo caixa, adotou-se placas de vermiculita. A tabela 5.4 apresenta as propriedades térmicas de ambos os materiais de proteção utilizados na análise.

**Tabela 5.4 – Propriedades térmicas dos materiais de proteção
(INCROPERA, 1992)**

| | Condutividade Térmica (W/m °C) | Calor Específico (J/kg °C) | Densidade (kg/m ³) |
|----------------------|-----------------------------------|-------------------------------|-----------------------------------|
| Argamassa jateada | 0,15 | 1100 | 350 |
| Placa de vermiculita | 0,15 | 1200 | 250 |

5.3.1 – Perfil I sem proteção

Neste exemplo, estudou-se a resposta térmica de um perfil I soldado 350 x 300 x 16 x 9,5 submetido ao incêndio-padrão pelos 4 lados, sem proteção contra incêndio. Este perfil tem um fator de massividade igual a 149 m^{-1} , calculado conforme o item 2.2.1 deste trabalho. O domínio foi discretizado em 112 elementos retangulares lineares num total de 171 nós. A figura 5.11 ilustra essa discretização.

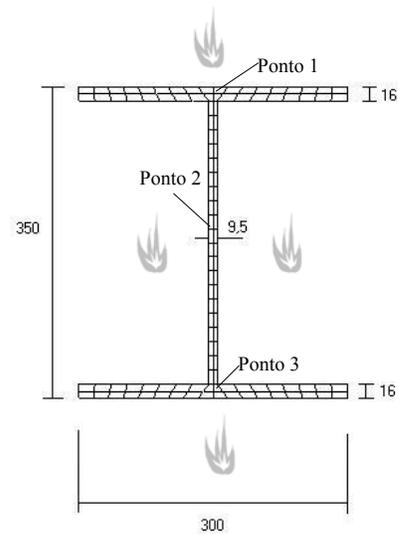


Figura 5.11 – Discretização do perfil I sem proteção

Foram determinadas as curvas de elevação de temperatura para os pontos 1, 2 e 3. O ponto 1 está localizado no centro de gravidade da mesa superior, o ponto 2 no centro de gravidade da alma e o ponto 3 no centro de gravidade da mesa inferior. A figura 5.12 apresenta as curvas de temperatura nesses pontos, a curva de incêndio-padrão ou da temperatura dos gases e a curva de temperatura encontrada para o perfil, utilizando-se a metodologia proposta pela NBR 14323 (1999).

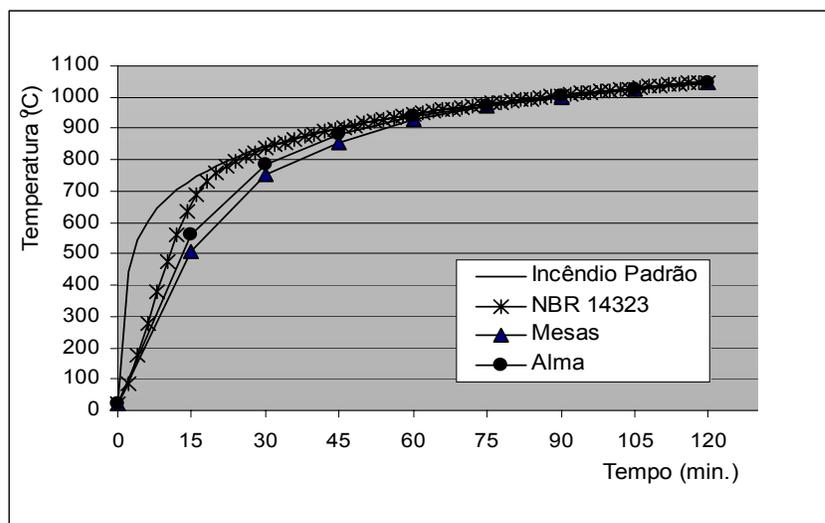


Figura 5.12 – Curvas de temperatura no perfil I sem proteção

Devido à simetria, as curvas dos pontos 1 e 3, ou seja, das duas mesas do perfil, são as mesmas. A temperatura na alma do perfil sofre um acréscimo ligeiramente maior nos primeiros instantes de incêndio, devido à menor espessura da alma, comparada com as mesas do perfil. Após a metade do período de exposição, estas temperaturas se estabilizam. Verifica-se na figura 5.12, que as temperaturas adotadas pela NBR 14323 (1999) para o perfil estudado estão sempre acima ou iguais às temperaturas encontradas através da análise numérica, significando que, para este caso, a norma está a favor da segurança.

5.3.2 – Perfil I com proteção tipo contorno

Neste exemplo, verificou-se a resposta ao incêndio-padrão do mesmo perfil do item anterior, mas agora com uma proteção do tipo contorno, com espessuras de 15 e 30 mm, conforme mostra a figura 5.13. No caso de proteção do tipo contorno, segundo a NBR 14323 (1999), o fator de massividade do perfil é o mesmo do perfil sem proteção, ou seja, 149 m^{-1} .

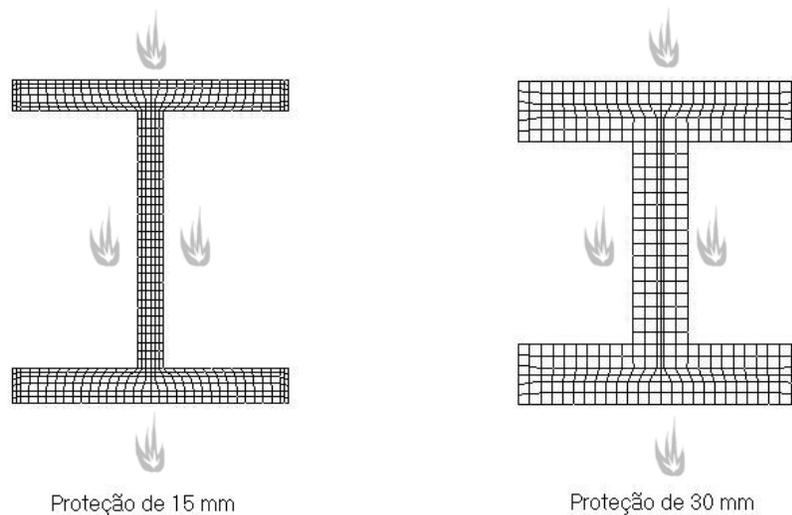


Figura 5.13 – Discretização do perfil I com proteção tipo contorno

A variação de temperatura na mesa inferior, alma e mesa superior do perfil protegido, é mostrada no gráfico da figura 5.14. Evidencia-se nesse gráfico a eficiência do material de proteção e a influência de sua espessura na determinação da temperatura do perfil. Em 60 minutos de incêndio, por exemplo, a mesa do perfil atinge 280 °C para o perfil com proteção de 30 mm. Com proteção de 15 mm, essa temperatura é de 520 °C e no perfil sem proteção, a temperatura chega a 920 °C, conforme pode-se notar no gráfico da figura 5.12.

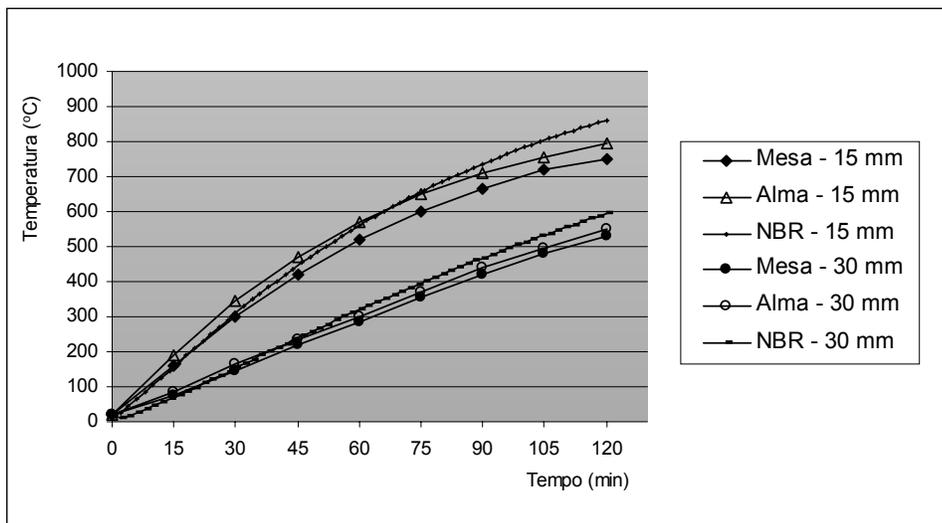


Figura 5.14 – Curvas de temperatura no perfil I com proteção tipo contorno

Verifica-se na figura 5.14, que as temperaturas encontradas no perfil com proteção tipo contorno, utilizando-se o programa Caltemi, estão razoavelmente próximas àquelas obtidas com a utilização da NBR 14323 (1999). Assim como no caso do perfil sem isolamento térmico, a temperatura da alma é ligeiramente superior à temperatura das mesas, devido à sua menor espessura. A NBR 14323 (1999) adota uma temperatura única para todo o perfil, o que é uma boa aproximação, já que a mesma não difere muito na seção transversal do perfil.

5.3.3 – Perfil I com proteção tipo caixa

No caso do perfil com proteção do tipo caixa, cuja discretização é mostrada na figura 5.15, o fator de massividade para este elemento passa a ser agora 103 m^{-1} , pois se tem um menor perímetro de exposição ao incêndio para uma mesma área de aço.

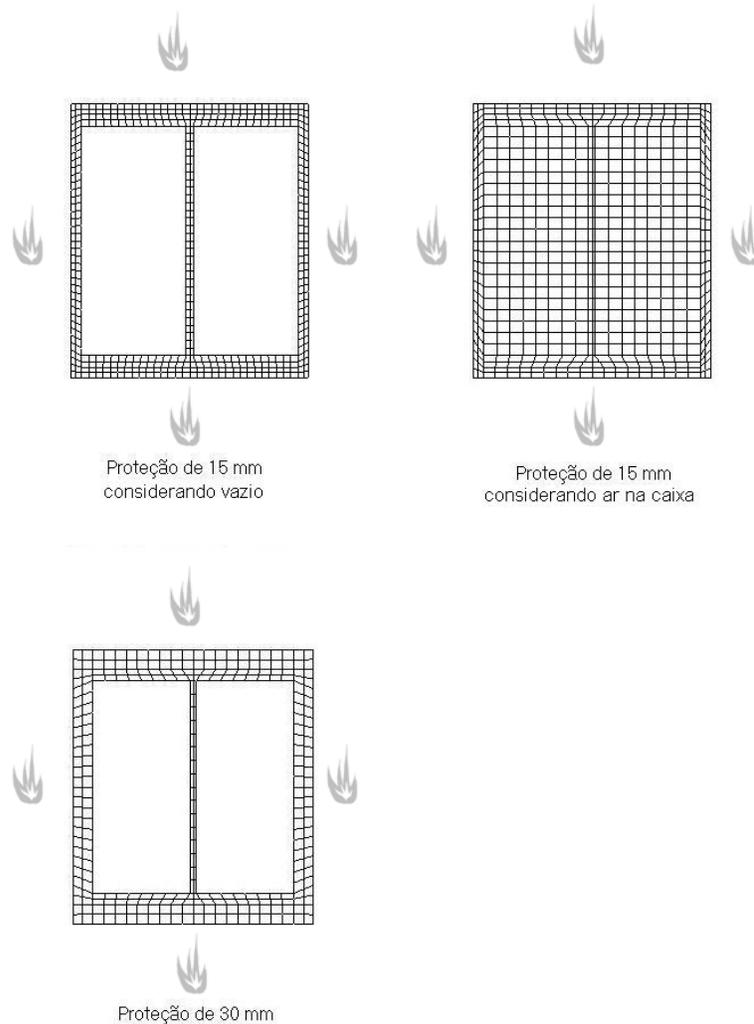


Figura 5.15 – Discretização do perfil I com proteção tipo caixa

Para o perfil com proteção de 15 mm de espessura, foi analisada a influência da existência de ar na caixa formada pelo material de proteção. Verificou-se que esta consideração interfere pouco nos resultados de temperatura no perfil de aço. Pelo fato de o ar ter uma condutividade térmica muito baixa, sua consideração é desprezível,

conforme pode-se notar nas figuras 5.16 e 5.17. Considerando a existência de ar na caixa, a temperatura no ponto médio da alma do perfil é, no máximo, 5% maior do que sem considerá-lo.

