

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

**SIMULAÇÃO VIA MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS DA
DISTRIBUIÇÃO TRIDIMENSIONAL DE TEMPERATURA EM
ESTRUTURAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO**

Dissertação apresentada como requisito parcial
para a obtenção do grau de Mestre
em Engenharia de Estruturas
por
José Carlos Lopes Ribeiro

Março de 2004

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

**“SIMULAÇÃO VIA MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS DA
DISTRIBUIÇÃO TRIDIMENSIONAL DE TEMPERATURA EM
ESTRUTURAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO”**

José Carlos Lopes Ribeiro

Dissertação apresentada ao Curso de Pós-Graduação 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. Ricardo Hallal Fakury
DEES – UFMG (Orientador)

Prof. Dr. Estevam Barbosa de Las Casas
DEES – UFMG (Co-orientador)

Prof. Dr. Márcio Ziviani
DEMEC – UFMG

Prof. Dr. Valdir Pignatta e Silva
EPUSP

Belo Horizonte, Março de 2004

“Só em Deus repousa a minha alma,
é dele que me vem o que eu espero”.

Salmo 61, 6.

A Deus e aos meus pais.

AGRADECIMENTOS

A Deus, acima de tudo.

Ao Prof. Ricardo Hallal Fakury, pela confiança em mim depositada, pela amizade, apoio, dedicação e orientação ao longo de todo este trabalho.

Ao Prof. Estevam Barbosa de Las Casas, pela amizade, pelo apoio técnico e pela co-orientação imprescindível para realização deste trabalho.

Ao Prof. Márcio Ziviani e ao Prof. Márcio Fonte Boa Cortez, pelas discussões e sugestões que engrandeceram este trabalho. Ao Prof. Gustavo de Souza Veríssimo, pela amizade, apoio, conselhos e incentivo.

Aos meus pais e meus irmãos, pelo incentivo, apoio e suporte familiar que foram fundamentais durante os momentos mais difíceis. À Gisele, minha amiga e companheira, que alegra os meus dias.

A todos professores e funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, pela atenção e disponibilidade sempre que foi necessário. Aos colegas e amigos do mestrado, pelo convívio agradável. E a todos que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização deste trabalho.

À equipe do CIMNE (UPC), pelas licenças fornecidas do programa GID que proporcionou extrema facilidade na modelagem e geração de malhas. E à USIMINAS, pelo apoio financeiro sem o qual seria impossível o desenvolvimento deste trabalho.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1: INTRODUÇÃO.....	1
1.1 - GENERALIDADES.....	1
1.2 - OBJETIVOS	2
1.3 - ORGANIZAÇÃO DO TEXTO	3
CAPÍTULO 2: CONCEITOS BÁSICOS E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1 - GENERALIDADES.....	4
2.2 - CARACTERÍSTICAS DOS INCÊNDIOS	4
2.2.1 - Temperatura dos gases	4
2.2.2 - Tempo requerido de resistência ao fogo	11
2.3 - PROPRIEDADES TÉRMICAS DE ALGUNS MATERIAIS RELEVANTES	12
2.3.1 - Generalidades.....	12
2.3.2 - Aço estrutural	12
2.3.3 - Concreto de densidade normal	13
2.3.4 - Concreto de baixa densidade.....	14
2.3.5 - Materiais de proteção térmica	14
2.3.6 - Ar atmosférico.....	17
2.4 - PROTEÇÕES TÉRMICAS PARA ESTRUTURAS DE AÇO	18
2.4.1 - Classificação das proteções térmicas	18
2.4.2 - Aplicação das proteções térmicas	20
2.4.3 - Tintas intumescentes	20
2.5 - ELEMENTOS ESTRUTURAIS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO.....	21
2.5.1 - Elementos estruturais de aço.....	21
2.5.2 - Elementos estruturais de concreto.....	26
2.5.3 - Elementos estruturais mistos de aço e concreto.....	30

2.5.4 - Alguns trabalhos produzidos na área de segurança das estruturas em situação de incêndio	40
CAPÍTULO 3: MECANISMOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR	47
3.1 - CONDUÇÃO	47
3.1.1 - Condições iniciais e de contorno.....	51
3.2 - CONVECÇÃO	52
3.2.1 - Coeficientes para convecção forçada	53
3.2.2 - Coeficientes para convecção natural.....	54
3.3 - RADIAÇÃO	59
3.4 - PROBLEMAS DE DOMÍNIO SÓLIDO	62
CAPÍTULO 4: APLICAÇÃO DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS À TRANSFERÊNCIA DE CALOR	63
4.1 - MÉTODO DOS RESÍDUOS PONDERADOS	63
4.2 - EQUAÇÕES BÁSICAS DO MEF	65
4.3 - FORMULAÇÃO PARA O MEF	67
4.4 - PROBLEMAS ESTACIONÁRIOS	70
4.5 - PROBLEMAS TRANSIENTES	70
4.5.1 - Método iterativo simples.....	72
4.5.2 - Critérios de convergência.....	74
4.6 - RESOLUÇÃO DO SISTEMA DE EQUAÇÕES LINEARES.....	76
4.6.1 - Comparação dos métodos utilizados.....	76
4.6.2 - Recomendações práticas	77
CAPÍTULO 5: IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL.....	79
5.1 - GENERALIDADES.....	79
5.2 - CARACTERÍSTICAS DO PROGRAMA <i>THERSYS</i>	80
5.2.1 - Curvas de incêndio	80
5.2.2 - Propriedades dos materiais.....	81
5.2.3 - Elementos utilizáveis	82
5.2.4 - Condição inicial	82
5.2.5 - Condições de contorno	84
5.2.6 - Métodos de solução do sistema de equações lineares.....	84
5.3 - ORGANIZAÇÃO GERAL DO PROGRAMA <i>THERSYS</i>	85
5.3.1 - <i>Problem type</i> para o programa <i>GID</i>	85
5.3.2 - Interface.....	90
5.3.3 - Estrutura do programa.....	97

CAPÍTULO 6: ESTUDOS DE CASO	101
6.1 - GENERALIDADES.....	101
6.2 - VALIDAÇÃO DO PROGRAMA <i>THERSYS</i>	103
6.2.1 - Perfil I laminado com proteção do tipo contorno.....	103
6.2.2 - Perfil I soldado com proteção do tipo contorno.....	105
6.2.3 - Viga de concreto.....	108
6.2.4 - Viga mista em perfil I metálico com proteção do tipo contorno.....	109
6.3 - ELEMENTOS DE AÇO.....	111
6.3.1 - Perfil I com proteção do tipo caixa.....	111
6.3.2 - Perfil I com proteção do tipo contorno sujeito a várias curvas de incêndio.....	113
6.3.3 - Perfil I pertencente à vedação com incêndio de 1 lado.....	115
6.3.4 - Perfil I pertencente à vedação com incêndio dos 2 lados.....	117
6.4 - ELEMENTOS DE CONCRETO.....	118
6.4.1 - Pilar de concreto em 2D.....	118
6.4.2 - Pilar de concreto em 3D.....	120
6.5 - ELEMENTOS MISTOS.....	124
6.5.1 - Pilar misto tubular circular preenchido com concreto.....	124
6.5.2 - Pilar misto parcialmente revestido com concreto.....	130
6.5.3 - Ligação mista viga-pilar sem proteção térmica e com laje maciça.....	135
6.5.4 - Ligação mista viga-pilar com proteção do tipo contorno e com laje maciça.....	141
6.5.5 - Ligação mista viga-pilar sem proteção térmica e com laje mista constituída por fôrma de aço trapezoidal.....	145
6.5.6 - Ligação mista viga-pilar com proteção do tipo contorno e com laje mista constituída por fôrma de aço trapezoidal.....	149
6.5.7 - Ligação mista viga-pilar com proteção do tipo contorno (completa) e com laje mista constituída por fôrma de aço trapezoidal.....	153
6.5.8 - Laje mista com fôrma de aço trapezoidal.....	160
CAPÍTULO 7: CONCLUSÕES	168
7.1 - CONCLUSÕES.....	168
7.2 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	173
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	174

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1 – Evolução da temperatura dos gases em incêndio	5
FIGURA 2.2 – Curvas de incêndio propostas no EUROCODE 1 – Part 2.2 (1995).....	9
FIGURA 2.3 – Comparação entre a curva de incêndio-padrão e resultados de ensaios	10
FIGURA 2.4 – Proteções clássicas das estruturas de aço	18
FIGURA 2.5 – Proteções térmicas do tipo contorno e do tipo caixa para pilares	19
FIGURA 2.6 – Proteções térmicas do tipo contorno e do tipo caixa para vigas.....	19
FIGURA 2.7 – Elemento estrutural pertencente à vedação do edifício	24
FIGURA 2.8 – Temperatura dos componentes de uma ligação ao longo da altura da viga.....	25
FIGURA 2.9 – Isotermas para um pilar de concreto de 300 mm x 300 mm (CEB).....	27
FIGURA 2.10 – Isotermas para uma viga de concreto de 300 mm x 600 mm (CEB)	27
FIGURA 2.11 – Isotermas para vigas de concreto (EUROCODE 2)	28
FIGURA 2.12 – Elevação da temperatura em lajes maciças (EUROCODE 2).....	29
FIGURA 2.13 – Elevação da temperatura em uma laje maciça de 100 mm (ISE).....	29
FIGURA 2.14 – Divisão do perfil I de aço para distribuição de temperatura	30
FIGURA 2.15 – Dimensões da seção transversal da laje mista	35
FIGURA 2.16 – Posição geométrica da armadura.....	36
FIGURA 2.17 – Esquema das isotermas.....	38
FIGURA 2.18 – Correntes de convecção em um compartimento.....	46

FIGURA 3.1 – Fluxo de calor em um elemento tridimensional infinitesimal.....	49
FIGURA 3.2 – Formação da camada limite.....	55
FIGURA 3.3 – Resfriamento de uma placa quente horizontal com a face para baixo	57
FIGURA 3.4 – Resfriamento de uma placa quente horizontal com a face para cima.....	57
FIGURA 3.5 – Resfriamento de uma placa quente vertical.....	58
FIGURA 3.6 – Emissividade total de uma mistura de 10% CO ₂ , 10% H ₂ O e 80% N ₂	60
FIGURA 3.7 – Absortividade total de uma mistura de 10% CO ₂ , 10% H ₂ O e 80% N ₂	61
FIGURA 3.8 – Condições de contorno em um problema de domínio sólido	62
FIGURA 4.1 – Variação da temperatura no intervalo de tempo Δt	70
FIGURA 4.2 – Comparação da eficiência dos métodos de solução	78
FIGURA 5.1 – Interação entre o <i>Thersys</i> e o <i>GID</i> através do <i>problem type</i>	85
FIGURA 5.2 – Tela de entrada dos dados gerais no <i>GID</i>	86
FIGURA 5.3 – Tela de entrada dos parâmetros térmicos no <i>GID</i>	87
FIGURA 5.4 – Tela de entrada dos coeficientes para condições de contorno.....	87
FIGURA 5.5 – Tela de entrada da curva de incêndio definida pelo usuário	88
FIGURA 5.6 – Tela de definição dos materiais no <i>GID</i>	88
FIGURA 5.7 – Tela de definição das propriedades dos materiais no <i>GID</i>	89
FIGURA 5.8 – Telas de definição das condições de contorno no <i>GID</i>	90
FIGURA 5.9 – Tela de abertura do programa <i>Thersys</i>	91
FIGURA 5.10 – Tela principal do programa <i>Thersys</i>	91
FIGURA 5.11 – Tela de entrada dos dados gerais.....	92
FIGURA 5.12 – Tela de entrada dos dados do problema térmico	92
FIGURA 5.13 – Tela de definição dos materiais e suas propriedades.....	93
FIGURA 5.14 – Tela de entrada das coordenadas nodais da malha	94
FIGURA 5.15 – Tela de entrada do tipo de elemento e da conectividade da malha	95
FIGURA 5.16 – Tela de entrada das condições de contorno	95
FIGURA 5.17 – Tela de monitoramento da análise.....	96
FIGURA 5.18 – Tela de resultados da análise.....	96
FIGURA 5.19 – Estrutura do programa <i>Thersys</i> em classes	97
FIGURA 5.20 – Algoritmo para problemas transientes (método iterativo simples)	99
FIGURA 5.21 – Algoritmo para problemas estacionários.....	100

FIGURA 6.1 – Dimensões e discretização do perfil I laminado.....	104
FIGURA 6.2 – Dimensões e discretização do perfil I soldado	105
FIGURA 6.3 – Temperaturas (°C) no perfil I soldado	106
FIGURA 6.4 – Dimensões e discretização da viga de concreto	108
FIGURA 6.5 – Dimensões e discretização da viga mista	109
FIGURA 6.6 – Dimensões e discretização do perfil I com proteção do tipo caixa	111
FIGURA 6.7 – Curva de temperatura no perfil I com proteção do tipo caixa	111
FIGURA 6.8 – Temperaturas (°C) no perfil I com proteção do tipo caixa	112
FIGURA 6.9 – Dimensões e discretização do perfil I sujeito a várias curvas de incêndio	113
FIGURA 6.10 – Resposta térmica do perfil I ao incêndio-padrão.....	114
FIGURA 6.11 – Resposta térmica do perfil I ao incêndio de hidrocarbonetos	114
FIGURA 6.12 – Resposta térmica do perfil I ao incêndio parametrizado	114
FIGURA 6.13 – Resposta térmica do perfil I ao incêndio <i>car test</i>	115
FIGURA 6.14 – Dimensões e discretização do perfil I pertencente à vedação	115
FIGURA 6.15 – Temperaturas (°C) no perfil I pertencente à vedação	116
FIGURA 6.16 – Temperaturas (°C) no perfil I pertencente à vedação	117
FIGURA 6.17 – Dimensões e discretização do pilar de concreto em 2D.....	118
FIGURA 6.18 – Temperaturas (°C) no pilar de concreto em 2D.....	118
FIGURA 6.19 – Comparação entre o <i>Thersys</i> e o CEB para o pilar de concreto	119
FIGURA 6.20 – Dimensões do pilar de concreto em 3D	120
FIGURA 6.21 – Discretização do pilar de concreto em 3D	120
FIGURA 6.22 – Temperaturas (°C) no pilar de concreto em 3D.....	121
FIGURA 6.23 – Temperaturas no pilar em 30 minutos.....	122
FIGURA 6.24 – Temperaturas no pilar em 60 minutos.....	122
FIGURA 6.25 – Temperaturas no pilar em 90 minutos.....	123
FIGURA 6.26 – Temperaturas no pilar em 120 minutos.....	123
FIGURA 6.27 – Dimensões do pilar misto tubular circular	124
FIGURA 6.28 – Discretização do pilar misto tubular circular	124
FIGURA 6.29 – Temperaturas (°C) no pilar misto tubular circular.....	125
FIGURA 6.30 – Detalhes das temperaturas (°C) obtidas em 60 minutos	125
FIGURA 6.31 – Temperaturas no pilar em 30 minutos.....	126

FIGURA 6.32 – Temperaturas no pilar em 60 minutos.....	126
FIGURA 6.33 – Temperaturas no pilar em 90 minutos.....	127
FIGURA 6.34 – Temperaturas no pilar em 120 minutos.....	127
FIGURA 6.35 – Rigidez efetiva do pilar ao longo do comprimento	129
FIGURA 6.36 – Dimensões do pilar misto parcialmente preenchido com concreto	130
FIGURA 6.37 – Discretização do pilar misto parcialmente preenchido com concreto	130
FIGURA 6.38 – Temperaturas no pilar misto parcialmente preenchido com concreto	131
FIGURA 6.39 – Detalhes das temperaturas (°C) obtidas em 60 minutos	131
FIGURA 6.40 – Temperaturas no pilar em 30 minutos.....	132
FIGURA 6.41 – Temperaturas no pilar em 60 minutos.....	132
FIGURA 6.42 – Temperaturas no pilar em 90 minutos.....	133
FIGURA 6.43 – Temperaturas no pilar em 120 minutos.....	133
FIGURA 6.44 – Dimensões da ligação mista com laje maciça	135
FIGURA 6.45 – Discretização da ligação mista com laje maciça	136
FIGURA 6.46 – Temperaturas (°C) obtidas na análise.....	136
FIGURA 6.47 – Pontos de análise da temperatura no modelo	137
FIGURA 6.48 – Convecção e radiação em um compartimento em situação de incêndio	140
FIGURA 6.49 – Discretização da ligação mista com laje maciça e com proteção térmica do tipo contorno	141
FIGURA 6.50 – Temperaturas (°C) obtidas na análise (com a proteção térmica).....	142
FIGURA 6.51 – Temperaturas (°C) obtidas na análise (sob a proteção)	142
FIGURA 6.52 – Dimensões da ligação mista com laje mista trapezoidal	145
FIGURA 6.53 – Discretização da ligação mista com laje mista trapezoidal	146
FIGURA 6.54 – Temperaturas (°C) obtidas na análise.....	146
FIGURA 6.55 – Discretização da ligação mista com proteção do tipo contorno e laje mista constituída por fôrma de aço trapezoidal	149
FIGURA 6.56 – Temperaturas (°C) obtidas na análise (com a proteção térmica).....	150
FIGURA 6.57 – Temperaturas (°C) obtidas na análise (sob a proteção)	150
FIGURA 6.58 – Discretização da ligação mista com proteção do tipo contorno (completa) e laje mista constituída por fôrma de aço trapezoidal	153
FIGURA 6.59 – Temperaturas (°C) obtidas na análise (com a proteção térmica).....	154

FIGURA 6.60 – Temperaturas (°C) obtidas na análise (sob a proteção)	154
FIGURA 6.61 – Temperaturas no conector (no meio do vão).....	157
FIGURA 6.62 – Temperaturas no conector (região da ligação)	157
FIGURA 6.63 – Temperaturas na mesa superior do perfil (no meio do vão).....	158
FIGURA 6.64 – Temperaturas na alma do perfil (no meio do vão)	158
FIGURA 6.65 – Temperaturas na mesa inferior do perfil (no meio do vão).....	158
FIGURA 6.66 – Temperaturas na mesa superior do perfil (na região da ligação)	159
FIGURA 6.67 – Temperaturas na alma do perfil (na região da ligação)	159
FIGURA 6.68 – Temperaturas na mesa inferior do perfil (na região da ligação)	159
FIGURA 6.69 – Dimensões e discretização da laje mista	160
FIGURA 6.70 – Temperaturas (°C) obtidas na laje mista.....	160
FIGURA 6.71 – Discretização da laje mista com fôrma equivalente	161
FIGURA 6.72 – Temperaturas (°C) obtidas na laje mista com fôrma equivalente.....	161
FIGURA 6.73 – Temperaturas na face superior da laje mista	164
FIGURA 6.74 – Temperaturas em uma laje de concreto em 30 minutos.....	165
FIGURA 6.75 – Temperaturas em uma laje de concreto em 60 minutos.....	166
FIGURA 6.76 – Temperaturas em uma laje de concreto em 90 minutos.....	166
FIGURA 6.77 – Temperaturas em uma laje de concreto em 120 minutos.....	166

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1 – Valores de θ_m , t_m e s_c utilizados na expressão de BARNETT (2002)	11
TABELA 2.2 – Calor específico do <i>Blaze Shield</i> II em função da temperatura.....	15
TABELA 2.3 – Condutividade térmica do <i>Blaze Shield</i> II em função da temperatura.....	16
TABELA 2.4 – Propriedades térmicas do concreto celular autoclavado.....	16
TABELA 2.5 – Propriedades térmicas das placas de vermiculita	17
TABELA 2.6 – Expressões para obtenção das propriedades térmicas do ar atmosférico	17
TABELA 2.7 – Fator de massividade para elementos estruturais com e sem proteção.....	22
TABELA 2.8 – Variação de temperatura na altura das lajes de concreto.....	32
TABELA 2.9 – Dimensões gerais dos pilares preenchidos com concreto	33
TABELA 2.10 – Espessura efetiva mínima para isolamento térmico	35
TABELA 2.11 – Coeficientes para determinação da temperatura na armadura.....	36
TABELA 2.12 – Coeficientes para determinação da temperatura nas partes da fôrma.....	37
TABELA 2.13 – Coeficientes para determinação da temperatura limite	38
TABELA 2.14 – Coordenadas dos pontos da isoterma limite.....	39
TABELA 3.1 – Obtenção do número de Nusselt.....	55
TABELA 3.2 – Coeficientes de convecção médios.....	58

TABELA 4.1 – Intervalos de tempo máximo para os diversos materiais.....	75
TABELA 5.1 – Elementos utilizáveis no programa <i>Thersys</i>	83
TABELA 6.1 – Convenção adotada nas figuras dos modelos.....	103
TABELA 6.2 – Temperaturas no perfil I laminado.....	104
TABELA 6.3 – Temperaturas no perfil I soldado (<i>Thersys</i>).....	107
TABELA 6.4 – Temperaturas no perfil I soldado (NBR 14323).....	107
TABELA 6.5 – Espessura t de proteção térmica para $\theta_{cr} = 550$ °C.....	107
TABELA 6.6 – Resultados das temperaturas para a viga de concreto.....	108
TABELA 6.7 – Resultados das temperaturas para a viga mista.....	110
TABELA 6.8 – Resultados das temperaturas para o perfil I pertencente à vedação....	116
TABELA 6.9 – Resultados das temperaturas para o perfil I pertencente à vedação....	117
TABELA 6.10 – Comparação das temperaturas (°C) em 30 minutos.....	137
TABELA 6.11 – Comparação das temperaturas (°C) em 60 minutos.....	138
TABELA 6.12 – Comparação das temperaturas (°C) em 90 minutos.....	138
TABELA 6.13 – Comparação das temperaturas (°C) em 120 minutos.....	138
TABELA 6.14 – Comparação das temperaturas (°C) no conector com a TAB.2.8.....	139
TABELA 6.15 – Comparação das temperaturas (°C) em 30 minutos.....	143
TABELA 6.16 – Comparação das temperaturas (°C) em 60 minutos.....	143
TABELA 6.17 – Comparação das temperaturas (°C) em 90 minutos.....	143
TABELA 6.18 – Comparação das temperaturas (°C) em 120 minutos.....	144
TABELA 6.19 – Comparação das temperaturas (°C) em 30 minutos.....	147
TABELA 6.20 – Comparação das temperaturas (°C) em 60 minutos.....	147
TABELA 6.21 – Comparação das temperaturas (°C) em 90 minutos.....	147
TABELA 6.22 – Comparação das temperaturas (°C) em 120 minutos.....	148
TABELA 6.23 – Comparação das temperaturas (°C) em 30 minutos.....	151
TABELA 6.24 – Comparação das temperaturas (°C) em 60 minutos.....	151
TABELA 6.25 – Comparação das temperaturas (°C) em 90 minutos.....	151
TABELA 6.26 – Comparação das temperaturas (°C) em 120 minutos.....	152
TABELA 6.27 – Comparação das temperaturas (°C) em 30 minutos.....	155
TABELA 6.28 – Comparação das temperaturas (°C) em 60 minutos.....	155
TABELA 6.29 – Comparação das temperaturas (°C) em 90 minutos.....	155

TABELA 6.30 – Comparação das temperaturas (°C) em 120 minutos	156
TABELA 6.31 – Comparação entre a fôrma real e a fôrma equivalente	162
TABELA 6.32 – Dimensões e propriedades da laje mista para cálculo das temperaturas.....	163
TABELA 6.33 – Temperatura (°C) na barra da armadura adicional	163
TABELA 6.34 – Temperatura máxima, mínima e média na face superior da laje mista.....	164

RESUMO

Nos últimos anos no Brasil, houve um aumento significativo do interesse por análise e projeto de estruturas em situação de incêndio. Em 1999, a Associação Brasileira de Normas Técnicas publicou a norma NBR 14323, relacionada às estruturas de aço e estruturas mistas de aço e concreto, a qual encontra-se atualmente em processo de revisão. As estruturas de concreto estão sendo estudadas, esperando-se que em breve exista também uma norma brasileira tratando das mesmas. As normas apresentam procedimentos que, em diversas situações, incorporam simplificações na determinação da distribuição das temperaturas atuantes na seção transversal dos elementos estruturais em situação de incêndio. Neste trabalho, a precisão de vários desses procedimentos é avaliada. Para isso, foi desenvolvido um algoritmo computacional para execução de análise térmica transiente e não-linear de modelos bidimensionais e tridimensionais, com base no Método dos Elementos Finitos. Foram modelados diversos exemplos de elementos estruturais de aço, de concreto e mistos, com e sem proteção contra incêndio. Os resultados obtidos foram comparados e avaliados criticamente face a resultados de procedimentos de normas e valores provenientes de literatura especializada.

ABSTRACT

The last years in Brazil, there was a meaningful increase of the interest for analysis and design of structures under fire condition. In 1999, the Brazilian Association of Technical Standards published the standard NBR 14323, relative to steel and composite structures. Nowadays, this standard is in review process. The concrete structures are being studied and it's expected that soon it will be published the brazilian standard related to concrete structures under fire condition. The standards present procedures that, in several cases, allow a number of simplifications in the determination of temperature distribution in cross section of structural elements under fire condition. In this work, the precision of several these procedures is evaluated. To achieve this objective, a computer algorithm was developed to perform transient and nonlinear thermal analysis of two-dimensional and three-dimensional models based on Finite Element Method. Several examples of steel, concrete and composite structural elements were processed with and without fire protection. The results obtained were compared and evaluated critically considering results obtained by procedures of standards and values available in technical literature.

1

INTRODUÇÃO

1.1 - Generalidades

Ao se projetar uma construção, qualquer que seja o material empregado, a estrutura, além de ser dimensionada para resistir aos esforços atuantes à temperatura ambiente, deve ser verificada em situação de incêndio, o que consiste em avaliar os elementos estruturais e suas ligações quanto à capacidade de resistência aos esforços solicitantes em temperatura elevada. Nessa segunda verificação, deve-se levar em conta que o incêndio é uma ação excepcional, as ações térmicas atuantes e a degenerescência das propriedades mecânicas dos materiais estruturais com o aumento da temperatura.

Nos últimos anos no Brasil, houve um aumento significativo do interesse pela análise e projeto de estruturas metálicas e mistas em situação de incêndio. Desta forma, a partir de pesquisas realizadas em algumas universidades, entre elas a UFMG, a USP e a UFOP, desenvolveu-se uma norma sobre esse assunto, a NBR 14323 (1999), editada pela ABNT. Essa 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 de 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 e uma aproximação dos valores da temperatura na laje para a determinação da resistência dos conectores de cisalhamento. Além disso, admite a adoção de uma temperatura constante ao longo do vão da viga.

Atualmente, essa norma se encontra em processo de revisão por uma comissão formada por pesquisadores de várias universidades brasileiras e por profissionais dos setores industrial e comercial. Assim, o presente trabalho foi desenvolvido com base em uma versão do texto-base de revisão tornada pública em agosto de 2003, ora em discussão em Comissão de Estudos do Comitê Brasileiro da Construção Civil da ABNT (CB-02).

Como as propriedades mecânicas dos materiais estruturais degradam-se progressivamente com o aumento da temperatura, o conhecimento e a determinação precisa da mesma conduz a resultados mais seguros e econômicos do ponto de vista do dimensionamento.

1.2 - Objetivos

Este trabalho tem por objetivo o desenvolvimento de um algoritmo computacional para simular numericamente a distribuição bidimensional e tridimensional de temperatura em elementos estruturais resultante de uma curva de incêndio qualquer (temperatura \times tempo), utilizando-se um procedimento com base no Método dos Elementos Finitos. Serão simuladas estruturas de aço, de concreto e mistas, com e sem proteção contra incêndio. Com este trabalho torna-se possível:

- comparar a efetividade de distintas alternativas de proteção;
- analisar a influência de algumas simplificações adotadas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) quanto à determinação das temperaturas nas diversas partes das seções transversais, ao longo do comprimento dos elementos estruturais e, no caso de lajes mistas e maciças de concreto, ao longo da espessura e nas direções dos lados;

- simular a distribuição de temperatura em regiões tipicamente tridimensionais, tais como as das ligações, onde uma análise térmica bidimensional conduziria a resultados imprecisos.

1.3 - Organização do texto

O capítulo 2 apresenta informações sobre várias curvas de incêndio, propriedades térmicas dos materiais comumente utilizados, tipos de proteções térmicas para estruturas metálicas, e as considerações do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) e das pré-normas européias: EUROCODE 2 – Part 1.2 (1996), EUROCODE 3 – Part 1.2 (1995) e EUROCODE 4 – Part 1.2 (1994), que tratam respectivamente do dimensionamento em situação de incêndio das estruturas de concreto, de aço e mistas aço-concreto. Apresenta também alguns dos trabalhos mais importantes publicados a respeito de estruturas em situação de incêndio.

No capítulo 3 são apresentados os conceitos básicos dos principais mecanismos de transferência de calor: condução, convecção e radiação. No capítulo 4 é apresentado o desenvolvimento teórico utilizado na aplicação do Método dos Elementos Finitos aos problemas transferência de calor em domínios sólidos.

O capítulo 5 mostra o programa desenvolvido para efetuar a análise térmica dos elementos estruturais propostos. São apresentadas as principais características do programa, sua interação com o pré e pós-processador gráfico utilizado e outras inovações.

No capítulo 6 são mostrados os resultados obtidos através da análise numérica e as comparações com as prescrições do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), com a normalização européia e com resultados apresentados na literatura. As conclusões e recomendações para trabalhos futuros são encontradas no capítulo 7.

2

CONCEITOS BÁSICOS E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 - Generalidades

Este capítulo apresenta as características dos incêndios, alguns tipos de curvas de incêndio, as propriedades térmicas dos materiais comumente utilizados em uma análise térmica e algumas proteções térmicas de uso comum em estruturas de aço. Também são apresentadas as prescrições do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), EUROCODE 2 – Part 1.2 (1996), EUROCODE 3 – Part 1.2 (1995) e EUROCODE 4 – Part 1.2 (1994) acerca da distribuição de temperatura nos elementos estruturais. Ao final, são mostrados alguns trabalhos produzidos na área de Engenharia de Segurança Contra Incêndio.

2.2 - Características dos incêndios

2.2.1 - Temperatura dos gases

A principal característica descritiva de um incêndio em uma edificação é a curva que fornece a temperatura dos gases (θ_g) em função do tempo de incêndio. A partir dessa curva, mostrada de forma genérica na FIG.2.1, é possível se obter a máxima temperatura atingida pelos elementos estruturais e, portanto, determinar suas resistências ao incêndio.

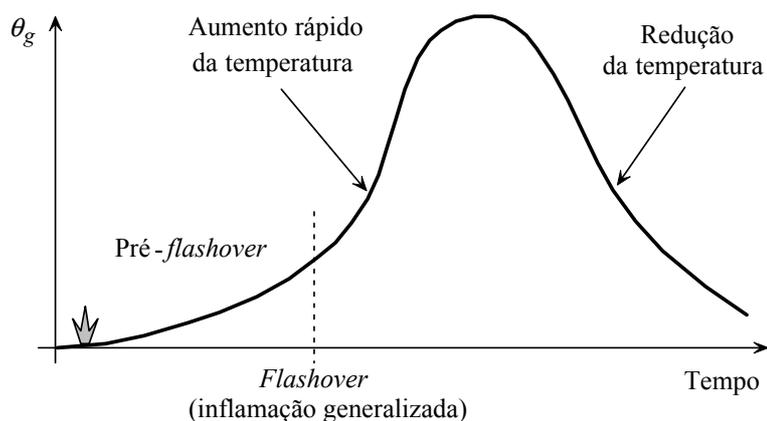


FIGURA 2.1 – Evolução da temperatura dos gases em incêndio

A evolução da temperatura dos gases em um incêndio apresenta uma fase inicial (*pré-flashover*) em que as temperaturas são baixas e o incêndio é considerado de pequenas proporções, sem riscos à vida humana e à estrutura. Após essa fase inicial, o incêndio propaga-se de forma que a superfície de toda a carga combustível presente no ambiente entra em ignição. Esse momento é denominado *flashover* ou inflamação generalizada. Ocorre o aumento brusco da inclinação da curva e o incêndio assume grandes proporções, tomando todo o compartimento. Com o final da queima do material combustível, a temperatura dos gases começa a reduzir-se gradativamente.

2.2.1.1 - Curva de incêndio-padrão segundo a NBR 14432 (2000)

A curva temperatura \times tempo de incêndio é variável com a geometria do compartimento incendiado, com as características térmicas dos materiais de vedação, com a quantidade de material combustível e com o grau de ventilação do ambiente. Simplificadamente, convencionou-se utilizar a curva de incêndio-padrão da ISO 834-1 (1999), no Brasil também prevista na NBR 14432 (2000), dada pela Eq.2.1:

$$\theta_g = \theta_o + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (2.1)$$

onde: θ_g - temperatura dos gases no tempo t (em °C);

θ_o - temperatura ambiente inicial, geralmente adotada igual a 20°C; e

t - tempo decorrido desde a ignição do fogo (em minutos).

2.2.1.2 - Curvas de incêndio prescritas no EUROCODE 1 – Part 2.2 (1995)

O EUROCODE 1 – Part 2.2 (1995) prescreve as seguintes curvas de temperatura \times tempo de incêndio:

a) Incêndio-padrão

A expressão utilizada é a mesma apresentada na Eq.2.1, sendo válida para combustão de materiais celulósicos. Ao utilizar essa curva de incêndio, recomenda-se que o coeficiente de transferência de calor por convecção seja de $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ e a emissividade resultante para transferência de calor por radiação seja de $\epsilon_{\text{res}} = 0,5$.

b) Incêndio externo

A expressão utilizada para o incêndio de materiais celulósicos sobre uma estrutura do tipo externa é dada por:

$$\theta_g = 660 \left(1 - 0,687 e^{-0,32 t} - 0,313 e^{-3,8 t} \right) + \theta_o \quad (2.2)$$

sendo as variáveis as mesmas definidas para a Eq.2.1. Também se recomenda, para o incêndio externo, o valor de $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ para o coeficiente de transferência de calor por convecção e $\epsilon_{\text{res}} = 0,5$ para a emissividade resultante.

c) Incêndio de materiais hidrocarbonetos

A expressão utilizada para o incêndio de materiais hidrocarbonetos é dada por:

$$\theta_g = 1080 \left(1 - 0,325 e^{-0,167 t} - 0,675 e^{-2,5 t} \right) + \theta_o \quad (2.3)$$

sendo as variáveis as mesmas definidas para a Eq.2.1. O coeficiente de transferência de calor por convecção recomendado pelo EUROCODE 1 – Part 2.2 (1995) para esse tipo de incêndio é de $\alpha_c = 50 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ e a emissividade resultante para transferência de calor por radiação é de $\epsilon_{\text{res}} = 0,5$.

d) Incêndio parametrizado

As expressões para o incêndio parametrizado fornecidas pelo EUROCODE 1 – Part 2.2 (1995), e descritas a seguir, são válidas para compartimentos com área de piso acima de 100 m^2 , sem aberturas no teto e com altura máxima do compartimento de 4 m .

Recomenda-se, para essa curva de incêndio, que o coeficiente de transferência de calor por convecção seja de $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ e a emissividade resultante seja de $\epsilon_{\text{res}} = 0,5$.

d.1) Temperatura dos gases na fase de aquecimento

A expressão da temperatura dos gases na fase de aquecimento é dada por:

$$\theta_g = 1325 \left(1 - 0,324 e^{-0,2 t^*} - 0,204 e^{-1,7 t^*} - 0,472 e^{-19 t^*} \right) \quad (2.4)$$

onde: θ_g - temperatura dos gases no tempo t (em $^\circ\text{C}$);

t - tempo decorrido desde a ignição do fogo (em horas);

$$t^* = t \Gamma;$$

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

$$b = \sqrt{\rho c \lambda}, \text{ devendo observar os limites: } 1000 \leq b \leq 2000;$$

$$O = A_v \sqrt{h} / A_t \text{ (fator de abertura), devendo observar os limites: } 0,02 \leq O \leq 0,20;$$

A_v - área das aberturas verticais (em m^2);

h - altura das aberturas verticais (em m);

A_t - área total de fechamento (paredes, piso e teto, incluindo as aberturas, em m^2);

ρ - densidade do material de fechamento (em kg/m^3);

c - calor específico do material de fechamento (em $\text{J / kg } ^\circ\text{C}$);

λ - condutividade térmica do material de fechamento (em $\text{W/m } ^\circ\text{C}$).

d.2) Fechamento formado por camadas de diferentes materiais

Quando se tem um fechamento formado por camadas de diferentes materiais, o parâmetro b deve ser obtido pela expressão:

$$b = \sqrt{\sum s_i c_i \lambda_i} / \sqrt{\sum \frac{s_i}{\rho_i}} \quad (2.5)$$

onde: s_i - espessura da camada i (em m);

ρ_i - densidade do material da camada i (em kg/m^3);

c_i - calor específico do material da camada i (em $\text{J / kg } ^\circ\text{C}$);

λ_i - condutividade térmica do material da camada i (em $\text{W/m } ^\circ\text{C}$).

d.3) Fechamento formado por diferentes materiais

Quando se tem um fechamento formado por diferentes materiais nas paredes, teto e piso, o parâmetro b deve ser obtido pela expressão:

$$b = \frac{\sum b_j A_{ij}}{\sum A_{ij}} \quad (2.6)$$

onde: A_{ij} - área total de fechamento incluindo aberturas com a propriedade térmica b_j ;

$$b_j = \sqrt{\rho_j c_j \lambda_j}, \text{ devendo observar os limites: } 1000 \leq b_j \leq 2000.$$

d.4) Temperatura dos gases na fase de resfriamento

A expressão da temperatura dos gases na fase de resfriamento é dada por:

$$\theta_g = \begin{cases} \theta_{\max} - 625 (t^* - t_d^*), & \text{para } t_d^* \leq 0,5 \\ \theta_{\max} - 250 (3 - t_d^*) (t^* - t_d^*) & \text{para } 0,5 < t_d^* < 2 \\ \theta_{\max} - 250 (t^* - t_d^*) & \text{para } t_d^* \geq 2 \end{cases} \quad (2.7)$$

onde: θ_g - temperatura dos gases no tempo t (em °C);

θ_{\max} - máxima temperatura dos gases na fase de aquecimento (em °C). Esse valor de temperatura ocorre para $t^* = t_d^* = (0,13 \times 10^{-3} q_{t,d} \Gamma) / O$;

t - tempo decorrido desde a ignição do fogo (em horas);

$q_{f,d}$ - valor de projeto da densidade de carga de incêndio relativa à superfície de área A_f do piso (em MJ/m²);

$q_{t,d}$ - valor de projeto da densidade de carga de incêndio relativa à superfície de área A_t do fechamento (paredes, piso e teto), devendo observar os limites: $50 \text{ MJ/m}^2 \leq q_{t,d} \leq 1000 \text{ MJ/m}^2$, e dada por:

$$q_{t,d} = q_{f,d} A_f / A_t \quad (2.8)$$

A FIG.2.2 ilustra as curvas de incêndio propostas pelo EUROCODE 1 – Part 2.2 (1995) e descritas nos itens anteriores. Para fins de comparação, nessa figura também aparece a curva do incêndio parametrizado para um caso específico mostrado na legenda.