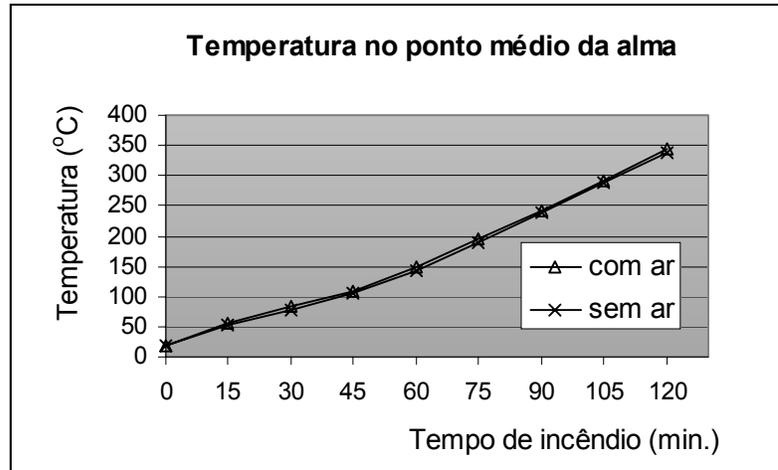


Figura 5.16 – Discretização do perfil I com proteção tipo caixa

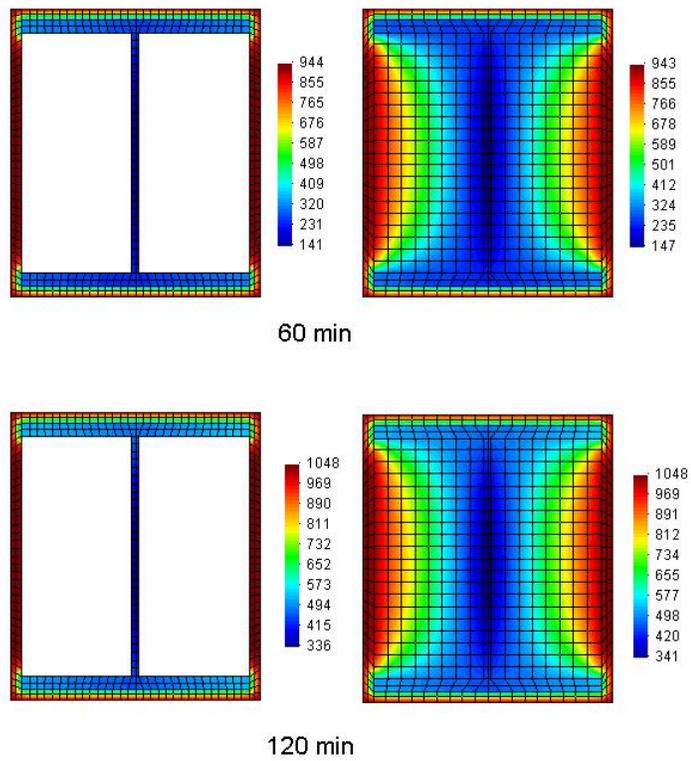


Figura 5.17 – Discretização do perfil I com proteção tipo caixa

O fato de existir um vazio entre a proteção e a alma do perfil explica a grande eficiência deste tipo de proteção contra incêndio. Considerando-se ou não a existência de ar na caixa, verificou-se que esta proteção proporciona um isolamento quase perfeito. Além disso, há ainda o fato de se ter um menor fator de massividade, o que diminui a velocidade do aquecimento do perfil metálico. A temperatura no perfil com esse tipo de proteção, em duas horas de incêndio, chega a aproximadamente 47% da temperatura no perfil sem proteção.

Os resultados encontrados através da análise térmica nas mesas e almas do perfil são apresentados no gráfico da figura 5.18 e na figura 5.19.

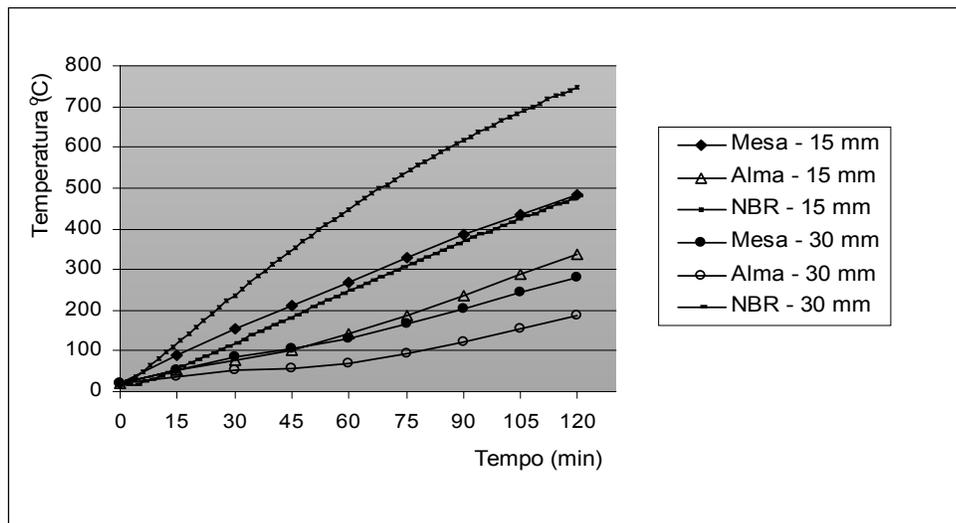


Figura 5.18 – Curvas de temperatura no perfil I com proteção tipo caixa

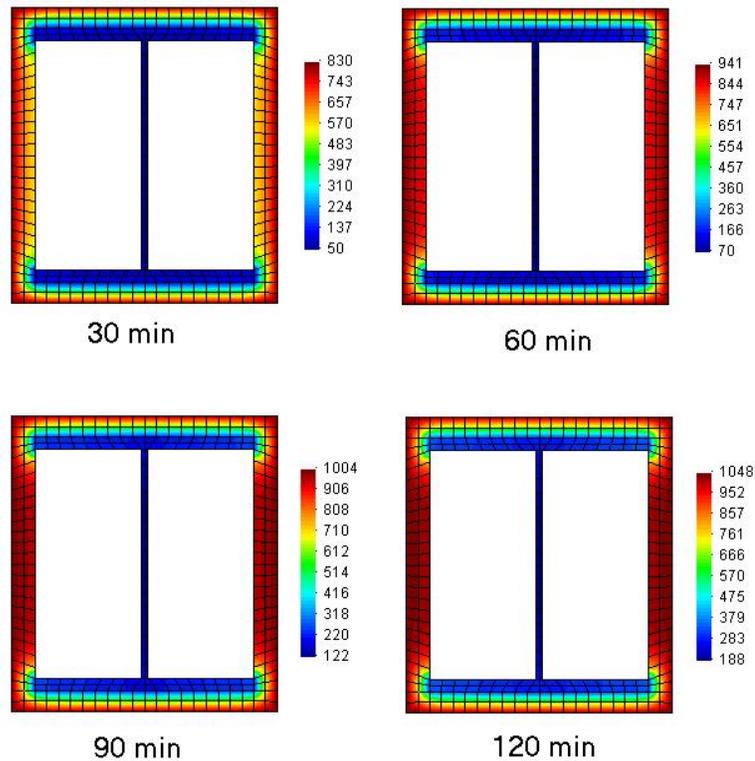


Figura 5.19 – Temperatura (°C) no perfil com proteção tipo caixa de 30 mm de espessura

Através do gráfico da figura 5.18 e das isothermas mostradas na figura 5.19, nota-se que, para o período considerado, a temperatura na alma do perfil fica consideravelmente abaixo da temperatura das mesas. Isto se explica pelo fato de as mesas estarem em contato direto com o material isolante, enquanto entre a alma e a placa de proteção existe uma camada de ar que aumenta o isolamento térmico. Verifica-se também que as temperaturas adotadas pela NBR 14323 (1999) são muito superiores àquelas encontradas na análise numérica. A norma brasileira adota o mesmo procedimento para a determinação das temperaturas no perfil com proteção tipo contorno ou caixa, diferindo apenas no cálculo do fator de massividade. Isto justifica o superdimensionamento do perfil com este tipo de proteção, pois a NBR 14323 (1999) não leva em conta a existência de uma camada de ar que aumenta o isolamento térmico do elemento de aço.

5.4 – Elementos mistos

Dentre os elementos estruturais mistos, foram determinados os campos de temperatura para duas vigas mistas específicas sem proteção, com proteção tipo contorno e tipo caixa, um pilar misto parcialmente revestido de concreto, outro completamente revestido, dois pilares mistos com perfis tubulares preenchidos com concreto, um de seção circular e outro de seção quadrada, e uma fatia de uma laje mista com fôrma de aço incorporada. Os resultados da análise térmica utilizando o programa Caltemi para cada um desses modelos são apresentados a seguir.

5.4.1 – Vigas mistas

A viga mista estudada, mostrada na figura 5.20, possui perfil de aço soldado VS 400 x 58 (400 x 200 x 12,5 x 6,3), e laje de concreto maciça de espessura igual a 100 mm e largura efetiva de 1800 mm. Os conectores de cisalhamento são do tipo pino com cabeça com diâmetro de 19 mm e altura de 80 mm.

Foram considerados os tempos de incêndio de 30, 60, 90 e 120 minutos, previstos pela NBR 14432 (2000), para os quais foram determinadas as temperaturas para o perfil de aço sem proteção, com proteção tipo contorno e com proteção tipo caixa, nos seguintes pontos da seção transversal da viga mista (figura 5.20): 1, 2 e 3 no perfil de aço, respectivamente nos centros de gravidade da mesa inferior, alma e mesa superior; 4, localizado no eixo vertical do conector de cisalhamento, a uma altura da face superior do perfil de aço igual ao seu diâmetro (19 mm); e 5, na laje de concreto, a uma distância igual à semi-altura do conector de cisalhamento (no caso 40 mm) da face inferior da laje, no eixo vertical da seção mista. Foram ainda determinadas as temperaturas nas elevações 1, 2 e 3 ao longo da espessura da laje.

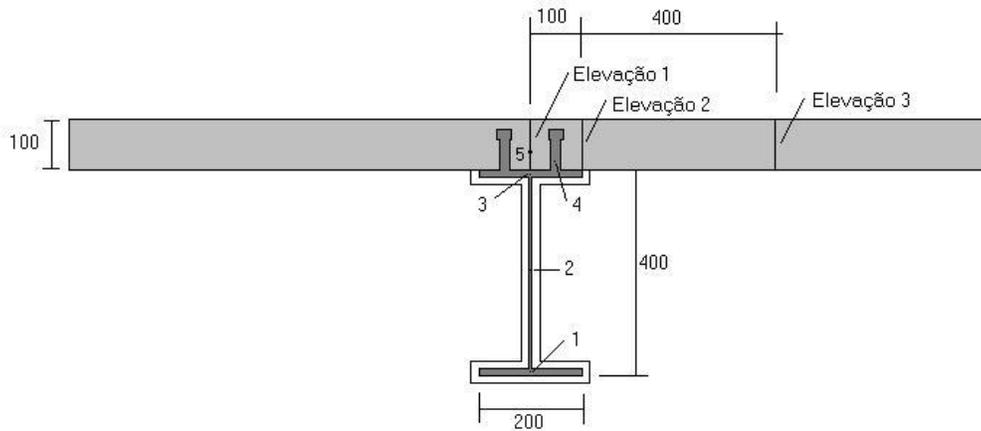


Figura 5.20 – Dimensões e locais de análise da viga mista

Para o caso do perfil de aço protegido, foram usados os mesmos materiais de proteção dos exemplos dos itens 5.3.2 e 5.3.3, onde são apresentadas suas propriedades térmicas. Foi considerada uma espessura igual a 15 mm. No caso de proteção do tipo caixa, foi considerada desprezível a presença de ar no interior da caixa, conforme verificado no item 5.3.3, com o objetivo de melhorar o rendimento do processo numérico, já que o número de nós diminui significativamente.

As figuras 5.21 (a), 5.22 (b) e 5.23 (c) mostram a discretização em elementos finitos da viga mista sem proteção, com proteção tipo contorno e com proteção tipo caixa, respectivamente. Como condições de contorno, considerou-se toda a parte inferior da viga sujeita à ação direta do incêndio-padrão, ou seja, sujeita às condições de convecção e radiação. Foi considerada ainda a condição de convecção na superfície superior da laje de concreto.