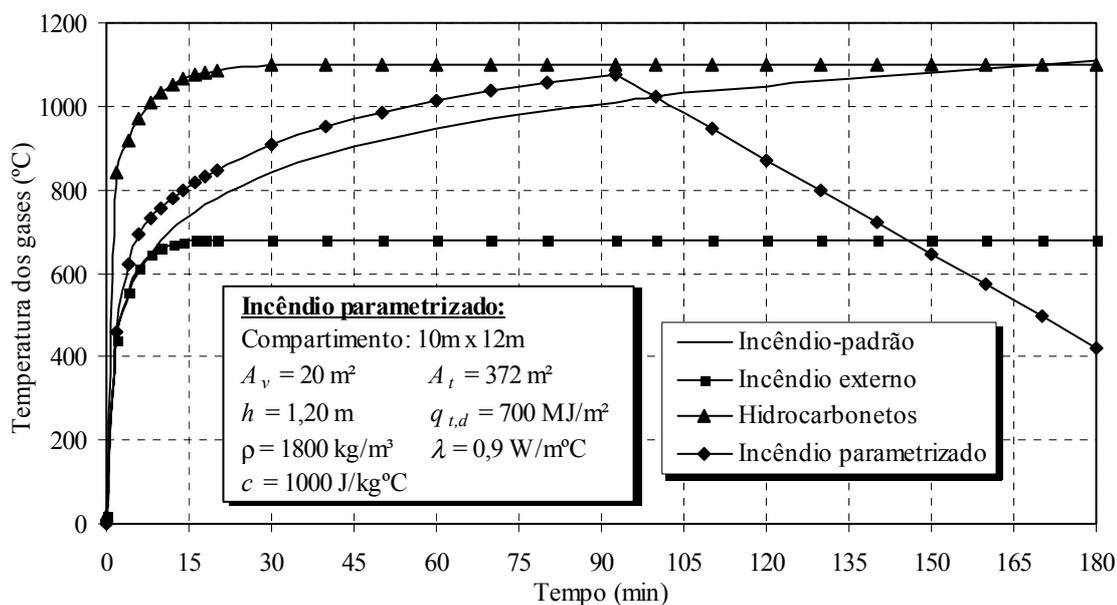


FIGURA 2.2 – Curvas de incêndio propostas no EUROCODE 1 – Part 2.2 (1995)

2.2.1.3 - Curvas de incêndio BFD

BARNETT (2002) propõe em seu trabalho uma expressão geral para modelagem de curvas de incêndio, denominadas por ele de “curvas BFD”, dada por:

$$\theta_g = \theta_o + \theta_m e^{-z} \quad (2.9)$$

onde: θ_g - temperatura dos gases no tempo t (em $^\circ\text{C}$);

θ_o - temperatura ambiente inicial (em $^\circ\text{C}$);

θ_m - incremento máximo de temperatura acima de θ_o (em $^\circ\text{C}$);

$$z = (\ln t - \ln t_m)^2 / s_c ; \quad (2.10)$$

t - tempo decorrido desde a ignição do fogo (em minutos);

t_m - tempo em que θ_m ocorre (em minutos);

s_c - fator de forma da curva de incêndio.

A FIG.2.3 ilustra algumas curvas de incêndio possíveis de serem obtidas por ajuste da expressão de Barnett com dados de testes realizados em laboratório. Essa figura mostra também a curva do incêndio-padrão para fins de comparação.

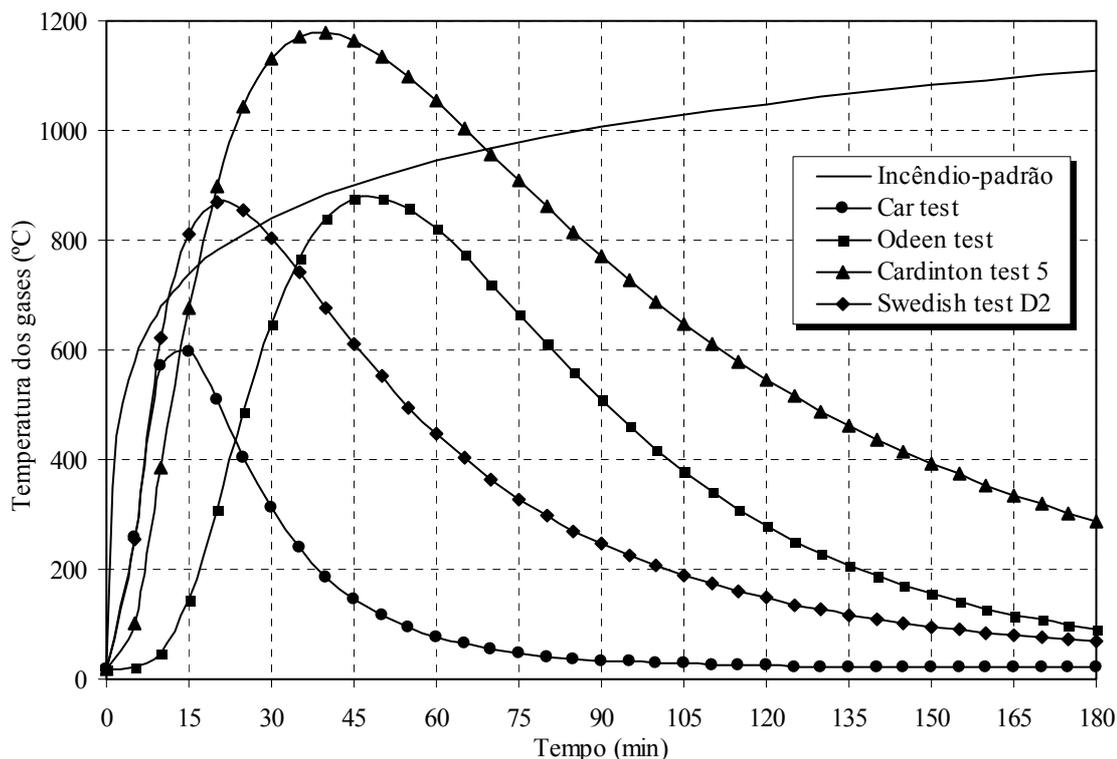


FIGURA 2.3 – Comparação entre a curva de incêndio-padrão e resultados de ensaios

A expressão proposta por Barnett utiliza apenas três fatores distintos para descrever qualquer curva de incêndio: a máxima temperatura dos gases, o tempo no qual esta temperatura ocorre e uma constante de forma para a curva. A constante de forma é um número adimensional que pode ser obtido em correlação com o coeficiente de pirólise e o fator de abertura (ventilação) do compartimento. A TAB.2.1 mostra os valores dos três fatores citados para alguns tipos de ensaios citados em literatura.

Uma outra vantagem da expressão de Barnett consiste no fato de utilizar-se apenas uma expressão para a fase de aquecimento e resfriamento do incêndio, ao contrário da curva paramétrica proposta pelo EUROCODE 1 – Part 2.2 (1995) que utiliza duas expressões.

Barnett utilizou 142 ensaios de incêndio, obtidos da literatura, para modelar sua expressão, sendo que 87% dos dados se ajustaram muito bem. Os combustíveis utilizados para os ensaios foram: madeiras, petróleo, querosene, poliuretano, automóveis, cadeiras e mobílias. A massa total de combustível variou entre 3 kg e 5100 kg e as temperaturas máximas de incêndio entre 500°C e 1200°C.

TABELA 2.1 – Valores de θ_m , t_m e s_c utilizados na expressão de BARNETT (2002)

Ensaio citados em literatura	θ_m (°C)	t_m (min)	s_c
Odden test	860	48	0,7
Car test	590	13	1,0
Swedish test D2	850	21	1,6
EBS test 22	930	18	1,8
JFRO test R	800	10	1,8
JFRO test Q	1070	13	1,7
EBS test 9	1125	19	1,3
EBS test 16	1030	11	1,2
CIB / W14 (a)	960	15	0,3
CIB / W14 (b)	980	20	1,2
CTICM test 35	1120	14	1,7
CTICM test 63	1242	9	1,6
Cardington test 2	1100	29	0,8
Cardington test 5	1160	39	1,6
Cardington test 6	740	115	4,5
Cardington test 7	1260	19	1,9

2.2.2 - Tempo requerido de resistência ao fogo

O tempo requerido de resistência ao fogo, sigla TRRF, é o tempo relacionado à curva de incêndio-padrão que permite obter a temperatura de incêndio que deve ser usada para verificação dos elementos da construção. Esse tempo é função principalmente do tipo de ocupação e das dimensões da edificação e é fornecido, no Brasil, pela norma NBR 14432 (2000).

Em uma avaliação puramente estrutural, o TRRF pode ser entendido como uma ação que deve ser levada em conta no dimensionamento em situação de incêndio, ação essa que além de aparecer aumentando diretamente as solicitações em alguns casos, se manifesta reduzindo a resistência em decorrência da elevação de temperatura. Assim, para um maior TRRF, maior será o aquecimento e maior a redução de resistência dos materiais submetidos ao incêndio.

2.3 - Propriedades térmicas de alguns materiais relevantes

2.3.1 - Generalidades

Neste item serão apresentadas as propriedades térmicas de alguns materiais importantes para análise de estruturas em situação de incêndio. Serão apresentadas as propriedades térmicas do aço estrutural e do concreto de densidade normal e de baixa densidade, conforme o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). Serão apresentadas também as propriedades de alguns materiais de proteção térmica e do ar atmosférico. Ressalta-se que todas as propriedades térmicas apresentam variação com a temperatura. Os valores ditos simplificados (constantes) são obtidos de modo a fornecer bons resultados em uma análise térmica, se comparados com a utilização dos valores precisos.

2.3.2 - Aço estrutural

a) Massa específica

A massa específica do aço pode ser considerada, em qualquer temperatura, igual a:

$$\rho_a = 7850 \text{ kg/m}^3 \quad (2.11)$$

b) Calor específico

O calor específico do aço (em J/kg °C) pode ser considerado simplifiadamente igual a:

$$c_a = 600 \text{ J/kg}^\circ\text{C} \quad (2.12)$$

ou determinado de forma mais precisa em função da temperatura do aço (θ_a em °C) como se segue:

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

$$c_a = 425 + 7,73 \times 10^{-1} \theta_a - 1,69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \times 10^{-6} \theta_a^3 \quad (2.13)$$

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

$$c_a = 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a} \quad (2.14)$$

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

$$c_a = 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731} \quad (2.15)$$

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

$$c_a = 650 \text{ J/kg}^{\circ}\text{C} \quad (2.16)$$

c) Condutividade térmica

A condutividade térmica do aço pode ser considerada simplificada e igual a:

$$\lambda_a = 45 \text{ W/m}^{\circ}\text{C} \quad (2.17)$$

ou também determinada em função da temperatura do aço (θ_a em $^{\circ}\text{C}$) como se segue:

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

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2} \theta_a, \text{ em W/m}^{\circ}\text{C} \quad (2.18)$$

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

$$\lambda_a = 27,3 \text{ W/m}^{\circ}\text{C} \quad (2.19)$$

2.3.3 - Concreto de densidade normal

a) Massa específica

A massa específica do concreto pode ser considerada, em qualquer temperatura, igual a:

$$\rho_c = 2400 \text{ kg/m}^3 \quad (2.20)$$

b) Calor específico

O calor específico do concreto pode ser considerado simplificada e igual a:

$$c_c = 1000 \text{ J/kg}^{\circ}\text{C} \quad (2.21)$$

ou determinado de forma mais precisa em função da temperatura do concreto (θ_c), para $20^{\circ}\text{C} \leq \theta_c < 1200^{\circ}\text{C}$:

$$c_c = 900 + 80 \frac{\theta_c}{120} - 4 \left(\frac{\theta_c}{120} \right)^2, \text{ em J/kg}^{\circ}\text{C} \quad (2.22)$$

c) Condutividade térmica

A condutividade térmica do concreto pode ser considerada simplificada e igual a:

$$\lambda_c = 1,6 \text{ W/m}^{\circ}\text{C} \quad (2.23)$$

ou determinada em função da temperatura do concreto (θ_c), para $20^\circ\text{C} \leq \theta_c < 1200^\circ\text{C}$:

$$\lambda_c = 2 - 0,24 \frac{\theta_c}{120} + 0,012 \left(\frac{\theta_c}{120} \right)^2, \text{ em W/m } ^\circ\text{C} \quad (2.24)$$

2.3.4 - Concreto de baixa densidade

a) Massa específica

A massa específica do concreto de baixa densidade pode ser considerada independente da temperatura. Seu valor deve ser obtido por ensaios apropriados, devendo situar-se entre os limites:

$$1600 \text{ kg/m}^3 \leq \rho_{cb} \leq 2000 \text{ kg/m}^3 \quad (2.25)$$

b) Calor específico

O calor específico do concreto de baixa densidade é considerado independente da temperatura e igual a:

$$c_{cb} = 840 \text{ J/kg } ^\circ\text{C} \quad (2.26)$$

c) Condutividade térmica

A condutividade térmica do concreto de baixa densidade pode ser determinada da seguinte forma:

- para $20^\circ\text{C} \leq \theta_{cb} \leq 800^\circ\text{C}$:

$$\lambda_{cb} = 1,0 - \frac{\theta_c}{1600}, \text{ em J/kg } ^\circ\text{C} \quad (2.27)$$

- para $\theta_{cb} > 800^\circ\text{C}$:

$$\lambda_{cb} = 0,5 \text{ W/m } ^\circ\text{C} \quad (2.28)$$

2.3.5 - Materiais de proteção térmica

A seguir são listadas as propriedades de alguns materiais de proteção térmica de uso comum. Estes materiais serão utilizados nos estudos de caso constantes do capítulo 6.

2.3.5.1 - *Blaze Shield II*

O *Blaze Shield II* é um tipo de argamassa projetada fabricada pela Isolatek International. No Brasil, a Refrasol (www.refrasol.com.br) é uma das empresas que comercializam

essa argamassa. As propriedades térmicas transcritas a seguir são apresentadas por SILVA (2001), com base em catálogo dessa última empresa.

a) Massa específica

A massa específica do *Blaze Shield II* pode ser considerada simplificada com o valor:

$$\rho_{BSII} = 240 \text{ kg/m}^3 \quad (2.29)$$

b) Calor específico

O calor específico do *Blaze Shield II* é dado por Silva segundo a TAB.2.2.

TABELA 2.2 – Calor específico do *Blaze Shield II* em função da temperatura

Temperatura (°C)	Calor Específico (J/kg °C)
96	2093
104	837
150	1675
200	1770
400	2148
482	2303
600	2343
800	2411
1093	2512
1200	2512

Ajustando-se os pontos acima por regressão, pode-se alternativamente determinar o calor específico (em J/kg °C) pelas expressões:

- para $\theta_{BSII} \leq 100^\circ\text{C}$ (com R^2 igual a 1,0):

$$c_{BSII} = 2093 \text{ J/kg}^\circ\text{C} \quad (2.30)$$

- para $100^\circ\text{C} < \theta_{BSII} < 104^\circ\text{C}$ (com R^2 igual a 1,0):

$$c_{BSII} = -1,74444 \theta_{BSII}^3 + 497,167 \theta_{BSII}^2 - 47229,1 \theta_{BSII} + 1497570 \quad (2.31)$$

- para $\theta_{BSII} \geq 104^\circ\text{C}$ (com R^2 igual a 0,9944):

$$c_{BSII} = 287,510 \log_e(\theta_{BSII} - 101,1) + 530,6 \quad (2.32)$$

c) Condutividade térmica

Silva apresenta a condutividade térmica do *Blaze Shield II* conforme a TAB.2.3.

TABELA 2.3 – Condutividade térmica do *Blaze Shield II* em função da temperatura

Temperatura (°C)	Condutividade (W/m °C)
100	0,061
200	0,080
400	0,112
482	0,147
600	0,173
1093	0,208

Ajustando-se os pontos da TAB.2.3 por regressão, pode-se alternativamente determinar a condutividade (em W/m °C) em função da temperatura do material (θ_{BSII} em °C), para $20^{\circ}\text{C} \leq \theta_{BSII} < 1200^{\circ}\text{C}$ (com R^2 igual a 0,9934), pela Eq.2.33:

$$\lambda_{BSII} = 4,14305 \times 10^{-13} \theta_{BSII}^4 - 1,16461 \times 10^{-9} \theta_{BSII}^3 + 9,66633 \times 10^{-7} \theta_{BSII}^2 - 7,54709 \times 10^{-5} \theta_{BSII} + 0,0615764 \quad (2.33)$$

2.3.5.2 - Concreto celular autoclavado

O concreto celular autoclavado utilizado neste trabalho corresponde ao produzido pela SICAL. Suas propriedades foram obtidas a partir do catálogo do fabricante e da respectiva página na *internet* (www.sical.ind.br). A TAB.2.4 mostra o valor dessas propriedades de forma simplificada.

TABELA 2.4 – Propriedades térmicas do concreto celular autoclavado

Propriedade	Valor
Massa específica	500 kg/m ³
Calor específico	1200 J/kg °C
Condutividade	0,13 W/m °C

2.3.5.3 - Placas de vermiculita

As placas de vermiculita constituem um material de proteção térmica utilizado geralmente em proteções do tipo caixa. Maiores detalhes sobre esse tipo de proteção podem ser vistos no item 2.5. As placas de vermiculita utilizadas neste trabalho tiveram suas propriedades obtidas a partir do trabalho de MARTINS (2000). A TAB.2.5 mostra o valor dessas propriedades de forma simplificada.

TABELA 2.5 – Propriedades térmicas das placas de vermiculita

Propriedade	Valor
Massa específica	225 kg/m ³
Calor específico	1200 J/kg °C
Condutividade	0,15 W/m °C

2.3.6 - Ar atmosférico

As expressões que fornecem os valores das propriedades do ar atmosférico foram obtidas através de regressões polinomiais dos dados das tabelas apresentadas por INCROPERA (1992). Na TAB.2.6 são listadas apenas as propriedades do ar que serão utilizadas no desenvolvimento do presente trabalho. As expressões são válidas para $20^{\circ}\text{C} \leq \theta_{ar} \leq 1200^{\circ}\text{C}$, sendo θ_{ar} a temperatura do ar em °C.

TABELA 2.6 – Expressões para obtenção das propriedades térmicas do ar atmosférico

Propriedade	Expressão	Correlação
Massa específica (kg/m ³)	$\rho_{ar} = 1,3913 \times 10^{-12} \theta_{ar}^4 - 4,5358 \times 10^{-9} \theta_{ar}^3 + 5,5884 \times 10^{-6} \theta_{ar}^2 - 0,00341 \theta_{ar} + 1,2345$	$R^2 = 0,9993$
Calor específico (J/kg °C)	$c_{ar} = -8,40016 \times 10^{-8} \theta_{ar}^3 + 1,42695 \times 10^{-4} \theta_{ar}^2 + 0,135915 \theta_{ar} + 996,82$	$R^2 = 0,9970$
Condutividade (W/m °C)	$\lambda_{ar} = (4,45993 \times 10^{-8} \theta_{ar}^3 - 8,12886 \times 10^{-5} \theta_{ar}^2 + 0,094884 \theta_{ar} + 23,1688) \times 10^{-3}$	$R^2 = 0,9996$
Difusividade térmica (m ² /s)	$\alpha_{ar} = (8,9429 \times 10^{-8} \theta_{ar}^3 - 5,0017 \times 10^{-5} \theta_{ar}^2 + 0,19898 \theta_{ar} + 14,672) \times 10^{-6}$	$R^2 = 0,9997$
Viscosidade cinemática (m ² /s)	$\nu_{ar} = (9,7692 \times 10^{-9} \theta_{ar}^3 + 5,101 \times 10^{-5} \theta_{ar}^2 + 0,10785 \theta_{ar} + 12,104) \times 10^{-6}$	$R^2 = 0,9999$
Número de Prandtl (adimensional)	$P_{r\ ar} = \frac{\nu_{ar}}{\alpha_{ar}}$	-

2.4 - Proteções térmicas para estruturas de aço

Visando aumentar a resistência dos elementos estruturais de aço ao incêndio, muitas vezes utilizam-se materiais de proteção térmica envolvendo esses elementos. Inicialmente essa proteção era feita com alvenaria contornando pilares ou embutindo-se pilares ou vigas em concreto, como mostra a FIG.2.4. Hoje em dia tais métodos tornaram-se pouco usados, especialmente no que se referem às vigas devido ao grande tempo gasto na execução dessas proteções e ao aumento de peso próprio da construção.

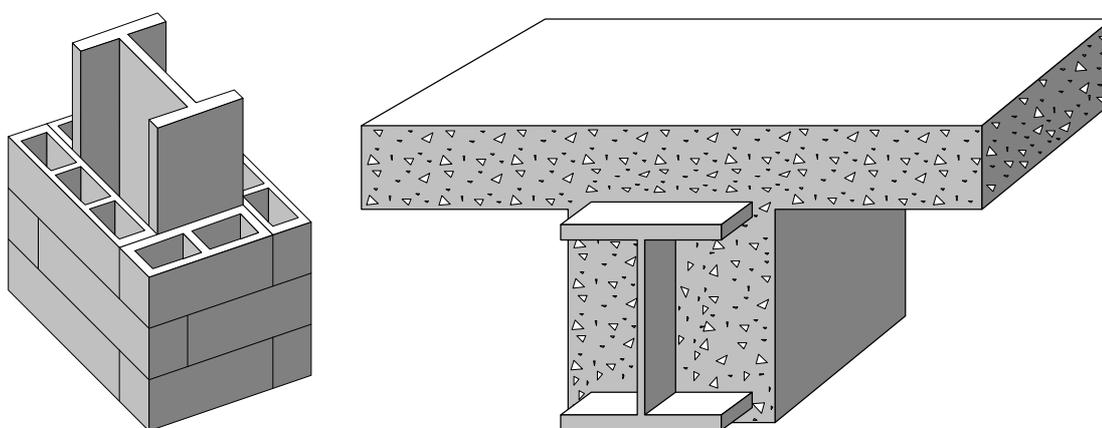


FIGURA 2.4 – Proteções clássicas das estruturas de aço

Atualmente são mais empregados materiais especialmente desenvolvidos para essa função, como argamassas à base de cimento, fibras minerais ou gesso.

2.4.1 - Classificação das proteções térmicas

As proteções térmicas podem ser classificadas quanto ao material constituinte, quanto à morfologia e quanto à técnica de colocação.

Quanto ao material constituinte, pode-se ter alvenaria, concreto de cimento Portland, concreto leve, argamassa à base de cimento, de fibras minerais, de vermiculita ou de gesso, mantas de fibras cerâmicas, de fibras minerais ou de lã de rocha e tintas intumescentes.

Quanto à técnica de colocação, geralmente as proteções térmicas são moldadas com fôrmas, aplicadas manualmente, aplicadas por jateamento, fixadas por dispositivos apropriados ou montadas.

Quanto à morfologia, as proteções térmicas podem ser classificadas em tipo contorno ou tipo caixa; nesse último caso, com ou sem vãos. A FIG.2.5 mostra esses tipos de proteções para situações típicas de pilares e a FIG 2.6 para vigas sobrepostas por laje de concreto.

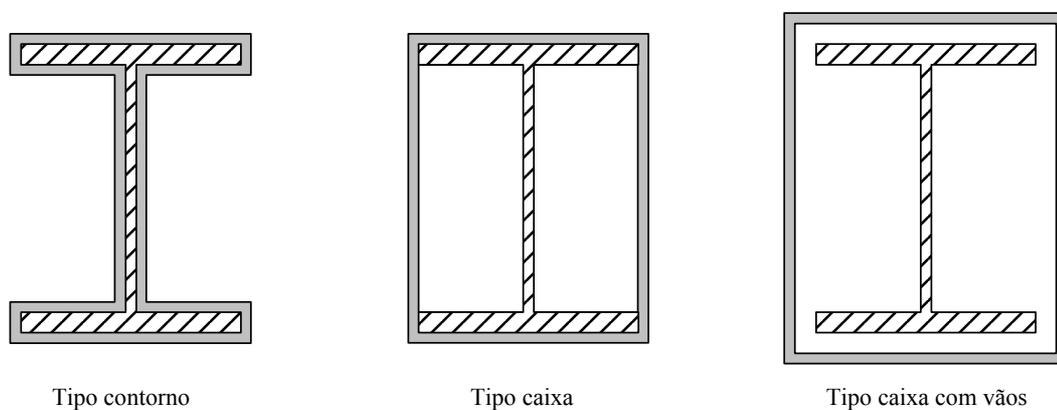


FIGURA 2.5 – Proteções térmicas do tipo contorno e do tipo caixa para pilares

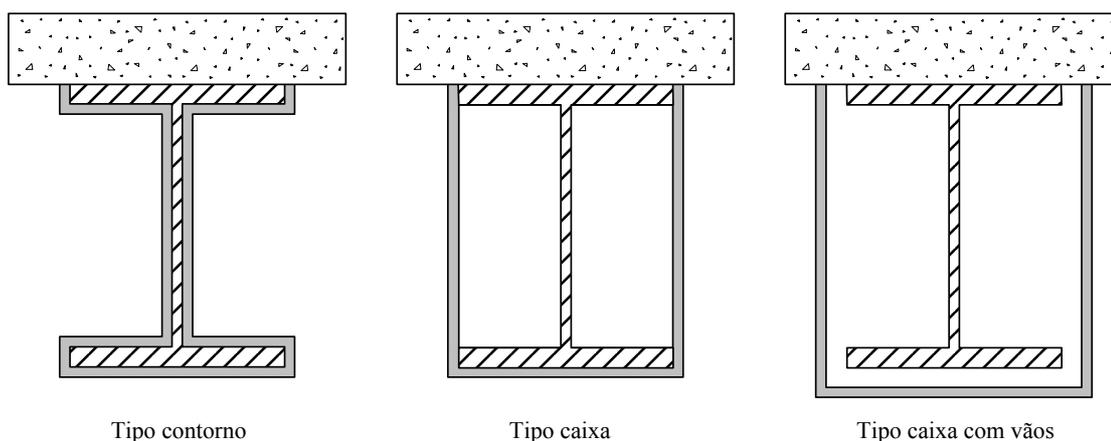


FIGURA 2.6 – Proteções térmicas do tipo contorno e do tipo caixa para vigas

As proteções térmicas do tipo caixa apresentam a maior eficiência térmica, uma vez que promovem o confinamento do ar.

2.4.2 - Aplicação das proteções térmicas

De um modo geral:

- as alvenarias envolvem o elemento estrutural de aço, constituindo proteção tipo caixa;
- os concretos são aplicados com o uso de fôrmas e podem constituir proteções tipo contorno ou caixa;
- as argamassas podem ser obtidas na forma de placas e montadas em volta do elemento estrutural, constituindo proteção tipo caixa ou aplicadas por jateamento, constituindo proteção tipo contorno;
- as mantas podem constituir proteção tipo contorno, sendo fixadas com auxílio de pinos metálicos soldados ao perfil de aço, ou proteção tipo caixa, quando são apoiadas em uma tela empregada como base.

2.4.3 - Tintas intumescentes

Um outro tipo de material de proteção contra incêndio é a tinta intumescente, usada quando o aspecto visual é importante, aplicada geralmente por meio de pistola de ar comprimido, e que apresenta um comportamento diferente dos demais. Quando aquecida, uma fina película se transforma em uma volumosa camada, similar a uma esponja, atuando como isolante térmico. Porém, geralmente tais tintas são degradáveis na presença de água e, quando utilizadas em superfícies sujeitas a intemperismo, necessitam de pinturas de base e de acabamento compatíveis.

2.5 - Elementos estruturais em situação de incêndio

2.5.1 - Elementos estruturais de aço

2.5.1.1 - Considerações do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003)

O aumento da temperatura de um elemento estrutural de aço sem proteção em situação de 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 estrutural de aço. Assim, para elementos estruturais com mesma área, aquele que possuir a menor superfície exposta ao incêndio se aquecerá mais lentamente.

Se o elemento estrutural for protegido por material isolante térmico, conforme o item 2.4, o fator de massividade passa a ser dado pela expressão u_m/A , onde u_m é o perímetro efetivo do material de proteção contra incêndio e A é definido conforme acima.

Com a curva temperatura \times tempo do incêndio, o fator de massividade do elemento estrutural e algumas expressões de transferência de calor, pode-se obter a curva temperatura \times tempo desse elemento com ou sem isolamento térmico. Com essa curva determinada, obtém-se a máxima temperatura atingida pelo elemento em um tempo requerido. A TAB.2.7 apresenta os fatores de massividade para alguns elementos estruturais com e sem proteção contra incêndio.

Para elementos estruturais de aço sem proteção contra incêndio, situados no interior da edificação, a elevação da temperatura $\Delta\theta_{a,t}$ (em $^{\circ}\text{C}$), durante um intervalo de tempo Δt , pode ser determinada pela expressão:

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{u/A}{c_a \rho_a} \varphi \Delta t \quad (2.34)$$

onde: u/A – fator de massividade em 1/m;

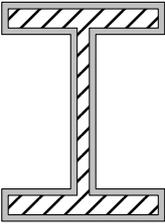
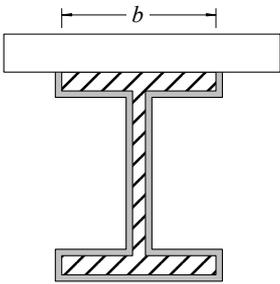
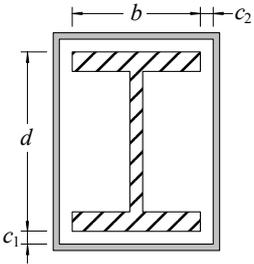
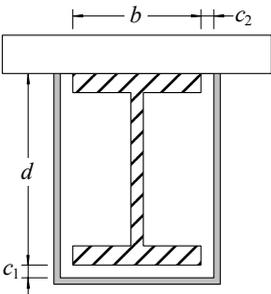
ρ_a – massa específica do aço em kg/m^3 ;

c_a – calor específico do aço em $\text{J}/\text{kg } ^{\circ}\text{C}$;

φ – fluxo de calor por unidade de área em W/m^2 ;

Δt – intervalo de tempo (segundos) menor que $25000/(u/A)$ e 5 s (recomendável).

TABELA 2.7 – Fator de massividade para elementos estruturais com e sem proteção

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

O fluxo de calor φ é oriundo da diferença de temperatura entre os gases quentes do incêndio e os elementos estruturais que, por radiação e por convecção, provoca o aumento de temperatura da estrutura. O fluxo de calor é dado por:

$$\varphi = \varphi_c + \varphi_r = \alpha_c (\theta_g - \theta_a) + \varepsilon_{res} \sigma ((\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4) \quad (2.35)$$

onde: φ_c – fluxo de calor devido à convecção em W/m²;
 φ_r – fluxo de calor devido à radiação em W/m²;
 α_c – coeficiente de transferência de calor por convecção em W/m² °C, geralmente tomado igual a 25,0 W/m² °C;
 θ_g – temperatura dos gases quentes do incêndio em °C;
 θ_a – temperatura na superfície do aço em °C;
 ε_{res} – emissividade resultante, geralmente tomada igual a 0,5;
 σ – constante de Stefan-Boltzmann: $5,6697 \times 10^{-8}$ W/m² K⁴.

Nos elementos estruturais de aço com proteção térmica, o calor que chega ao perfil metálico depende fundamentalmente de como se processa sua condução através do material de proteção. Pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), a elevação de temperatura $\Delta\theta_{a,t}$ (em °C) de um elemento estrutural protegido e situado no interior de um edifício, durante um intervalo de tempo Δt , pode ser obtida pela expressão:

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_m u_m / A}{t_m c_a \rho_a} \frac{\theta_{g,t} - \theta_{a,t}}{1 + \xi / 4} \Delta t - \frac{\Delta\theta_{g,t}}{4 / \xi + 1} \quad (2.36)$$

sempre tomando-se $\Delta\theta_{a,t} \geq 0$ e com:

$$\xi = \frac{c_m \rho_m}{c_a \rho_a} t_m u_m / A \quad (2.37)$$

onde: u_m/A – fator de massividade do elemento estrutural protegido em 1/m;
 c_a – calor específico do aço em J/kg °C;
 c_m – calor específico do material de proteção contra incêndio em J/kg °C;
 ρ_a – massa específica do aço em kg/m³;
 ρ_m – massa específica do material de proteção contra incêndio em kg/m³;
 λ_m – condutividade térmica do material de proteção contra incêndio em kg/m³;
 t_m – espessura do material de proteção contra incêndio em metro;
 $\theta_{g,t}$ – temperatura dos gases quentes do incêndio no tempo t (em °C);
 $\theta_{a,t}$ – temperatura na superfície do aço no tempo t (em °C);
 Δt – intervalo de tempo (em segundos) menor que $25000/(u_m/A)$ e 30 s (recomendável).

O procedimento apresentado pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) para determinação da elevação da temperatura nos elementos estruturais de aço com e sem proteção térmica é do tipo incremental simples, sendo avaliado em cada intervalo de tempo até que seja atingido o TRRF (Tempo Requerido de Resistência ao Fogo), conforme elucidado no item 2.2.2. Esse processo não se aplica quando a proteção térmica for feita por pintura intumescente ou por algum outro material de comportamento similar. Nesse caso, a elevação de temperatura dos elementos estruturais deve ser determinada por ensaios.

Esse procedimento também pode ser utilizado, de forma simplificada, para os elementos estruturais de aço pertencentes à vedação do edifício, conforme a FIG.2.7. O fator de massividade a ser utilizado na formulação deve considerar o perímetro e a área apenas da parte da seção transversal exposta ao incêndio. No entanto, a formulação dada no texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) não contempla a determinação da temperatura na parte não exposta ao incêndio. Com isso, em tais problemas, não é possível a avaliação dos gradientes térmicos na seção transversal do elemento estrutural.

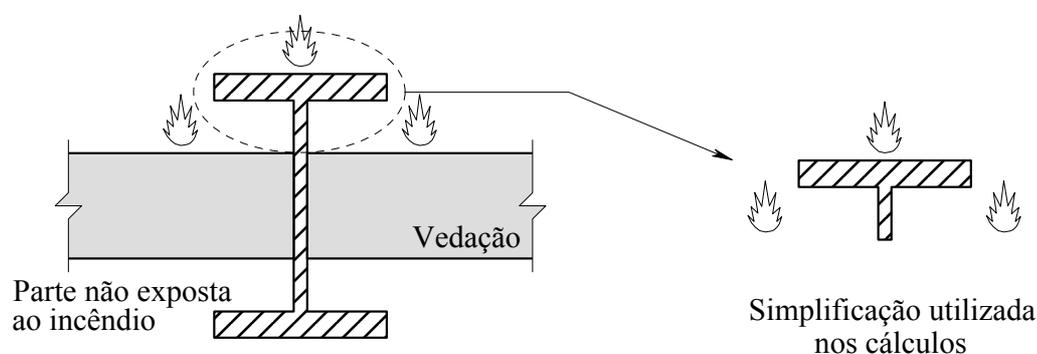


FIGURA 2.7 – Elemento estrutural pertencente à vedação do edifício

Para ligações entre viga e pilar e entre vigas, com ou sem proteção térmica, onde as vigas apóiam qualquer tipo de laje de concreto (ver FIG.2.8), o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) prescreve um método, baseado no ECCS MODEL CODE ON FIRE ENGINEERING (2001), para obtenção das temperaturas nos componentes da ligação, incluindo parafusos, chapas, e cantoneiras, em função da posição na viga onde os mesmos se situam e da temperatura na mesa inferior da viga no meio do vão.

Para vigas com altura d igual ou inferior a 400 mm (FIG.2.8), a variação de temperatura ao longo da altura é dada por:

$$\theta_h = 0,88 \theta_0 \left(1 - 0,3 \frac{h_n}{d} \right) \quad (2.38)$$

onde: θ_h – temperatura em uma posição h_n ao longo da altura da viga de aço, em °C;

θ_0 – temperatura da mesa inferior da viga de aço no meio do vão, em °C;

h_n – distância da face inferior da viga ao nível em que se deseja obter a temperatura, em milímetros;

d – altura do perfil da viga, em milímetros.