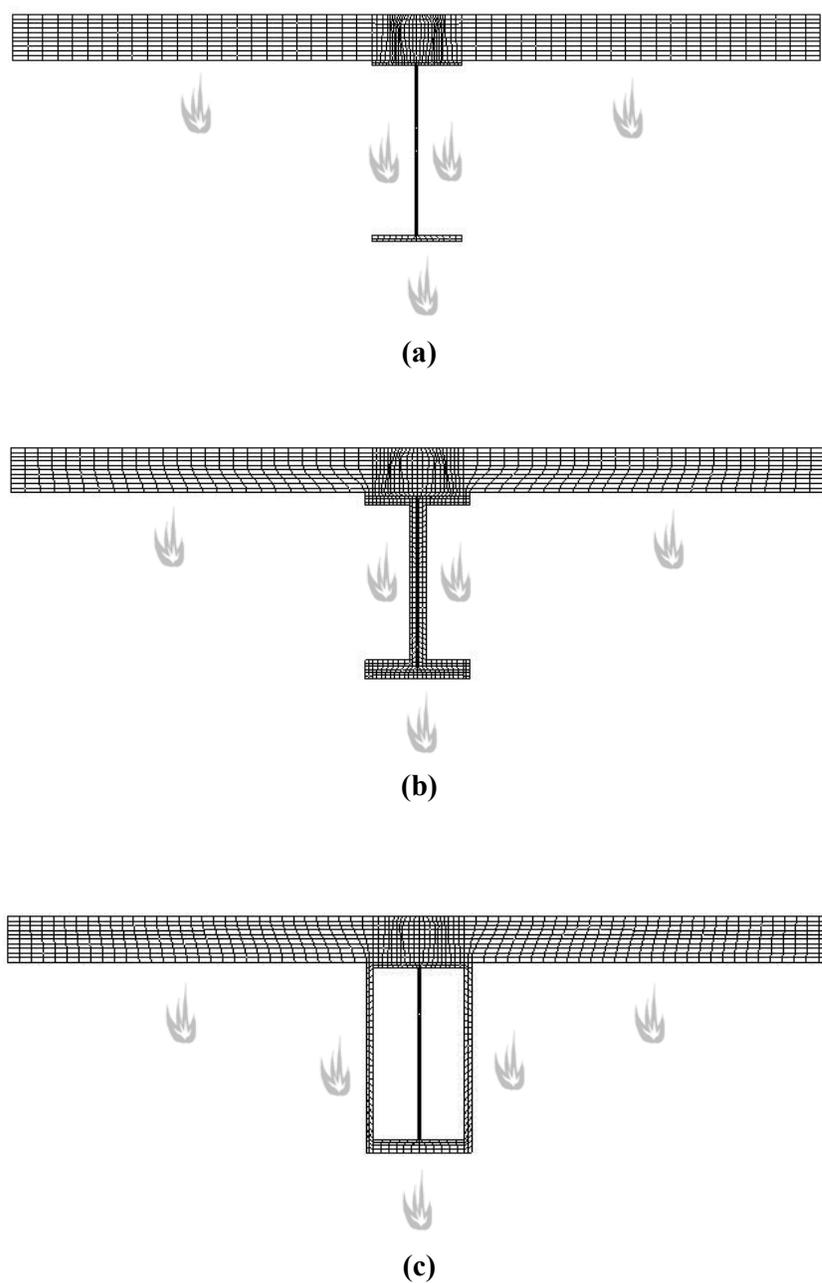


Figura 5.21 – Discretização da viga mista: (a) sem proteção - (b) com proteção tipo contorno – (c) com proteção tipo caixa de 15 mm de espessura

As tabelas 5.5, 5.6 e 5.7 apresentam a temperatura média na largura efetiva da laje de concreto, a temperatura na laje para o cálculo dos conectores de cisalhamento, ou seja, à semi-altura do conector (ponto 5), as temperaturas na mesa inferior, alma e mesa

superior do perfil de aço e no conector de cisalhamento, para o perfil de aço sem proteção e com proteção tipo contorno e tipo caixa, de acordo com a NBR 14323 (1999) e também as temperaturas (coluna MEF) obtidas pelo programa Caltemi. São mostradas ainda a relação entre a temperatura do conector e a temperatura da mesa superior, que a NBR 14323 (1999) considera, como simplificação, igual a 80% e a relação entre a temperatura da laje para o cálculo dos conectores e a temperatura da mesa superior, que a NBR 14323 (1999) considera igual a 40%.

Nos gráficos das figuras 5.22, 5.23 e 5.24 são apresentadas as temperaturas nos diversos pontos da viga mista sem e com proteção contra incêndio, tanto calculadas através da metodologia da NBR 14323 (1999) quanto obtidas pelo programa Caltemi.

Tabela 5.5 – Temperatura na seção mista para o perfil sem proteção

| Tempo de incêndio (min) | Temperatura (°C) | | | | | | | |
|--|---------------------|------|--------------|------|--------------|------|--------------|------|
| | 30 | | 60 | | 90 | | 120 | |
| | NBR 14323 | MEF | NBR 14323 | MEF | NBR 14323 | MEF | NBR 14323 | MEF |
| Laje (média) | 190 | 214 | 296 | 373 | 361 | 468 | 407 | 534 |
| Laje (ponto 5) | 294 | 216 | 374 | 425 | 400 | 552 | 418 | 635 |
| Mesa Inferior | 806 | 774 | 941 | 934 | 1004 | 1002 | 1047 | 1047 |
| Alma | 806 | 805 | 941 | 941 | 1004 | 1004 | 1047 | 1048 |
| Mesa Superior | 736 | 509 | 935 | 764 | 1000 | 887 | 1045 | 962 |
| Conector | 589 | 353 | 748 | 583 | 800 | 700 | 836 | 781 |
| $\theta_{conec.}/\theta_{mesa\ sup.}$ | 0,80 | 0,69 | 0,80 | 0,76 | 0,80 | 0,79 | 0,80 | 0,81 |
| $\theta_{ponto5.}/\theta_{mesa\ sup.}$ | 0,40 | 0,42 | 0,40 | 0,56 | 0,40 | 0,62 | 0,40 | 0,66 |

Tabela 5.6 – Temperatura na seção mista para o perfil com proteção tipo contorno

| Tempo de incêndio (min) | Temperatura (°C) | | | | | | | |
|---|---------------------|------|--------------|------|--------------|------|--------------|------|
| | 30 | | 60 | | 90 | | 120 | |
| | NBR 14323 | MEF | NBR 14323 | MEF | NBR 14323 | MEF | NBR 14323 | MEF |
| Laje (média) | 190 | 128 | 296 | 223 | 361 | 296 | 407 | 356 |
| Laje (ponto 5) | 97 | 66 | 173 | 136 | 229 | 208 | 270 | 271 |
| Mesa Inferior | 364 | 347 | 592 | 552 | 721 | 698 | 780 | 815 |
| Alma | 364 | 398 | 592 | 617 | 721 | 749 | 780 | 833 |
| Mesa Superior | 243 | 132 | 433 | 225 | 573 | 307 | 675 | 376 |
| Conector | 194 | 101 | 346 | 186 | 458 | 260 | 540 | 325 |
| $\theta_{\text{conec.}}/\theta_{\text{mesa sup.}}$ | 0,80 | 0,77 | 0,80 | 0,83 | 0,80 | 0,85 | 0,80 | 0,86 |
| $\theta_{\text{ponto5.}}/\theta_{\text{mesa sup.}}$ | 0,40 | 0,50 | 0,40 | 0,60 | 0,40 | 0,68 | 0,40 | 0,72 |

Tabela 5.7 – Temperatura na seção mista para o perfil com proteção tipo caixa

| Tempo de incêndio (min) | Temperatura (°C) | | | | | | | |
|---|---------------------|------|--------------|------|--------------|------|--------------|------|
| | 30 | | 60 | | 90 | | 120 | |
| | NBR 14323 | MEF | NBR 14323 | MEF | NBR 14323 | MEF | NBR 14323 | MEF |
| Laje (média) | 190 | 112 | 296 | 191 | 361 | 253 | 407 | 306 |
| Laje (ponto 5) | 109 | 36 | 189 | 73 | 245 | 118 | 284 | 166 |
| Mesa Inferior | 273 | 188 | 473 | 311 | 613 | 426 | 710 | 531 |
| Alma | 273 | 60 | 473 | 111 | 613 | 177 | 710 | 246 |
| Mesa Superior | 273 | 50 | 473 | 96 | 613 | 146 | 710 | 195 |
| Conector | 218 | 50 | 378 | 98 | 490 | 148 | 568 | 196 |
| $\theta_{\text{conec.}}/\theta_{\text{mesa sup.}}$ | 0,80 | 1,00 | 0,80 | 1,02 | 0,80 | 1,01 | 0,80 | 1,01 |
| $\theta_{\text{ponto5.}}/\theta_{\text{mesa sup.}}$ | 0,40 | 0,72 | 0,40 | 0,76 | 0,40 | 0,81 | 0,40 | 0,85 |

Com relação à temperatura na laje de concreto, a NBR 14323 (1999) permite, como simplificação, considerá-la constante e igual ao seu valor médio. Pode-se observar na

tabela 5.5 e na figura 5.22 (b) que essa simplificação pode resultar em um erro considerável, pois foram encontradas temperaturas maiores através da análise numérica do que aquelas obtidas com as considerações da norma. Com isso, a NBR 14323 (1999) estaria contra a segurança na determinação da resistência da laje de concreto. Já no caso do perfil protegido, conforme tabelas 5.6 e 5.7 e figuras 5.23 (b) e 5.24 (b) ocorre o contrário, ou seja, tem-se temperaturas na laje maiores quando calculadas pela NBR 14323 (1999). Isso ocorre porque a norma não considera a transferência de calor entre o perfil metálico e a laje de concreto. Quando o perfil está protegido, ele transfere menos calor para a laje, e assim sua temperatura média sofre um decréscimo que a norma não considera.

Outra discrepância de resultados entre a norma e o programa Caltemi pode ser vista no gráfico da figura 5.22 (a). É nítida a influência da laje de concreto no arrefecimento da mesa superior do perfil metálico. Como a NBR 14323 (1999) desconsidera a transferência de calor entre o perfil e a laje, essa diminuição de temperatura na mesa superior acaba sendo desconsiderada. Na figura 5.22 (a) nota-se claramente a menor temperatura da mesa superior do perfil quando calculada através do programa desenvolvido.

Como a temperatura dos conectores de cisalhamento é função da temperatura da mesa superior conforme metodologia da NBR 14323 (1999), o fenômeno citado anteriormente interfere diretamente na temperatura dos conectores, como se pode verificar nos gráficos das figuras 5.22 (b), 5.23 (b) e 5.24 (b). No caso do perfil com proteção tipo caixa, a temperatura nos conectores de cisalhamento fica bem abaixo da temperatura média na laje de concreto. Isto se deve ao fato de a temperatura na região acima do perfil metálico ter um aquecimento bastante reduzido em virtude do isolamento térmico.

No que se refere à relação entre a temperatura do conector e a temperatura da mesa superior, que a NBR 14323 (1999) considera, como simplificação, igual a 80% e a relação entre a temperatura da laje para o cálculo dos conectores e a temperatura da mesa superior, que a NBR 14323 (1999) considera igual a 40%, verifica-se, conforme

mostrado nas tabelas 5.5, 5.6 e 5.7, que essas simplificações se ajustam bem em relação aos valores obtidos através da análise numérica para o caso do perfil sem proteção. Nota-se ainda que essas relações tendem a aumentar para tempos de incêndio maiores. Para o caso do perfil com proteções tipo contorno e tipo caixa, verifica-se que essas simplificações de 80 e 40% se diferenciam consideravelmente das relações obtidas pela análise numérica, sobretudo no caso de proteção tipo caixa. Pela análise das tabelas 5.6 e 5.7, verifica-se que a NBR 14323 (1999) se mostra bastante conservadora no que se refere ao dimensionamento de vigas mistas com proteção tipo caixa em situação de incêndio, desconsiderando o bom isolamento térmico proporcionado por este tipo de proteção.