Para vigas com altura d maior que 400 mm, a variação de temperatura ao longo da altura é dada por (FIG.2.8):

- para $h_n \leq d/2$,

$$\theta_h = 0,88 \theta_0 \quad (2.39)$$

- para $h_n > d/2$,

$$\theta_h = 0,88 \theta_0 \left(1 + 0,2 \left(1 - \frac{2h_n}{d} \right) \right) \quad (2.40)$$

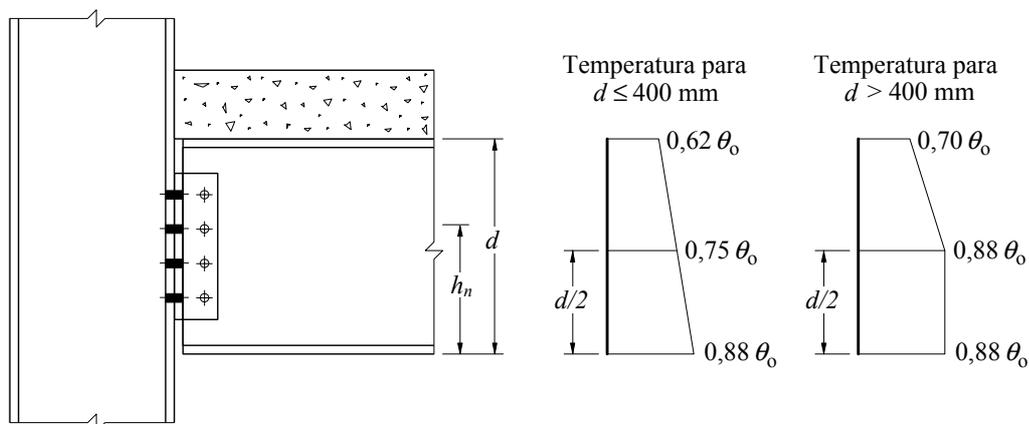


FIGURA 2.8 – Temperatura dos componentes de uma ligação ao longo da altura da viga

2.5.1.2 - Considerações do EUROCODE 3 – Part 1.2 (1995)

A determinação da distribuição de temperatura através do EUROCODE 3 – Part 1.2 (1995) é feita, em geral, segundo o mesmo procedimento recomendado pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), apenas com uma diferença na Eq.2.36, expressão utilizada para obter a elevação de temperatura em perfis de aço com proteção térmica. A expressão fornecida pelo EUROCODE 3 – Part 1.2 para tais casos é dada por:

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_m u_m / A}{t_m c_a \rho_a} \frac{\theta_{g,t} - \theta_{a,t}}{1 + \xi/3} \Delta t - (e^{\xi/10} - 1) \Delta\theta_{g,t} \quad (2.41)$$

sempre tomando-se $\Delta\theta_{a,t} \geq 0$.

2.5.2 - Elementos estruturais de concreto

Diferentemente dos elementos de aço, o aquecimento dos elementos estruturais de concreto é difícil de ser equacionado. Tal dificuldade se deve principalmente à baixa condutividade térmica do material. Assim, 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. Segundo FAKURY (2001), a distribuição da temperatura depende também das transferências de massa que ocorrem no interior do elemento de concreto devido à migração do vapor de água durante o aquecimento.

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, conforme descrito a seguir.

O ECCS MODEL CODE ON FIRE ENGINEERING (2001) fornece as isotermas para seções transversais de pilares com dimensões 140 mm × 140 mm, 260 mm × 260 mm e 400 mm × 400 mm, e de vigas com dimensões 260 mm × 140 mm e 400 mm × 260 mm, além de pilares circulares com diâmetros de 140 mm, 260 mm e 400 mm, expostos ao incêndio-padrão para os tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos.

O CEB FIP MODEL CODE (1982) fornece as isothermas 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, conforme a FIG.2.9. O CEB apresenta também as isothermas para uma viga de largura 300 mm e altura de 600 mm, exposta ao incêndio pelas duas faces laterais e pela face inferior, conforme a FIG.2.10.

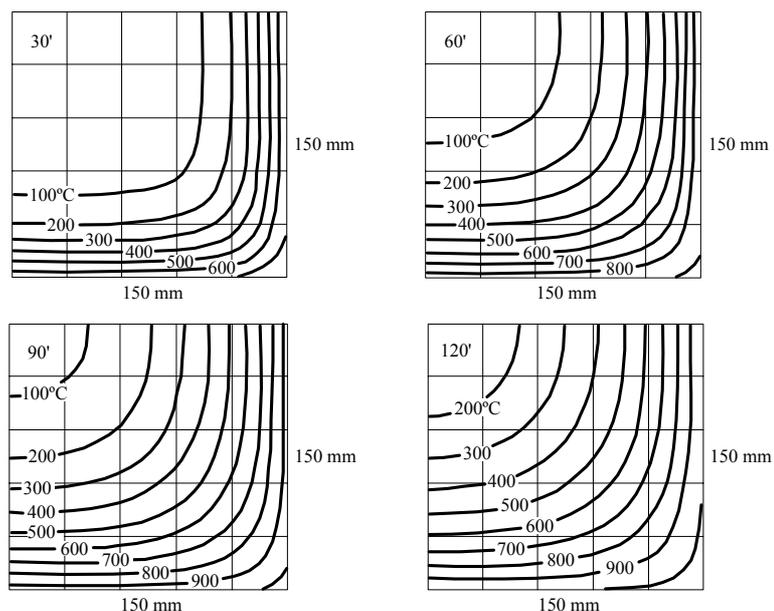


FIGURA 2.9 – Isothermas para um pilar de concreto de 300 mm x 300 mm (CEB)

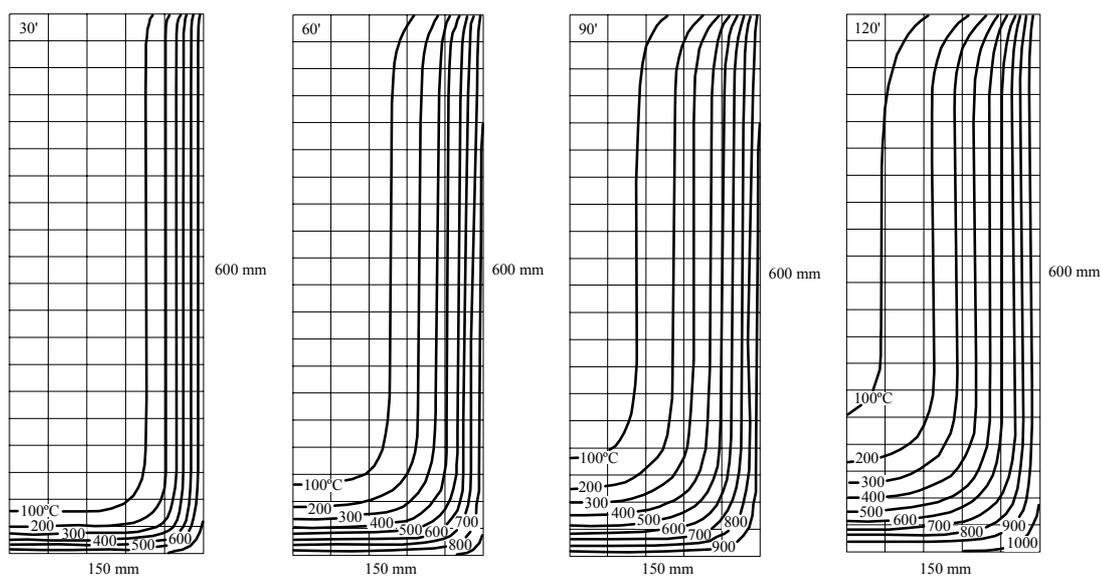


FIGURA 2.10 – Isothermas para uma viga de concreto de 300 mm x 600 mm (CEB)

O EUROCODE 2 – Part 1.2 (1996) fornece as isothermas para vigas de seção transversal 80 mm × 150 mm, 160 mm × 230 mm e 300 mm × 600 mm, expostas ao incêndio padrão pelas duas faces laterais e pela face inferior, para os tempos de incêndio de 30, 60, 90 e 120 minutos, conforme a FIG.2.11.

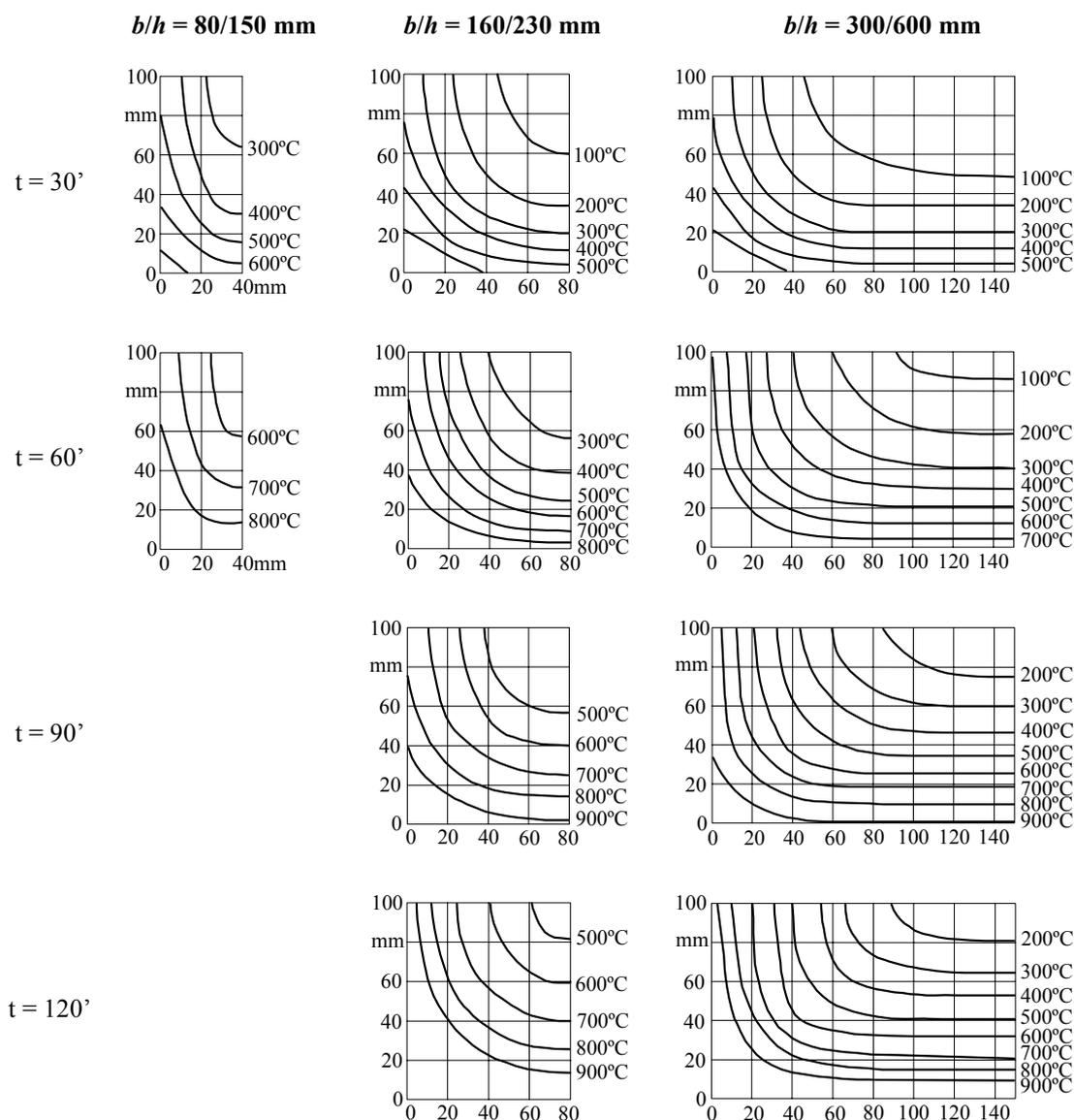


FIGURA 2.11 – Isothermas para vigas de concreto (EUROCODE 2)

O EUROCODE 2 – Part 1.2 (1996) também apresenta as curvas de elevação de temperatura para lajes maciças de concreto com espessuras de 200 mm e 600 mm, expostas ao incêndio pela face inferior para os tempos de 30, 60, 90, 120, 180 e 240 minutos (ver FIG.2.12).

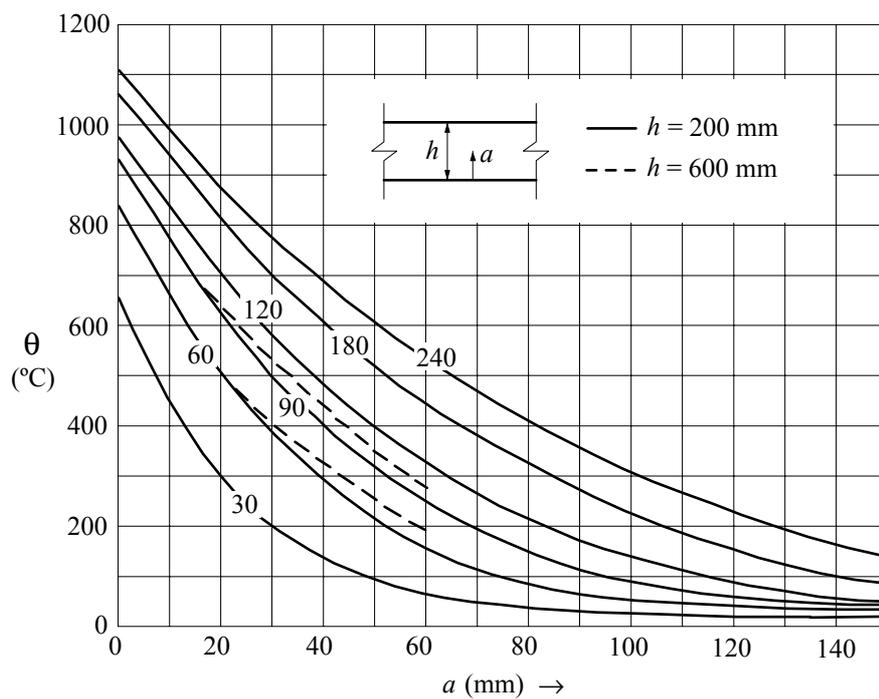


FIGURA 2.12 – Elevação da temperatura em lajes maciças (EUROCODE 2)

Ainda com relação às lajes de concreto, a FIG.2.13 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.

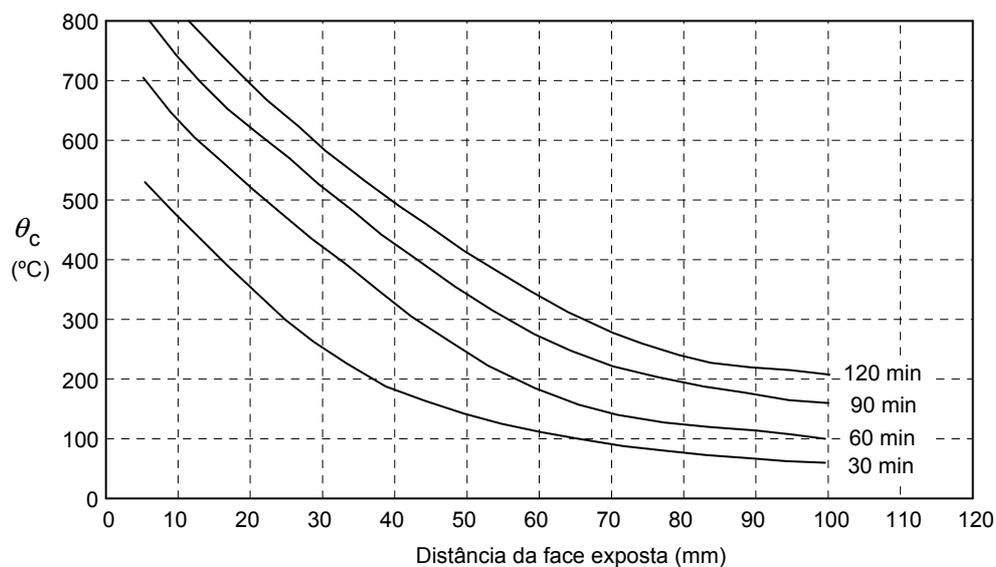


FIGURA 2.13 – Elevação da temperatura em uma laje maciça de 100 mm (ISE)

2.5.3 - Elementos estruturais mistos de aço e concreto

2.5.3.1 - Considerações do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003)

2.5.3.1.1 - Vigas mistas de aço e concreto

O texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) apresenta um método simplificado para o cálculo de vigas mistas em situação de incêndio, tendo como componente de aço um perfil I ou uma treliça, com ou sem proteção térmica. A viga mista pode estar submetida tanto a momentos fletores positivos como negativos.

Quando o componente de aço for uma treliça, o aquecimento das barras constituintes da treliça deve ser obtido de acordo com as prescrições do item 2.5.1, considerando-se a influência da proteção térmica, quando houver.

Se o componente de aço for um perfil I com proteção térmica do tipo caixa, pode-se considerar uma distribuição uniforme de temperatura no perfil, obtida de acordo com as prescrições do item 2.5.1.

Para o caso em que o componente de aço for um perfil I com proteção térmica do tipo contorno ou sem proteção, deve-se tomar uma distribuição de temperatura não uniforme, com a seção transversal dividida em três partes (mesa inferior, alma, mesa superior), de acordo com a FIG.2.14.

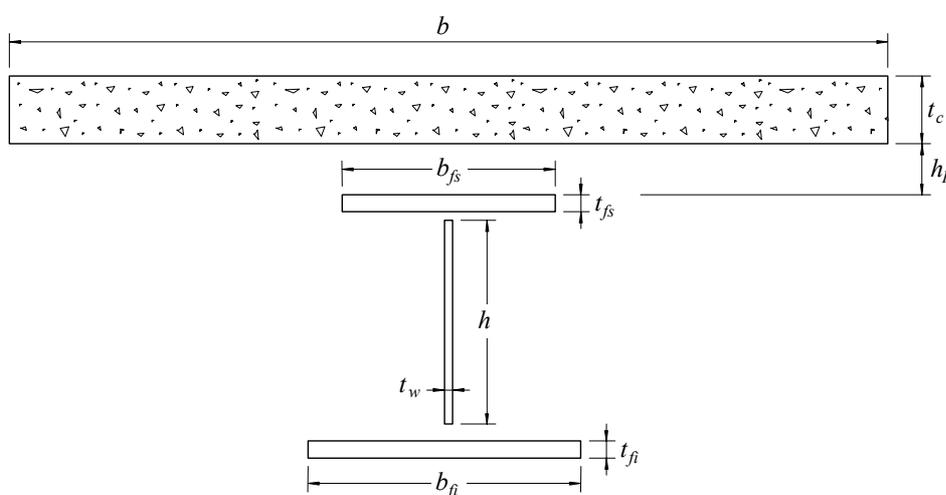


FIGURA 2.14 – Divisão do perfil I de aço para distribuição de temperatura

As seguintes hipóteses são assumidas para obtenção da distribuição de temperatura:

- considera-se a não ocorrência de transferência de calor entre as partes (mesa superior, alma e mesa inferior) 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 o intervalo de tempo Δt deve ser determinado conforme as prescrições do item 2.5.1, considerando-se a influência da proteção térmica, quando houver;
- o fator de massividade u/A ou u_m/A deve ser determinado por:
 - 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.

Com relação à laje de concreto, são admitidas as lajes maciças e as lajes com fôrma de aço incorporada com nervuras reentrantes ou trapezoidais, desde que obedçam aos critérios de isolamento térmico dados no item 2.5.3.1.3 e utilizem concreto de densidade normal. São assumidas as seguintes hipóteses para obtenção da distribuição de temperatura nas lajes:

- considera-se que a distribuição de temperatura é constante ao longo da largura efetiva b (FIG.2.14);
- a variação de temperatura ao longo da altura da laje de concreto deve ser obtida da TAB.2.8, dividindo-se a altura da laje em um máximo de 14 fatias. A altura efetiva da laje de concreto h_{ef} utilizada na tabela é função do tipo e das dimensões da fôrma de aço, sendo para lajes maciças igual à espessura t_c e para lajes mistas com fôrma de aço incorporada obtida como prescrito no item 2.5.3.1.3 (lajes mistas).

TABELA 2.8 – Variação de temperatura na altura das lajes de concreto

Fatia <i>j</i>	Altura <i>y</i> (mm)	Temperatura θ_c [°C] após um tempo de duração do incêndio, em minutos, de:			
		30'	60'	90'	120'
1	≤ 5	535	705	754	-
2	5 a 10	470	642	738	754
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

Para se obter a redução de resistência em cada parte constituinte da seção mista devido à temperatura elevada, as seguintes simplificações na distribuição de temperatura podem ser toleradas:

- a temperatura da laje de concreto, que na realidade é decrescente da face inferior exposta ao incêndio para a face superior, é considerada constante e igual ao seu valor médio ponderado pelas espessuras das n fatias utilizadas:

$$\theta_c = \frac{1}{h_{ef}} \sum_{j=1}^n \theta_{c,j} e_j \quad (2.42)$$

- no dimensionamento dos conectores de cisalhamento, para se obter a redução de resistência do concreto, a temperatura da laje pode ser tomada constante e igual a 40% da temperatura da mesa superior do perfil de aço;
- no dimensionamento dos conectores de cisalhamento, para se obter a redução de resistência do aço, a temperatura do conector pode ser tomada igual a 80% da temperatura da mesa superior do perfil de aço.

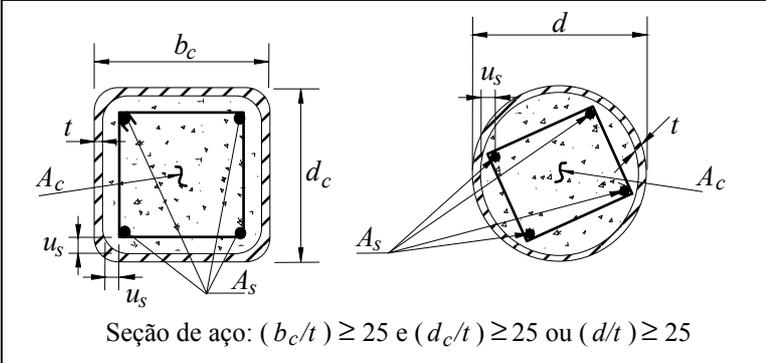
2.5.3.1.2 - Pilares mistos de aço e concreto

O texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) trata do dimensionamento em situação de incêndio por métodos simplificados de pilares mistos constituídos por um perfil I ou H de aço totalmente ou parcialmente revestido com concreto e constituídos por um perfil tubular circular ou retangular preenchido com concreto.

Os métodos simplificados de dimensionamento prescritos compreendem o “método simplificado tabular” e o “método simplificado analítico”, válidos apenas para pilares com concreto de densidade normal.

O método simplificado tabular possui uma série de restrições e consiste no uso de tabelas com base no tipo de seção transversal do pilar misto, tempo requerido de resistência ao fogo e nível de carga. A título de ilustração, mostra-se na TAB.2.9 um caso típico abrangido por esse método.

TABELA 2.9 – Dimensões gerais dos pilares preenchidos com concreto

 <p>Seção de aço: $(b_c/t) \geq 25$ e $(d_c/t) \geq 25$ ou $(d/t) \geq 25$</p>		Tempo de resistência ao fogo (minutos)			
		30	60	90	120
1	<i>Dimensões mínimas para o nível de carga $\eta_{fi} \leq 0,3$</i>				
	Dimensões mínimas de d_c e b_c ou diâmetro mínimo d (mm)	160	200	220	260
	Taxa mínima de armadura $A_s/(A_c + A_s)$ em %	0	1,5	3,0	6,0
	Distância da face ao eixo das barras da armadura u_s (mm)	-	30	40	50
2	<i>Dimensões mínimas para o nível de carga $\eta_{fi} \leq 0,5$</i>				
	Dimensões mínimas de d_c e b_c ou diâmetro mínimo d (mm)	260	260	400	450
	Taxa mínima de armadura $A_s/(A_c + A_s)$ em %	0	3,0	6,0	6,0
	Distância da face ao eixo das barras da armadura u_s (mm)	-	30	40	50
3	<i>Dimensões mínimas para o nível de carga $\eta_{fi} \leq 0,7$</i>				
	Dimensões mínimas de d_c e b_c ou diâmetro mínimo d (mm)	260	450	550	-
	Taxa mínima de armadura $A_s/(A_c + A_s)$ em %	3,0	6,0	6,0	-
	Distância da face ao eixo das barras da armadura u_s (mm)	25	30	40	-

O nível de carga η_{fi} a que se refere a TAB.2.9 corresponde ao quociente entre o valor da força normal de cálculo de compressão em situação de incêndio $N_{fi,Ed}$ e o valor da resistência de cálculo à força normal na temperatura ambiente N_{Rd} .

O método simplificado analítico é um procedimento com uma formulação consistente com base na carga de plastificação da seção transversal e na estabilidade da barra, mas deixa em aberto o problema da determinação da distribuição de temperatura na seção transversal. Essa distribuição é indispensável para determinação da capacidade de carga do pilar, tendo em vista que o concreto e o aço perdem rigidez e resistência com o aumento da temperatura. Para uso desse método deve-se, portanto, recorrer a análises térmicas, não abrangidas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003).

2.5.3.1.3 - Lajes mistas de aço e concreto

As lajes mistas ou lajes com fôrma de aço incorporada são constituídas por uma fôrma nervurada em aço galvanizado, preenchida com concreto, e com uma armadura em tela soldada próxima à face superior, para controle de fissuração. Considera-se que as lajes serão expostas ao incêndio pela face inferior, funcionando como elementos de compartimentação, devendo ser verificadas quanto à condição de impedir a propagação vertical do incêndio, atendendo aos critérios de isolamento térmico e estanqueidade.

Entende-se por isolamento térmico a capacidade da laje de impedir a ocorrência, na face não exposta ao incêndio, de incremento na temperatura média maior que 140°C e na temperatura máxima maior que 180°C. Por estanqueidade, entende-se a capacidade de impedir a ocorrência de rachaduras ou aberturas, através das quais podem passar chamas e gases quentes que ignizem um chumaço de algodão. Pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), o critério da estanqueidade é previamente satisfeito apenas pela presença da fôrma de aço.

Para atender ao critério de isolamento térmico, a espessura efetiva da laje de concreto h_{ef} deve ser maior ou igual aos valores da TAB.2.10, sendo o valor de h_{ef} dado pela Eq.2.43. Para concreto de baixa densidade, os valores poderão ser reduzidos em 10%.

TABELA 2.10 – Espessura efetiva mínima para isolamento térmico

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

$$h_{ef} = h_1 + \frac{h_2}{2} \frac{l_1 + l_2}{l_1 + l_3} \quad (2.43)$$

As dimensões h_1 , h_2 , l_1 , l_2 e l_3 são definidas na FIG.2.15. Se $l_3 > 2 l_1$, a espessura efetiva deve ser tomada igual a h_1 .

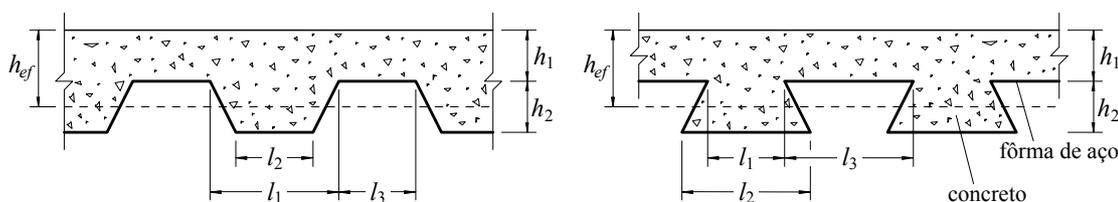


FIGURA 2.15 – Dimensões da seção transversal da laje mista

O texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) prescreve três processos de determinação da distribuição de temperatura nos elementos constituintes da seção transversal da laje mista para fins de dimensionamento em temperatura elevada:

a) temperatura na armadura positiva

A temperatura θ_s na armadura positiva situada no interior das nervuras, para posterior dimensionamento ao momento fletor positivo, é dada pela expressão:

$$\theta_s = a_0 + a_1 \left(\frac{y}{h_2} \right) + a_2 z + a_3 \beta + a_4 \alpha + a_5 l_3 \quad (2.44)$$

onde: θ_s - temperatura da armadura positiva, em °C;

y - distância da armadura à face inferior da fôrma, em milímetros;

z - parâmetro que indica a posição da armadura, dado por:

$$\frac{1}{z} = \frac{1}{\sqrt{u_{f1}}} + \frac{1}{\sqrt{u_{f2}}} + \frac{1}{\sqrt{u_{f3}}} \quad (2.45)$$

sendo u_{f1} , u_{f2} e u_{f3} as distâncias, em milímetros, do eixo da barra da armadura em relação à fôrma de aço, como especificado na FIG.2.16.

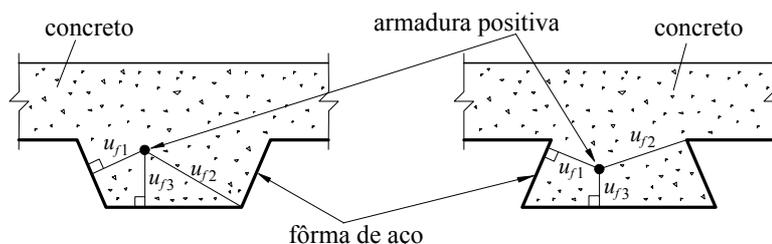


FIGURA 2.16 – Posição geométrica da armadura

β - é a relação entre a área da seção transversal de concreto dentro da nervura e a superfície da fôrma exposta ao incêndio, dada pela expressão:

$$\beta = \frac{\frac{1}{2} h_2 (l_1 + l_2)}{l_2 + 2 \sqrt{h_2^2 + \left(\frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2}} \quad (2.46)$$

α - ângulo entre a alma da fôrma e o eixo horizontal, em graus, dado por:

$$\alpha = \arctan\left(\frac{2 h_2}{l_1 - l_2}\right) \quad (2.47)$$

l_1 , l_2 , l_3 , h_1 e h_2 - dimensões em milímetros dadas de acordo com a FIG.2.15.

a_0 , a_1 , a_2 , a_3 , a_4 e a_5 - coeficientes dados na TAB.2.11 em função do tempo requerido de resistência ao fogo e do tipo de concreto.

TABELA 2.11 – Coeficientes para determinação da temperatura na armadura

Concreto	TRRF (min)	a_0 (°C)	a_1 (°C)	a_2 (°C mm ^{-0,5})	a_3 (°C/mm)	a_4 (°C/grau)	a_5 (°C/mm)
Densidade normal	60	1161	-250	-240	-5,01	1,04	0,20
	90	1301	-256	-235	-5,30	1,39	0,28
	120	1345	-238	-227	-4,79	1,68	0,29
Baixa densidade	60	1308	-242	-292	-6,11	1,63	0,20
	90	1352	-240	-269	-5,46	2,24	0,20
	120	1368	-230	-253	-4,44	2,47	0,20

b) temperatura nos elementos da fôrma de aço

A temperatura θ_i em cada parte componente da fôrma de aço é dada pela expressão:

$$\theta_i = a_0 + a_1 \beta + a_2 \varphi_s + a_3 \varphi_s^2 + a_4 l_3 \quad (2.48)$$

onde: θ_i - temperatura em cada parte componente da fôrma (mesa inferior, alma e mesa superior), em °C;

φ_s - parâmetro de configuração da mesa superior da fôrma, dado por:

$$\varphi_s = \frac{\sqrt{h_2^2 + \left(l_3 + \frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2} - \sqrt{h_2^2 + \left(\frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2}}{l_3} \quad (2.49)$$

a_0, a_1, a_2, a_3 e a_4 - coeficientes dados na TAB.2.12 para cada parte componente da fôrma em função do tempo requerido de resistência ao fogo e do tipo de concreto.

TABELA 2.12 – Coeficientes para determinação da temperatura nas partes da fôrma

Tipo de Concreto	TRRF (min)	Parte da fôrma	a_0 (°C)	a_1 (°C/mm)	a_2 (°C)	a_3 (°C)	a_4 (°C/mm)
Densidade normal	60	mesa superior	895	0,40	-3,40	212,64	-270,81
		alma	650	0,13	-2,74	521,41	-356,64
		mesa inferior	300	0,28	-1,94	973,59	-530,96
	90	mesa superior	981	0,29	-2,37	148,08	-187,47
		alma	808	0,15	-2,08	411,10	-304,98
		mesa inferior	553	0,25	-1,60	720,76	-409,90
	120	mesa superior	1034	0,23	-1,85	112,17	-144,93
		alma	903	0,16	-1,78	327,51	-256,03
		mesa inferior	696	0,24	-1,50	582,32	-341,41
Baixa densidade	60	mesa superior	928	0,22	-1,85	102,76	-136,15
		alma	774	0,08	-1,49	336,65	-238,20
		mesa inferior	557	0,19	-1,10	638,05	-365,49
	90	mesa superior	997	0,16	-1,37	80,66	-105,65
		alma	895	0,09	-1,25	257,10	-202,27
		mesa inferior	731	0,15	-0,96	478,54	-291,46
	120	mesa superior	1043	0,13	-1,08	63,43	-83,39
		alma	966	0,10	-1,08	199,67	-161,59
		mesa inferior	844	0,15	-0,90	343,69	-206,11

c) temperatura limite no concreto e sua isoterma

A temperatura limite θ_{lim} , a partir da qual o concreto é desprezado no dimensionamento, é dada, em °C, pela expressão:

$$\theta_{lim} = a_0 + a_1 N_s + a_2 \beta + a_3 \varphi_s + a_4 l_3 \quad (2.50)$$

onde: $N_s = A_s f_{ys}$ é a força normal resistente da armadura negativa (produto da área pela resistência ao escoamento das barras da armadura), em Newtons;

a_0, a_1, a_2, a_3 e a_4 - coeficientes dados na TAB.2.13 em função do tempo requerido de resistência ao fogo e do tipo de concreto.

TABELA 2.13 – Coeficientes para determinação da temperatura limite

Concreto	TRRF (min)	a_0 (°C)	a_1 (°C/N)	a_2 (°C/mm)	a_3 (°C)	a_4 (°C/mm)
Densidade normal	60	876	-0,00022	-9,97	-163	0,39
	90	1051	-0,00025	-11,63	-202	0,60
	120	1133	-0,00028	-11,39	-217	0,64
Baixa densidade	60	1136	-0,00023	-12,38	-305	0,72
	90	1227	-0,00026	-11,84	-315	0,68
	120	1271	-0,00029	-10,92	-313	0,66

A isoterma para a temperatura limite pode ser determinada com base em quatro pontos, conforme mostrado na FIG.2.17, cujas coordenadas são dadas pela TAB.2.14.

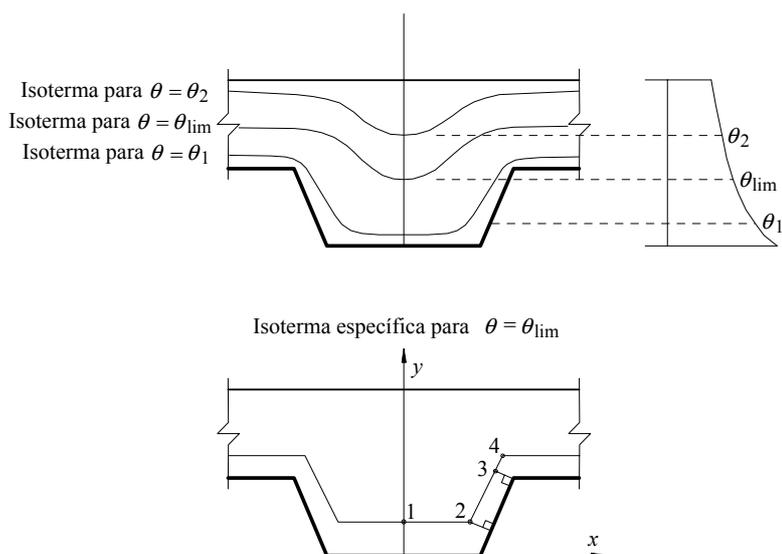


FIGURA 2.17 – Esquema das isotermas

TABELA 2.14 – Coordenadas dos pontos da isoterma limite

Ponto	X (mm)	Y (mm)
1	$x_1 = 0$	$y_1 = \frac{1}{\left(\frac{1}{z} - \frac{4}{\sqrt{l_1 - l_2}}\right)^2}$
2	$x_2 = \frac{l_2}{2} - y_1 \left(\frac{1 - \cos \alpha}{\sin \alpha}\right)$	$y_2 = y_1$
3	$x_3 = \frac{l_1}{2} - \frac{b}{\sin \alpha}$	$y_3 = h_2$
4	$x_4 = \frac{l_1}{2}$	$y_4 = h_2 + b$

onde:

$$b = \frac{l_1}{2} \sin \alpha \left(1 - \frac{\sqrt{a^2 - 4ac}}{a} \right) \quad (2.51)$$

$$a = l_1 \sin \alpha \left(\frac{1}{z} - \frac{1}{\sqrt{h_2}} \right)^2 \quad (2.52)$$

$$\begin{aligned} c &= -8 \left(1 + \sqrt{1+a} \right) \text{ para } a \geq 8 \\ c &= +8 \left(1 + \sqrt{1+a} \right) \text{ para } a < 8 \end{aligned} \quad (2.53)$$

Para as expressões da TAB.2.14 e para a Eq.2.52, o parâmetro z deve ser determinado pela Eq.2.44, tomando-se $\theta_s = \theta_{lim}$ e $y/h_2 = 0,75$.

Caso o valor de y_1 seja igual ou superior a h_2 , deve-se desprezar o concreto dentro das nervuras, e nesse caso, a laje poderá ser considerada de espessura uniforme igual à espessura de concreto acima da fôrma de aço, tendo seu perfil de temperaturas determinado conforme 2.5.3.1.1.

2.5.3.2 - Considerações do EUROCODE 4 – Part 1.2 (1994)

A determinação da distribuição de temperatura através do EUROCODE 4 – Part 1.2 (1994) é feita, em geral, segundo o mesmo procedimento recomendado pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), apenas com as seguintes diferenças:

- 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, caso contrário deve-se adotar que a mesa superior é plenamente exposta ao incêndio;
- 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, caso contrário a temperatura da alma deve ser calculada com base no fator de massividade da mesma, considerando-se que a alma não troca calor com as mesas do perfil.

As formulações apresentadas para os pilares mistos e para as lajes mistas não diferem entre o EUROCODE 4 – Part 1.2 (1994) e o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003).

2.5.4 - Alguns trabalhos produzidos na área de segurança das estruturas em situação de incêndio

Vários estudos têm sido desenvolvidos na área de segurança das estruturas em situação de incêndio no Brasil e no mundo. No Brasil, dentre todos, alguns dos mais significativos são citados abaixo.

MELHADO, S. B. (1989) aborda, em sua dissertação de mestrado, os fundamentos do comportamento das estruturas de aço em situação de incêndio e apresenta critérios de proteção para este tipo de estrutura.