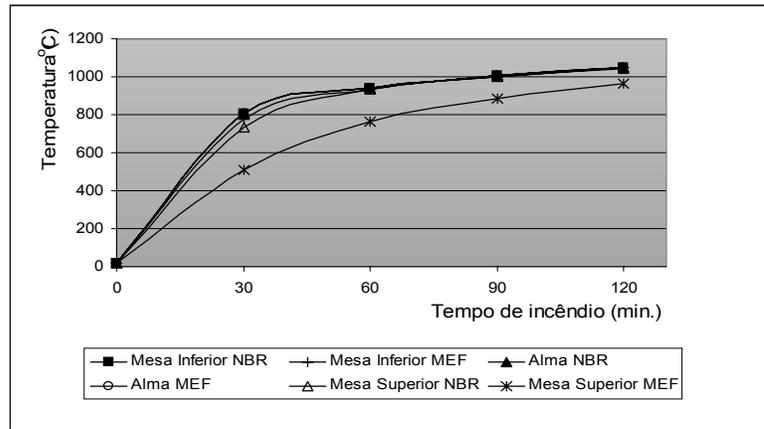


Figura 5.22 (a) – Temperatura no perfil sem proteção

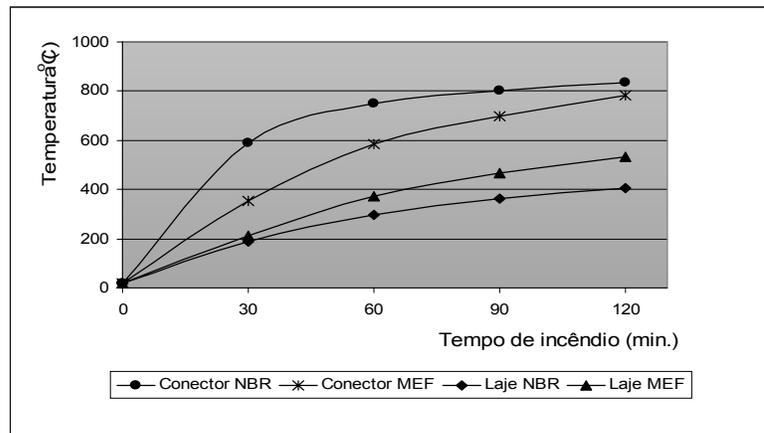


Figura 5.22 (b) – Temperatura na laje e no conector - perfil sem proteção

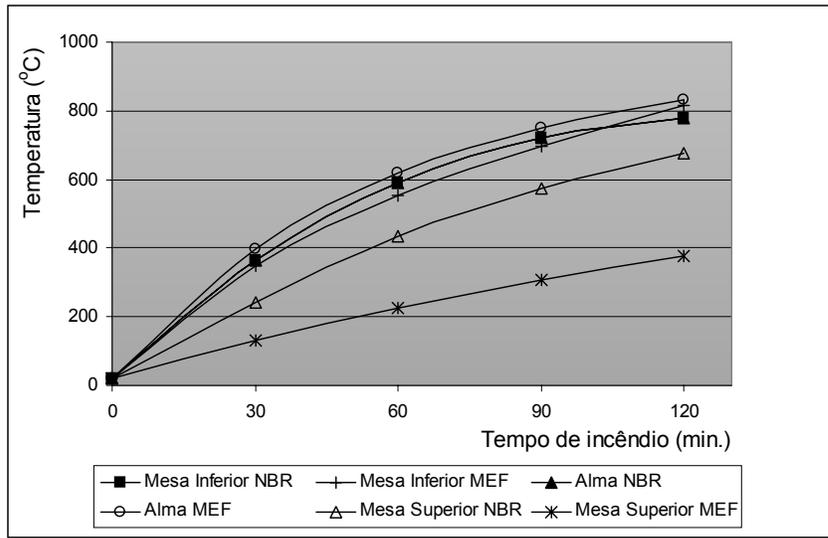


Figura 5.23 (a) – Temperatura no perfil com proteção tipo contorno

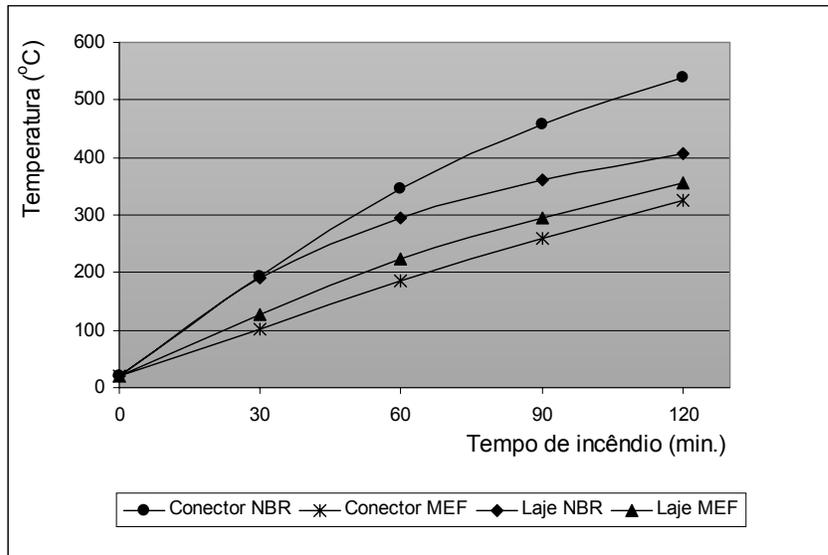


Figura 5.23 (b) – Temperatura na laje e no conector - perfil com proteção contorno

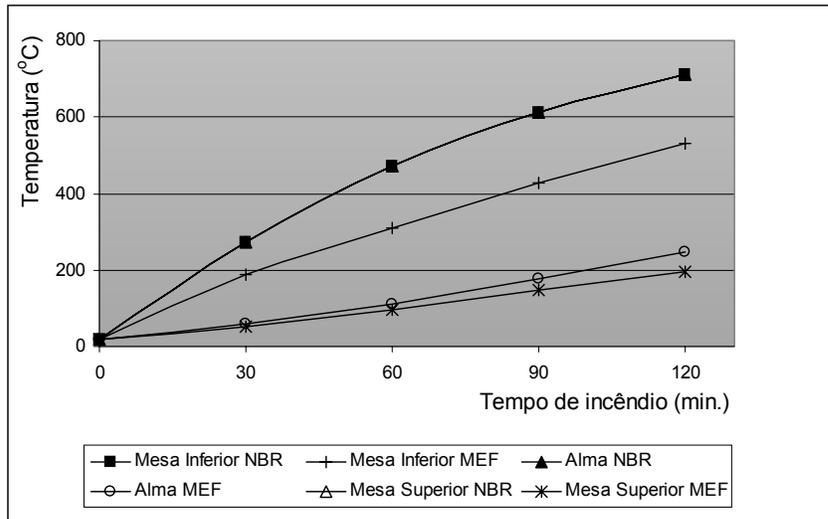


Figura 5.24 (a) – Temperatura no perfil com proteção tipo caixa

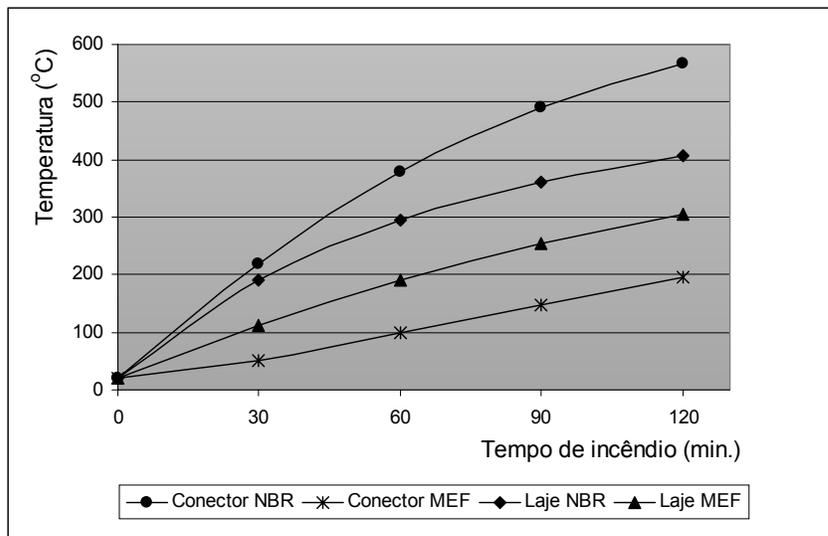


Figura 5.24 (b) – Temperatura na laje e no conector - perfil com proteção caixa

As tabelas 5.8, 5.9 e 5.10 e os gráficos das figuras 5.25, 5.26 e 5.27 mostram as temperaturas nas elevações 1, 2 e 3 na laje de concreto, respectivamente para o perfil de aço sem proteção, com proteção tipo contorno e com proteção tipo caixa, obtidas com o uso do programa Caltemi.

Tabela 5.8 – Temperatura na laje de concreto para o perfil sem proteção

| | | Temperatura (°C) | | | | | | | | | | |
|-------------|-------|--|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| Tempo (min) | Elev. | Altura da laje em relação à face inferior (mm) | | | | | | | | | | |
| | | 0 | 10 | 20 | 30 | 40 | 50 | 60 | 70 | 80 | 90 | 100 |
| 30 | 1 | 501 | 386 | 308 | 254 | 216 | 187 | 164 | 145 | 124 | 101 | 77 |
| | 2 | 485 | 383 | 302 | 240 | 194 | 160 | 133 | 112 | 94 | 78 | 62 |
| | 3 | 604 | 450 | 338 | 254 | 191 | 144 | 110 | 86 | 69 | 58 | 50 |
| 60 | 1 | 757 | 633 | 544 | 478 | 425 | 380 | 336 | 293 | 244 | 186 | 121 |
| | 2 | 760 | 631 | 529 | 449 | 383 | 328 | 280 | 236 | 193 | 148 | 103 |
| | 3 | 839 | 668 | 537 | 434 | 352 | 284 | 229 | 185 | 147 | 114 | 86 |
| 90 | 1 | 880 | 764 | 678 | 610 | 552 | 498 | 443 | 386 | 322 | 247 | 167 |
| | 2 | 886 | 757 | 655 | 571 | 499 | 436 | 376 | 321 | 264 | 208 | 150 |
| | 3 | 937 | 771 | 642 | 537 | 449 | 375 | 311 | 258 | 212 | 171 | 133 |
| 120 | 1 | 957 | 848 | 764 | 696 | 635 | 577 | 516 | 452 | 380 | 297 | 211 |
| | 2 | 963 | 836 | 735 | 650 | 576 | 509 | 444 | 383 | 320 | 258 | 196 |
| | 3 | 995 | 835 | 708 | 604 | 515 | 438 | 372 | 315 | 265 | 221 | 181 |

Tabela 5.9 – Temperatura na laje para o perfil com proteção tipo contorno

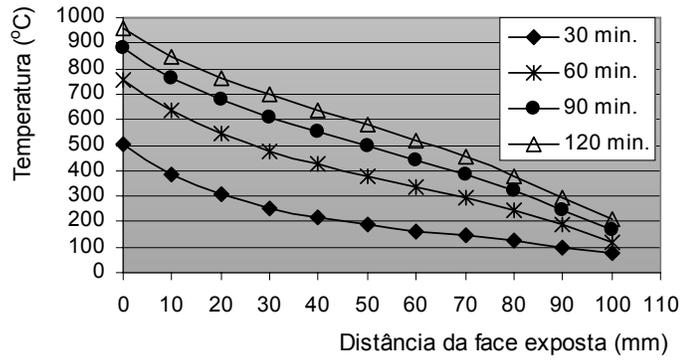
| | | Temperatura (°C) | | | | | | | | | | |
|-------------|-------|--|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| Tempo (min) | Elev. | Altura da laje em relação à face inferior (mm) | | | | | | | | | | |
| | | 0 | 10 | 20 | 30 | 40 | 50 | 60 | 70 | 80 | 90 | 100 |
| 30 | 1 | 130 | 104 | 80 | 74 | 66 | 60 | 55 | 51 | 47 | 43 | 40 |
| | 2 | 139 | 185 | 160 | 132 | 107 | 88 | 72 | 61 | 53 | 46 | 41 |
| | 3 | 632 | 462 | 346 | 259 | 194 | 146 | 111 | 86 | 68 | 55 | 46 |
| 60 | 1 | 223 | 192 | 168 | 150 | 137 | 125 | 115 | 105 | 95 | 82 | 69 |
| | 2 | 240 | 307 | 281 | 246 | 212 | 181 | 154 | 130 | 109 | 90 | 72 |
| | 3 | 845 | 673 | 542 | 438 | 354 | 286 | 230 | 184 | 145 | 111 | 82 |
| 90 | 1 | 304 | 270 | 244 | 224 | 208 | 193 | 179 | 166 | 151 | 134 | 116 |
| | 2 | 320 | 391 | 365 | 328 | 291 | 256 | 224 | 195 | 168 | 143 | 120 |
| | 3 | 939 | 773 | 644 | 538 | 450 | 375 | 310 | 257 | 210 | 168 | 130 |
| 120 | 1 | 374 | 338 | 311 | 289 | 271 | 255 | 239 | 224 | 206 | 186 | 166 |
| | 2 | 387 | 458 | 431 | 393 | 354 | 317 | 283 | 252 | 223 | 195 | 169 |
| | 3 | 996 | 835 | 709 | 604 | 515 | 438 | 370 | 314 | 263 | 218 | 178 |

Tabela 5.10 – Temperatura na laje para o perfil com proteção tipo caixa

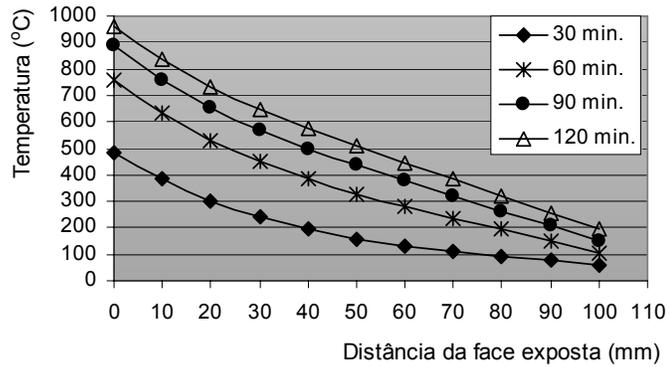
| | | Temperatura (°C) | | | | | | | | | | |
|----------------|-------|---|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| Tempo (min) | Elev. | Altura da laje em relação à face inferior (mm) | | | | | | | | | | |
| | | 0 | 10 | 20 | 30 | 40 | 50 | 60 | 70 | 80 | 90 | 100 |
| 30 | 1 | 49 | 44 | 40 | 37 | 36 | 34 | 34 | 33 | 33 | 33 | 33 |
| | 2 | 81 | 151 | 135 | 112 | 91 | 74 | 61 | 52 | 45 | 41 | 39 |
| | 3 | 617 | 458 | 345 | 259 | 195 | 147 | 112 | 87 | 69 | 56 | 47 |
| 60 | 1 | 96 | 87 | 80 | 76 | 73 | 70 | 67 | 65 | 63 | 61 | 59 |
| | 2 | 143 | 244 | 232 | 204 | 175 | 149 | 126 | 108 | 92 | 79 | 67 |
| | 3 | 844 | 673 | 542 | 439 | 356 | 288 | 232 | 186 | 146 | 113 | 83 |
| 90 | 1 | 146 | 136 | 128 | 122 | 118 | 114 | 111 | 108 | 106 | 104 | 104 |
| | 2 | 197 | 306 | 295 | 268 | 238 | 210 | 184 | 162 | 143 | 127 | 113 |
| | 3 | 938 | 773 | 645 | 540 | 452 | 378 | 314 | 259 | 212 | 169 | 131 |
| 120 | 1 | 195 | 185 | 177 | 171 | 166 | 162 | 159 | 156 | 154 | 152 | 152 |
| | 2 | 247 | 358 | 348 | 320 | 290 | 261 | 235 | 212 | 193 | 176 | 162 |
| | 3 | 996 | 836 | 710 | 606 | 518 | 441 | 374 | 316 | 265 | 220 | 179 |

No caso do perfil sem proteção contra incêndio, verifica-se que a temperatura na elevação 3, ou seja, aquela mais distante do perfil, tem valores menores do que as elevações 1 e 2, exceto nas proximidades da superfície inferior da laje. Isto se justifica pela transferência de calor que ocorre do perfil para a laje de concreto na região acima da mesa superior.

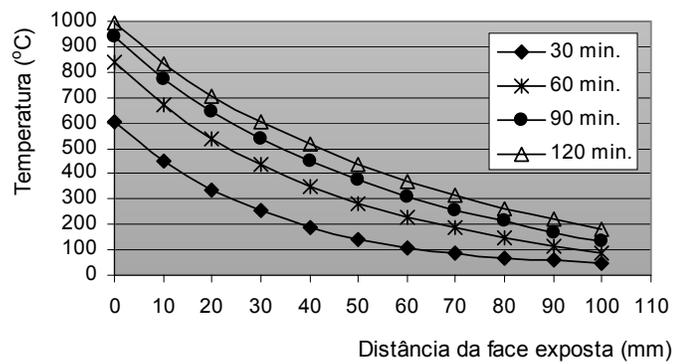
No caso do perfil com proteção, principalmente proteção do tipo caixa, nota-se claramente que a temperatura nas elevações 1 e 2 é bem inferior à temperatura na elevação 3, sobretudo nas faixas inferiores da laje de concreto, conforme apresentado nas figuras 5.26 e 5.27. Neste caso ocorre o contrário do caso anterior, ou seja, a proteção térmica faz com que a temperatura no perfil aumente menos, e com isso, a temperatura na laje logo acima da mesa superior também acaba aumentando menos do que no restante da laje.



a) Elevação 1

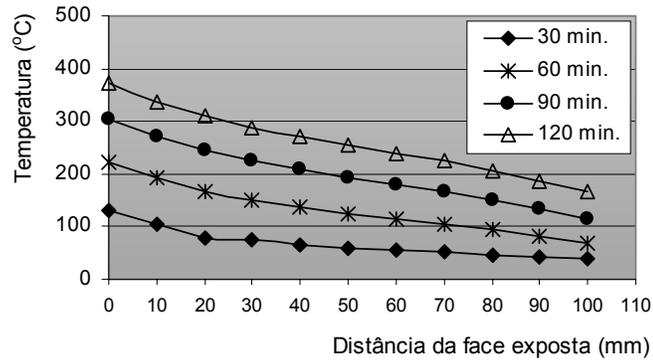


b) Elevação 2

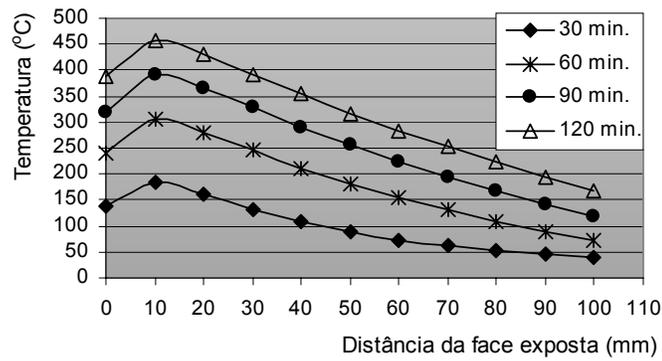


c) Elevação 3

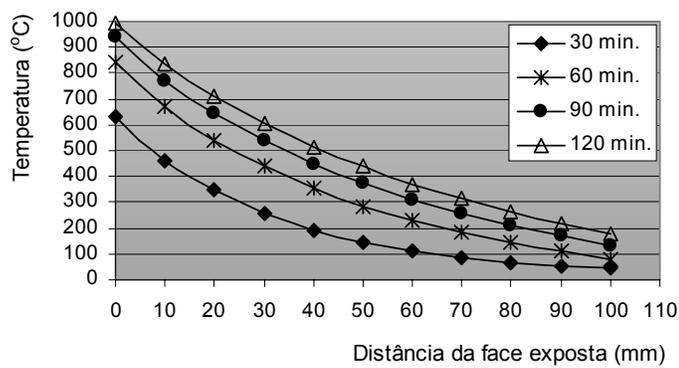
Figura 5.25 – Temperatura na laje para o perfil sem proteção - elevações 1, 2 e 3



a) Elevação 1

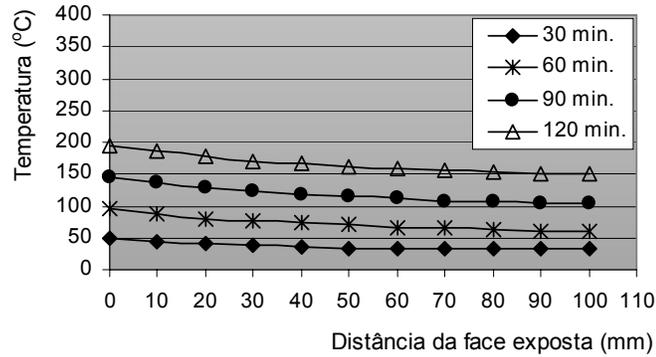


b) Elevação 2

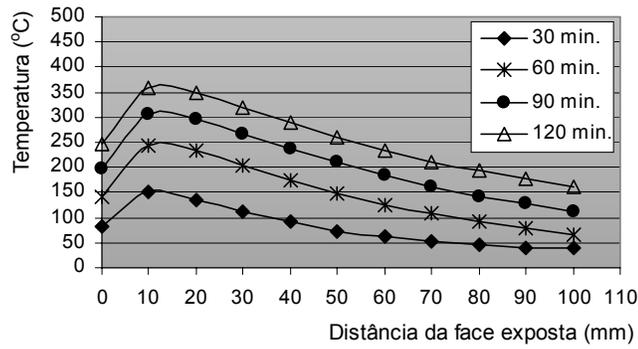


c) Elevação 3

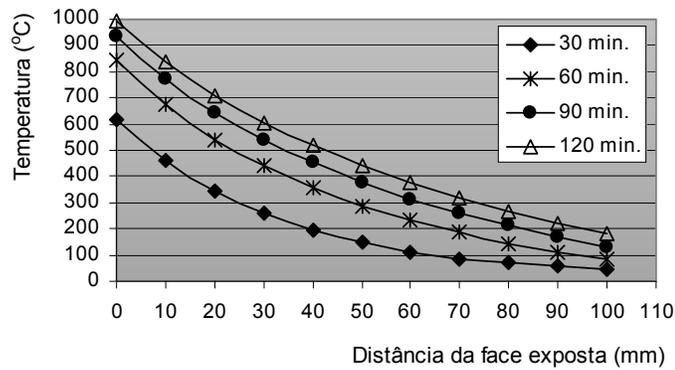
Figura 5.26 – Temperatura na laje para o perfil com proteção do tipo contorno – elevações 1, 2 e 3



a) Elevação 1



b) Elevação 2



c) Elevação 3

Figura 5.27 – Temperatura na laje para o perfil com proteção do tipo caixa – elevações 1, 2 e 3

Nos gráficos das figuras 5.26 (b) e 5.27 (b), nota-se um pequeno desvio da curva de temperatura ao longo da elevação 2. Isto se deve ao fato de a elevação estar localizada exatamente na interface entre o perfil e o material de proteção, o que causa uma perturbação na curva de temperatura nessa região, conforme se pode ver nos detalhes da figura 5.28.