SILVA, V. P. (1997) apresenta de forma rigorosa, em sua tese de doutorado, o estudo do comportamento das estruturas de aço a altas temperaturas. São apresentadas as

curvas temperatura-tempo dos gases que envolvem as chamas e deduzidas as expressões para a determinação da ação térmica e seu efeito nas peças estruturais. Silva analisa a influência da ventilação, da carga de incêndio e da geometria da seção transversal na temperatura dos elementos estruturais. Também recomenda um método simplificado de dimensionamento das peças estruturais em situação de incêndio, considerando-se a influência das não-linearidades geométricas do material e das deformações térmicas.

ABREU, L. M. P. e FAKURY, R. H. (1998) estudaram a elevação de temperatura em perfis de aço, desenvolvendo um programa para determinação da temperatura em diversos tipos de perfis de aço, com ou sem proteção térmica.

FAKURY, R. H. (1999) produziu um trabalho com o objetivo de divulgar e ilustrar o uso da NBR 14323 (1999), apresentando detalhadamente o método simplificado de cálculo para estruturas de aço e mostrando aspectos relativos às propriedades do aço em situação de incêndio, à combinação de ações, à proteção das estruturas, à elevação de temperatura e à temperatura crítica. Também são abordados tópicos relativos aos métodos avançados de análise estrutural e térmica, estruturas pertencentes à vedação e estruturas externas em situação de incêndio.

MARTINS, M. M. (2000) aborda, em sua dissertação de mestrado, as prescrições da NBR 14323 (1999) para o dimensionamento de elementos estruturais de aço em situação de incêndio, incluindo as características dos incêndios, os conceitos relativos a ações e segurança, obtenção do TRRF através da NBR 14432 (2000), tipos de proteção térmica, procedimentos para obtenção da elevação de temperatura nos elementos estruturais e os métodos para obtenção das resistências de cálculo. Martins desenvolveu nesse trabalho um exemplo completo de dimensionamento em situação de incêndio de um edifício comercial segundo a NBR 14323 (1999). Também foi desenvolvido um programa para dimensionamento estrutural de barras em situação de incêndio e a temperatura ambiente.

SILVA, C. J. e CALMON, J. L. (2000) desenvolveram um programa de análise térmica baseado no Método dos Elementos Finitos para domínios bidimensionais denominado

PFEM_2D. Esse programa é capaz de determinar campos de temperaturas para diferentes tipos de estruturas e condições de contorno, realizando análises linear e não-linear, no que se refere às propriedades térmicas dos materiais. Silva e Calmon analisaram um perfil soldado VS 600x114 através do PFEM_2D e dos procedimentos da NBR 14323 (1999), obtendo-se o resultado desse superior ao daquele. Concluíram que o procedimento da norma brasileira é relativamente conservador. Silva e Calmon analisaram também um pilar de concreto armado de 50 cm x 50 cm através do PFEM_2D, onde concluíram que após uma hora de exposição ao incêndio, a temperatura praticamente não variou numa faixa de 20 cm do centro do pilar à superfície. Analisaram ainda através do PFEM_2D um pilar misto constituído de um tubo de aço retangular de seção 305 mm x 305 mm preenchido com concreto armado onde concluíram que as altas temperaturas ocorrem apenas no tubo, ficando o núcleo de concreto praticamente sem alterações térmicas.

FAKURY, R. H. (2001) produziu um trabalho com o objetivo de divulgar e ilustrar o uso da NBR 14323 (1999), apresentando detalhadamente o método simplificado de cálculo para elementos mistos e mostrando aspectos relativos às propriedades do aço e concreto em situação de incêndio. Também são abordados tópicos relativos aos métodos avançados de análise estrutural e térmica para estruturas mistas em situação de incêndio.

SILVA, V. P. (2001) publicou um livro que trata das estruturas de aço em situação de incêndio, descrevendo as características dos incêndios, determinação da temperatura nos elementos estruturais, segurança e comportamento das estruturas em situação de incêndio e o método simplificado de dimensionamento. Silva também aborda os materiais de proteção térmica, os procedimentos de dimensionamento das estruturas em situação de incêndio e fornece alguns conceitos básicos sobre estruturas de concreto armado em situação de incêndio.

SILVA, V. P. e FAKURY, R. H. (2002) introduziram na comunidade científica internacional a publicação dos Padrões Brasileiros para o cálculo de estruturas de aço em situações de incêndio: NBR 14323 (1999) e NBR 14432 (2000), onde as principais recomendações normativas vigentes no país são descritas e aplicadas.

FIGUEIREDO JÚNIOR, F. P. (2002) apresenta, em sua dissertação de mestrado, a formulação utilizada no desenvolvimento de um programa para análise térmica bidimensional via Método dos Elementos Finitos. Em seu trabalho, Figueiredo apresenta as prescrições da NBR 14323 (1999), do EUROCODE 3 – Part 1.2 (1995) e do EUROCODE 4 – Part 1.2 (1994), comparando com os resultados obtidos pela análise numérica. O programa, denominado *Caltemi*, foi desenvolvido com base no *Caltep*, criado pelo CIMNE – UPC (1997), e realiza análise térmica não-linear transiente ou estacionária.

No exterior, a segurança das estruturas em situação de incêndio também tem sido largamente pesquisada. Abaixo são citados alguns dos principais trabalhos realizados.

VILA REAL, P. M. M. (1988), em sua dissertação de mestrado, apresenta a formulação utilizada no desenvolvimento de um programa para análise termo-mecânica bidimensional via Método dos Elementos Finitos. O programa elaborado permite a obtenção do campo de temperaturas em regime estacionário e transitório, para problemas planos e axissimétricos, lineares ou não-lineares. Vila Real também utiliza funções de forma hierárquicas de grau sucessivamente crescente de acordo com as necessidades verificadas em casos de elevados gradientes térmicos.

KRUPPA, J. e ZHAO, B. (1995) analisaram o método de cálculo do EUROCODE 4 – Part 1.2 (1994) no que tange às vigas mistas. Em suas comparações, efetuaram análises térmicas por um programa bidimensional baseado no Método dos Elementos Finitos denominado TASEF-2. Os estudos foram baseados em um perfil IPE 300 com 20 mm de proteção térmica, conectado a uma laje de concreto de 125 mm de espessura.

VILA REAL, P. M. M. e OLIVEIRA, C. A. M. (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 ISO 834-1 (1999), semelhante à curva da NBR 14432 (2000). Os resultados obtidos da análise bidimensional transiente foram comparados com os obtidos pelos procedimentos do EUROCODE 3 – Part 1.2 (1995). Vila Real e Oliveira concluíram que a maior parte da

alma dos perfis I na realidade se aquecem mais rapidamente do que os procedimentos do EUROCODE 3 – Part 1.2 (1995) fazem supor. A formulação via Método dos Elementos Finitos também foi aplicada em análises de vigas mistas, em comparação com as prescrições do EUROCODE 4 – Part 1.2 (1994), onde se concluiu pela nítida influência da laje no arrefecimento da mesa superior do perfil metálico.

GHOJEL, J. I. (1998) aborda em seu trabalho 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. O modelo de transferência de calor de Ghojel considera, para a emissão e absorção de radiação, as propriedades radiativas dos principais produtos da combustão, como o CO₂, N₂ e vapor de água, obtidos em ensaios usando madeira como combustível. Além disso, Ghojel propõe um novo modelo para cálculo do coeficiente de convecção em incêndios naturais. Os resultados obtidos com o modelo proposto se mostraram muito próximos dos resultados obtidos através de ensaios para elementos de aço.

ZHAO e SHEN (1999) realizaram um estudo teórico-experimental do comportamento de pórticos de aço sem proteção contra incêndio, submetido a diferentes níveis de carregamento e condições de contorno. Os dados dos ensaios foram comparados com os resultados obtidos através do NASFAF, um programa bidimensional com base no Método dos Elementos Finitos. Dentre as principais conclusões, Zhao e Shen observaram que a distribuição de temperatura através dos perfis de aço é bastante não-uniforme sob condições reais de incêndio. Observaram também que a velocidade de aquecimento afeta a resistência ao fogo dos componentes estruturais, sendo quanto mais rápido o aquecimento, maior a temperatura crítica de colapso.

MORAIS, E. M. e MAGALHÃES, C. A. (2002) desenvolveram um programa com base no Método dos Elementos Finitos para análise termo-mecânica em regime transiente não-linear de estruturas tridimensionais. Com este programa, analisaram um pórtico

formado por perfis do tipo VKT300 submetido ao incêndio padrão ISO 834-1 (1999) e aos carregamentos devido peso próprio, neve, vento e sobrecarga. Morais e Magalhães concluíram sobre a importância de se considerar a influência dos esforços térmicos no cálculo da resistência da estrutura.

BARNETT, C. R. (2002) propõe em seu trabalho um novo equacionamento para os incêndios naturais através de uma única expressão denominada por ele de “curvas BFD”. Para essas curvas, apenas três elementos são requeridos para modelagem de um incêndio natural: a máxima temperatura dos gases, o tempo em que essa temperatura ocorre, e o fator de forma da curva. Esse último parâmetro é obtido por uma relação entre o coeficiente de pirólise e o fator de abertura. Dentre as principais vantagens desse modelo podem ser citadas a utilização de apenas uma equação, tanto para a fase de aquecimento quanto para a fase de resfriamento, e a facilidade de adaptação do modelo para dados obtidos em ensaios, sendo possível a descrição de qualquer incêndio natural.

Dentre todos os trabalhos citados, apenas um trata dos problemas tridimensionais, constituindo uma área ainda pouco pesquisada na segurança das estruturas em situação de incêndio.

Observou-se também que na literatura especializada na área de engenharia de incêndio não foram encontrados trabalhos sobre a variação das condições de contorno do incêndio com a posição no compartimento. O texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) prescreve que o incêndio é generalizado e com igual intensidade em todos os pontos da estrutura. No entanto, PATANKAR (1980) demonstra em seu livro que, em um compartimento sujeito a correntes de convecção devido a uma fonte quente, as quinas côncavas apresentam temperaturas menores que os demais contornos, pois há formação de vórtices em tais posições, como mostrado na FIG.2.18. PATANKAR (1991) confirmou essa observação através de modelos processados em um programa de computador denominado *Conduct*, desenvolvido por ele próprio, com base no Método dos Volumes de Controle, para análise de condução e convecção em volumes definidos (compartimentos). Ressalta-se que a influência da radiação não foi analisada por Patankar.

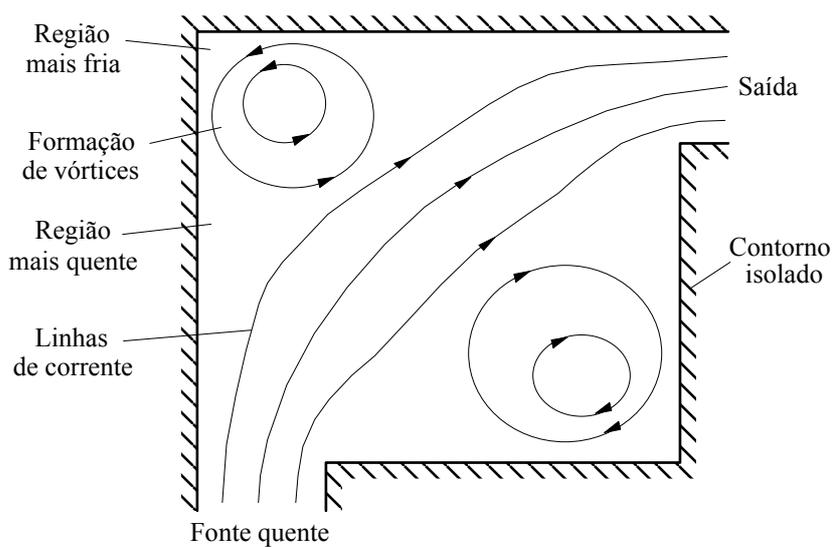


FIGURA 2.18 – Correntes de convecção em um compartimento

Assim, observa-se que não há uma formulação analítica definida para computar a variação da intensidade do incêndio nos diversos pontos da estrutura, sendo necessário o uso de modelos numéricos de análise convectiva e radiativa.

3

MECANISMOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

A transferência de calor pode ser entendida como a propagação de energia de uma região para outra, devido à diferença de temperatura entre elas. Habitualmente consideram-se três mecanismos básicos de transferência de calor: condução, convecção e radiação.

3.1 - Condução

A condução é um processo pelo qual o calor é transmitido de uma região a elevada temperatura para outra de temperatura mais baixa dentro de um meio (sólido, líquido ou gasoso), ou entre meios diferentes em contato físico direto.

Na transmissão de calor por condução, a energia é transmitida através do movimento cinético ou pelo impacto direto de moléculas, no caso de fluidos em repouso, sem apreciável deslocamento das moléculas. No caso de sólidos isolantes, a transferência de energia se faz através da vibração da rede molecular devido o movimento atômico. Nos sólidos condutores, a transferência de calor por condução se deve também ao movimento translacional dos elétrons livres.

A lei fundamental que rege a transmissão de calor por condução foi proposta por J. B. Fourier em 1822. Segundo esta lei, a quantidade de calor que atravessa uma área A , normal à direção do fluxo calorífico, na unidade de tempo, é proporcional ao produto da área pelo gradiente térmico:

$$Q = -\lambda A \frac{d\theta}{dn} \quad (3.1)$$

onde: Q - a quantidade de calor que atravessa a área A segundo a sua normal n ;

λ - constante de proporcionalidade, denominada *condutibilidade* ou *condutividade térmica do material*;

A - área da seção transversal através da qual o calor flui por condução, medida perpendicularmente à direção do fluxo;

$\frac{d\theta}{dn}$ - Gradiente de temperatura na seção, isto é, a razão de variação da temperatura θ com a distância, na direção n do fluxo de calor.

A condutividade térmica do material depende da sua composição química, do seu estado físico, textura e da sua temperatura. Desta forma, a condutividade térmica varia entre valores muito afastados. Sua unidade é dada no sistema internacional por: W/m°C.

O sinal negativo na Eq.3.1 serve para assegurar que o fluxo de calor ocorre em sentido contrário ao gradiente de temperatura. A quantidade de calor por unidade de área e por unidade de tempo é chamada fluxo de calor, sendo dada por:

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

Essa é a expressão matemática para o princípio básico da condução de calor unidimensional em regime permanente.

Para determinação das equações básicas que governam a condução de calor em um sólido, considerou-se um elemento tridimensional infinitesimal em um domínio Ω , conforme a FIG.3.1. Foram consideradas também as hipóteses de isotropia, meio contínuo, homogeneidade térmica, isto é, as propriedades do material são independentes do ponto considerado, e permanência térmica, ou seja, a condutividade térmica e o calor específico são variáveis com a temperatura.

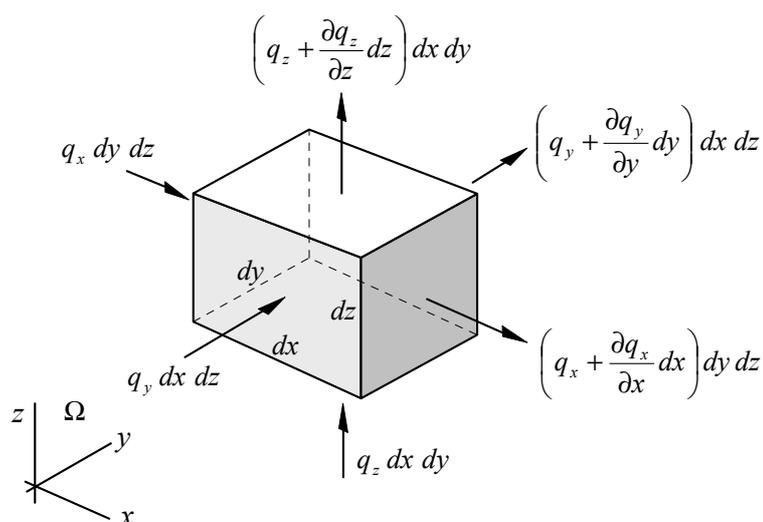


FIGURA 3.1 – Fluxo de calor em um elemento tridimensional infinitesimal

Aplicando-se a primeira lei da termodinâmica, Lei de Conservação da Energia, no elemento infinitesimal tridimensional apresentado na FIG.3.1, tem-se:

$$\text{fluxo de calor que entra} - \text{fluxo de calor que sai} + \text{calor gerado internamente} = \text{variação da energia interna do elemento} \quad (3.3)$$

Se o calor que flui na direção dos eixos x , y e z por unidade de comprimento na unidade de tempo é denominado q_x , q_y e q_z , respectivamente, a diferença entre o fluxo que sai e o fluxo que entra no elemento é dada por:

$$dx dy \left(q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} dz - q_z \right) + dx dz \left(q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy - q_y \right) + dy dz \left(q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx - q_x \right) \quad (3.4)$$

O calor gerado no elemento na unidade de tempo pode ser expresso por:

$$Q dx dy dz \quad (3.5)$$

A variação da energia interna na unidade de tempo pode ser expressa por:

$$\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} dx dy dz \quad (3.6)$$

onde: Q - calor gerado no interior do elemento por unidade de volume e por unidade de tempo;

c - calor específico do material;

ρ - densidade do material;

$\theta(x, y, z, t)$ - distribuição de temperatura.

Substituindo-se os termos desenvolvidos na equação da conservação de energia tem-se:

$$dx \, dy \, dz \left(\frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} + \frac{\partial q_z}{\partial z} \right) = dx \, dy \, dz \left(Q - \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} \right) \quad (3.7)$$

Dividindo-se todos os termos por $dx \, dy \, dz$, obtém-se:

$$\frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} + \frac{\partial q_z}{\partial z} - Q + \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = 0 \quad (3.8)$$

Aplicando-se a lei de Fourier (Eq.3.2) à Eq.3.8, chega-se à *equação diferencial da condução de calor*:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) + Q - \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = 0 \quad (3.9)$$

Segundo as hipóteses da homogeneidade térmica e isotropia, a condutividade térmica λ é constante em qualquer ponto do material e em qualquer direção. Aplicando essa hipótese sobre a Eq.3.9 obtém-se:

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} + \frac{Q}{\lambda} - \frac{\rho c}{\lambda} \frac{\partial \theta}{\partial t} = 0 \quad \text{ou} \quad \nabla^2 \theta + \frac{Q}{\lambda} - \frac{\rho c}{\lambda} \frac{\partial \theta}{\partial t} = 0 \quad (3.10)$$

sendo $\frac{\lambda}{\rho c}$ a difusibilidade térmica do material e ∇ o operador diferencial.

Caso não exista geração interna de calor ($Q = 0$), tem-se a *equação de Fourier*:

$$\nabla^2 \theta - \frac{\rho c}{\lambda} \frac{\partial \theta}{\partial t} = 0 \quad (3.11)$$

Em regime permanente ($\frac{\partial \theta}{\partial t} = 0$), tem-se a *equação de Poisson*:

$$\nabla^2 \theta + \frac{Q}{\lambda} = 0 \quad (3.12)$$

Em regime permanente e não havendo geração interna de calor, tem-se a *equação de Laplace*:

$$\nabla^2 \theta = 0 \quad (3.13)$$

3.1.1 - Condições iniciais e de contorno

Para solucionar a equação diferencial da condução de calor (Eq.3.9), 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. As condições de contorno podem ser divididas em essenciais ou naturais.

a) condições iniciais

O campo inicial de temperaturas deve ser especificado no domínio como:

$$\theta(x, y, z, 0) = \theta_0(x, y, z) \text{ em } \Omega \quad (3.14)$$

b) condições de contorno essenciais ou de Dirichlet

As condições de contorno essenciais correspondem a temperaturas prescritas numa parte do contorno:

$$\theta = \theta(x, y, z, t) \text{ em } \Gamma_\theta \quad (3.15)$$

c) condições de contorno naturais ou de Neumann

As condições de contorno naturais correspondem a fluxos de calor prescritos numa parte do contorno, saindo do domínio na direção normal n ao contorno:

$$q = -\lambda \frac{\partial \theta}{\partial n} = q(x, y, z, t) \text{ em } \Gamma_q \quad (3.16)$$

Esse fluxo é tomado igual a zero para uma superfície perfeitamente isolada.

3.2 - Convecção

A convecção é um processo pelo qual o calor é transmitido entre as partes em movimento de um fluido (líquido ou gasoso) ou entre esse e superfícies sólidas a diferentes temperaturas.

As correntes de convecção num fluido estão sempre associadas a diferenças de pressão. Quando as correntes de convecção desenvolvem-se devido unicamente à diferença de densidade do fluido oriunda dos gradientes térmicos, a convecção é dita *natural*. Se as diferenças de pressão forem motivadas por causas externas como ventiladores, bombas, explosões ou reações de queima, a convecção é dita *forçada*.

Em muitos casos, e particularmente na análise térmica de uma estrutura em situação de incêndio, a convecção ocorre entre um fluido e a superfície de um sólido. Portanto, as velocidades desenvolvidas pelo fluido como consequência das correntes de convecção não necessitam ser determinadas, sendo o processo de transferência de calor por convecção utilizado apenas como um tipo de condição de contorno para o domínio sólido.

Isaac Newton, observando o fenômeno da convecção, propôs em 1701 que a quantidade de calor que atravessa uma área A é proporcional à diferença entre a temperatura do fluido e a temperatura da superfície do sólido. Essa relação é conhecida como *lei de arrefecimento de Newton* e é expressa por:

$$Q_c = \alpha_c A (\theta_s - \theta_f) \quad (3.17)$$

sendo: Q_c - quantidade de calor que atravessa a área A ;

α_c - constante de proporcionalidade, denominada *coeficiente de transmissão de calor por convecção*;

A - área da interface sólido-fluido através da qual o calor flui por convecção, medida perpendicularmente à direção do fluxo;

θ_s - temperatura da superfície do sólido; e

θ_f - temperatura média do fluido.

O fluxo de calor devido à convecção é dado por:

$$q = \frac{Q_c}{A} = \alpha_c (\theta_s - \theta_f) \quad (3.18)$$

Utilizando-se a convecção como condição de contorno para um problema de domínio sólido, tem-se uma condição de contorno natural denominada *contorno convectivo*. Para essa condição tem-se o fluxo de calor prescrito numa parte Γ_c do contorno por:

$$q = -\lambda \frac{\partial \theta}{\partial n} = \alpha_c (\theta_s - \theta_f) \quad \text{em } \Gamma_c \quad (3.19)$$

3.2.1 - Coeficientes para convecção forçada

A combustão é um tipo de reação química que ocorre em altas temperaturas, com desprendimento de calor em quantidade suficiente para manter a temperatura da reação. Na maioria dos incêndios em edificações, o combustível envolvido geralmente é de natureza celulósica e, em certos casos, de material hidrocarboneto. Tais materiais, quando sofrem reações de combustão, produzem vários gases, entre eles o CO₂, N₂ e vapores de água. Essa reação ocorre com um notório aumento de volume, pressão e temperatura, quando se comparam os produtos com os reagentes.

Em um compartimento incendiado, o aumento de volume proporcionado pela combustão dos materiais presentes faz com que as correntes de convecção geradas no meio sejam de direções extremamente aleatórias e de altas velocidades. Em tais casos, fica configurada uma convecção forçada, sendo as correntes convectivas independentes do gradiente térmico entre os gases e a superfície da estrutura.

O texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) recomenda simplificadaamente o valor de 25 W/m²°C para o coeficiente de transferência de calor por convecção α_c entre o gases e a superfície da estrutura. Tal valor para o coeficiente de transferência de calor por convecção produz bons resultados quando se tem uma curva de incêndio do tipo padrão, ou seja, de comportamento monotônico.

GHOJEL (1998) afirmou que, para incêndios naturais, bons resultados são obtidos se α_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 por Ghojel pode ser expresso por:

$$\begin{aligned}\alpha_c &= \frac{50}{t_{g=s}} t \text{ W/m}^2\text{°C} && \text{para } t \leq t_{g=s} \\ \alpha_c &= 10 \text{ W/m}^2\text{°C} && \text{para } t > t_{g=s}\end{aligned}\quad (3.20)$$

sendo o parâmetro $t_{g=s}$ calculado pela relação exponencial:

$$t_{g=s} = 500 e^{0,0009 t_g^{max}} \quad (3.21)$$

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.

Segundo Ghojel, os resultados obtidos com o modelo apresentado se mostraram muito próximos dos resultados obtidos através de ensaios.

3.2.2 - Coeficientes para convecção natural

As superfícies da estrutura que não estão diretamente expostas ao incêndio não têm as correntes convectivas influenciadas pela reação de combustão, como mostrado em 3.2.1. Em tais casos, as correntes de convecção são formadas devido à diferença de densidade do ar oriunda dos gradientes térmicos, caracterizando uma convecção natural.

O uso do coeficiente simplificado do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) de $25 \text{ W/m}^2\text{°C}$, neste caso, superestima extremamente o arrefecimento da estrutura.

INCROPERA (1992) apresenta a obtenção do coeficiente de convecção natural do ar atmosférico através do número de Nusselt, dado por:

$$\alpha_c = \frac{N_{UL} \lambda}{L} \quad (3.22)$$

onde: α_c - coeficiente de transferência de calor por convecção, em $\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$;

N_{UL} - número de Nusselt;

λ - condutividade térmica do ar, em $\text{W/m}^\circ\text{C}$, obtida no item 2.3.6;

L - comprimento característico, em metros, correspondente à dimensão sobre a qual se desenvolvem as correntes de convecção, conforme a FIG.3.2.

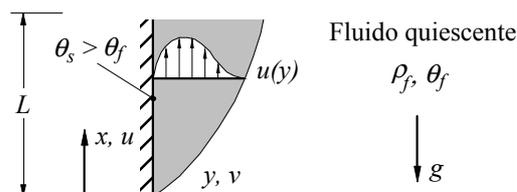


FIGURA 3.2 – Formação da camada limite

O número de Nusselt depende da posição em que se encontra a superfície em relação ao eixo vertical. A TAB.3.1 fornece as expressões para obtenção do número de Nusselt para diversos casos, admitindo-se que P_r é o número de Prandtl (obtido no item 2.3.6) e R_{AL} é o coeficiente de Rayleigh, dado na Eq.3.23.

TABELA 3.1 – Obtenção do número de Nusselt

Descrição	Ilustração	Expressão
Placa quente ou fria na vertical		$N_{UL} = \left[0,825 + \frac{0,387 R_{AL}^{1/6}}{\left(1 + \left(\frac{0,492}{P_r} \right)^{9/16} \right)^{8/27}} \right]^2$
Placa quente na horizontal com a superfície quente para cima ou placa fria na horizontal com a superfície fria para baixo		$N_{UL} = 0,54 R_{AL}^{1/4}, \text{ para } R_{AL} < 10^7$ $N_{UL} = 0,15 R_{AL}^{1/3}, \text{ para } R_{AL} > 10^7$
Placa quente na horizontal com a superfície quente para baixo ou placa fria na horizontal com a superfície fria para cima		$N_{UL} = 0,27 R_{AL}^{1/4}$

$$R_{AL} = \frac{g \beta (\theta_s - \theta_f) L^3}{\alpha \nu} \quad (3.23)$$

onde: g - aceleração da gravidade, tomada igual a 9,81 m/s²;

β - coeficiente de expansão da camada limite, em °C⁻¹;

θ_s - temperatura da superfície, em °C;

θ_f - temperatura do fluido, no caso o ar, em °C;

α - difusividade térmica do ar, em m²/s, obtida no item 2.3.6;

ν - viscosidade cinemática do ar, em m²/s, obtida no item 2.3.6.

O coeficiente de expansão da camada limite β mede a extensão da variação da densidade em resposta a uma variação de temperatura numa pressão constante. Simplificadamente, esse coeficiente é dado pelo inverso da temperatura média da película T_f , conforme a Eq.3.24.

$$\beta = \frac{1}{T_f} = \frac{2}{\theta_s + \theta_f} \quad (3.24)$$

A formulação apresentada por Incropera foi aplicada ao problema de resfriamento de uma placa quente de aço com 5,0 cm de espessura. Adotou-se uma temperatura inicial de 250°C para a placa de aço e 20°C para o fluido. Para o cálculo da perda de calor por convecção e radiação, utilizou-se a formulação proposta pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), com base no fator de massividade da placa. Foram considerados cinco comprimentos característicos diferentes para a placa, variando de 0,25 m a 5,00 m, que corresponde, aproximadamente, às dimensões típicas das peças de uma estrutura.

A curva temperatura da placa \times tempo é ilustrada na FIG.3.3 para a placa na horizontal com a face quente para baixo. A FIG.3.4 ilustra o caso da placa horizontal com a superfície quente para cima e a FIG.3.5 mostra os resultados para a placa na vertical. São mostradas também as curvas de resfriamento considerando-se um coeficiente de convecção fixo igual ao valor médio de todos os coeficientes obtidos para cada caso.

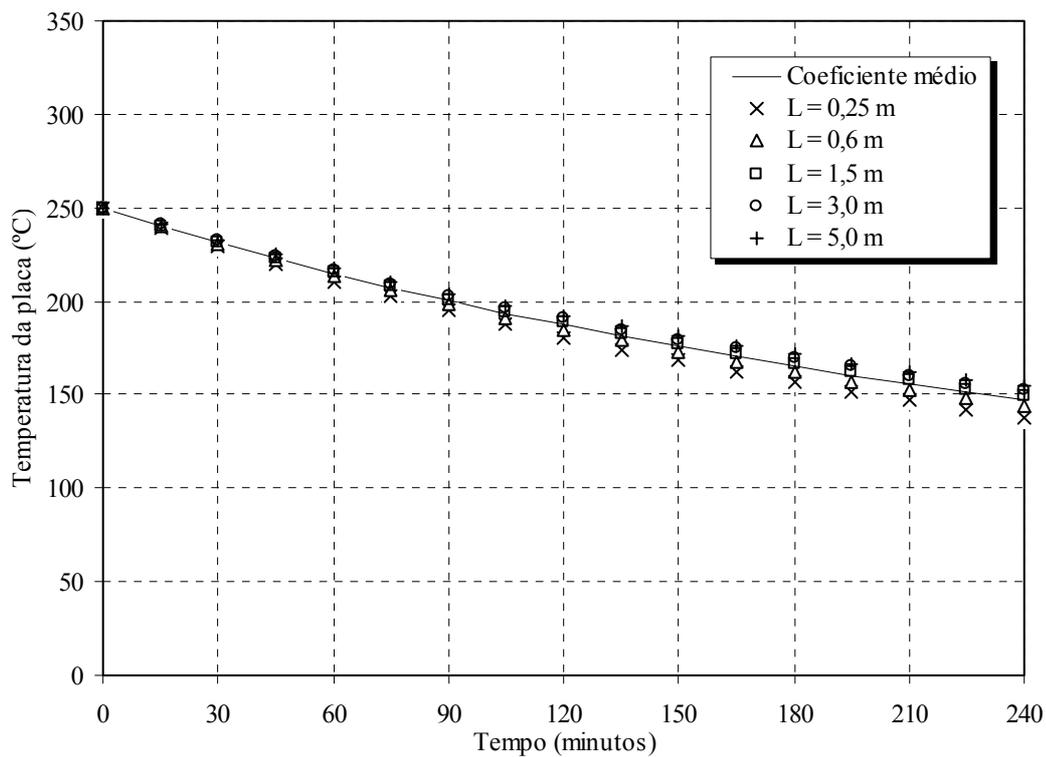


FIGURA 3.3 – Resfriamento de uma placa quente horizontal com a face para baixo

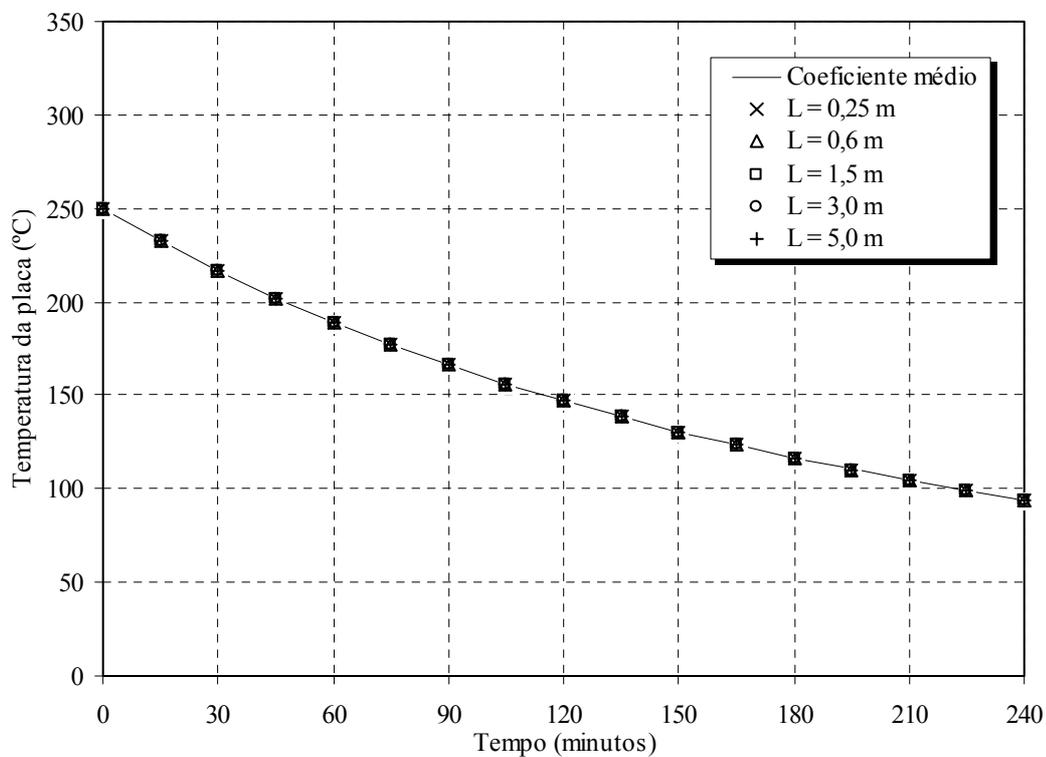


FIGURA 3.4 – Resfriamento de uma placa quente horizontal com a face para cima

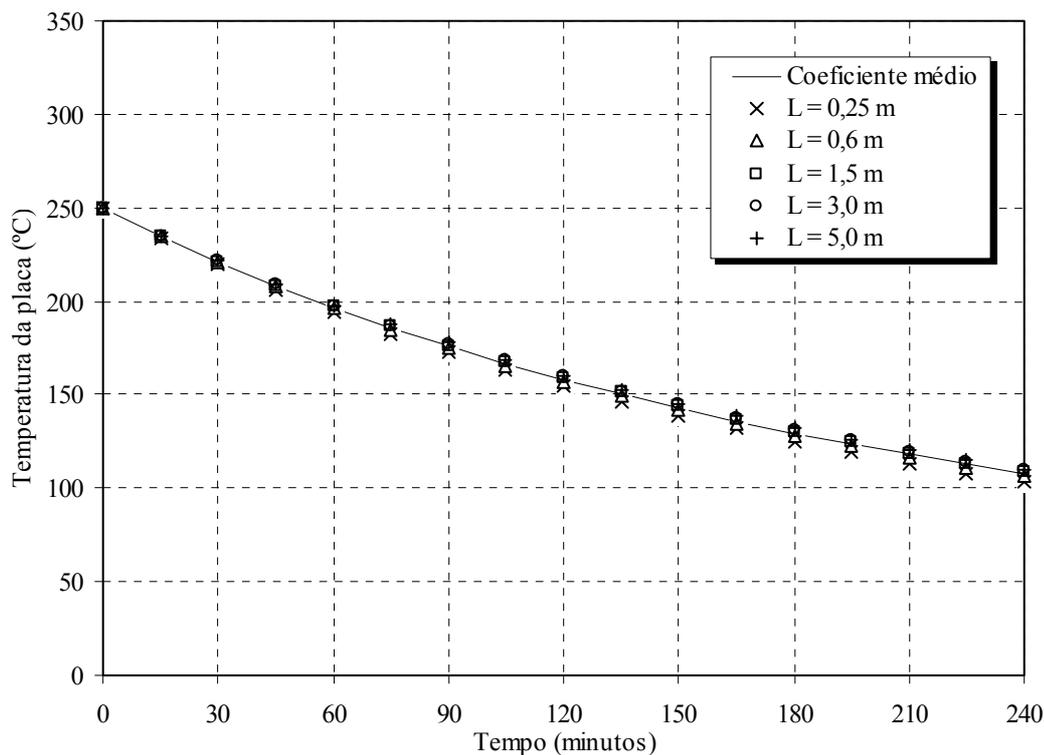


FIGURA 3.5 – Resfriamento de uma placa quente vertical

Os valores dos coeficientes de convecção médios são mostrados na TAB.3.2. Variando-se a espessura da placa entre 2,5 cm e 50,0 cm, a temperatura inicial entre 165 °C e 650 °C, o comprimento característico entre 0,25 m e 5,00 m e alternando-se o material da placa entre aço e concreto, os coeficientes de convecção obtidos pela formulação apresentada por Incropera e o valor médio mostrado na TAB.3.2 diferem entre si no máximo em 1,490 W/m²°C. Utilizando-se a temperatura final (tempo de 240 minutos) para efetuar essa comparação, a diferença máxima obtida é de 14,48 °C.

TABELA 3.2 – Coeficientes de convecção médios

Descrição	Coefficiente de convecção médio
Placa quente ou fria na vertical	$\alpha_c = 9,909 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$
Placa quente na horizontal com a superfície quente para cima ou placa fria na horizontal com a superfície fria para baixo	$\alpha_c = 12,834 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$
Placa quente na horizontal com a superfície quente para baixo ou placa fria na horizontal com a superfície fria para cima	$\alpha_c = 3,145 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$

3.3 - Radiação

A radiação térmica é o processo de transmissão de calor entre corpos por emissão ou absorção de radiações eletromagnéticas. Contrariamente à convecção e à condução, a radiação não necessita da presença de um meio material para que possa ocorrer. Inclusive, segundo VILA REAL (1998), a transmissão de calor por radiação tem sua eficiência máxima no vácuo.

Simplificadamente, o mecanismo da radiação consiste na emissão de ondas eletromagnéticas por um corpo aquecido, que, ao serem absorvidas por um receptor, transformam-se em energia térmica. O fluxo máximo de calor que pode ser emitido de uma superfície por radiação é dado pela lei de Stefan-Boltzmann:

$$q = \sigma \theta^4 \quad (3.25)$$

sendo: q - fluxo de calor emitido pela superfície aquecida, em W/m^2 ;

σ - constante de proporcionalidade de Stefan-Boltzmann igual a $5,6697 \times 10^{-8}$ $\text{W/m}^2 \text{K}^4$;

θ - temperatura absoluta da superfície (em Kelvin).