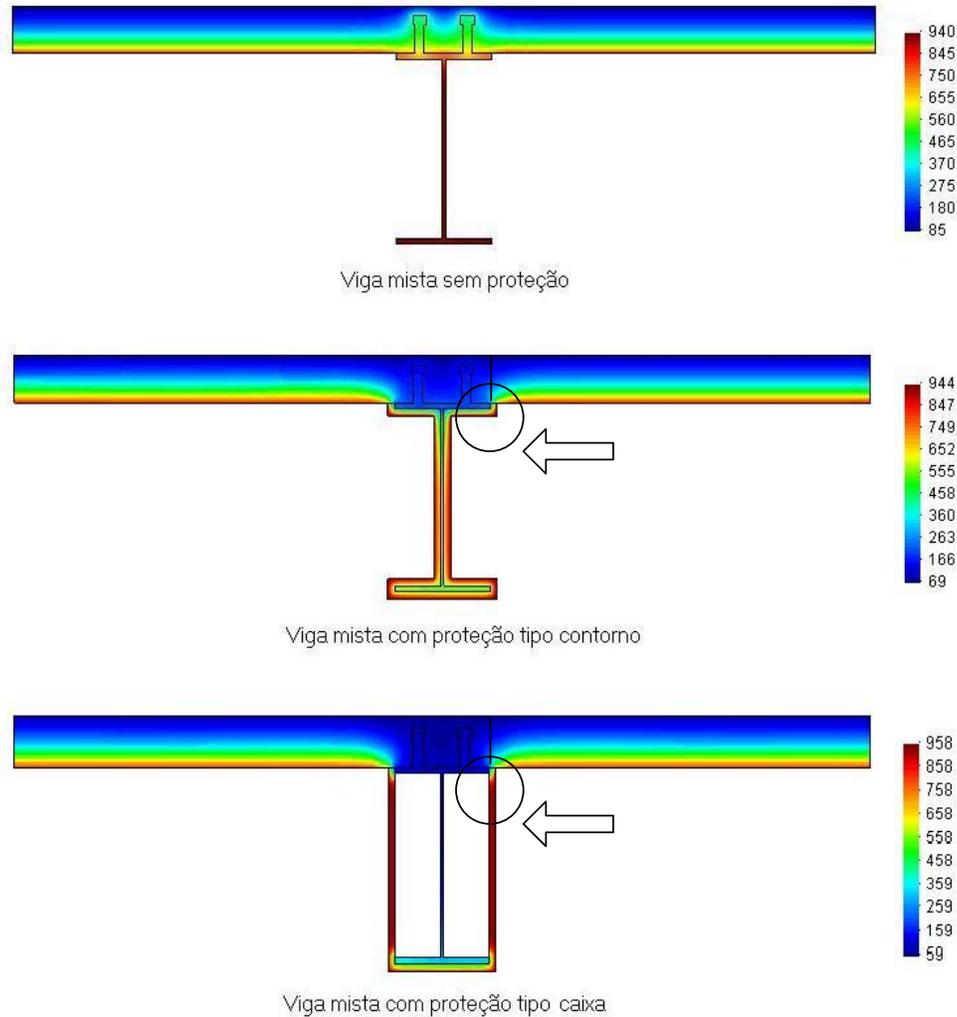


Figura 5.28 – Temperatura (°C) na viga mista em 60 minutos de incêndio

5.4.2 – Pilar misto parcialmente revestido de concreto

O modelo apresentado a seguir representa um perfil I metálico 300 x 300 x 16 x 9,5, parcialmente revestido de concreto, reforçado por 8 barras longitudinais de aço com diâmetro igual a 8 mm, espaçadas de 50 mm entre si e da face do concreto. O pilar misto foi exposto ao incêndio-padrão pelos quatro lados. Na discretização em elementos finitos foram utilizados 2592 elementos quadrangulares lineares num total de 2645 nós.

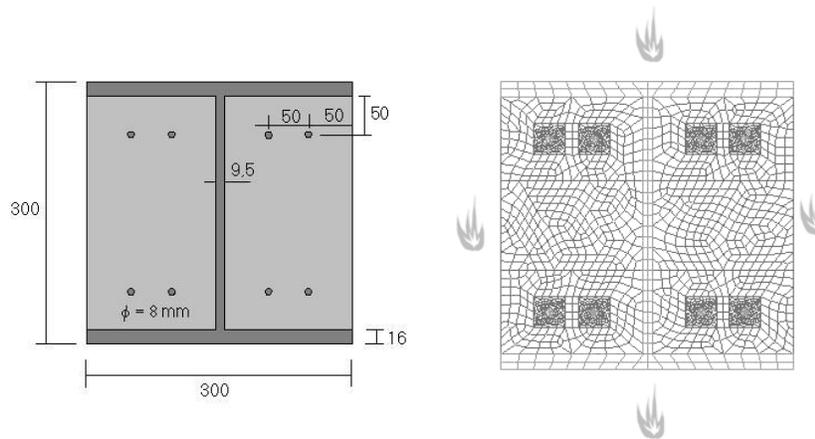


Figura 5.29 – Dimensões e discretização do pilar misto parcialmente revestido

A figura 5.30 apresenta os resultados da análise térmica na forma de isotermas para o pilar misto estudado. Pode-se notar que para um tempo de 60 minutos de incêndio, a máxima temperatura no perfil alcança 870 °C e para um tempo de 90 minutos, chega a alcançar 981 °C. A temperatura na armadura de aço corresponde aproximadamente à temperatura média do concreto em volta da mesma. Assim, quanto mais próxima das faces expostas a armadura estiver, mais rápido será seu aquecimento.

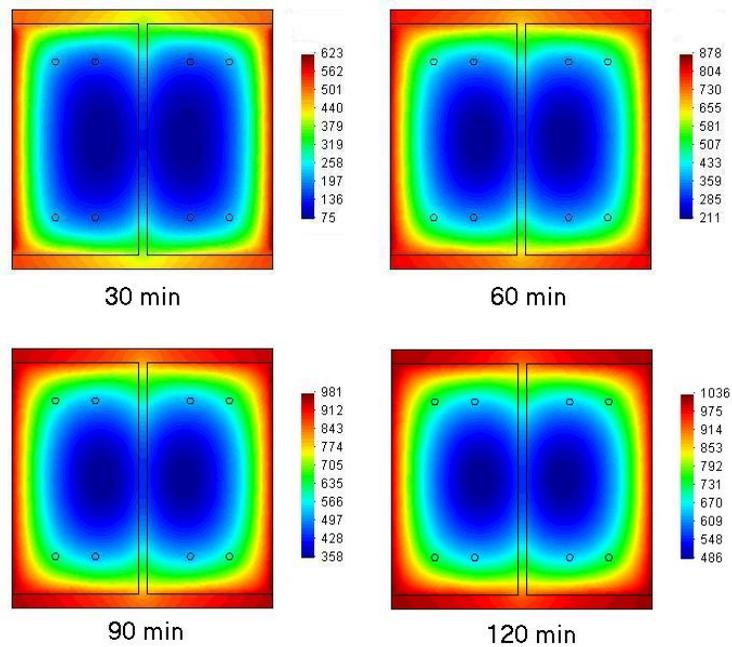


Figura 5.30 – Temperatura (°C) no pilar misto parcialmente revestido

5.4.3 – Pilar misto completamente revestido de concreto

Neste exemplo, foi verificada a resposta ao incêndio-padrão de um pilar misto de seção transversal quadrada de 350 x 350 mm, composto por um perfil I metálico 250 x 250 x 9,5 x 9,5, completamente revestido de concreto, reforçado por 4 barras longitudinais de aço com diâmetro igual a 12,5 mm. O cobrimento do perfil é igual a 50 mm e o das barras de aço igual a 30 mm. O pilar misto foi exposto ao incêndio-padrão pelos quatro lados. Na discretização em elementos finitos foram utilizados 1266 elementos quadrangulares lineares num total de 1291 nós. Esta discretização e as dimensões do pilar são mostradas na figura 5.31.

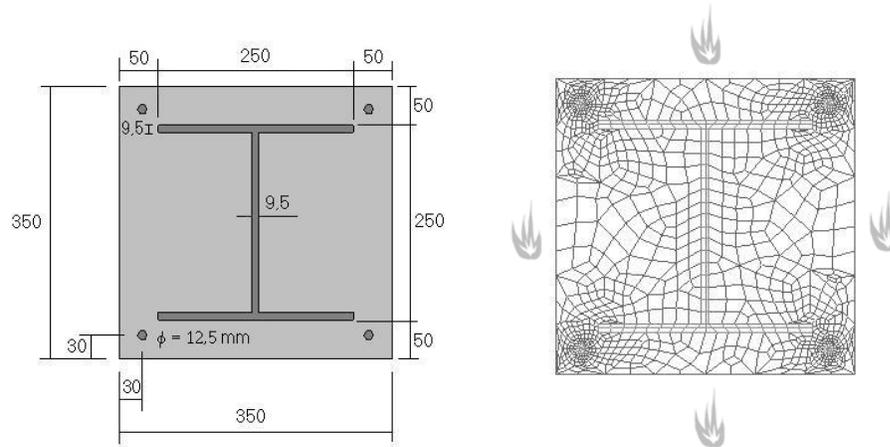


Figura 5.31 – Dimensões e discretização do pilar misto completamente revestido

A figura 5.32 apresenta os resultados da análise térmica na forma de isotermas para o pilar misto estudado. Pode-se notar que, para um tempo de 120 minutos de incêndio, a máxima temperatura no concreto, ou seja, nos cantos, alcança 1040 °C. Já no perfil de aço, para o mesmo tempo, a temperatura não ultrapassa os 550 °C, o que ressalta a eficiência do isolamento térmico que o concreto proporciona ao elemento de aço, quando o mesmo encontra-se completamente revestido.

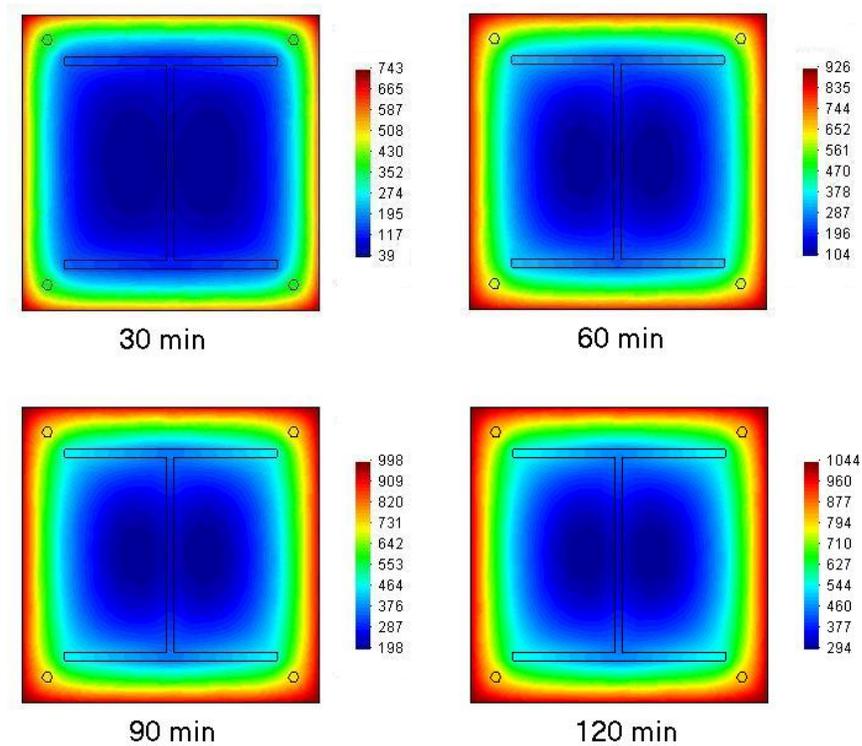


Figura 5.32 – Temperatura (°C) no pilar misto completamente revestido

5.4.4 – Pilar misto com perfil tubular de seção circular

Este exemplo é formado por um tubo de aço de diâmetro externo igual a 260 mm e espessura igual a 5 mm, preenchido com concreto e reforçado por 4 barras de aço longitudinais de diâmetro igual a 12,5 mm. A distância entre o eixo das barras da armadura à face interna do tubo é igual a 30 mm. As dimensões do pilar misto e sua discretização em elementos finitos são mostradas na figura 5.33. O modelo é composto por 1039 elementos retangulares lineares e 1071 nós. Considerou-se o pilar exposto ao incêndio-padrão por todo o seu contorno.

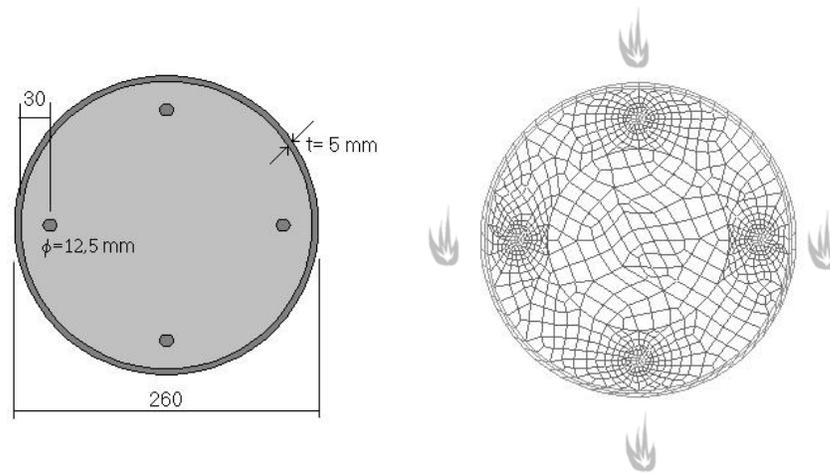


Figura 5.33 – Dimensões e discretização do pilar misto tubular

A figura 5.34 apresenta os resultados da análise térmica através do programa Caltemi para o pilar misto de seção tubular estudado. Verifica-se nesta figura que a temperatura na superfície do tubo de aço chega a alcançar 906 °C em uma hora de incêndio, enquanto que no eixo do pilar, esta não chega aos 210 °C. Em duas horas de incêndio, todo o perfil metálico encontra-se a uma temperatura superior a 1000 °C, enquanto que no centro do pilar, a temperatura não ultrapassa os 500 °C.

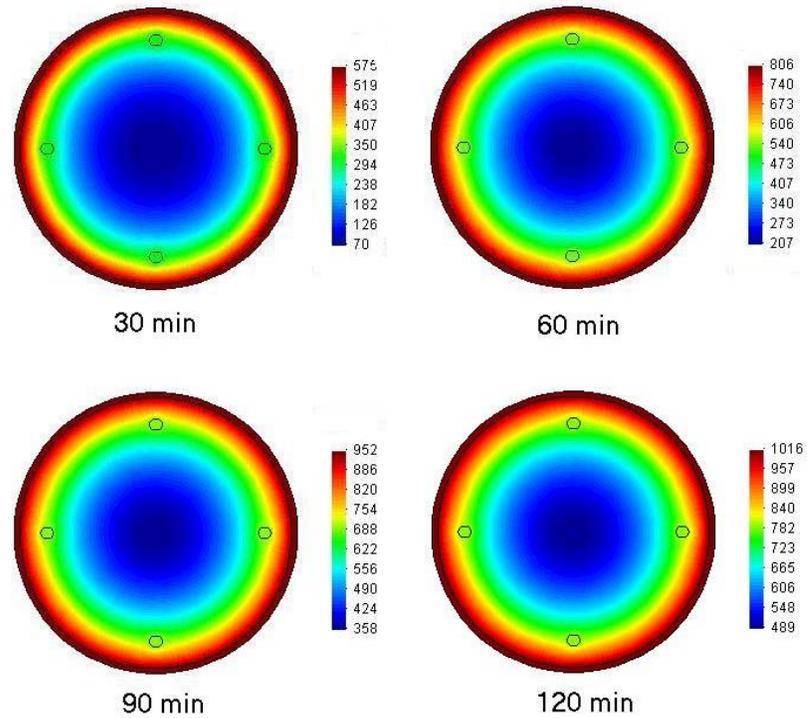


Figura 5.34 – Temperatura (°C) no pilar misto tubular

5.4.5 – Laje mista com fôrma de aço trapezoidal

Este exemplo consiste de uma fatia de uma laje mista com fôrma de aço trapezoidal incorporada com espessura igual a 0,80 mm, submetida à ação do incêndio-padrão pela superfície inferior da laje. Na discretização em elementos finitos (figura 5.35), a armadura em tela soldada próxima à face superior da laje foi substituída por uma barra de aço de 3,8 mm. Foi colocada uma armadura adicional positiva constituída por uma barra de diâmetro igual a 4,8 mm. A figura 5.35 mostra as dimensões e a discretização da laje mista estudada.

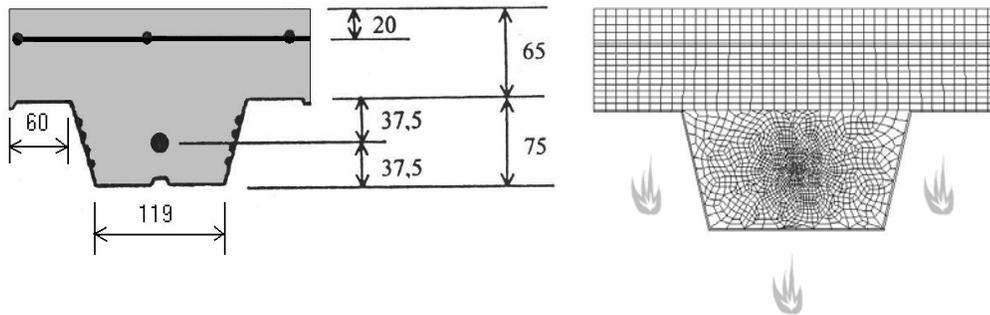


Figura 5.35 – Dimensões e discretização da laje mista

A NBR 14323 (1999) apresenta um método simplificado de dimensionamento das lajes mistas em situação de incêndio, no qual deve ser verificado o critério de isolamento térmico. Como definição de isolamento térmico (FAKURY, 2001), entende-se a capacidade da laje de impedir a ocorrência, na face que não está exposta ao incêndio, de temperatura média maior que $140\text{ }^{\circ}\text{C}$ ou de temperatura máxima maior que $180\text{ }^{\circ}\text{C}$. A laje mista do exemplo suportaria um TRRF de 90 minutos pelo critério de isolamento térmico, já que em 120 minutos, a temperatura na face superior chega a $190\text{ }^{\circ}\text{C}$, como é mostrado na figura 5.36. Conforme determina a NBR 14323 (1999), para que seja atendido o critério de isolamento térmico, a espessura efetiva da laje, calculada de acordo com a equação 2.8 do item 2.2.4 deste trabalho, deve ser maior ou igual ao valor dado na tabela 2.7.

A espessura efetiva da laje mista do exemplo é igual a $102,5\text{ mm}$, portanto teria um TRRF de 90 minutos. Assim, o critério da NBR 14323 (1999) de isolamento térmico gerou um TRRF igual ao determinado conforme temperatura calculada através do programa Caltemi.

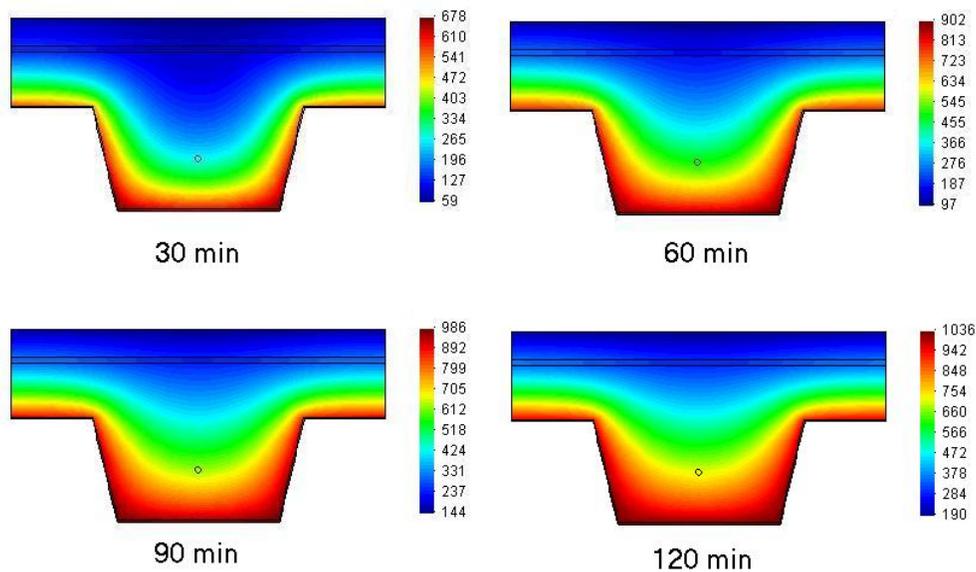


Figura 5.36 – Temperatura (°C) na laje mista

5.5 – Validação do programa Caltemi

Este exemplo foi modelado com o objetivo de verificar a precisão do programa desenvolvido neste trabalho para o cálculo da distribuição de temperatura em elementos estruturais. O pilar misto é composto por um tubo de aço quadrado de espessura igual a 6,3 mm e lado igual a 203 mm, preenchido com concreto. Este mesmo modelo foi analisado numérica e experimentalmente por LIE et al (1995) e por SILVA e CALMON (2000), que desenvolveram um programa de elementos finitos para o cálculo de temperaturas em elementos estruturais denominado PFEM_2D. Silva e Calmon consideraram o pilar misto exposto ao incêndio-padrão ASTM E-119 (1990) – ver equação 2.14. Neste trabalho, considerou-se a temperatura dos gases variável segundo a curva de incêndio-padrão da NBR 5628 (1980), dada pela equação 2.1. Ressalta-se que ambas as curvas são muito próximas, embora escritas de maneira diferente.

O gráfico da figura 5.37 apresenta a distribuição de temperatura no concreto e na superfície do tubo de aço (pontos mostrados no detalhe do gráfico) obtidas por LIE et al (1995), através do programa PFEM_2D e através do programa Caltemi.

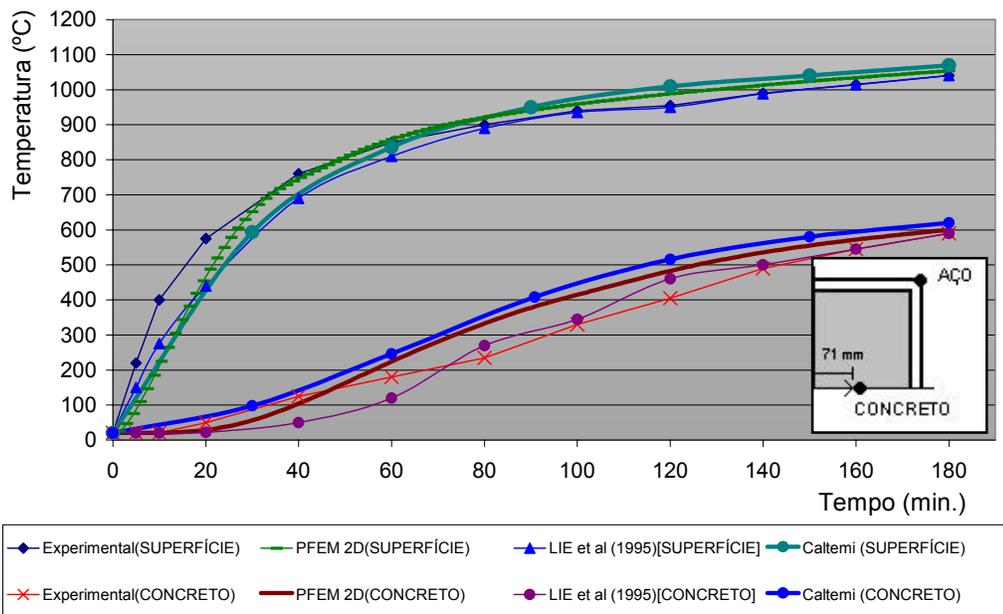


Figura 5.37 – Temperatura (°C) no pilar misto tubular de seção quadrada – Resultados teóricos e experimentais

Através do gráfico da figura 5.37, verifica-se que a temperatura no tubo de aço atinge cerca de 1050 °C em 180 minutos de incêndio. No mesmo tempo, a temperatura no concreto alcança aproximadamente 600 °C. Com a utilização do programa desenvolvido neste trabalho, foram obtidos valores de temperatura no aço e no concreto muito próximos daqueles obtidos por LIE et al (1995) e por SILVA e CALMON (2000), como se pode notar no gráfico da figura 5.37. A diferença máxima entre o Caltemi e os resultados experimentais é de 6% na superfície de aço e de 20% no concreto. Entre o PFEM_2D e o Caltemi, a diferença máxima é de 3% tanto no concreto quanto no aço.

As figuras 5.38 e 5.39 apresentam os resultados de temperatura sob a forma de isotermas para o pilar misto analisado obtidos através do PFEM_2D e do Caltemi, respectivamente, para os tempos de 30, 60, 90 e 180 minutos.