A Eq.3.25 é válida para os chamados irradiadores perfeitos ou corpos negros. Os corpos reais não preenchem os requisitos de um irradiador perfeito, pelo que o fluxo de calor emitido corresponde a uma fração dos corpos negros, sendo expresso por:

$$q = \varepsilon \sigma \theta^4 \quad (3.26)$$

sendo ε a *emissividade* da superfície ($0 < \varepsilon < 1$).

Por outro lado, no caso de um fluido gasoso envolvendo um corpo sólido, o fluido emite calor por radiação q_{inc} para a superfície do sólido, que o absorve dependendo de sua *absortividade* η , numa quantidade igual a ηq_{inc} . Fazendo-se a troca líquida de calor entre a superfície e a vizinhança tem-se que o fluxo líquido de calor emitido por radiação q é igual à quantidade emitida menos a quantidade absorvida:

$$q = \varepsilon \sigma \theta_s^4 - \eta q_{inc} \quad (3.27.a)$$

ou ainda:

$$q = \varepsilon \sigma \theta_s^4 - \eta \sigma \theta_f^4 \quad (3.27.b)$$

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

$$q = \varepsilon_{res} \sigma (\theta_s^4 - \theta_f^4) \quad (3.28)$$

sendo: q - quantidade líquida de calor emitido por radiação, em W/m^2 ;

ε_{res} - emissividade resultante da superfície;

θ_s - temperatura absoluta da superfície do sólido (em Kelvin);

θ_f - temperatura absoluta média do fluido (em Kelvin).

O texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) recomenda simplificadaamente para a emissividade resultante da superfície o valor de 0,5, considerando-se a troca de calor por radiação entre os gases quentes da combustão e uma superfície típica de aço.

GHOJEL (1998) afirma que ótimos resultados são obtidos quando se utiliza a Eq.3.27.b com os valores da emissividade ε (FIG.3.6) e da absorptividade η (FIG.3.7) de uma mistura de 10% CO_2 , 10% H_2O e 80% N_2 , correspondente aos gases resultantes da combustão completa de material celulósico seco.

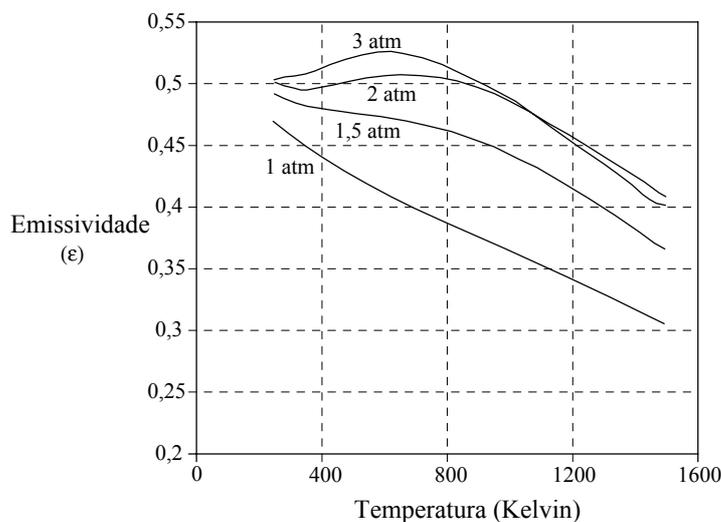


FIGURA 3.6 – Emissividade total de uma mistura de 10% CO_2 , 10% H_2O e 80% N_2

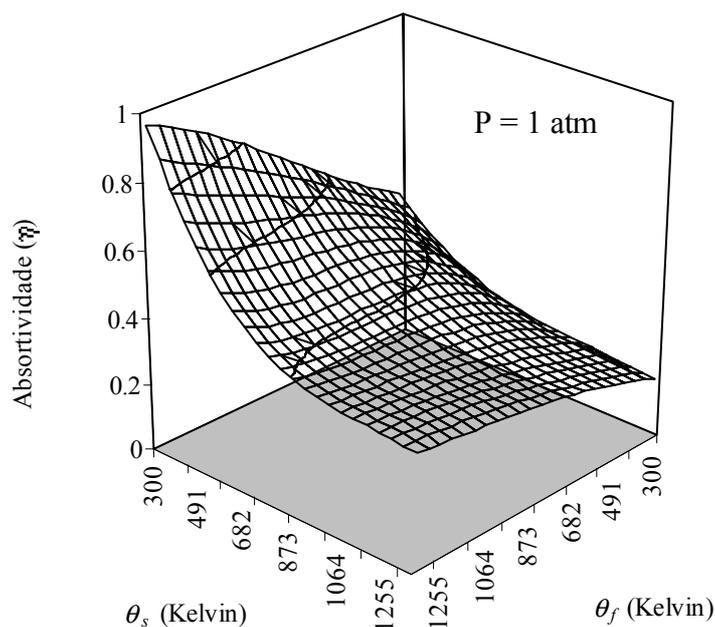


FIGURA 3.7 – Absortividade total de uma mistura de 10% CO₂, 10% H₂O e 80% N₂

O valor simplificado de 0,5 para a emissividade resultante também conduz a bons resultados quando comparados com os valores obtidos pelo modelo de Ghojel. Optou-se por utilizar o valor simplificado para evitar a dificuldade de implementação computacional do modelo proposto por Ghojel.

Reescrevendo-se a Eq.3.28 de forma similar à utilizada para convecção:

$$q = \alpha_r (\theta_s - \theta_f) \quad (3.29)$$

com o coeficiente de transmissão de calor por radiação α_r definido por:

$$\alpha_r = \varepsilon_{res} \sigma (\theta_s + \theta_f) (\theta_s^2 + \theta_f^2) \quad (3.30)$$

Utilizando-se a radiação como condição de contorno para um problema de domínio sólido, tem-se uma condição de contorno natural denominada *contorno radiativo*. Para essa condição tem-se o fluxo de calor prescrito numa parte Γ_r do contorno por:

$$q = -\lambda \frac{\partial \theta}{\partial n} = \alpha_r (\theta_s - \theta_f) \quad \text{em } \Gamma_r \quad (3.31)$$

3.4 - Problemas de domínio sólido

Para os corpos sólidos, as trocas de calor no domínio (volume do corpo) ocorrem apenas por condução, segundo a Eq.3.9. Estando um corpo sólido envolvido por um fluido, conforme a FIG.3.8, pode-se utilizar a convecção juntamente com a radiação como condição de contorno para o problema de domínio sólido (*contorno convectivo-radiativo*), além de um fluxo de calor prescrito. Nessa condição, o fluxo de calor é dado numa parte Γ_q do contorno saindo na direção n normal ao contorno por:

$$q = -\lambda \frac{\partial \theta}{\partial n} = q(x, y, z, t) + \alpha_c (\theta_s - \theta_f) + \alpha_r (\theta_s - \theta_f) \quad \text{em } \Gamma_q \quad (3.32.a)$$

ou

$$q = -\lambda \frac{\partial \theta}{\partial n} = q(x, y, z, t) + \alpha (\theta_s - \theta_f) \quad \text{em } \Gamma_q \quad (3.32.b)$$

onde $q(x, y, z, t)$ é o fluxo de calor prescrito no instante t e α é o coeficiente combinado de transmissão de calor por convecção e radiação (Eq.3.30), expresso por:

$$\alpha = \alpha_c + \alpha_r \quad \text{ou} \quad \alpha = \alpha_c + \varepsilon_{res} \sigma (\theta_s + \theta_f) (\theta_s^2 + \theta_f^2) \quad (3.33)$$

sendo as temperaturas dadas em Kelvin.

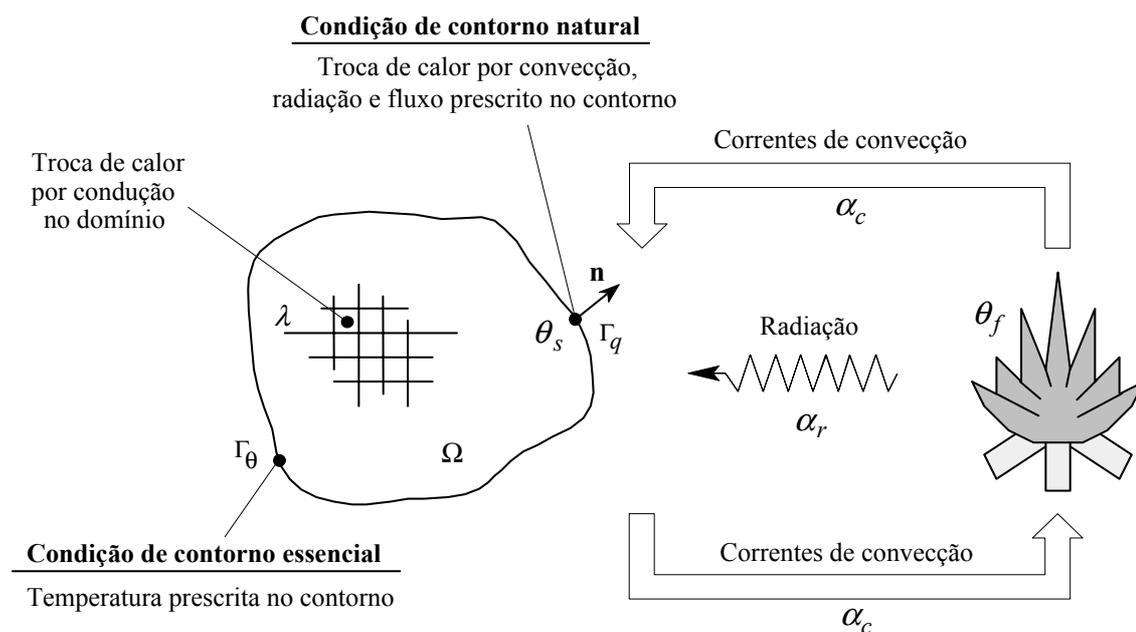


FIGURA 3.8 – Condições de contorno em um problema de domínio sólido

4

APLICAÇÃO DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS À TRANSFERÊNCIA DE CALOR

4.1 - Método dos Resíduos Ponderados

Muitos problemas de engenharia são regidos por uma equação diferencial válida em um domínio Ω , sujeita a condições de contorno em Γ . Porém, de forma geral, só para alguns casos simples se conhecem soluções analíticas para essas equações diferenciais. Assim, a determinação da função desconhecida u (solução do problema) é feita utilizando-se métodos numéricos.

Na solução via métodos numéricos o domínio Ω é discretizado, associando-se a cada ponto da discretização uma variável a_j que terá de ser calculada. Essas variáveis, juntamente com funções de forma apropriadas N_j , definem \hat{u} como uma aproximação da função desconhecida u no domínio Ω por:

$$u = \hat{u} = \sum_{j=1}^m N_j a_j = \mathbf{N} \mathbf{a} \quad (4.1)$$

Sendo \hat{u} considerada uma boa aproximação se o resíduo:

$$R_{\Omega} = A(\hat{u}) = A\left(\sum_{j=1}^m N_j a_j\right) \quad (4.2)$$

for pequeno no domínio Ω , para A um operador diferencial.

No método dos resíduos ponderados, os parâmetros a_j são escolhidos de modo a tornar nulo não o valor do resíduo R_{Ω} , mas sim certas médias ponderadas. Considerando-se W_i um conjunto de funções de peso independentes, tem-se:

$$\int_{\Omega} W_i R_{\Omega} d\Omega = 0 \quad (4.3)$$

A escolha das funções de peso W_i pode ser definida para diferentes métodos:

a) Método da colocação pontual

O resíduo é forçado a ser nulo em um número m de pontos do domínio.

b) Método da colocação por subdomínios

O domínio é subdividido em m subdomínios nos quais a integral do resíduo é forçada a ser nula.

c) Método de Galerkin

As funções de peso W_i são escolhidas de modo de serem iguais às funções de forma utilizadas na aproximação de u . Assim:

$$\int_{\Omega} N_i R_{\Omega} d\Omega = 0 \quad (4.4)$$

Se A é um operador diferencial simétrico então o método de Galerkin gera matrizes simétricas, o que é preferido na prática para o uso posterior do método dos elementos finitos.

Estendendo-se o conceito do método dos resíduos ponderados às condições de contorno, há necessidade de se considerar um novo resíduo no contorno Γ :

$$R_{\Gamma} = B(\hat{u}) = B\left(\sum_{j=1}^m N_j a_j\right) \quad (4.5)$$

Aplicando-se o conceito de nulidade das médias ponderadas utilizado no método dos resíduos ponderados e considerando-se um conjunto de funções de peso independentes para o contorno, tem-se:

$$\int_{\Gamma} \bar{W}_i R_{\Gamma} d\Gamma = 0 \quad (4.6)$$

4.2 - Equações básicas do MEF

A expressão básica da transferência de calor é dada pela Eq.3.9. Rearranjando-se os termos da expressão em um domínio Ω , pode-se escrever:

$$\nabla^T \mathbf{D} \nabla \theta + \rho_r - \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = 0 \quad \text{em } \Omega \quad (4.7)$$

onde θ representa a temperatura, t a variável tempo, ρ a densidade do material, c o calor específico, $\rho_r = Q$ a densidade de calor devido uma fonte de calor interna e \mathbf{D} corresponde à matriz constitutiva, formada pelas condutividades térmicas:

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} \lambda_x & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_y & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_z \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

O símbolo ∇ indica o operador gradiente, sendo expresso por:

$$\nabla = \left[\frac{\partial}{\partial x} \quad \frac{\partial}{\partial y} \quad \frac{\partial}{\partial z} \right]^T \quad (4.9)$$

As condições de contorno às quais está sujeito o problema de domínio sólido podem ser:

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

$$\theta - \bar{\theta} = 0 \quad \text{em } \Gamma_{\theta} \quad (4.10)$$

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

$$-\mathbf{n} \cdot \mathbf{q} + \bar{q} + \alpha(\theta - \theta_f) = 0 \quad \text{em } \Gamma_q \quad (4.11)$$

onde: $\bar{\theta}$ - temperatura com valor conhecido no contorno;

α - coeficiente de transmissão de calor por convecção-radiação (Eq.3.33);

\bar{q} - fluxo de calor com valor conhecido no contorno, normal ao mesmo;

θ - temperatura na superfície do sólido;

θ_f - temperatura dos gases fora do domínio;

$\mathbf{n} = [n_x \quad n_y \quad n_z]^T$, vetor de normais ao contorno;

$\mathbf{q}_n = \mathbf{n} \cdot \mathbf{q} = [q_x \quad q_y \quad q_z]^T = -\mathbf{D} \nabla \theta$, vetor gradiente de temperatura normal a Γ_q .

Em função dos valores dos parâmetros da Eq.4.11, tem-se:

a) contorno isolado

Representa um fluxo de calor nulo na interface do domínio com o meio externo:

$$\mathbf{n} \cdot \mathbf{q} = 0, \quad \text{pois } \bar{q} = \alpha = 0 \quad (4.11.a)$$

b) contorno com entrada ou saída de calor

Representa um fluxo de calor de valor conhecido no contorno:

$$\mathbf{n} \cdot \mathbf{q} = \bar{q}, \quad \text{uma vez que } \alpha = 0 \quad (4.11.b)$$

c) contorno com entrada ou saída de calor por convecção-radiação

Representa um fluxo de calor no contorno em função da diferença de temperatura entre o meio externo e o domínio, sendo dado pelas leis da termodinâmica por:

$$\mathbf{n} \cdot \mathbf{q} = \alpha(\theta - \theta_f), \quad \text{uma vez que } \bar{q} = 0 \quad (4.11.c)$$

4.3 - Formulação para o MEF

A aplicação do método dos elementos finitos 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 do problema (Eq.4.7) e à condição de contorno (Eq.4.11).

Escrevendo-se a expressão do resíduo para a equação diferencial, obtém-se:

$$R_{\Omega} = \nabla^T \mathbf{D} \nabla \theta + \rho_r - \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (4.12)$$

que, ao aplicar-se o conceito de nulidade das médias ponderadas, chega-se a:

$$\int_{\Omega} \bar{W}_i R_{\Omega} d\Omega = \int_{\Omega} \mathbf{W}^T \left(\nabla^T \mathbf{D} \nabla \theta + \rho_r - \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} \right) d\Omega = 0 \quad (4.13)$$

Repetindo-se o procedimento acima para as condições de contorno, tem-se:

$$R_{\Gamma_q} = -\mathbf{n} q + \bar{q} + \alpha (\theta - \theta_f) \quad (4.14)$$

logo:

$$\int_{\Gamma} \bar{W}_i R_{\Gamma_q} d\Gamma = \int_{\Gamma} \bar{\mathbf{W}}^T (-\mathbf{q}_n + \bar{q} + \alpha (\theta - \theta_f)) d\Gamma = 0 \quad (4.15)$$

Conjugando-se os resíduos obtidos nas expressões acima obtém-se a Eq.4.16, denominada *equação de resíduos*:

$$\int_{\Omega} \mathbf{W}^T \left(\nabla^T \mathbf{D} \nabla \theta + \rho_r - \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} \right) d\Omega + \int_{\Gamma} \bar{\mathbf{W}}^T (\mathbf{D} \nabla \theta + \bar{q} + \alpha \theta - \alpha \theta_f) d\Gamma = 0 \quad (4.16)$$

Na equação de resíduos não foi considerada a parcela correspondente ao resíduo da condição de contorno essencial (Dirichlet), pois sendo as temperaturas conhecidas, o resíduo pode ser exatamente anulado pela imposição das temperaturas prescritas.

Integrando-se por partes o termo $\nabla^T \mathbf{D} \nabla \theta$ segundo o Teorema de Green e reagrupando-se a expressão obtida, vem:

$$\begin{aligned}
& - \int_{\Omega} \nabla^T \mathbf{W}^T \mathbf{D} \nabla \theta \partial \Omega + \oint_{\Gamma_{\theta} + \Gamma_q + \Gamma_{\alpha}} \mathbf{W}^T \mathbf{D} \nabla \theta \partial \Gamma + \int_{\Omega} \mathbf{W}^T \rho_r \partial \Omega - \int_{\Omega} \mathbf{W}^T \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} \partial \Omega + \\
& + \oint_{\Gamma_q + \Gamma_{\alpha}} \overline{\mathbf{W}}^T \mathbf{D} \nabla \theta \partial \Gamma + \oint_{\Gamma_q} \overline{\mathbf{W}}^T \bar{q} \partial \Gamma_q + \oint_{\Gamma_{\alpha}} \overline{\mathbf{W}}^T \alpha \theta \partial \Gamma - \oint_{\Gamma_{\alpha}} \overline{\mathbf{W}}^T \alpha \theta_f \partial \Gamma = 0
\end{aligned} \tag{4.17}$$

Sendo as funções de peso arbitrárias, pode-se tomar $W_i = -\overline{W}_i$, o que leva a:

$$\begin{aligned}
& - \int_{\Omega} \nabla^T \mathbf{W}^T \mathbf{D} \nabla \theta \partial \Omega + \oint_{\Gamma_{\theta} + \Gamma_q + \Gamma_{\alpha}} \mathbf{W}^T \mathbf{D} \nabla \theta \partial \Gamma + \int_{\Omega} \mathbf{W}^T \rho_r \partial \Omega - \int_{\Omega} \mathbf{W}^T \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} \partial \Omega + \\
& - \oint_{\Gamma_q + \Gamma_{\alpha}} \mathbf{W}^T \mathbf{D} \nabla \theta \partial \Gamma - \oint_{\Gamma_q} \mathbf{W}^T \bar{q} \partial \Gamma_q - \oint_{\Gamma_{\alpha}} \mathbf{W}^T \alpha \theta \partial \Gamma + \oint_{\Gamma_{\alpha}} \mathbf{W}^T \alpha \theta_f \partial \Gamma = 0
\end{aligned} \tag{4.18}$$

Cabe ressaltar que a integral $\oint_{\Gamma_{\theta}} \mathbf{W}^T \mathbf{D} \nabla \theta \partial \Gamma$ pode ser ignorada, uma vez que a mesma ocorre no contorno de temperaturas prescritas (Γ_{θ}), sendo essas impostas ao nível da resolução do sistema de equações.

Assim, simplificando-se a Eq.4.18, chega-se a:

$$\begin{aligned}
& - \int_{\Omega} \nabla^T \mathbf{W}^T \mathbf{D} \nabla \theta \partial \Omega + \int_{\Omega} \mathbf{W}^T \rho_r \partial \Omega - \int_{\Omega} \mathbf{W}^T \rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} \partial \Omega + \\
& - \oint_{\Gamma_q} \mathbf{W}^T \bar{q} \partial \Gamma_q - \oint_{\Gamma_{\alpha}} \mathbf{W}^T \alpha \theta \partial \Gamma + \oint_{\Gamma_{\alpha}} \mathbf{W}^T \alpha \theta_f \partial \Gamma = 0
\end{aligned} \tag{4.19}$$

Após a discretização do domínio em elementos finitos, as temperaturas são interpoladas no interior de cada elemento como:

$$\theta = \sum N_i \theta_i = \mathbf{N} \mathbf{a}^{(e)} \tag{4.20}$$

onde: \mathbf{N} - a matriz das funções de forma definidas em cada elemento;

$\mathbf{a}^{(e)}$ - vetor dos valores das temperaturas nodais do elemento (e).

O vetor de gradientes em cada elemento é obtido por:

$$\mathbf{g} = \nabla \theta = \nabla \mathbf{N} \mathbf{a}^{(e)} = \mathbf{B} \mathbf{a}^{(e)} \quad (4.21)$$

sendo a matriz $\mathbf{B} = [\mathbf{B}_1, \mathbf{B}_2, \dots, \mathbf{B}_n]$ e \mathbf{B}_i dado por:

$$\mathbf{B}_i = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} & \frac{\partial N_i}{\partial y} & \frac{\partial N_i}{\partial z} \end{bmatrix}^T \quad (4.22)$$

O vetor de fluxos de calor pode ser calculado em função dos valores nodais de temperatura pela expressão:

$$\mathbf{q} = -\mathbf{D} \mathbf{B} \mathbf{a}^{(e)} \quad (4.23)$$

Substituindo-se a Eq.4.20 e a Eq.4.21 na Eq.4.19 e fazendo-se \mathbf{W} igual a \mathbf{N} , segundo o método de Galerkin, obtém-se um sistema matricial de equações que pode ser escrito na forma:

$$\mathbf{M} \frac{\partial \mathbf{a}}{\partial t} + \mathbf{K} \mathbf{a} = \mathbf{f} \quad (4.24)$$

onde: \mathbf{M} - matriz de massa;

\mathbf{K} - matriz de rigidez térmica;

\mathbf{f} - vetor de fluxos nodais equivalentes;

\mathbf{a} - vetor de incógnitas contendo a temperatura em todos os nós da malha.

Para cada elemento essas matrizes podem ser obtidas pelas seguintes expressões:

$$\mathbf{M}^{(e)} = \int_{\Omega^{(e)}} \rho c \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega \quad (4.25)$$

$$\mathbf{K}^{(e)} = \int_{\Omega^{(e)}} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} d\Omega + \alpha \oint_{\Gamma_\alpha^{(e)}} \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Gamma_\alpha \quad (4.26)$$

$$\mathbf{f}^{(e)} = \int_{\Omega^{(e)}} \mathbf{N}^T \rho_r d\Omega - \oint_{\Gamma_q^{(e)}} \mathbf{N}^T \bar{q} d\Gamma_q + \alpha \oint_{\Gamma_\alpha^{(e)}} \mathbf{N}^T \theta_f d\Gamma_\alpha \quad (4.27)$$

4.4 - Problemas estacionários

Para problemas estacionários, a temperatura não varia com o tempo, assim o termo $\partial \mathbf{a} / \partial t = 0$ e o sistema de equações se reduz a:

$$\mathbf{K}\mathbf{a} = \mathbf{f} \quad (4.28)$$

Obtidas as temperaturas nodais \mathbf{a} , os fluxos de calor em cada ponto de integração de Gauss são calculados através da Eq.4.23.

4.5 - Problemas transientes

A Eq.4.24 é resultante apenas da discretização do espaço, representando um sistema de equações diferenciais ordinárias de primeira ordem. Na solução desse sistema de equações empregam-se métodos numéricos que requerem a discretização no domínio do tempo.

A discretização do tempo que será utilizada corresponde a uma aplicação do método das diferenças finitas, baseado nas hipóteses:

- a Eq.4.24 é satisfeita apenas em pontos discretos $t_{n+\beta}$ de cada intervalo de tempo Δt em que se discretizou o domínio tempo (FIG.4.1);
- as temperaturas variam linearmente ao longo do intervalo de tempo Δt , desde o instante t_n até $t_{n+1} = t_n + \Delta t$.

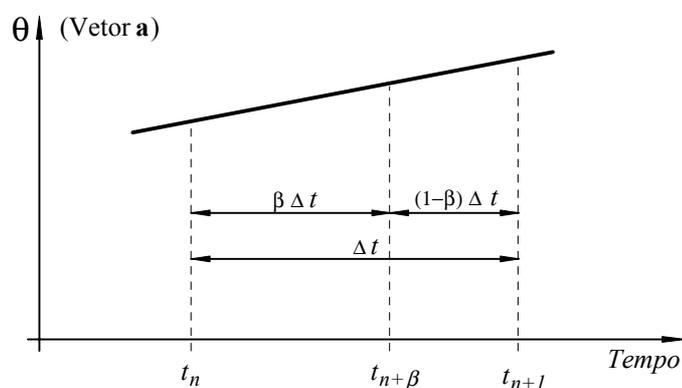


FIGURA 4.1 – Variação da temperatura no intervalo de tempo Δt

As temperaturas $\mathbf{a}_{n+\beta}$ no instante $t_{n+\beta} = t_n + \beta \Delta t$ podem ser dadas então por:

$$\mathbf{a}_{n+\beta} = \mathbf{a}_n + \beta \Delta t (\mathbf{a}_{n+1} - \mathbf{a}_n) / \Delta t \quad \text{com} \begin{cases} \beta \in (0,1) \\ n \in (0, 1, \dots, N-1) \end{cases} \quad (4.29)$$

sendo N o número total de intervalos de tempo e β é um parâmetro que define dentro de cada intervalo de tempo o instante em que a Eq.4.24 é satisfeita.

Pela segunda hipótese, a derivada da temperatura em relação ao tempo é constante dentro de cada intervalo e dada por:

$$\frac{\partial \mathbf{a}_{n+\beta}}{\partial t} = \frac{\mathbf{a}_{n+1} - \mathbf{a}_n}{\Delta t} \quad (4.30)$$

Substituindo-se a Eq.4.29 e a Eq.4.30 na Eq.4.24 chega-se à seguinte fórmula de recorrência:

$$\left(\frac{\mathbf{M}_{n+\beta}}{\beta \Delta t} + \mathbf{K}_{n+\beta} \right) \mathbf{a}_{n+\beta} = \mathbf{f}_{n+\beta} + \frac{\mathbf{M}_{n+\beta}}{\beta \Delta t} \mathbf{a}_n \quad (4.31)$$

As matrizes $\mathbf{M}_{n+\beta}$, $\mathbf{K}_{n+\beta}$ e $\mathbf{f}_{n+\beta}$ são avaliadas no instante $t_{n+\beta}$. Reescrevendo-se a fórmula de recorrência de outra forma, obtém-se:

$$\hat{\mathbf{K}}_{n+\beta} \mathbf{a}_{n+\beta} = \hat{\mathbf{f}}_{n+\beta} \quad (4.32)$$

onde:

$$\hat{\mathbf{K}}_{n+\beta} = \frac{\mathbf{M}_{n+\beta}}{\beta \Delta t} + \mathbf{K}_{n+\beta} \quad (4.32.a)$$

$$\hat{\mathbf{f}}_{n+\beta} = \mathbf{f}_{n+\beta} + \frac{\mathbf{M}_{n+\beta}}{\beta \Delta t} \mathbf{a}_n \quad (4.32.b)$$

Resolvido o sistema de equações (Eq.4.32) para $\mathbf{a}_{n+\beta}$, as temperaturas no final do intervalo de tempo t_{n+1} são dadas por:

$$\mathbf{a}_{n+1} = \frac{1}{\beta} \mathbf{a}_{n+\beta} + \left(1 - \frac{1}{\beta} \right) \mathbf{a}_n \quad (4.33)$$

sendo essas as temperaturas iniciais \mathbf{a}_n quando se avança para o intervalo de tempo seguinte.

Em função do valor do operador β na Eq.4.31 obtém-se vários esquemas de integração no tempo:

- a) esquema explícito de Euler: $\beta = 0$
- b) esquema implícito de Crank-Nicolson: $\beta = 1/2$
- c) esquema implícito de Galerkin: $\beta = 2/3$
- d) esquema implícito de Euler-Backward: $\beta = 1$

O algoritmo mostrado acima tem os mesmos critérios de estabilidade tanto para problemas lineares quanto para problemas não-lineares. Segundo HOGGE (1981), para $\beta < 1/2$ os esquemas de integração são *condicionalmente estáveis* enquanto que para $1/2 \leq \beta \leq 1$ são designados de *incondicionalmente estáveis*, mesmo que tal convergência processe com oscilações.

À medida que β se aproxima da unidade, as oscilações na resolução do problema diminuem e para o esquema de Euler-Backward, não há oscilações, sendo, de modo geral, a solução obtida com esse esquema subestimada. VILA REAL (1988) sugere como solução de compromisso a utilização do esquema de Galerkin, mostrando em seu trabalho que tal esquema faz com que a solução numérica aproxime-se rapidamente da solução exata.

Vila Real apresenta vários processos iterativos de resolução do sistema dado na Eq.4.32, sendo o mais simples o denominado *método iterativo simples* descrito a seguir.

4.5.1 - Método iterativo simples

Neste método a solução obtida no passo anterior é utilizada para obter a solução atual. O processo de solução para problemas lineares e não-lineares é dado pela seqüência:

Cálculos iniciais

- 1) Tomar $n = 0, i = 0$ e $t_n = 0$
- 2) Fixar as condições iniciais $\mathbf{a}_{n+\beta} = \mathbf{a}_n = \mathbf{a}_0$ (temperaturas iniciais).

Para cada intervalo de tempo

- 3) Calcular as matrizes $\mathbf{M}_{n+\beta}$ e $\mathbf{K}_{n+\beta}$ de acordo com a Eq.4.25 e a Eq.4.26, respectivamente, se $i = 0$ ou se as propriedades (ρ, c ou α) variarem com $\mathbf{a}_{n+\beta}^i$. Caso contrário ir para o item 5.

$$\mathbf{M}_{n+\beta} = \mathbf{M}_n = \sum_{j=1}^E \int_{\Omega^{(e)}} \rho c \mathbf{N}^T \mathbf{N} \partial \Omega^{(e)}$$

$$\mathbf{K}_{n+\beta} = \mathbf{K}_n = \sum_{j=1}^E \int_{\Omega^{(e)}} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} \partial \Omega + \sum_{k=1}^{E \Gamma_\alpha} \alpha \int_{\Gamma_\alpha^{(e)}} \mathbf{N}^T \mathbf{N} \partial \Gamma_\alpha^{(e)}$$

- 4) Calcular a matriz: $\hat{\mathbf{K}}_{n+\beta} = \frac{\mathbf{M}_{n+\beta}}{\beta \Delta t} + \mathbf{K}_{n+\beta}$

- 5) Calcular o vetor $\mathbf{f}_{n+\beta}$ de acordo com a Eq.4.27 quando $i = 0$, quando as condições de contorno mudarem durante o intervalo de tempo $n = n + 1$ e durante as iterações $i = i + 1$ (mudança no valor de \bar{q} , de α ou de θ_f). Caso contrário, ir para o passo 7.

$$\mathbf{f}_{n+\beta} = \sum_{j=1}^E \int_{\Omega^{(e)}} \mathbf{N}^T \rho_r \partial \Omega^{(e)} - \sum_{j=1}^{E \Gamma_q} \int_{\Gamma_q^{(e)}} \mathbf{N}^T \bar{q} \partial \Gamma_q^{(e)} + \sum_{j=1}^{E \Gamma_\alpha} \int_{\Gamma_\alpha^{(e)}} \mathbf{N}^T \alpha \theta_f \partial \Gamma_\alpha^{(e)}$$

- 6) Calcular a matriz: $\hat{\mathbf{f}}_{n+\beta} = \mathbf{f}_{n+\beta} + \frac{\mathbf{M}_{n+\beta}}{\beta \Delta t} \mathbf{a}_n$

- 7) Resolver o sistema de equações: $\mathbf{a}_{n+\beta}^{i+1} = \hat{\mathbf{K}}_{n+\beta}^{-1} \hat{\mathbf{f}}_{n+\beta}$

- 8) Verificação da convergência:

A verificação da convergência dos resultados é feita por análise da diferença entre os resultados da iteração $i+1$ e os resultados da iteração i . Essa análise pode ser feita de várias formas. A seguir são mostrados dois métodos:

- **pela norma euclidiana:** o critério de convergência é satisfeito quando a norma da diferença entre os resultados da iteração $i+1$ e os resultados da iteração i são menores que uma porcentagem ξ da norma dos resultados da iteração i , denominada “tolerância”.

$$\frac{\|\mathbf{a}_{n+\beta}^{i+1} - \mathbf{a}_{n+\beta}^i\|}{\|\mathbf{a}_{n+\beta}^i\|} \leq \xi$$

- **pelo erro máximo:** o critério de convergência é satisfeito quando a maior diferença, em módulo, entre os resultados da iteração $i+1$ e os resultados da iteração i é menor que uma tolerância ξ (em °C) pré-fixada.

$$\text{Max}|\mathbf{a}_{n+\beta}^{i+1} - \mathbf{a}_{n+\beta}^i| \leq \xi$$

9) Caso a convergência não seja atendida, fazer $i = i + 1$, e voltar ao passo 3. Caso contrário, ir para o passo 10.

10) Tomar $\mathbf{a}_{n+\beta} = \mathbf{a}_{n+\beta}^{i+1}$.

11) Avaliar a temperatura no instante t_{n+1} de acordo com a Eq.4.33.

$$\mathbf{a}_{n+1} = \frac{1}{\beta} \mathbf{a}_{n+\beta} + \left(1 - \frac{1}{\beta}\right) \mathbf{a}_n$$

12) Se $n = N - 1$, onde N é o número total de intervalos de tempo, então ir para o passo 13, caso contrário tomar $t_{n+1} = t_n + \Delta t$, $n = n + 1$, $i = 0$ e voltar ao passo 3.

13) Fim da análise não-linear.

4.5.2 - Critérios de convergência

Como já foi visto anteriormente, para $\frac{1}{2} \leq \beta \leq 1$ o sistema de equações é incondicionalmente estável, mesmo que a convergência se processe com oscilações. Porém, dependendo da geometria do problema, da discretização da malha de elementos finitos e do intervalo de tempo adotado, essas oscilações podem provocar a convergência para soluções numéricas que fogem à realidade (temperaturas infinitas).

HUANG, H. C. e USMANI, A. S (1994) recomendam, para garantir a convergência fisicamente correta das soluções, que se utilize no esquema de integração um intervalo de tempo da ordem de:

$$\Delta t < \frac{\rho c}{\lambda} h^2 \quad (4.34)$$

onde: Δt - intervalo de tempo, em segundos;

ρ - massa específica do material, em kg/m³;

c - calor específico do material, em J/kg °C;

λ - condutividade térmica do material, em W/m °C;

h - dimensão característica dos elementos (distância entre dois nós muito próximos), em metros.

Segundo as recomendações de FIGUEIREDO JÚNIOR (2002) e através do processamento de vários problemas, concluiu-se que bons resultados são obtidos com análise térmica via MEF, para os materiais normalmente utilizados em estruturas, quando a dimensão característica dos elementos é menor que 5,0 cm. Considerando-se esse valor de h na Eq.4.34, tem-se simplificada os máximos intervalos de tempo:

TABELA 4.1 – Intervalos de tempo máximo para os diversos materiais

Material	Δt_{max} para $h = 5,0$ cm
Aço	261 segundos
Concreto normal	3750 segundos
Concreto leve	5040 segundos
<i>Blaze Shield II</i>	9400 segundos
Concreto celular autoclavado	11538 segundos
Placa de vermiculita	4500 segundos

Ao discretizar um domínio em uma malha de elementos finitos, nem todos elementos terão a dimensão característica h , principalmente na interface entre materiais, contornos e superfícies curvas. Em tais casos o gerador de malhas faz um refinamento automático podendo levar essa dimensão característica h dada como “semente” para valores na faixa de $h/6$ a $h/7$, ou seja, da ordem de 0,7 cm. Para dirimir tais problemas, recomenda-se como solução de compromisso o uso de um intervalo de tempo de 5,0 segundos.

4.6 - Resolução do sistema de equações lineares

Tanto para problemas estacionários (Eq.4.28) como para problemas transitórios (Eq.4.32), sempre recai-se na resolução de um sistema de equações lineares do tipo:

$$\mathbf{K}\mathbf{a} = \mathbf{f} \quad (4.35)$$

onde \mathbf{K} é uma matriz simétrica, \mathbf{f} é um vetor (conhecidos), e \mathbf{a} é o vetor de incógnitas.

Para resolução dos sistemas de equações lineares podem ser utilizados:

- a) métodos diretos:** são aqueles que, a menos de erros de arredondamento, fornecem a solução exata do sistema linear, caso ela exista, após um número finito de operações aritméticas.
- b) métodos iterativos:** são aqueles que utilizam um algoritmo iterativo para converter um vetor $\mathbf{a}^{(k)}$ em outro, $\mathbf{a}^{(k+1)}$, que depende de $\mathbf{a}^{(k)}$, \mathbf{K} e \mathbf{f} , e, a princípio, consiste em uma melhor aproximação da solução do sistema de equações. O critério de parada é dado pela comparação da norma da diferença entre os valores da iteração $k+1$ e os valores da iteração k , com uma tolerância ε , em °C:

$$\left\| \mathbf{a}^{(k+1)} - \mathbf{a}^{(k)} \right\| \leq \varepsilon \quad (4.36)$$

4.6.1 - Comparação dos métodos utilizados

No desenvolvimento deste trabalho foram utilizados para resolução do sistema de equações lineares os seguintes métodos:

- Fatorização de Cholesky (método direto)
- Método de Gauss-Seidel (método iterativo)
- Método dos Gradientes Conjugados Pré-Condicionado (método iterativo)

O algoritmo da fatorização de Cholesky utilizado foi obtido de WEAVER, W. e JOHNSTON, P. R. (1984). Os algoritmos do Método de Gauss-Seidel e do Método dos Gradientes Conjugados Pré-Condicionados foram obtidos de CRISFIELD, M. A. (1986).

Com relação à convergência, a fatorização de Cholesky, por ser um método direto, é um processo finito e, teoricamente, obtém a solução de qualquer sistema não singular de equações. Os métodos iterativos, no entanto, podem apresentar problemas de convergência para alguns problemas térmicos, sobretudo quando se utilizam grandes intervalos de tempo.

Com relação ao número de operações, sendo n a ordem da matriz \mathbf{K} , a fatorização de Cholesky requer um total de operações aritméticas da ordem de n^3 enquanto que os métodos iterativos requerem $2n^2$ operações por iteração. Se o número de iterações dos métodos iterativos for menor que $n/2$, o esforço computacional requerido por tais métodos será menor. Por isso, para sistemas de grande porte, os métodos iterativos são mais recomendados.

Com relação aos erros de arredondamento, os métodos diretos apresentam sérios problemas com esses erros. Os métodos iterativos, como visto, são insensíveis aos erros de arredondamento, pois a convergência, uma vez assegurada, independe da aproximação inicial. Assim, apenas os erros cometidos na última iteração afetam a solução, pois os erros cometidos nas iterações anteriores não levarão à divergência do processo nem à convergência a outros valores que não a solução.

4.6.2 - Recomendações práticas

Através do processamento de vários modelos de estruturas em situação de incêndio e exemplos citados em literatura, observou-se que:

- o critério que se mostrou mais adequado para convergência do algoritmo não-linear mostrado em 4.5.1 foi o controle do erro máximo, pois o controle pela norma euclidiana é percentual, assim, quanto maior as temperaturas do domínio, maior será o erro cometido em °C. Além disso, para um problema em que as temperaturas no domínio tendem para 0°C, a norma euclidiana produz divisão por zero;

- o valor da tolerância ξ a ser utilizada como controle do erro máximo que possibilitou a maior velocidade de convergência, sem alterar muito as temperaturas para problemas de estruturas em situação de incêndio, é de $0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$;
- para que os métodos iterativos utilizados não promovam influências nos resultados maiores do que a tolerância ξ mencionada no item 4.5.1, deve-se utilizar para ϵ um valor de no máximo $1/25$ da tolerância ξ ;
- os tempos obtidos de processamento dos modelos, para os três métodos de resolução das equações lineares utilizados, sugerem um comportamento próximo ao mostrado na FIG.4.2. Assim, para se obter a maior velocidade de processamento, deve-se escolher o método de resolução das equações de acordo com o número de incógnitas do modelo.

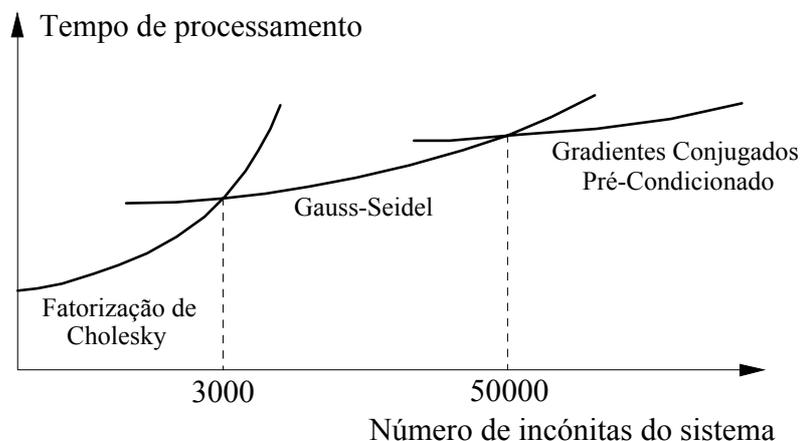


FIGURA 4.2 – Comparação da eficiência dos métodos de solução

5

IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL

5.1 - Generalidades

Neste capítulo será apresentado o programa desenvolvido neste trabalho para a determinação numérica da elevação da temperatura em elementos estruturais. O programa, denominado *Thersys* (*Sistema para simulação via MEF da distribuição 3D de temperatura em estruturas em situação de incêndio*), é baseado no Método dos Elementos Finitos, como apresentado no capítulo 4, e realiza análise térmica transiente e não-linear, para elementos bidimensionais e tridimensionais de geometria qualquer.

O *Thersys* foi desenvolvido na linguagem *Delphi 5*, tendo por base o programa elaborado por FIGUEIREDO Jr. (2002) na Universidade Federal de Minas Gerais, denominado *Caltemi*, e o programa desenvolvido por ZÁRATE e OÑATE (1993) no Centro Internacional de Métodos Numéricos em Engenharia (CIMNE) da Universidade Politécnica da Catalunha, na Espanha, denominado *Caltep*.

A linguagem *Delphi 5* foi escolhida por ser de alto nível (próxima à linguagem humana), por ter grandes facilidades para desenvolvimento da interface e por permitir a

programação orientada a objeto. Tal forma de programação permite total flexibilidade para manutenção do programa e para desenvolvimentos posteriores do código. Visando facilitar a entrada de dados e saída de resultados do programa, foi desenvolvido um *problem type*, em linguagem própria, para o *GID*, um pré e pós-processador gráfico elaborado pelo CIMNE (2000). A interação entre o *GID* e o *Thersys* é total. Não há necessidade do usuário interferir nos arquivos de dados como ocorre com o *Caltemi*.

5.2 - Características do programa *Thersys*

A seguir serão mostradas as características do programa *Thersys* no que se refere às curvas de incêndio, propriedades dos materiais, tipos de elementos utilizáveis, condições de contorno e métodos de solução do sistema de equações.

5.2.1 - Curvas de incêndio

O programa *Caltemi*, no qual se baseou o programa *Thersys*, utiliza apenas a curva de incêndio da NBR 14432 (2000). Para viabilizar a análise de qualquer problema térmico, o programa *Thersys* foi elaborado com a possibilidade de uso das seguintes curvas de incêndio:

- Incêndio definido pelo usuário;
- Incêndio-padrão (NBR 14432);
- Incêndio externo (ENV-2-2);
- Incêndio de hidrocarbonetos (ENV-2-2);
- *Odden test* (BFD);
- *Car test* (BFD);
- *Swedish test D2* (BFD);
- *EBS test D2* (BFD);
- *JFRO test R* (BFD);
- *JFRO test Q* (BFD);
- *EBS test 9* (BFD);
- *EBS test 16* (BFD);

- *CIB/W14 (a)* (BFD);
- *CIB/W14 (b)* (BFD);
- *CTICM test 35* (BFD);
- *CTICM test 63* (BFD);
- *Cardington test 2* (BFD);
- *Cardington test 5* (BFD);
- *Cardington test 6* (BFD);
- *Cardington test 7* (BFD).

Na opção “incêndio definido pelo usuário”, o programa permite que a curva de incêndio seja fornecida através de uma tabela de valores: tempo \times temperatura dos gases. Para valores intermediários aos fornecidos na tabela, o programa faz interpolação linear. Essa opção torna possível o uso de uma curva de incêndio que não esteja implementada no programa.

As curvas de incêndio correspondentes a resultados de ensaios são modeladas através das equações de Barnett (curvas BFD), mostradas em 2.2.1.3.

5.2.2 - Propriedades dos materiais

O *Caltemi* permite que as propriedades do aço e do concreto de densidade normal sejam variáveis com a temperatura. Para qualquer outro material, o *Caltemi* aceita apenas propriedades constantes com a temperatura.

Visando sanar tal limitação, o programa *Thersys* foi desenvolvido de modo a utilizar todas as propriedades variáveis com a temperatura para qualquer material. O programa pode trabalhar com os seguintes materiais:

- material definido pelo usuário;
- aço estrutural, segundo o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003);
- concreto de densidade normal, segundo o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003);

- concreto de baixa densidade, segundo o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003);
- *Blaze Shield II*, segundo SILVA (2001);
- concreto celular autoclavado, segundo catálogo do fabricante (SICAL);
- placas de vermiculita, segundo MARTINS (2000);
- ar atmosférico, segundo INCROPERA (1992).

Na opção “material definido pelo usuário”, o programa permite que as propriedades do material (massa específica, calor específico e condutividade térmica) sejam fornecidas através de tabelas: temperatura \times valor da propriedade. Para valores intermediários aos fornecidos na tabela, o programa faz interpolação linear. Com essa opção é possível a modelagem de qualquer material.

Os demais materiais permitidos pelo programa já possuem suas propriedades, conforme mostrado em 2.3, equacionadas internamente no programa.

5.2.3 - Elementos utilizáveis

O programa *Thersys* utiliza todos os elementos abrangidos pelo *Caltemi*, que são bidimensionais, e ainda utiliza outros elementos, para possibilitar a modelagem de estruturas tridimensionais. Os elementos disponíveis pelo *Thersys* são isoparamétricos.

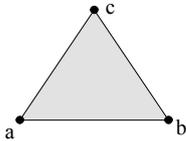
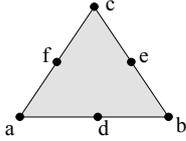
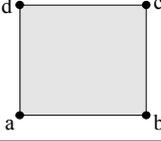
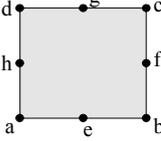
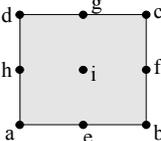
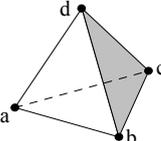
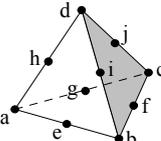
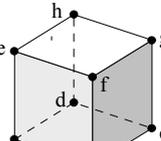
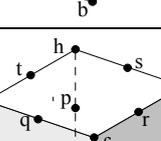
A TAB.5.1 ilustra os elementos utilizáveis pelo *Thersys*, bem como o número de pontos de Gauss possíveis no domínio e no contorno do elemento. Entre parênteses, é mostrado o número padrão de pontos de Gauss para cada elemento (valor adotado pelo programa quando se inicia um novo modelo).

5.2.4 - Condição inicial

O programa admite como condição inicial um único valor de temperatura prescrita em todo o domínio no início da análise (tempo $t = 0$).

Essa condição é dada pela Eq.3.14.

TABELA 5.1 – Elementos utilizáveis no programa *Thersys*

Denominação	Pontos de Gauss no domínio	Pontos de Gauss no contorno	Esquema
Elemento triangular lagrangiano de 3 nós	1, 3 ou 4 (3)	1, 2 ou 3 (1)	
Elemento triangular serendíptico de 6 nós	1, 3 ou 4 (3)	1, 2 ou 3 (2)	
Elemento quadrilateral lagrangiano de 4 nós	4 ou 9 (4)	2 ou 3 (2)	
Elemento quadrilateral serendíptico de 8 nós	4 ou 9 (9)	2 ou 3 (3)	
Elemento quadrilateral lagrangiano de 9 nós	4 ou 9 (9)	2 ou 3 (3)	
Elemento tetraédrico lagrangiano de 4 nós	1, 4 ou 5 (4)	1, 3 ou 4 (1)	
Elemento tetraédrico serendíptico de 10 nós	1, 4 ou 5 (4)	1, 3 ou 4 (3)	
Elemento hexaédrico lagrangiano de 8 nós	8 ou 27 (8)	4 ou 9 (4)	
Elemento hexaédrico serendíptico de 20 nós	8 ou 27 (27)	4 ou 9 (9)	

5.2.5 - Condições de contorno

O programa admite quatro formas distintas de condições de contorno:

- nós com temperatura prescrita, segundo a Eq.3.15;
- superfícies com fluxo de calor prescrito, segundo a Eq.3.16;
- superfícies com arrefecimento por convecção natural e radiação, segundo a Eq.3.32;
- superfícies com incêndio por convecção forçada e radiação, segundo a Eq.3.32.

O programa admite ainda que alguns materiais possam ter geração de calor interna, atuando no domínio do elemento, segundo a Eq.3.9.

Para a condição de arrefecimento por convecção natural e radiação, o *Caltemi* utiliza o coeficiente de convecção calculado iterativamente. Porém esse cálculo é feito apenas para a face superior de uma placa quente, dependendo do comprimento característico L da placa.

Visando ampliar e facilitar tal procedimento, no *Thersys* o usuário deve informar apenas a posição relativa da superfície (horizontal superior, vertical ou horizontal inferior) para que o programa use o coeficiente de transferência de calor por convecção adequado, conforme a TAB.3.2. O cálculo iterativo não é utilizado pelos motivos já expostos no item 3.2.2.

5.2.6 - Métodos de solução do sistema de equações lineares

O programa *Caltemi*, no qual se baseou o programa *Thersys*, resolve o sistema de equações lineares por eliminação Gaussiana direta. Porém, para problemas com mais de 1000 incógnitas, tal método se mostra extremamente lento.

No desenvolvimento do programa *Thersys*, procurou-se melhorar o desempenho do algoritmo de solução. Desta forma, o programa armazena as matrizes de rigidez em *skyline* e possibilita a solução do sistema de equações pelos métodos:

- Fatorização de Cholesky;
- Método de Gauss-Seidel;
- Método dos Gradientes Conjugados Pré-Condicionado.

Caso seja utilizado um dos métodos iterativos, deve-se informar qual o nível de precisão desejada. O método recomendado e o nível de precisão (tolerância) para cada tipo de problema constituem assuntos já tratados em 4.6.

5.3 - Organização geral do programa *Thersys*

5.3.1 - *Problem type* para o programa *GID*

O programa *Thersys* foi desenvolvido para trabalhar em conjunto com o pré e pós-processador gráfico *GID* (CIMNE, 2000). A interação entre esses dois programas ocorre através do *problem type* como ilustrado na FIG.5.1.

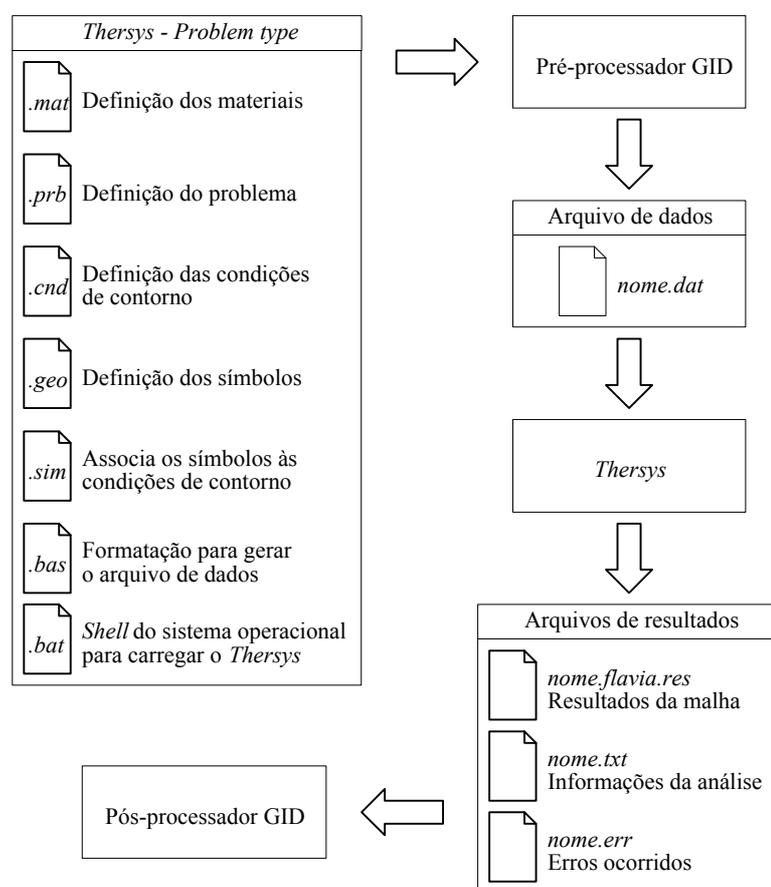


FIGURA 5.1 – Interação entre o *Thersys* e o *GID* através do *problem type*

O *problem type* é um conjunto de arquivos que o *GID* utiliza para personalizar a modelagem, definindo os dados do problema, os materiais, as condições de contorno, e demais parâmetros necessários para a modelagem. No *problem type* também são definidos alguns símbolos que são associados às condições de contorno, para facilitar a visualização do modelo.

Com o modelo bi ou tridimensional pronto, os materiais definidos e as condições de contorno aplicadas, efetua-se no *GID* a geração da malha de elementos finitos. Após essa operação, o *GID* pode gerar um arquivo de dados que será lido pelo *Thersys*. O formato desse arquivo de dados também é definido pelo *problem type*, estando parametrizado no arquivo “.bas”.

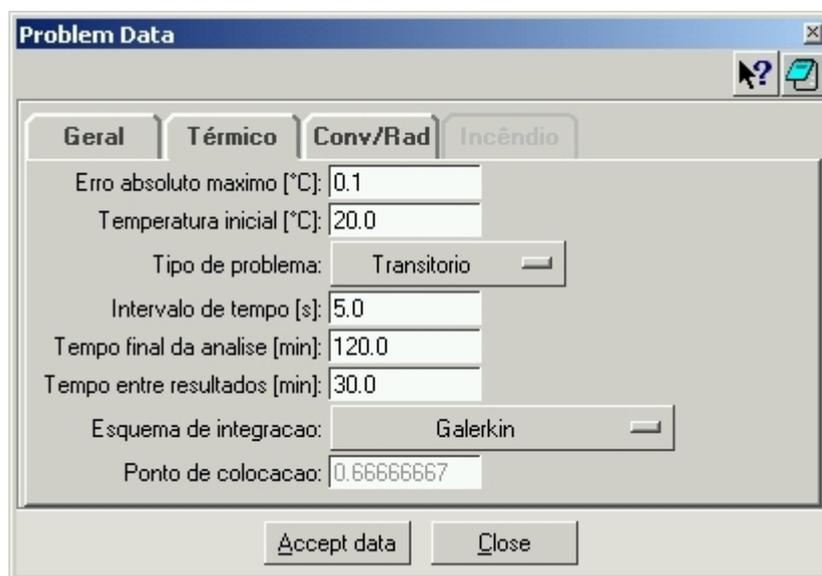
Através do comando *calculate*, o *GID* executa as rotinas prescritas no arquivo “.bat” que concluem por carregar o programa *Thersys*, orientando este a ler o arquivo de dados, efetuar a análise e gerar os arquivos de resultados. Ao término da análise, o *GID* automaticamente muda para o modo de pós-processamento e lê os resultados.

A FIG.5.2 mostra a tela de entrada dos dados gerais no *GID*. Nessa tela pode-se ajustar a identificação do problema e escolher o método de solução do sistema de equações e, caso o método seja iterativo, sua precisão (tolerância ϵ , segundo o item 4.6).



FIGURA 5.2 – Tela de entrada dos dados gerais no *GID*

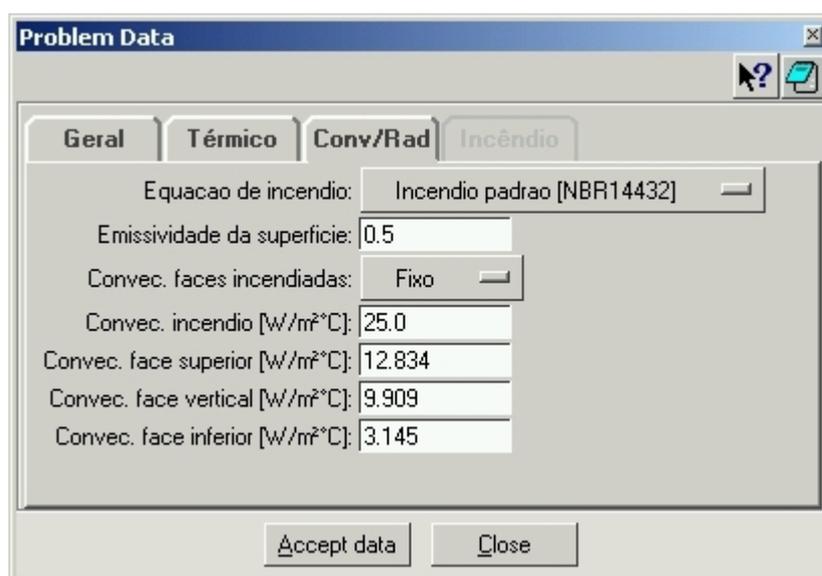
Na FIG.5.3 pode-se ver a tela de entrada dos parâmetros térmicos no *GID*, na qual é possível ajustar o erro absoluto máximo (tolerância ξ , segundo 4.5.1), a temperatura inicial, o tipo de problema, a discretização temporal e o esquema de integração.



Parâmetro	Valor
Erro absoluto máximo [°C]	0.1
Temperatura inicial [°C]	20.0
Tipo de problema	Transitorio
Intervalo de tempo [s]	5.0
Tempo final da análise [min]	120.0
Tempo entre resultados [min]	30.0
Esquema de integração	Galerkin
Ponto de colocação	0.66666667

FIGURA 5.3 – Tela de entrada dos parâmetros térmicos no *GID*

A FIG.5.4 mostra a tela de entrada dos coeficientes para as condições de contorno no *GID*. Nessa tela pode-se ajustar o tipo de incêndio (equação do incêndio), emissividade da superfície e os coeficientes de convecção para os diversos casos.



Parâmetro	Valor
Equação de incêndio	Incendio padrao [NBR14432]
Emissividade da superfície	0.5
Convec. faces incendiadas	Fixo
Convec. incendio [W/m²°C]	25.0
Convec. face superior [W/m²°C]	12.834
Convec. face vertical [W/m²°C]	9.909
Convec. face inferior [W/m²°C]	3.145

FIGURA 5.4 – Tela de entrada dos coeficientes para condições de contorno

Se no item “equação de incêndio” for escolhida a opção “definido pelo usuário”, a quarta paleta ficará disponível, como mostrado na FIG.5.5. Nessa tela, pode-se entrar com a curva de incêndio através da tabela: tempo × temperatura dos gases.

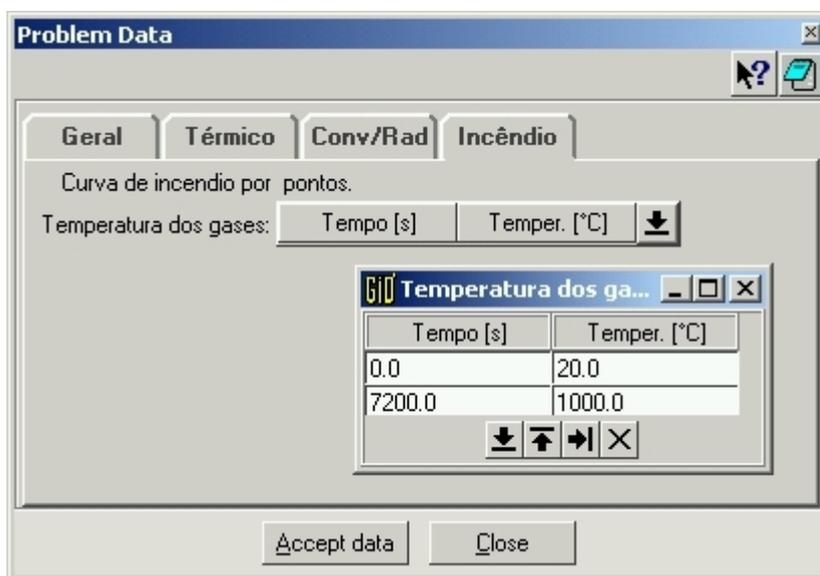


FIGURA 5.5 – Tela de entrada da curva de incêndio definida pelo usuário

Para definição dos materiais, a tela disponibilizada pelo *GID*, definida no *problem type*, está mostrada na FIG.5.6. Nessa tela é possível criar, apagar e modificar os materiais do modelo. Para cada material, pode-se definir a espessura (para problemas 2D), o tipo de material (equações na biblioteca) e se há geração interna de calor no mesmo.

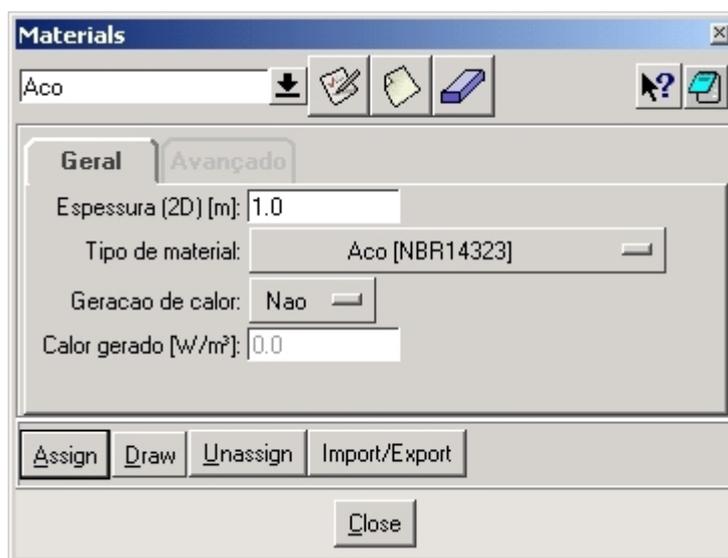


FIGURA 5.6 – Tela de definição dos materiais no *GID*

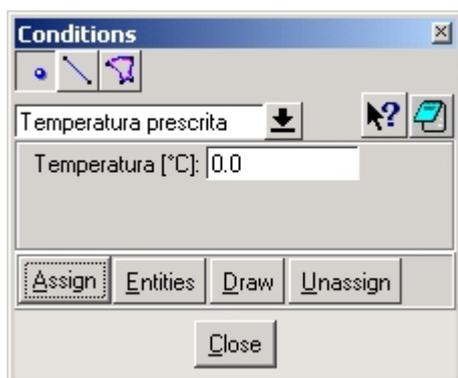
Se no item “tipo de material” for escolhida a opção “definido pelo usuário”, a segunda paleta ficará disponível, como mostrado na FIG.5.7. Nessa tela, pode-se entrar com as propriedades do material (massa específica, calor específico e condutividade térmica) através das tabelas: temperatura × valor da propriedade.



FIGURA 5.7 – Tela de definição das propriedades dos materiais no *GID*

Para definição das condições de contorno, foram elaboradas quatro telas no *problem type* para o *GID*. Essas telas são mostradas na FIG.5.8 e descritas abaixo:

- a) **temperatura prescrita:** é aplicável nos nós (2D e 3D), em linhas (2D e 3D) e em superfícies (apenas 3D). O parâmetro a ser configurado é o valor da temperatura a ser imposta, em °C.
- b) **arrefecimento:** é aplicável em linhas (2D) e em superfícies (3D). O parâmetro a ser configurado é a posição da superfície quente arrefecida (horizontal superior, vertical ou horizontal inferior).
- c) **fluxo de calor prescrito:** é aplicável em linhas (2D) e em superfícies (3D). O parâmetro a ser configurado é o valor do fluxo normal ao contorno, em W/m².
- d) **incêndio:** é aplicável em linhas (2D) e em superfícies (3D). Para esse tipo de condição de contorno, não há parâmetros a serem configurados.



a) temperatura prescrita



b) arrefecimento



c) fluxo de calor prescrito



d) incêndio

FIGURA 5.8 – Telas de definição das condições de contorno no *GID*

5.3.2 - Interface

O programa *Thersys* foi implementado de modo a trabalhar de duas formas: juntamente com o *GID*, através do *problem type*, e independente do mesmo, visando flexibilizar a entrada de dados.

Quando o programa *Thersys* é executado sob controle do *GID*, o mesmo lê diretamente o arquivo de dados, efetua a análise e grava os arquivos de resultados, independente de qualquer ação do usuário. A única tela que será vista pelo usuário é a tela de análise (FIG.5.17).

Porém, quando o *Thersys* é executado pelo usuário (sem ser pelo comando *calculate* do *GID*), o mesmo funciona como qualquer programa *for Windows*: com tela de abertura, tela principal, etc. A tela de abertura do *Thersys* é mostrada na FIG.5.9.



FIGURA 5.9 – Tela de abertura do programa *Thersys*

A FIG.5.10 mostra a tela principal do programa *Thersys*. Nessa tela o usuário pode, através dos botões da barra de ferramentas ou dos menus, criar, abrir e gravar arquivos de dados, editar todos os parâmetros de um problema, efetuar a análise, visualizar e gravar os resultados.

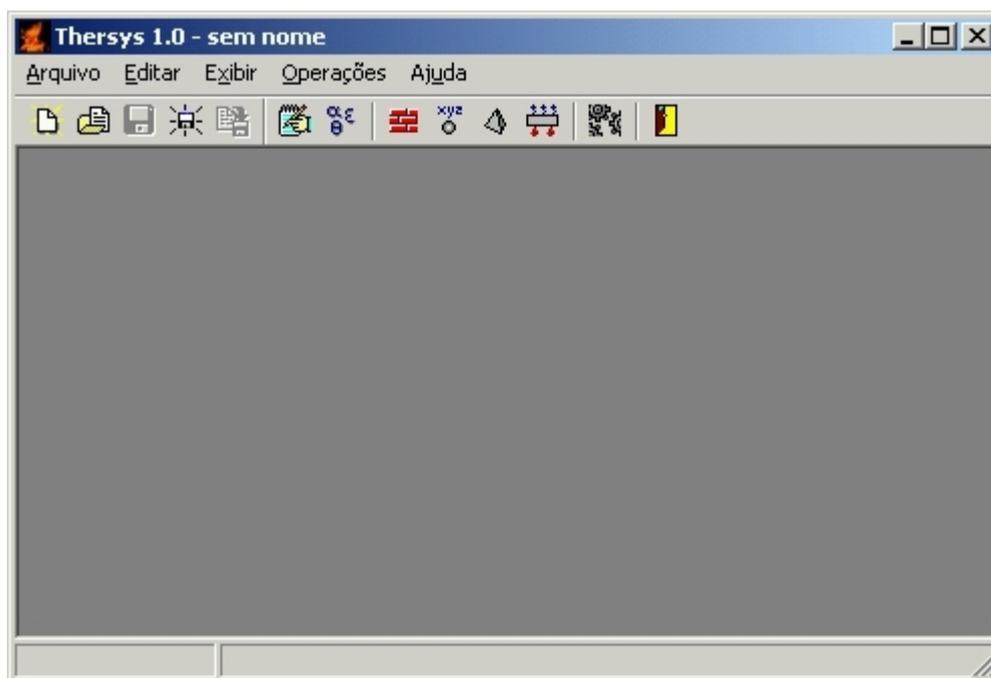


FIGURA 5.10 – Tela principal do programa *Thersys*

Na FIG.5.11 mostra-se a tela de entrada dos dados gerais de um problema. Nessa tela pode-se ajustar a identificação do problema e escolher o método de solução do sistema de equações e, caso o método seja iterativo, sua precisão (tolerância ϵ , segundo o item 4.6).

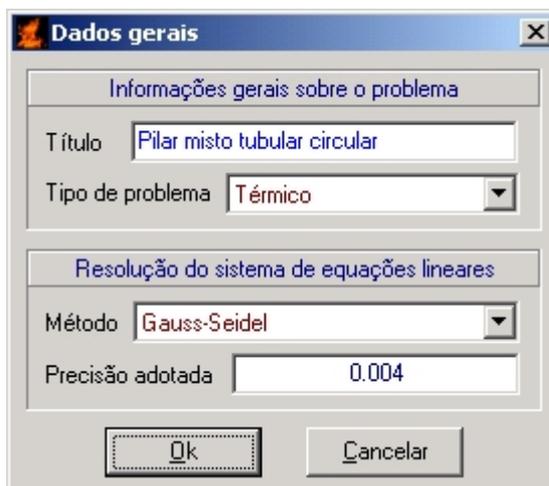


FIGURA 5.11 – Tela de entrada dos dados gerais

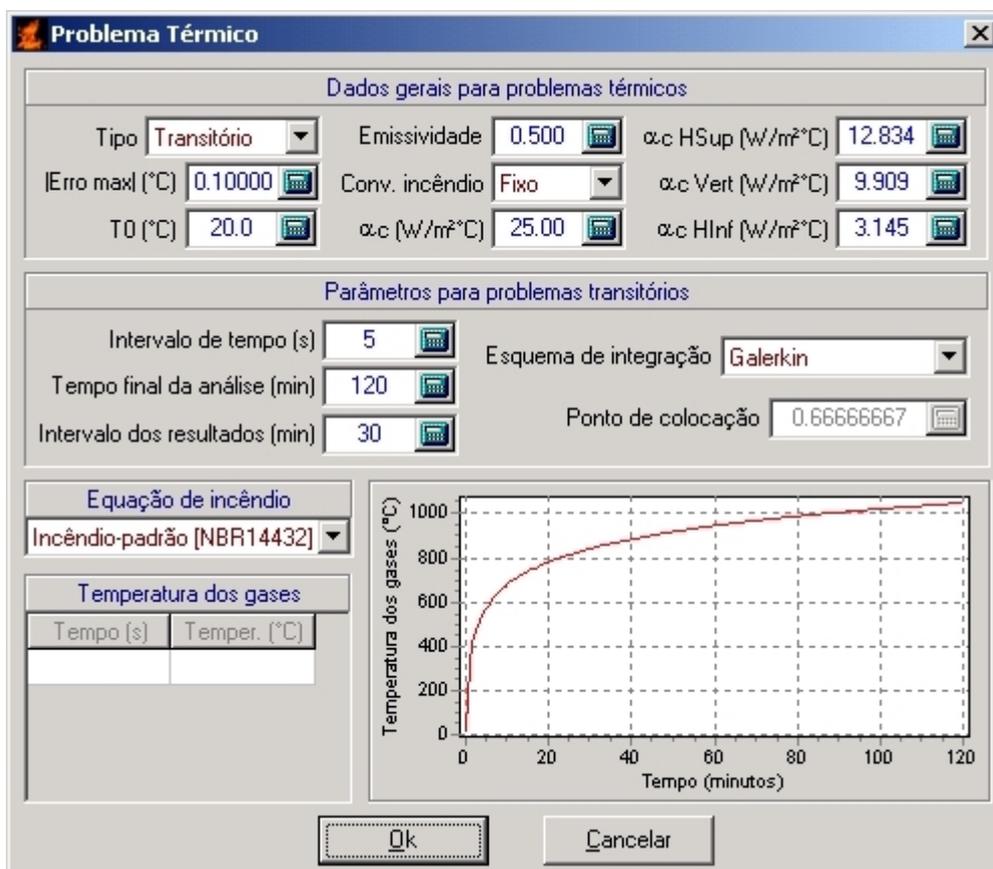


FIGURA 5.12 – Tela de entrada dos dados do problema térmico

A FIG.5.12 apresenta a tela de entrada dos dados do problema térmico. Nessa tela pode-se configurar o tipo de problema, o erro máximo ξ , a temperatura inicial, os coeficientes para convecção e radiação, a discretização temporal, o esquema de integração temporal e a equação de incêndio, sendo possível, inclusive, a seleção do “incêndio definido pelo usuário”, fornecido na tabela tempo \times temperatura. Essa tela tem a propriedade de ilustrar graficamente a evolução da temperatura dos gases ao longo do tempo.

Na tela de definição dos materiais, mostrada na FIG.5.13, é possível criar, modificar e apagar os materiais do problema. Para cada material, pode-se definir o nome, a espessura (para análise 2D), o tipo do material (que está relacionado com as equações pré-definidas na biblioteca de propriedades) e se há geração interna de calor no material.

Na tela de definição dos materiais pode-se também entrar com as propriedades (massa específica, calor específico e condutividade) para um material “definido pelo usuário” através das tabelas de temperatura \times valor da propriedade. Essa tela também tem a propriedade de ilustrar graficamente o valor das propriedades com a temperatura.

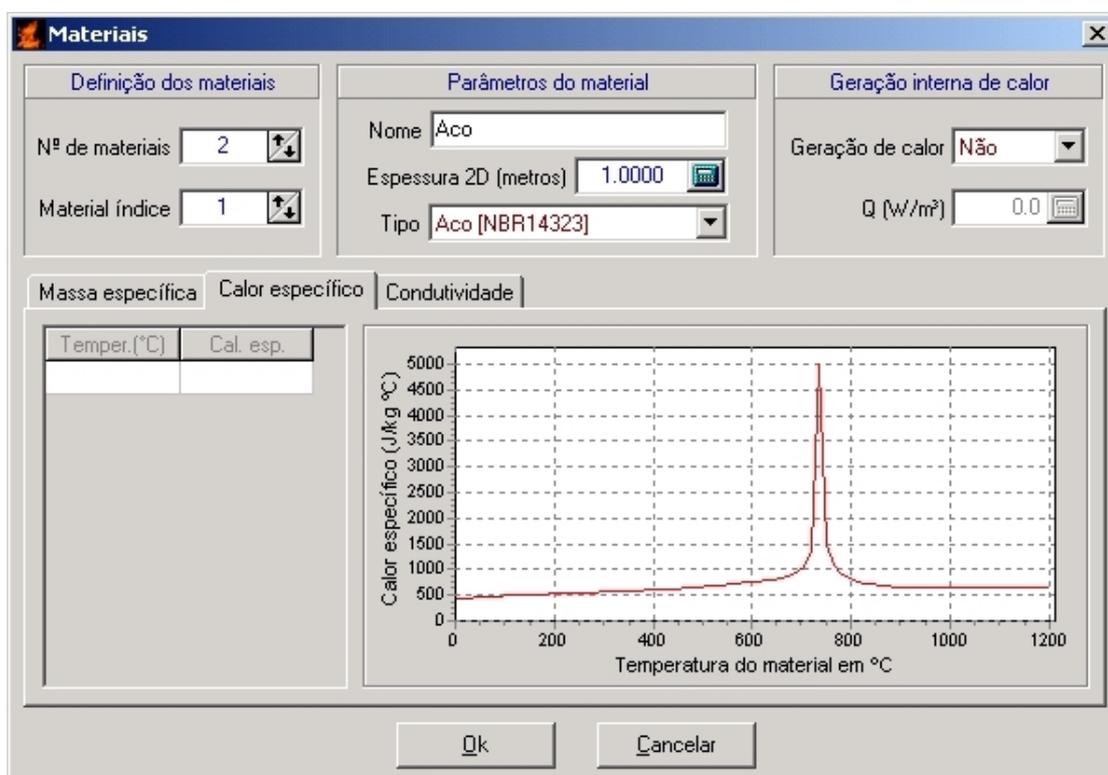


FIGURA 5.13 – Tela de definição dos materiais e suas propriedades

A FIG.5.14 mostra a tela de entrada das coordenadas nodais da malha de elementos finitos. A FIG.5.15 apresenta a tela de entrada do tipo de elemento utilizado e da conectividade dos elementos. Nessa tela, também é possível selecionar o número de pontos de Gauss a serem utilizados para integração no domínio e no contorno do elemento.