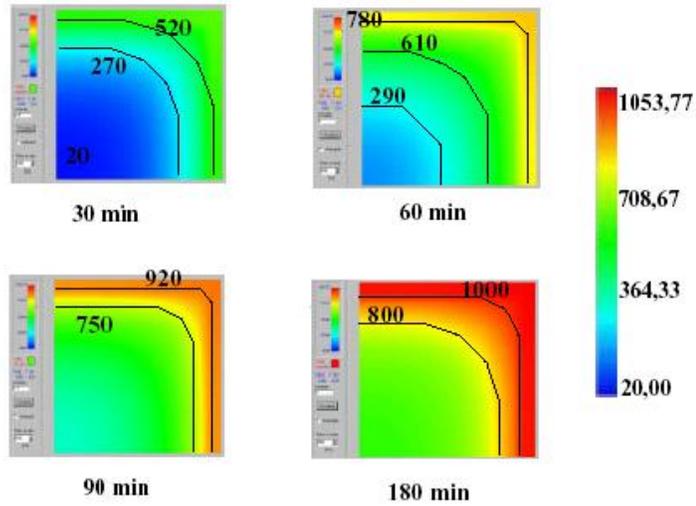


Figura 5.38 – Temperatura (°C) no pilar misto tubular de seção quadrada – Resultados do programa PFEM_2D

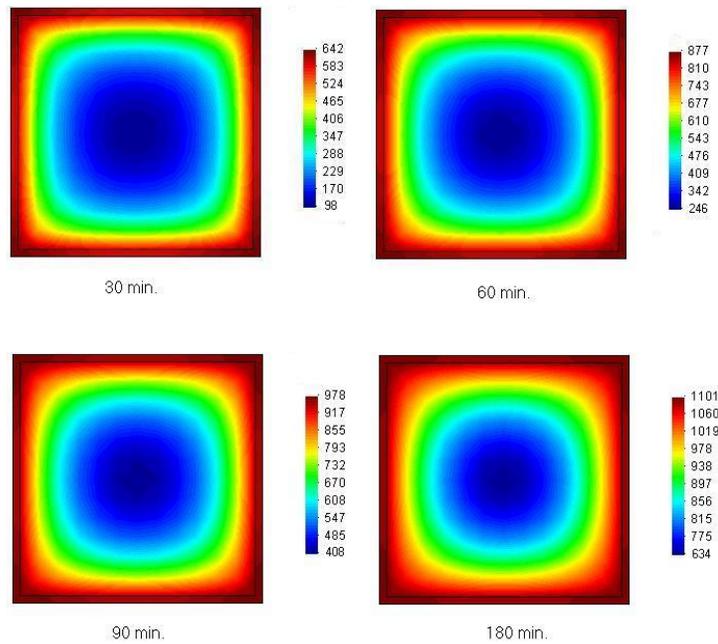


Figura 5.39 – Temperatura (°C) no pilar misto tubular de seção quadrada – Resultados do programa Caltemi

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES

6.1 – Conclusões

Neste trabalho foram estudados vários exemplos de elementos estruturais de concreto, de aço e mistos em condição de incêndio. Para isto, foi desenvolvido um programa computacional baseado no Método dos Elementos Finitos para processar a análise térmica nesses elementos. Os resultados obtidos através da análise numérica para os elementos de aço e mistos foram comparados com aqueles provenientes da utilização do método simplificado proposto pela NBR 14323 (1999). Os resultados de temperatura determinados para os elementos de concreto foram comparados com valores encontrados na literatura obtidos através de ensaios. Alguns resultados da análise de vigas e pilares mistos foram comparados também com valores encontrados através da utilização de outros programas computacionais.

O programa desenvolvido neste trabalho é baseado no programa Caltep, desenvolvido na Universidade Politécnica da Catalunha. Ao Caltep foram adicionados vários procedimentos, entre eles o cálculo da temperatura dos gases segundo a curva de incêndio-padrão dada pela NBR 5628 (1980). O programa tornou-se não-linear, ao passar a considerar a dependência das propriedades térmicas do aço, do concreto e do ar com a temperatura, além da implementação da condição de radiação no contorno, que é uma condição não-linear. Adicionou-se também, o cálculo interativo do coeficiente de

convecção nas superfícies não expostas ao incêndio, como por exemplo, a superfície superior das lajes de concreto. Com a implementação destes procedimentos, o programa tornou-se capaz de simular de forma mais real o caso de incêndio em elementos estruturais e de gerar resultados de temperatura mais confiáveis nos mesmos.

Dentro deste contexto, verificou-se que o programa desenvolvido apresentou resultados bastante confiáveis quando comparados com valores oriundos de outros estudos. Na maioria das vezes, foi verificado que o método simplificado da NBR 14323 (1999) apresenta resultados de temperatura relativamente conservadores quando comparados com a análise numérica.

No que se refere à determinação das temperaturas em elementos de concreto, verificou-se que, pela baixa condutividade térmica desse material, ocorre um grande gradiente térmico entre a superfície exposta ao incêndio e as regiões mais afastadas dessa superfície. A tabela com a variação de temperatura ao longo da altura da laje de concreto, sugerida pela NBR 14323 (1999) para o cálculo de vigas mistas em situação de incêndio, apresenta valores praticamente iguais àqueles obtidos pela utilização do programa Caltemi.

Com os resultados obtidos neste trabalho para o perfil I, pôde-se avaliar a influência do tipo e da espessura dos materiais de proteção contra incêndio. Destacou-se a eficiência da proteção do tipo caixa, que forma um bolsão de ar entre a camada isolante e o perfil, aumentando consideravelmente o isolamento térmico do perfil metálico. Este fato não é considerado pela NBR 14323 (1999) na determinação das temperaturas em perfis protegidos com proteção tipo caixa, o que acarreta um superdimensionamento contra incêndio neste caso, visto que o isolamento térmico é bem maior do que aquele que a norma supõe. Verificou-se também que a consideração ou não nos modelos numéricos da camada de ar formada pela caixa, praticamente não afeta os resultados de temperatura ao longo do perfil de aço. A NBR 14323 (1999) considera uma única temperatura para todo o perfil metálico em um determinado período de incêndio, o que se verificou ser uma boa aproximação, já que a temperatura não difere muito na seção

transversal do perfil. No exemplo analisado, a alma do perfil teve um aquecimento ligeiramente mais rápido que as mesas, devido à sua menor espessura.

Com relação às vigas mistas em situação de incêndio, verificou-se neste trabalho que algumas simplificações adotadas pela NBR 14323 (1999) podem conduzir a erros consideráveis. No caso da viga mista com perfil sem proteção, por exemplo, verificou-se que a consideração de uma temperatura constante e igual ao seu valor médio na laje de concreto implica em superestimar a resistência da laje, já que, pela análise numérica, foram encontrados valores de temperatura superiores aos que a norma sugere. Verificou-se ainda neste trabalho que a laje de concreto leva a um arrefecimento da mesa superior do perfil, diminuindo a temperatura no mesmo, fato desconsiderado pela NBR 14323 (1999), que supõe a inexistência de transferência de calor entre a laje e o perfil metálico.

No caso de vigas mistas com o perfil protegido contra incêndio, tanto com proteção do tipo contorno quanto do tipo caixa, pôde-se notar, além da diminuição da temperatura no próprio perfil, uma diminuição também na temperatura da laje de concreto. Como a NBR 14323 (1999) desconsidera o acoplamento da laje ao perfil, essa diminuição não é levada em conta e torna o dimensionamento da viga mista um pouco conservador, principalmente no caso do perfil protegido com o tipo caixa.

Com relação aos pilares mistos estudados neste trabalho, verificou-se a eficiência térmica do pilar completamente revestido de concreto, já que o perfil metálico não fica exposto diretamente ao fogo e sua temperatura não alcança valores muito elevados. Destaca-se também a facilidade de utilização do método tabular da NBR 14323 (1999) para o dimensionamento de pilares mistos em condição de incêndio. Por este método, determinam-se as dimensões e características necessárias para o pilar suportar a um determinado tempo requerido de resistência a incêndio.

No que se refere ao dimensionamento de lajes mistas em situação de incêndio, pôde-se comprovar a eficiência do método simplificado da NBR 14323 (1999) para a verificação do critério de isolamento térmico das lajes mistas. Para a laje analisada, determinou-se o

mesmo tempo requerido de resistência a incêndio, tanto pelos critérios da NBR 14323 (1999) quanto pelo resultado da análise térmica.

6.2 – Sugestões para trabalhos futuros

Com a finalidade de aumentar os conhecimentos com relação ao comportamento térmico de estruturas de concreto, metálicas e mistas em situação de incêndio, sugere-se:

- Transformar o Caltemi em um programa tridimensional, a fim de possibilitar a análise do comportamento térmico de conjuntos estruturais, permitindo o estudo, por exemplo, da temperatura dos componentes das ligações metálicas;
- Vinculação do programa Caltemi a um gerador de malha como o GID por exemplo, para automatizar a etapa de pré-processamento dos modelos;
- Realizar um estudo paramétrico exaustivo dos principais tipos de elementos estruturais em situação de incêndio;
- Introduzir no programa Caltemi a possibilidade de utilizar outras curvas de aquecimento, além da curva-padrão;
- Simular numericamente o acoplamento termo-mecânico em estruturas metálicas e mistas em situação de incêndio, o que possibilitaria a análise de tensões e deformações nas estruturas provenientes de uma ação térmica.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. AMERICAN SOCIETY TESTING AND MATERIALS (ASTM E-119-88). Standard methods of fire tests of building constructions and materials. Filadelfia, 1990.
2. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Ações e segurança nas estruturas. NBR 8681. Rio de Janeiro, 1984.
3. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Componentes construtivos estruturais – Determinação da resistência ao fogo. NBR 5628. Rio de Janeiro, 1980.
4. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio. NBR 14323. Rio de Janeiro, 1999.
5. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações. NBR 14432. Rio de Janeiro, 2000.
6. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios. NBR 8800. Rio de Janeiro, 1986.
7. CEB – FIP MODEL CODE. Design of concrete structures for fire resistance. Preliminar draft of appendix to the CEB – FIP Model Code, 1982.

8. CIMNE. Centro Internacional de Métodos Numéricos em Engenharia. GID Pré/pos Processador. Barcelona, 2000.
9. EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Basis of design and actions on structures. Actions on structures exposed to fire (Part 2.2). Eurocode 1 – ENV 1991-2-2. Bruxelas, 1995.
10. EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Design of composite steel and concrete structures. Structural fire design (Part 1.2). Eurocode 4 – ENV 1994-1-2. Bruxelas, 1994.
11. EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Design of steel structures. Structural fire design (Part 1.2). Eurocode 3 – ENV 1993-1-2. Bruxelas, 1995.
12. FAKURY, R. H. “Dimensionamento de estruturas mistas de edificios em situação de incêndio”. Departamento de Engenharia de Estruturas – Escola de Engenharia da UFMG. Belo Horizonte, 2001.
13. GHOJEL, J. I. “A new approach to modeling heat transfer in compartment fires”. Fire Safety Journal 31. p.227-237. Elsevier Science Ltd, 1998.
14. HUANG, H. C.; USMANI, A. S. “Finite element analysis of heat transfer”. Springer-Verlag London Ltd, 1994.
15. INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P. “Fundamentos de transferência de calor e massa”. Terceira edição. Editora Guanabara Koogan S. A. Rio de Janeiro, 1992.
16. INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. Fire resistance tests – Elements of building construction. ISO 834. Genebra, 1994.
17. ISE and Concrete Society Design Guide, 1978.

18. KRUPPA, J.; ZHAO, B. "Fire resistance of composite beams to Eurocode 4 – Part 1.2". *Journal of Constructional Steel Research* 30. p. 51-69. Elsevier Science Ltda, 1995.
19. LIE, T. T.; IRWIN, R. J. "Fire resistance of rectangular steel columns filled with bar-reinforced concrete". *Journal of Structural Engineering*. Vol. 121, nº 5. p. 797-805. Maio, 1995.
20. MÄKELÄINEN, P.; MA, Z. "Fire resistance of composite slim floor beams". *Journal of Constructional Steel Research* 54. p. 345-363. Elsevier Science Ltd, 2000.
21. MARTINS, M. M. "Dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio". Dissertação de Mestrado apresentada à Escola de Engenharia da UFMG. Belo Horizonte, 2000.
22. SHA, W. "Fire resistance of floors constructed with fire-resistant steels". *Journal of Structural Engineering*. Vol. 124, nº 6, p. 664-670. Junho, 1998.
23. SILVA, C. J.; CALMON, J. L. "Análise térmica bidimensional em regime transiente pelo Método dos Elementos Finitos. Aplicação em estruturas metálicas e mistas em condições de incêndio". *Revista Engenharia, Ciência e Tecnologia – Edição nº 17*. p. 72-82. Setembro/ Outubro, 2000.
24. SILVA, V. P. "Estruturas de aço em situação de incêndio". Ziguarte Editora. São Paulo, 2001.
25. VILA REAL, P. M. M.; OLIVEIRA, C. A. M. "Modelação numérica do comportamento térmico de perfis metálicos e vigas mistas sob a ação do fogo". *Encontro Nacional de Construção Metálica e Mista*. Porto. Novembro, 1997.

26. WANG, Y. C. "Composite beams with partial fire protection". *Fire Safety Journal* 30. p.315-332. Elsevier Science Ltd, 1998.
27. ZÁRATE, F. C.; OÑATE, E. "Caltep: Programa para el cálculo transitorio de la acuación de Poisson". Publicación CIMNE nº 27. Barcelona, 1993.
28. ZHAO, J. C.; KRUPPA, J. "Experimental and numerical investigation of fire behaviour of steel and concrete composite beams". *Composite Construction in Steel and Concrete III*. American Society of Civil Engineering (ASCE). Nova Iorque, 1997.
29. ZHAO, J. C.; SHEN, Z. Y. "Experimental studies of the behaviour of unprotected steel frames in fire". *Journal of Constructional Steel Research* 50. p. 137-150. Elsevier Science Ltd, 1999.