Na FIG.5.16 pode-se observar a tela de entrada das condições de contorno. Nessa tela pode-se ajustar quais nós estão submetidos a uma temperatura prescrita e quais elementos (e respectivas faces) estão submetidos a fluxo de calor prescrita, arrefecimento ou incêndio. Para a condição de arrefecimento, a coluna “posição” tem valor: (1) para placa quente horizontal com a superfície quente para cima, (2) para placa quente na vertical e (3) para placa quente horizontal com a superfície quente para baixo.

A FIG.5.17 apresenta a tela de monitoramento da análise. Nessa tela pode-se observar as informações sobre o tempo de análise, atividades em andamento e outras informações. Pode-se interromper a análise a qualquer instante através do botão “Parar”.



	x (m)	y (m)	z (m)
1	0	0	-0.5
2	0.01819047	0.00720144	-0.5
3	0.01819047	-0.00720144	-0.5
4	0	0	-0.47928571
5	0.02478736	0.00981309	-0.48384021
6	0.02482909	-0.00982961	-0.48371017
7	0.01589429	-0.0062924	-0.46877913
8	0.01680123	0.00665145	-0.46836033
9	0.02804631	-0.00383048	-0.47570982
10	0.03638094	0.01440288	-0.5
11	0.03638094	-0.01440288	-0.5
12	0	0	-0.45857143
13	0.04368452	-0.00029928	-0.48804354
14	0.04304869	-0.01704258	-0.48577108
15	0.04304869	0.01704258	-0.48577108

FIGURA 5.14 – Tela de entrada das coordenadas nodais da malha

Tipo e incidência dos elementos

Elemento finito utilizado: Tetraedro de 4 nós

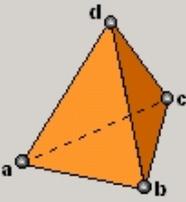
Número de pontos de Gauss: Volume 4 Face 3

Número de elementos na malha: 136594

Dados do elemento utilizado:

- Nº de dimensões: 3
- Nº de nodos: 4
- Interpolação: linear
- Nº ótimo de pontos de Gauss: Volume: 4 Face: 3
- Nº mínimo de pontos de Gauss: Volume: 1 Face: 1

Esquema do elemento:



Nº	Mat.nº	Nó "a"	Nó "b"	Nó "c"	Nó "d"
1	1	2750	2759	2764	2649
2	1	2244	2234	2222	2361
3	1	2203	2194	2206	2300
4	1	2805	2818	2788	2693
5	1	2749	2758	2667	2774
6	1	2202	2193	2268	2216
7	1	2667	2758	2672	2774
8	1	2804	2780	2774	2650
9	1	2218	2233	2216	2337
10	1	2202	2218	2216	2303
11	1	2780	2758	2774	2672

Ok Cancelar

FIGURA 5.15 – Tela de entrada do tipo de elemento e da conectividade da malha

Condições de Contorno

Nós com temperatura prescrita: 0

Nº	Nó	Temperatura (°C)
		0.000

Faces com fluxo de calor prescrito: 0

Nº	Elemento	Face	Fluxo (W/m²)
			0.000

Faces submetidas a arrefecimento: 7558

Nº	Elemento	Face	Posição
1	112819	123	1
2	112257	123	1
3	112464	421	1
4	112532	123	1
5	112385	123	1
6	112263	123	1

Faces submetidas a incêndio: 9652

Nº	Elemento	Face
1	86042	123
2	86099	421
3	86055	123
4	86092	123
5	86061	123
6	86059	123

Ok Cancelar

FIGURA 5.16 – Tela de entrada das condições de contorno

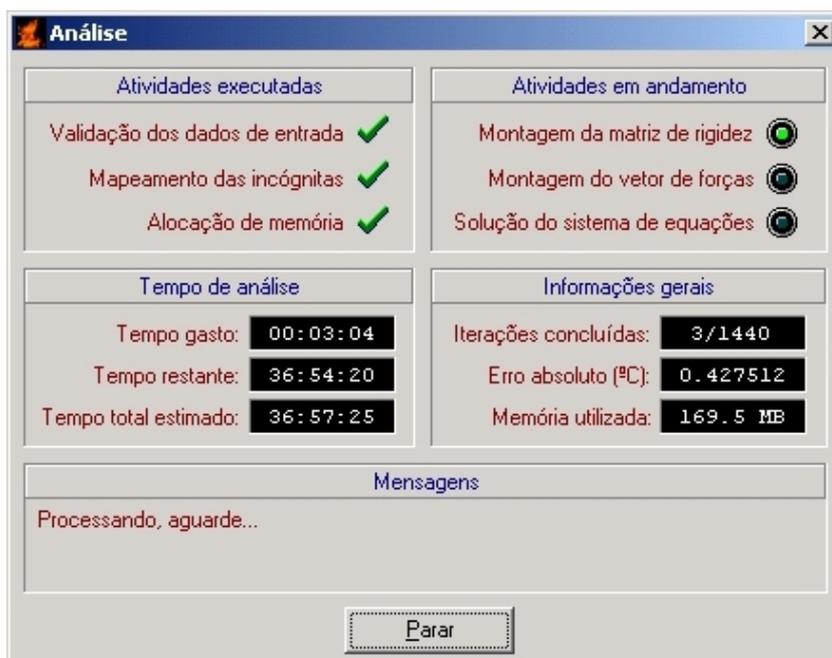


FIGURA 5.17 – Tela de monitoramento da análise

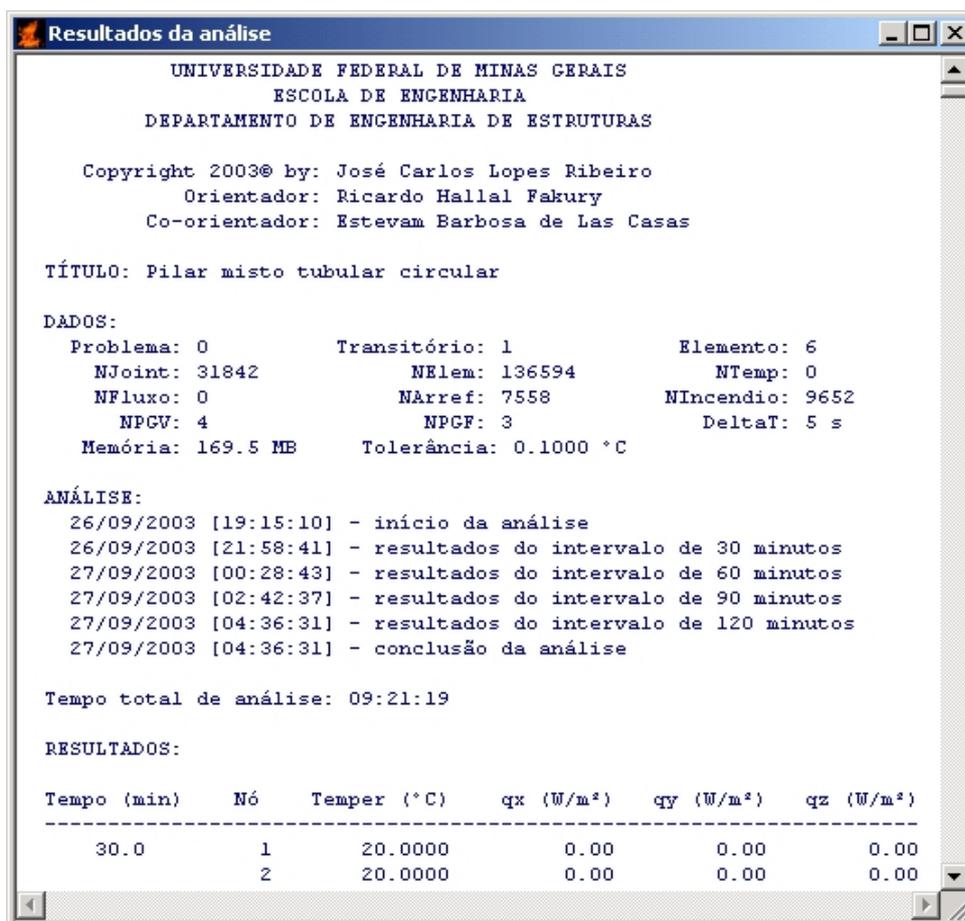


FIGURA 5.18 – Tela de resultados da análise

Após conclusão da análise, o programa mostra a tela ilustrada na FIG.5.18. Essa tela contém todas as informações sobre a análise efetuada, incluindo o tempo de processamento. Na seção “resultados”, têm-se a temperatura e o fluxo de calor em todos os nós da malha para os intervalos de tempo especificados. O usuário pode gravar os resultados através do comando “gravar resultados” no menu “arquivo” ou pela barra de ferramentas.

5.3.3 - Estrutura do programa

O programa *Thersys* foi elaborado na linguagem *Delphi 5* utilizando-se o conceito “orientado a objeto” para facilitar futuras manutenções e acréscimos no código. No entanto, esse conceito foi plenamente aplicado apenas nas classes *TFEShape* e *TSkyMatrix*, sendo que as demais classes do programa ainda foram elaboradas de forma mais compacta, contendo todas as propriedades e métodos na classe principal. A estrutura do programa em classes pode ser vista na FIG.5.19.

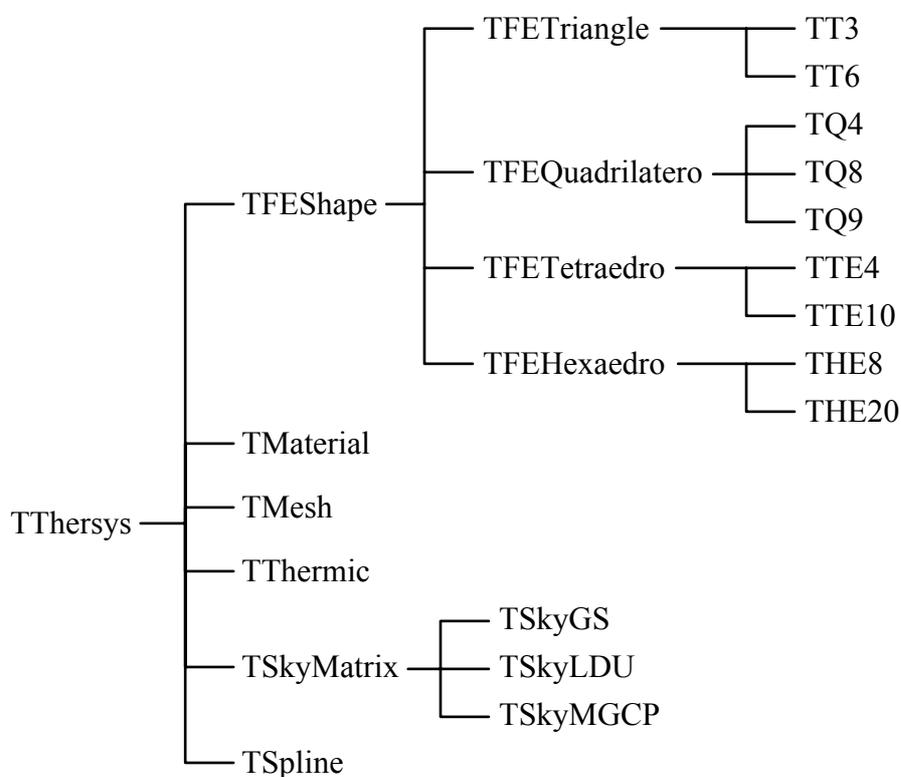


FIGURA 5.19 – Estrutura do programa *Thersys* em classes

A classe *TFEShape* é responsável pela manutenção das classes que trabalham com os elementos: *TFETriangle*, *TFEQuadrilatero*, *TFETetraedro* e *TFEHexaedro*. Essas classes contêm as tabelas de pontos de Gauss, cálculo do Jacobiano e das derivadas cartesianas para cada tipo de elemento. As classes derivadas: TT3, TT6, TQ4..., etc. contêm as funções de forma e as derivadas locais do elemento finito isoparamétrico em questão.

A classe *TMaterial* gerencia a lista de materiais e suas respectivas propriedades: massa específica, calor específico e condutividade térmica. A classe *TMesh* gerencia os nós e a tabela de conectividade da malha de elementos finitos. É também responsável pela aplicação das condições de contorno do problema.

A classe *TThermic* é a principal classe do programa *Thersys*, uma vez que gerencia todos os dados e coeficientes relativos ao problema térmico, faz o cálculo de todas as matrizes térmicas e vetores de fluxos nodais e faz a montagem do sistema de equações. A resolução do sistema de equações é de responsabilidade da classe *TSkyMatrix*. Essa classe gerencia a matriz de rigidez do modelo na forma *skyline* e disponibiliza a chamada para o algoritmo de solução presente em uma das classes derivadas: *TSkyGS* (Método de Gauss-Seidel), *TSkyLDU* (fatorização de Cholesky) e *TSkyMGCP* (Método dos Gradientes Conjugados Pré-Condicionado).

A última classe do programa, *TSpline*, atua como uma classe secundária, sendo utilizada pela classe *TThermic*, para gerenciar a curva de incêndio definida pelo usuário, e pela classe *TMaterial*, para gerenciar as propriedades de um material definido pelo usuário. Essa classe utiliza o algoritmo de *splines* de primeiro grau.

Para solução de problemas transientes, o *Thersys* utiliza o método iterativo simples, mostrado em 4.5.1. Esse método foi implementado dentro da classe *TThermic* e o algoritmo em blocos desse método pode ser visto na FIG.5.20. Para problemas estacionários, a resolução é direta, utilizando-se o algoritmo mostrado na FIG.5.21. Os fluxos de calor são calculados inicialmente nos pontos de Gauss e, posteriormente, extrapolados para os nós, onde é feita a suavização dos resultados.

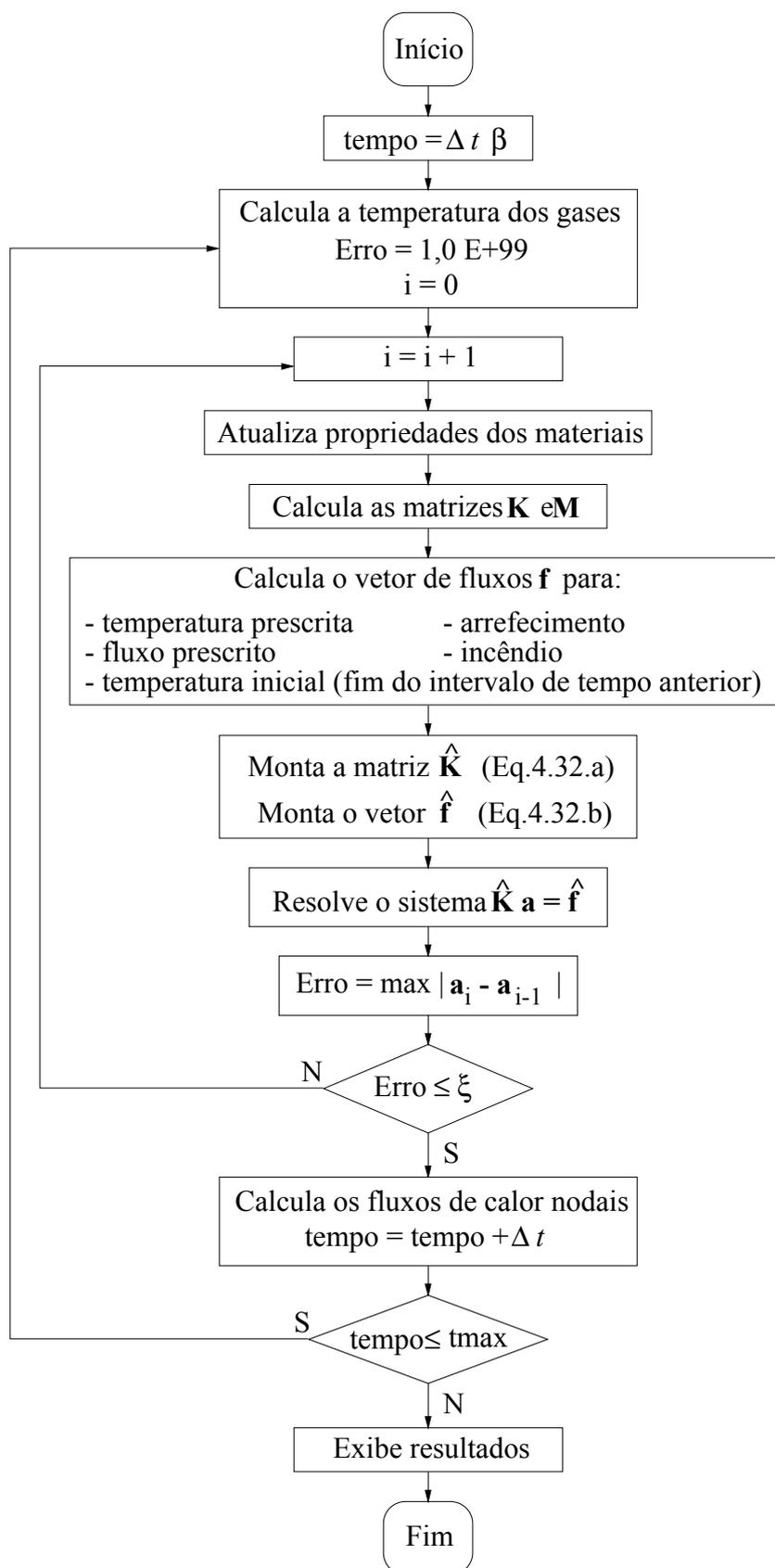


FIGURA 5.20 – Algoritmo para problemas transientes (método iterativo simples)

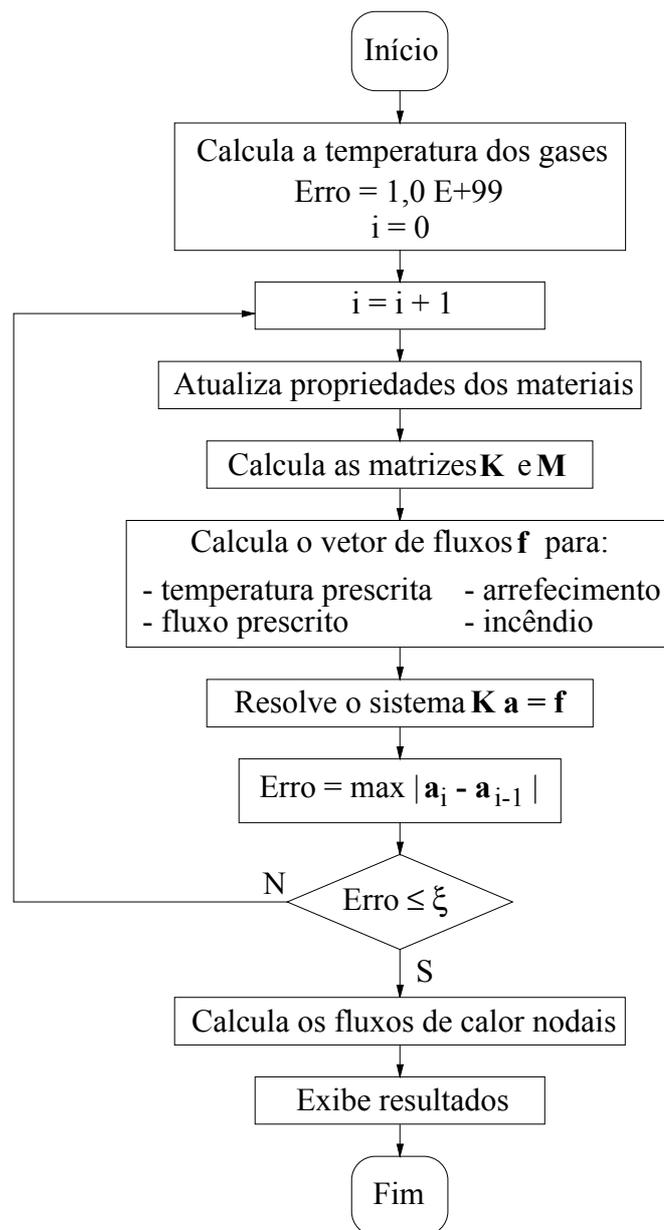


FIGURA 5.21 – Algoritmo para problemas estacionários

6

ESTUDOS DE CASO

6.1 - Generalidades

Este capítulo apresenta os modelos analisados neste trabalho, envolvendo várias geometrias, materiais e condições de contorno. Os resultados obtidos pela análise numérica através do programa *Thersys* são comparados com aqueles obtidos pelos procedimentos prescritos pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) e pela normalização europeia, bem como resultados disponíveis na literatura. De modo geral, foram feitas as seguintes considerações em todos os modelos:

- utilizou-se a curva de incêndio-padrão dada pela NBR 14432 (2000), sendo analisados os resultados de temperatura para os tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos de incêndio;
- com relação às malhas de elementos finitos dos modelos, utilizou-se como “semente” para o algoritmo de geração de malhas do *GID* o valor de 1,0 cm para elementos de aço e 4,0 cm para elementos de concreto. Esses valores correspondem à dimensão máxima do maior lado de um elemento, sendo obtidos

por meio do refinamento gradual das malhas utilizadas. O número de elementos utilizado, que será apresentado a seguir para cada estudo de caso analisado, corresponde ao nível de refinamento que forneceu variações na distribuição de temperatura menores que 5 °C;

- na discretização dos modelos em elementos finitos, foram utilizados elementos quadriláteros de 4 nós com integração de ordem 2×2 para problemas bidimensionais e elementos tetraédricos de 4 nós com integração de ordem 4 para problemas tridimensionais;
- os materiais utilizados têm suas propriedades determinadas segundo o item 2.3;
- utilizou-se o esquema de Galerkin ($\beta = 2/3$) para integração temporal, conforme o item 4.5, com uma tolerância ξ de 0,1 °C, segundo o item 4.6.2, e com um incremento de tempo Δt de 5 segundos, conforme o item 4.5.2;
- nas faces com convecção forçada (incêndio) utilizou-se $\varepsilon_{res} = 0,5$ e o coeficiente de troca de calor por convecção α_c igual a 25,0 W/m²°C. Nas faces com convecção natural (arrefecimento) utilizou-se $\varepsilon_{res} = 0,5$ e o coeficiente α_c determinado conforme a TAB.3.2;
- o método numérico utilizado para solução do sistema de equações foi escolhido conforme as prescrições do item 4.6.2, utilizando-se para os métodos iterativos uma tolerância ε de 0,004 °C (1/25 da tolerância ξ);
- o computador utilizado no processamento é um ATHLON 1.7 GHz, com 1.0 GBytes de memória RAM e com *hard-disk* de 20 GBytes (7200 RPM);
- nas tabelas desse capítulo, o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) será representado apenas por “NBR 14323”. Nas figuras, todas cotas são dadas em milímetros e será adotada a convenção de símbolos mostrada na TAB.6.1.

TABELA 6.1 – Convenção adotada nas figuras dos modelos

Símbolo	Definição
	face exposta ao incêndio
	face com arrefecimento
TP	tempo de processamento

Inicialmente serão estudados três modelos: um perfil I de aço, uma viga de concreto e uma viga mista. Os resultados obtidos pelo *Thersys* para esses modelos serão comparados com os resultados disponíveis na literatura, com os obtidos pelos procedimentos prescritos no texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) e com os obtidos por outros programas, como o *Caltemi* e o *Safir*.

O *Safir* é um programa de análise não-linear de estruturas em situação de incêndio desenvolvido pelo Prof. Jean-Marc Franssen da Universidade de Liège. Os resultados desse programa que serão apresentados foram extraídos de trabalho realizado pelo Prof. Valdir Pignatta e Silva, na Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, que possui licença de uso do referido programa.

A análise desses três modelos iniciais terá a finalidade de validação do programa *Thersys*. Posteriormente serão analisados vários outros modelos compreendendo os seguintes grupos: elementos de aço, elementos de concreto e elementos mistos.

6.2 - Validação do programa *Thersys*

6.2.1 - Perfil I laminado com proteção do tipo contorno

Este modelo foi analisado com o objetivo de verificar a precisão do programa *Thersys* no cálculo da distribuição de temperatura em elementos estruturais de aço. Corresponde a um perfil I laminado IPE400 com uma camada de proteção do tipo contorno constituída de *Blaze Shield II*. O modelo também foi analisado pelos programas *Safir* e *Caltemi*, além dos procedimentos prescritos no texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). Devido a uma limitação do programa *Caltemi* com relação ao número de intervalos de tempo, teve-se que aumentar o tamanho do intervalo de tempo Δt utilizado para 30 segundos. As dimensões e a malha de elementos finitos do modelo podem ser vistas na FIG.6.1.

Os resultados obtidos estão apresentados na TAB.6.2. A maior diferença entre os resultados do *Thersys* e do *Caltemi* é de 9,7%. Comparando-se o *Thersys* com o *Safir*, observa-se que a diferença máxima entre os resultados é de 0,7%. A maior diferença ocorre quando se compara o *Thersys* com os resultados fornecidos pelos procedimentos do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), obtendo-se 21,6%. É importante destacar a extrema proximidade entre os resultados do *Thersys* e os do *Safir*, um programa de renome internacional, sendo que o tempo de processamento do *Thersys* foi 40% menor que o do *Safir*.

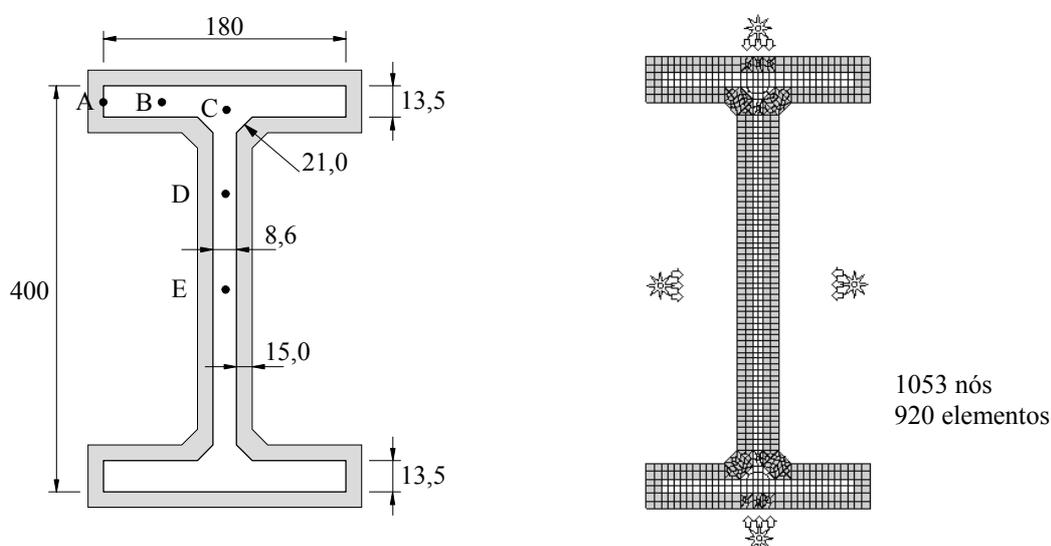


FIGURA 6.1 – Dimensões e discretização do perfil I laminado

TABELA 6.2 – Temperaturas no perfil I laminado

TRRF (min)	Ponto	Temperaturas (°C)				Comparação com o <i>Thersys</i>		
		<i>Thersys</i>	<i>Caltemi</i>	<i>Safir</i>	NBR14323	<i>Caltemi</i>	<i>Safir</i>	NBR 14323
30	A	337	315	335	391	-6,5%	-0,5%	16,2%
	B	326	300	325	391	-8,0%	-0,5%	19,9%
	C	322	291	320	391	-9,7%	-0,7%	21,6%
	D	368	343	367	391	-6,8%	-0,4%	6,2%
	E	384	346	383	391	-9,7%	-0,1%	2,0%
	Média	339	311	337	391	-8,1%	-0,5%	15,5%
60	A	581	532	579	633	-8,5%	-0,5%	8,9%
	B	572	520	569	633	-9,1%	-0,5%	10,7%
	C	568	513	565	633	-9,7%	-0,6%	11,4%
	D	612	571	610	633	-6,8%	-0,4%	3,4%
	E	627	581	625	633	-7,4%	-0,2%	1,0%
	Média	584	534	581	633	-8,6%	-0,5%	8,4%
TP		00:13	15:36	00:22	-	-	-	-

Nota: A temperatura média é calculada com base na área de influência de cada ponto, sendo dada por: $\theta_{Média} = (2A + 4B + 3C + 2D + E) / 12$

6.2.2 - Perfil I soldado com proteção do tipo contorno

Este exemplo corresponde a um perfil I soldado CVS 300x83 (300 x 250 x 16,0 x 9,5) com proteção do tipo contorno constituída por uma camada de *Blaze Shield II* com espessura t variável, conforme a FIG.6.2, sujeito ao incêndio-padrão por todos os lados.

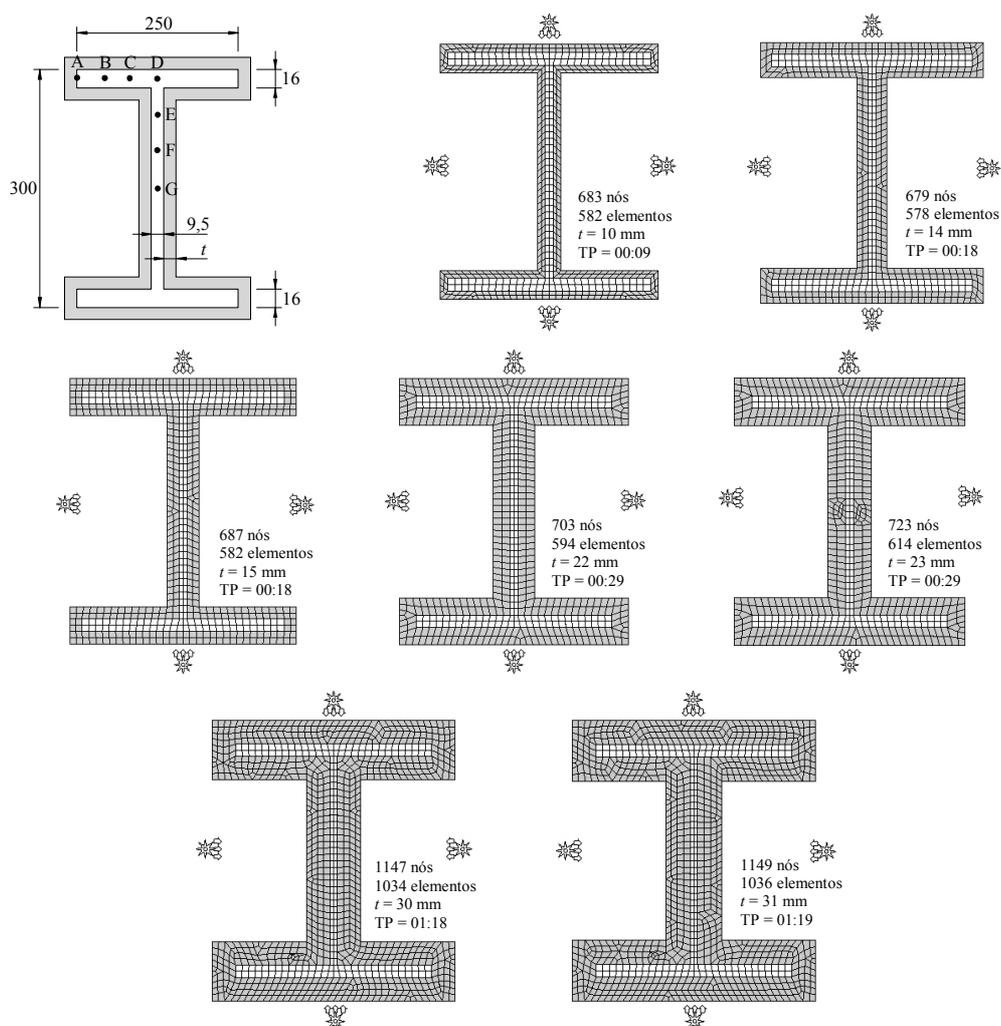


FIGURA 6.2 – Dimensões e discretização do perfil I soldado

Além da verificação da validação do programa *Thersys*, esse exemplo foi elaborado com a finalidade de ilustrar uma das aplicações do método numérico para cálculo da transferência de calor que é a construção de cartas de cobertura para materiais de proteção térmica. A distribuição de temperatura obtida pela análise numérica através do programa *Thersys* é mostrada na FIG.6.3.

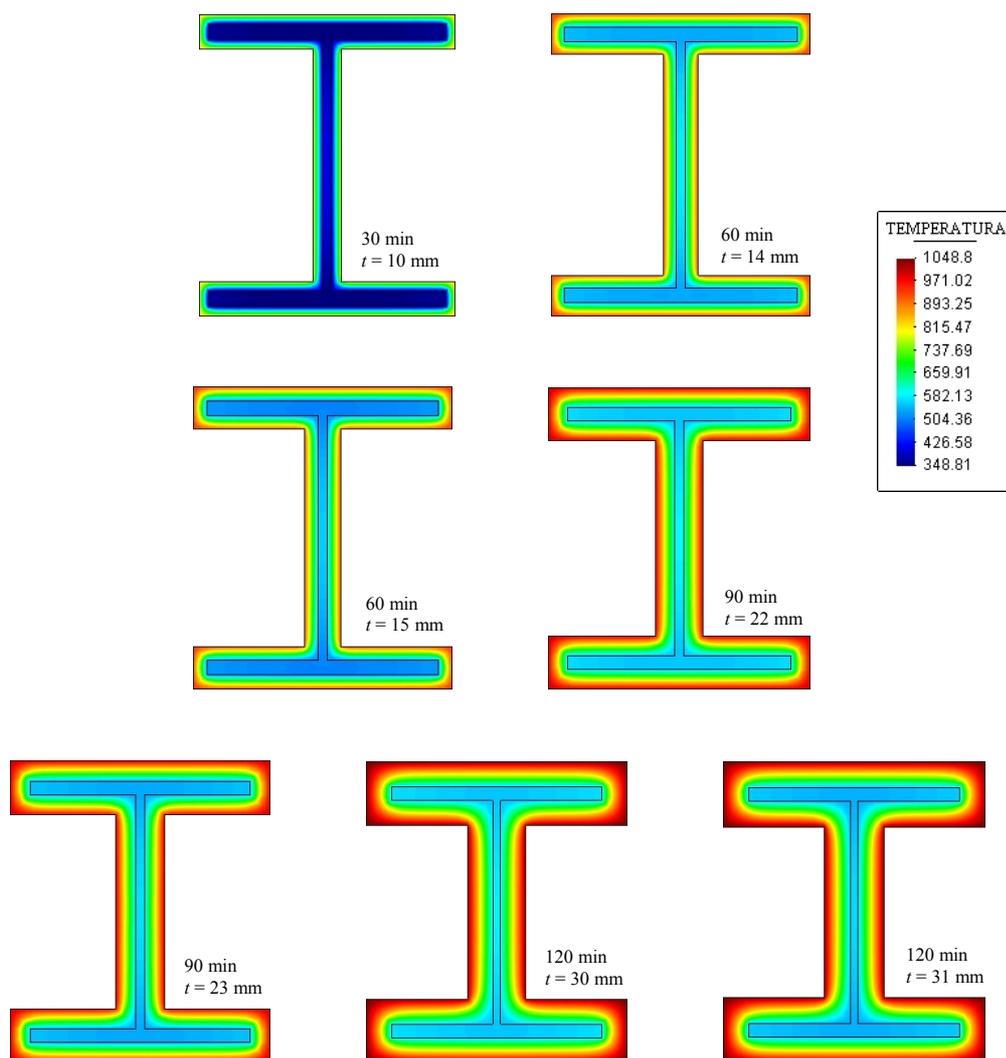


FIGURA 6.3 – Temperaturas (°C) no perfil I soldado

As temperaturas foram tomadas nos pontos de A até G, conforme o esquema da FIG.6.2, sendo apresentados resumidamente na TAB.6.3. A temperatura média é dada pela Eq.6.1.

$$\theta_{media} = \left(2 A_f \frac{A + 2B + 2C + D}{6} + A_w \frac{D + 2E + 2F + G}{6} \right) / A_g \quad (6.1)$$

onde: A , B , C , D , E , F e G – são as temperaturas nos respectivos pontos;

A_f – área da mesa do perfil (40,0 cm²)

A_w – área da alma do perfil (25,46 cm²)

A_g – área da seção transversal do perfil (105,46 cm²)

TABELA 6.3 – Temperaturas no perfil I soldado (*Thersys*)

Tempo (min)	<i>t</i> (mm)	A (°C)	B (°C)	C (°C)	D (°C)	E (°C)	F (°C)	G (°C)	Média (°C)
30	10	362	353	349	350	377	398	408	360
60	14	550	541	536	536	558	579	586	545
	15	525	517	512	512	538	554	561	521
90	22	570	562	556	555	570	587	593	563
	23	553	545	539	537	552	567	574	546
120	30	573	565	559	557	568	581	587	565
	31	559	551	544	542	553	567	572	550

Utilizando-se o procedimento simplificado do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) calculou-se as temperaturas para diversos valores da espessura *t*. As temperaturas obtidas estão apresentadas resumidamente na TAB.6.4.

TABELA 6.4 – Temperaturas no perfil I soldado (NBR 14323)

Tempo (min)	<i>t</i> (mm)	Temperatura (°C)
30	10	458
60	16	563
	17	544
90	26	554
	27	541
120	35	557
	36	546

Admitindo-se como temperatura crítica o valor de 550 °C e considerando-se uma condição extra de limitar a temperatura máxima a um valor 5% acima da temperatura crítica (577,5 °C), construiu-se a TAB.6.5. Essa tabela também mostra a espessura de proteção térmica obtida através de ensaios, conforme SILVA (2001). Observa-se que as espessuras obtidas através do programa *Thersys* são iguais às espessuras obtidas por ensaios. No entanto, o procedimento do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) se mostrou muito conservador, e conseqüentemente, oneroso.

TABELA 6.5 – Espessura *t* de proteção térmica para $\theta_{cr} = 550$ °C

Tempo (min)	Ensaio	<i>Thersys</i>	NBR 14323
30	10	10	10
60	15	15	17
90	23	23	27
120	31	31	36

6.2.3 - Viga de concreto

Este modelo foi analisado para verificar a precisão do programa *Thersys* no cálculo da distribuição de temperatura em elementos de concreto. Corresponde a uma viga de concreto de 160 mm × 230 mm, sobreposta por uma laje de concreto de 100 mm. O modelo também foi analisado pelo programa *Caltemi*, utilizando-se um intervalo de tempo Δt de 30 segundos. Os resultados são comparados com os fornecidos pelo EUROCODE 2 – Part 1.2 (1996), conforme a FIG.2.11. As dimensões e a malha de elementos finitos do modelo podem ser vistas na FIG.6.4. Os resultados são apresentados na TAB.6.6.

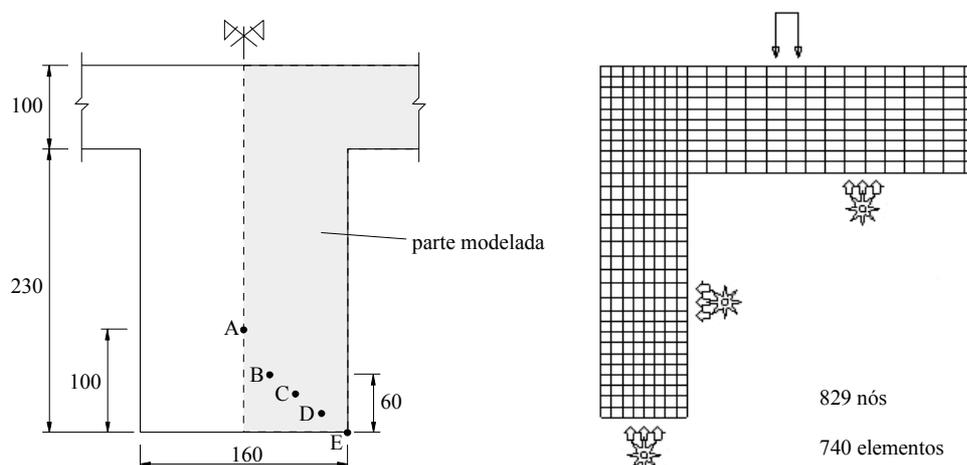


FIGURA 6.4 – Dimensões e discretização da viga de concreto

TABELA 6.6 – Resultados das temperaturas para a viga de concreto

Tempo (min)	Ponto	Temperaturas (°C)			Comparação com o <i>Thersys</i>	
		<i>Thersys</i>	<i>Caltemi</i>	Eurocode 2	<i>Caltemi</i>	Eurocode 2
30	A	100	101	-	1,0%	-
	B	170	171	130	0,5%	-23,4%
	C	299	298	255	-0,4%	-14,7%
	D	532	522	490	-1,8%	-7,9%
	E	818	774	820	-5,4%	0,2%
60	A	280	281	-	0,4%	-
	B	385	385	330	0,0%	-14,2%
	C	536	534	470	-0,2%	-12,2%
	D	755	751	740	-0,5%	-2,0%
	E	938	922	939	-1,7%	0,1%
TP		00:04	09:27	-	-	-

A maior diferença entre os resultados do *Thersys* e do *Caltemi* é de 5,4%, ocorrendo no ponto de temperatura mais alta (ponto E). Comparando-se o *Thersys* com o EUROCODE 2 – Part 1.2 (1996), observa-se que a diferença máxima entre os resultados é de 23,4%, ocorrendo no ponto de temperatura mais baixa (ponto A). No ponto de temperatura mais alta (ponto E), a diferença entre o *Thersys* e o EUROCODE 2 – Part 1.2 (1996) reduz-se para 0,2%. É importante destacar a eficiência do programa *Thersys*, sendo que o tempo de processamento desse foi aproximadamente 140 vezes menor que o do *Caltemi*.

6.2.4 - Viga mista em perfil I metálico com proteção do tipo contorno

A análise deste modelo tem como objetivo a verificação da precisão do programa *Thersys* no cálculo da distribuição de temperatura em elementos mistos aço-concreto. O modelo corresponde a uma viga mista formada por um perfil I laminado IPE400, sobreposto por uma laje de concreto de 100 mm. O perfil possui também uma proteção térmica do tipo contorno constituída por uma camada de 15 mm de *Blaze Shield II*.

O modelo foi analisado pelos programas *Thersys* e *Safir*, utilizando-se um intervalo de tempo Δt de 30 segundos. Os resultados obtidos são comparados com os fornecidos pela formulação simplificada do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). As dimensões e a malha de elementos finitos do modelo podem ser vistas na FIG.6.5.

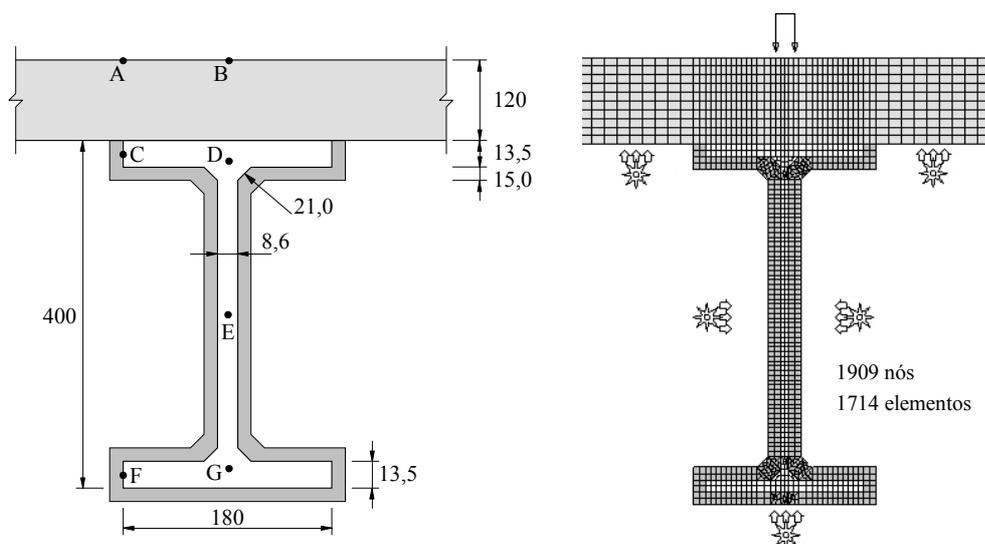


FIGURA 6.5 – Dimensões e discretização da viga mista

Deve-se ressaltar que, no *Safir*, as propriedades do concreto utilizado (SilConcEC2) correspondem ao concreto silicioso do EUROCODE 2 – Part 1.2 (1996), semelhante ao concreto de densidade normal prescrito pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003).

Os resultados são apresentados na TAB.6.7. A maior diferença entre os resultados do *Thersys* e do *Safir* é de 16,6%, ocorrendo na parte mais fria do concreto. No perfil de aço, a maior diferença entre o *Thersys* e o *Safir* é de 6,6%. Comparando-se os resultados do *Thersys* com os obtidos pelos procedimentos prescritos no texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), a diferença máxima é de 146,9% no concreto e de 37,3% no perfil de aço. Essa grande diferença no concreto ocorre porque os procedimentos do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) não consideram na laje o resfriamento proporcionado pelo perfil de aço. Para esse modelo, o programa *Thersys* foi 2,5 vezes mais rápido que o *Safir*.

TABELA 6.7 – Resultados das temperaturas para a viga mista

Tempo (min)	Ponto	Temperatura (°C)			Comparação com o <i>Thersys</i>	
		<i>Thersys</i>	<i>Safir</i>	NBR 14323	<i>Safir</i>	NBR 14323
30	A	33	29	60	-9,9%	84,4%
	B	24	23	60	-3,7%	146,9%
	C	177	166	241	-6,5%	35,9%
	D	176	166	241	-5,6%	37,3%
	E	368	371	439	0,9%	19,4%
	F	336	335	358	-0,5%	6,5%
	G	321	319	358	-0,7%	11,5%
60	A	84	70	100	-16,6%	18,9%
	B	59	51	100	-13,6%	69,1%
	C	325	304	441	-6,5%	35,6%
	D	326	305	441	-6,6%	35,0%
	E	588	594	681	0,9%	15,8%
	F	580	577	596	-0,5%	2,8%
	G	566	563	596	-0,6%	5,3%
TP		00:41	01:41	-	-	-

Nos exemplos analisados, os resultados obtidos pelo programa *Thersys* foram comparados com prescrições de normas, resultados de ensaios e valores fornecidos por outros programas de computador já consolidados. Em função da comparação realizada, considera-se o programa *Thersys* validado.

6.3 - Elementos de aço

6.3.1 - Perfil I com proteção do tipo caixa

Este exemplo corresponde a um perfil I soldado CVS 300x79 (300 x 200 x 19,0 x 9,5) com proteção do tipo caixa constituída por placas de vermiculita com 15 mm de espessura. Considera-se também a existência de ar no interior da caixa. O perfil está sujeito ao incêndio-padrão por todos os lados. As dimensões do modelo e a discretização em elementos finitos podem ser vistas na FIG.6.6.

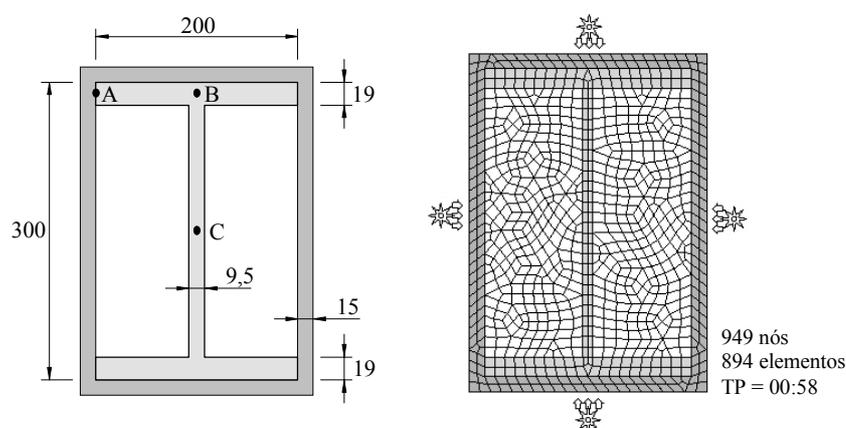


FIGURA 6.6 – Dimensões e discretização do perfil I com proteção do tipo caixa

A FIG.6.7 mostra a elevação da temperatura nos pontos A, B e C do perfil através do programa *Thersys* e através dos procedimentos simplificados do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). A FIG.6.8 mostra a distribuição de temperatura para esse modelo.

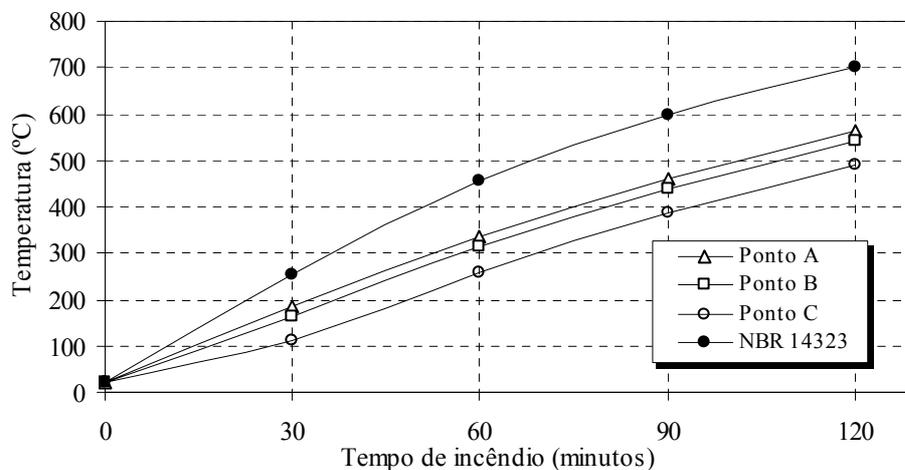


FIGURA 6.7 – Curva de temperatura no perfil I com proteção do tipo caixa

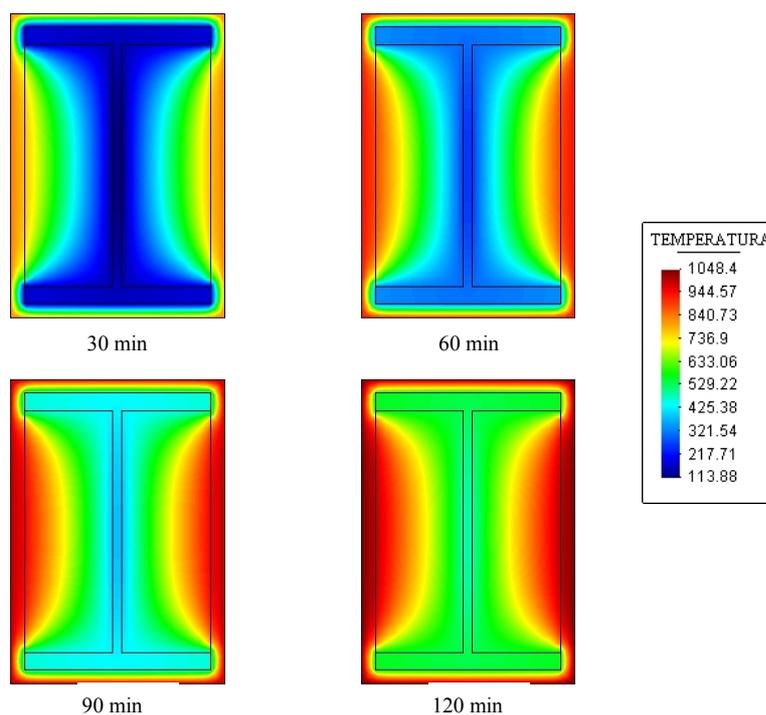


FIGURA 6.8 – Temperaturas (°C) no perfil I com proteção do tipo caixa

Através da FIG.6.7 e da FIG.6.8, observa-se que os limites de temperaturas distanciam-se em 77 °C. No dimensionamento, essa diferença não introduz fortes mudanças no coeficiente de redução da resistência do aço. Assim, pode-se considerar válida a hipótese do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) de que a distribuição de temperatura em tais modelos é homogênea. Observa-se também que a temperatura na alma do perfil é 50 °C menor que a temperatura das mesas, pois essas estão em contato físico direto com a caixa, enquanto que a alma é aquecida por condução pelas mesas e através do ar.

As temperaturas obtidas pelo programa *Thersys*, em média, ficaram 36% abaixo das temperaturas obtidas pelo procedimento do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). Porém, antes de qualquer conclusão, é importante lembrar que a formulação diferencial na qual se baseia o algoritmo do programa não considera troca de calor por convecção e por radiação no domínio. Nesse modelo, a convecção é típica de cavidade fechada e, segundo INCROPERA (1992), com o número de Nusselt igual à unidade. Pela Eq.3.22, em tais casos as correntes de convecção não são formadas, ficando a transferência de calor reduzida à própria condução que, no ar, é extremamente reduzida. No entanto, a grande diferença de temperatura entre a superfície interna da caixa e do perfil de aço proporcionam uma troca de calor por radiação que não pode ser desprezada.

De modo geral, pode-se dizer que o procedimento do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) superestima as temperaturas, uma vez que considera que todo fluxo de calor irá para o perfil de aço, desprezando a energia térmica utilizada para aquecimento do material de proteção e do ar no interior da caixa. Mas, ao mesmo tempo, o programa *Thersys*, em domínios não sólidos, subestima a transferência de calor, pois não considera a radiação e a convecção dentro do domínio.

6.3.2 - Perfil I com proteção do tipo contorno sujeito a várias curvas de incêndio

Com o intuito de comparar o uso de diferentes curvas de incêndio sobre uma estrutura, este exemplo foi elaborado. O modelo corresponde a um perfil I soldado CVS 300x83 (300 x 250 x 16,0 x 9,5) com proteção do tipo contorno constituída por uma camada de 15 mm de *Blaze Shield II*. O perfil foi submetido, por todos os lados, às seguintes curvas de incêndio:

- incêndio-padrão, conforme a NBR 14432 (2000);
- incêndio de hidrocarbonetos, conforme o EUROCODE 1 – Part 2.2 (1995);
- incêndio parametrizado, conforme a FIG.2.2;
- *car test* (curva BFD), conforme a FIG.2.3.

As dimensões do modelo e a discretização em elementos finitos podem ser vistas na FIG.6.9. As elevações de temperatura nos pontos A, B e C são mostradas da FIG.6.10 até a FIG.6.13 para as diversas curvas de incêndio.

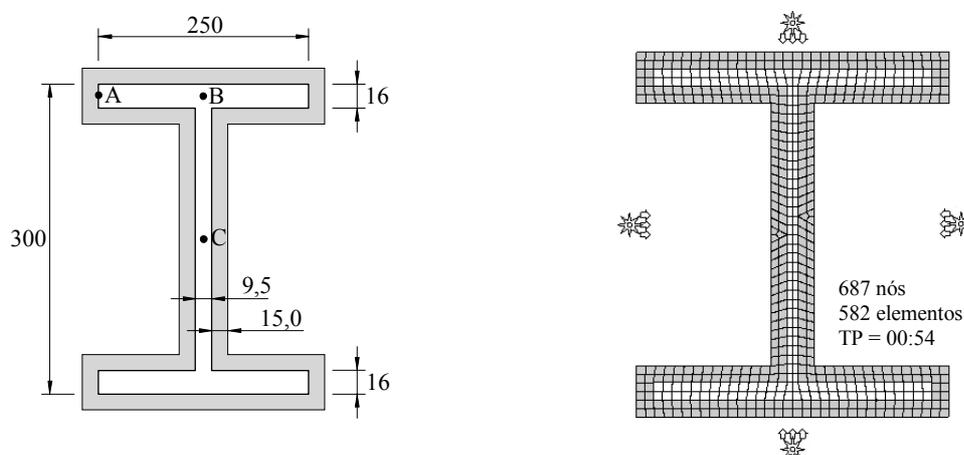


FIGURA 6.9 – Dimensões e discretização do perfil I sujeito a várias curvas de incêndio

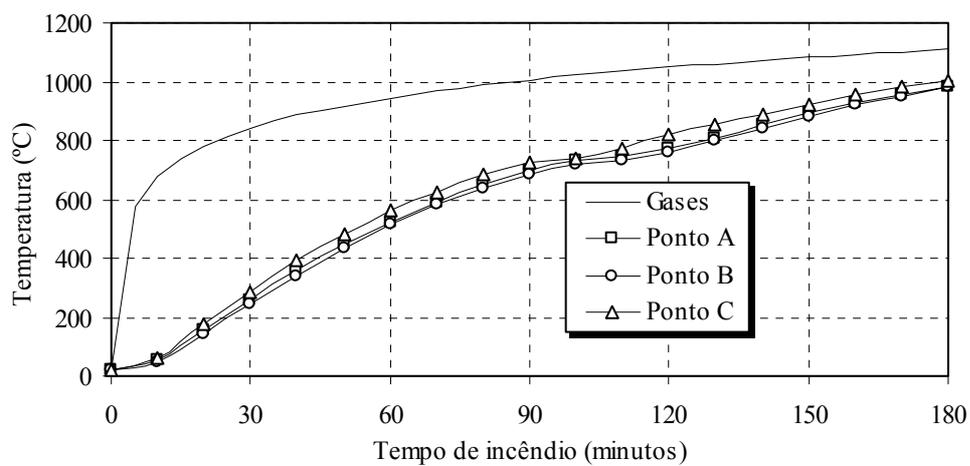


FIGURA 6.10 – Resposta térmica do perfil I ao incêndio-padrão

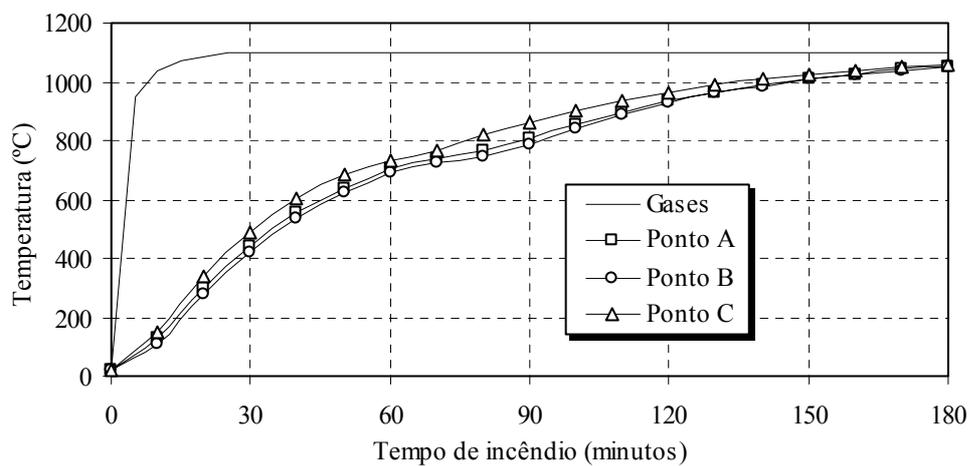


FIGURA 6.11 – Resposta térmica do perfil I ao incêndio de hidrocarbonetos

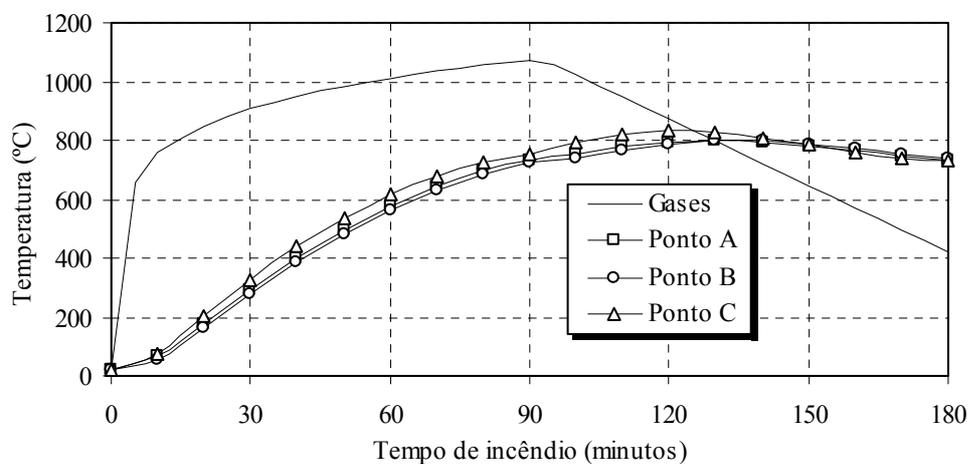


FIGURA 6.12 – Resposta térmica do perfil I ao incêndio parametrizado

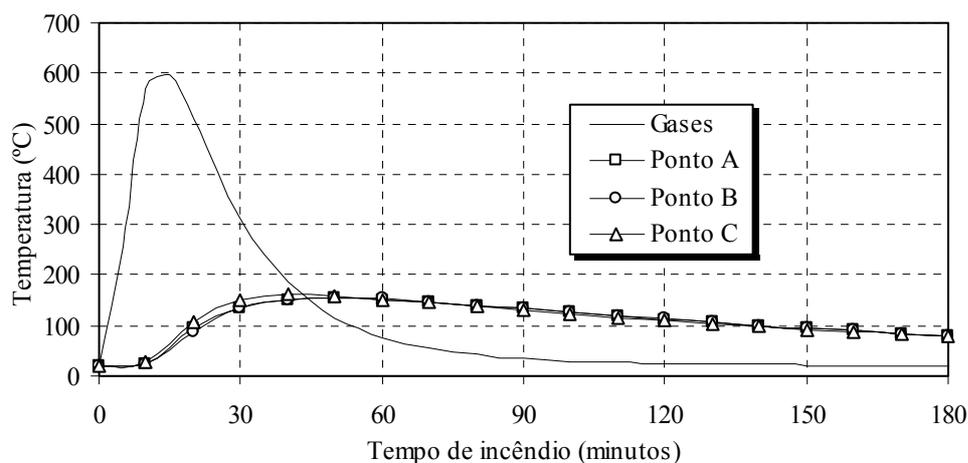


FIGURA 6.13 – Resposta térmica do perfil I ao incêndio *car test*

Nota-se claramente a total influência da curva de incêndio na resposta térmica do perfil de aço. Portanto, a escolha da curva de incêndio mais apropriada para cada caso é um fator decisivo na análise e dimensionamento de estruturas em situação de incêndio.

6.3.3 - Perfil I pertencente à vedação com incêndio de 1 lado

Este exemplo trata de um perfil H laminado 360 x 132 (351 x 373 x 15,6 x 15,6) pertencente à vedação constituída de concreto celular autoclavado com 150 mm de espessura. O perfil está sujeito ao incêndio-padrão apenas de um lado da vedação. As dimensões do modelo e a malha de elementos finitos podem ser vistas na FIG.6.14.

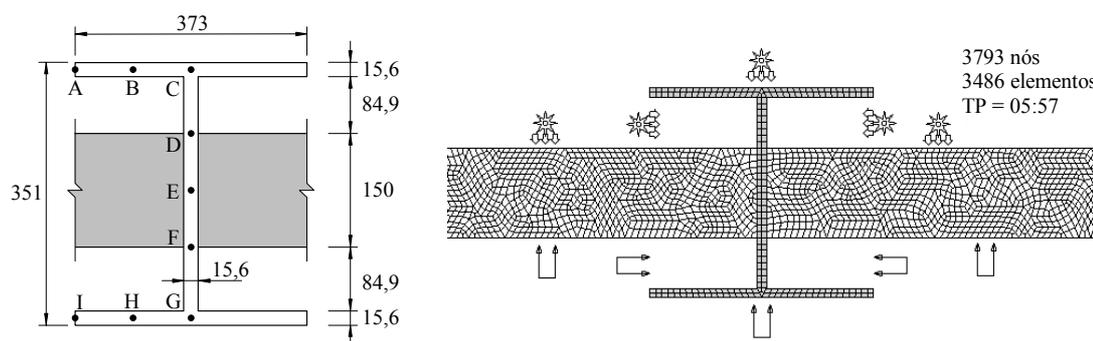


FIGURA 6.14 – Dimensões e discretização do perfil I pertencente à vedação

A distribuição de temperatura obtida pelo programa *Thersys* é mostrada na FIG.6.15. A TAB.6.8 mostra a evolução das temperaturas dos pontos de A até I, obtidos segundo o esquema da FIG.6.14. Essa tabela também mostra as temperaturas médias na mesa

submetida ao incêndio, na alma e na mesa com arrefecimento, além das temperaturas obtidas pelas prescrições do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003).

Deve-se observar que os resultados obtidos pelo programa e pelo procedimento do texto-base de revisão da NBR 14323 diferem no máximo em 3,3% na mesa submetida ao incêndio. No entanto, o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) não faz nenhuma consideração sobre a mesa com arrefecimento. É de extrema importância destacar o problema ocasionado pelo gradiente térmico entre as mesas do perfil. Mesmo para um tempo de apenas 30 minutos, o gradiente é de 722 °C, o que pode ocasionar deformações não previstas na estrutura.

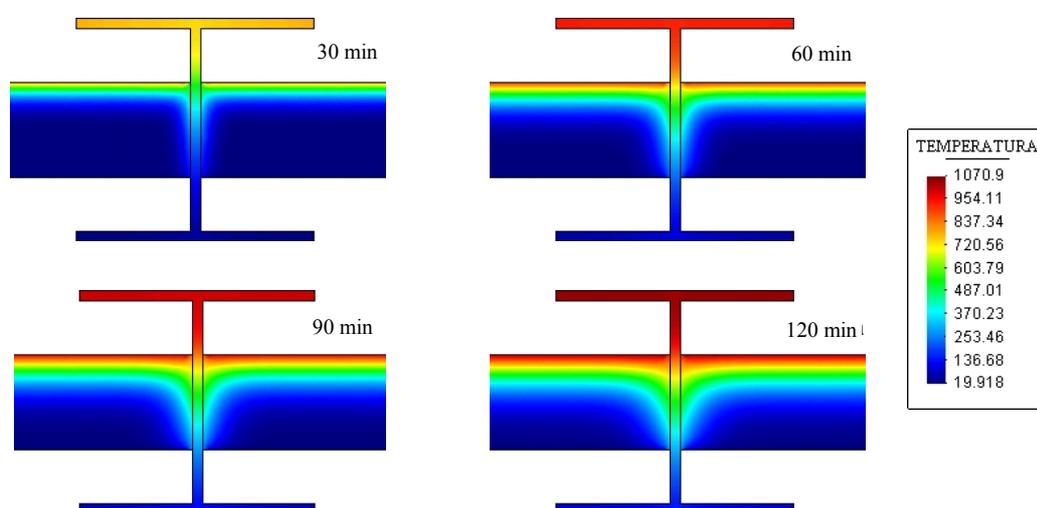


FIGURA 6.15 – Temperaturas (°C) no perfil I pertencente à vedação

TABELA 6.8 – Resultados das temperaturas para o perfil I pertencente à vedação

Ponto	30 min	60 min	90 min	120 min
A	782	939	1002	1047
B	761	937	1001	1046
C	738	928	995	1041
D	568	746	842	900
E	288	433	505	549
F	143	239	287	314
G	55	105	134	149
H	34	70	93	105
I	28	59	80	91
Média da mesa c/ inc.	760	935	1000	1045
Média da alma	349	484	550	589
Média da mesa c/ arref.	38	76	100	112
NBR14323	786	939	1002	1047
Mesa c/ inc. / NBR 14323	-3,3%	-0,4%	-0,2%	-0,2%

6.3.4 - Perfil I pertencente à vedação com incêndio dos 2 lados

Este exemplo corresponde ao mesmo modelo tratado no item anterior, porém, nesse caso, o perfil está sujeito ao incêndio-padrão nos dois lados da vedação. A distribuição de temperatura obtida pela análise numérica é mostrada na FIG.6.16 e a evolução das temperaturas dos pontos de A até E (utilizou-se apenas a metade dos pontos devido à simetria do modelo) é mostrada na TAB.6.9, juntamente com as temperaturas médias e as temperaturas fornecidas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003).

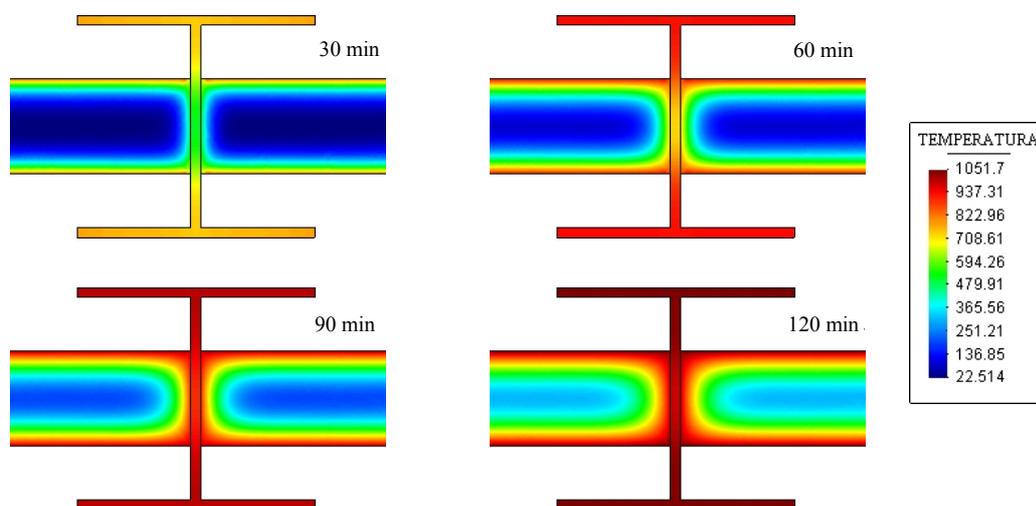


FIGURA 6.16 – Temperaturas (°C) no perfil I pertencente à vedação

Para esse modelo, a diferença entre os resultados do programa e do procedimento prescrito no texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) se mantém abaixo de 3,17%. Devido ao isolamento térmico proporcionado pela vedação, a temperatura na alma permanece mais fria que nas mesas em até 18,8%, o que não é considerado no texto-base de revisão da NBR 14323 (2003).

TABELA 6.9 – Resultados das temperaturas para o perfil I pertencente à vedação

Ponto	30 min	60 min	90 min	120 min
A	782	939	1002	1047
B	761	937	1001	1046
C	742	933	1000	1045
D	645	853	963	1024
E	520	729	904	987
Média das mesas	761	936	1001	1046
Média da alma	638	842	958	1020
NBR 14323	786	939	1002	1047
Mesa / NBR 14323	-3,17%	-0,27%	-0,12%	-0,07%

6.4 - Elementos de concreto

6.4.1 - Pilar de concreto em 2D

Este modelo corresponde à seção transversal de um pilar de concreto de 300 mm × 300 mm, com 5 barras de 19 mm de diâmetro em cada face com um cobrimento das armaduras de 2,5 cm. As dimensões do modelo e a malha de elementos finitos utilizada são apresentadas na FIG.6.17. Os resultados da análise obtidos pelo programa são apresentados na FIG.6.18.

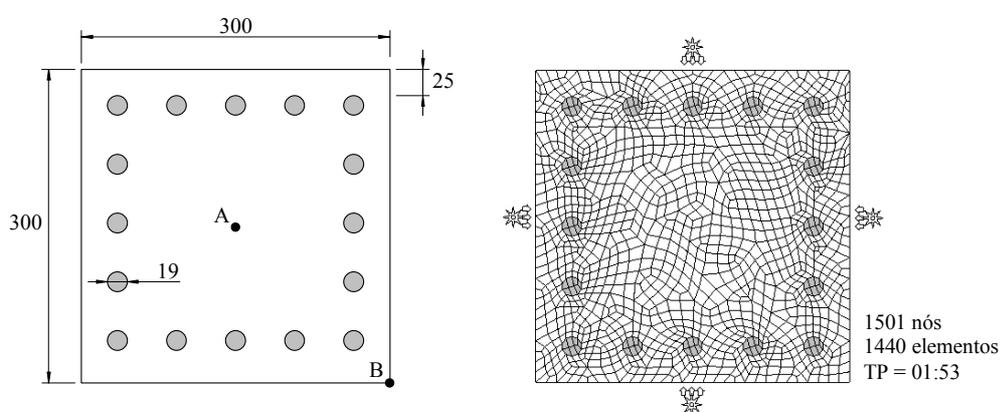


FIGURA 6.17 – Dimensões e discretização do pilar de concreto em 2D

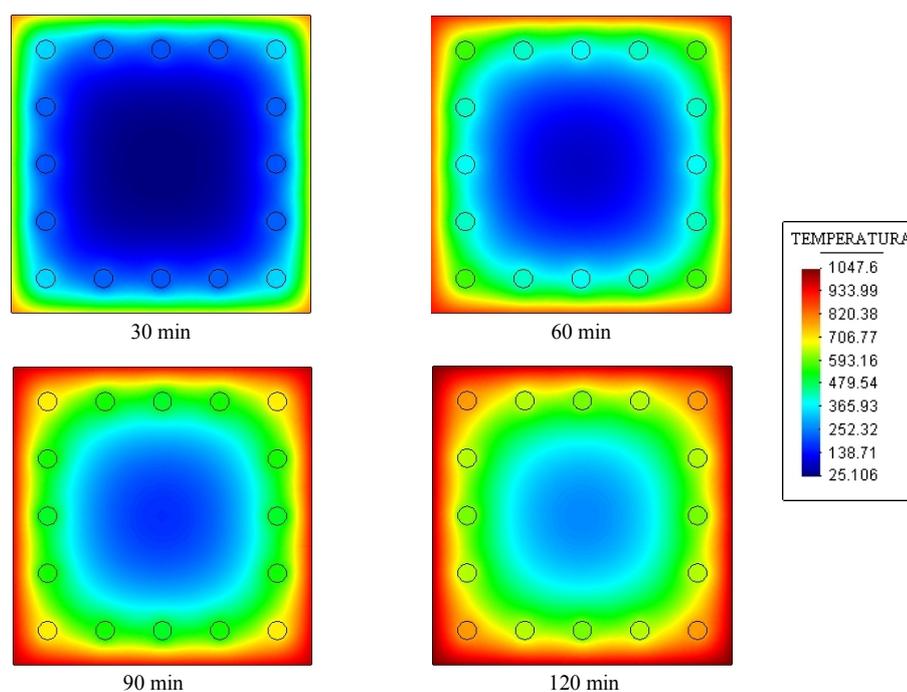


FIGURA 6.18 – Temperaturas (°C) no pilar de concreto em 2D

O perfil de temperaturas sobre a linha AB, conforme FIG.6.17, é apresentado na FIG.6.19, juntamente com as temperaturas prescritas pelo CEB (1982), conforme item 2.5.2. Nessa figura, pode-se observar que as temperaturas obtidas pelo programa na face do pilar (ponto B) são praticamente iguais às prescritas pelo CEB (1982), diferindo-se no máximo em 0,9 %.

Observa-se também que a 3,0 cm da face (sobre as armaduras), as temperaturas obtidas pelo programa se tornam menores que as prescritas pelo CEB (1982) em até 6%. Isso ocorre devido à presença da armadura que, por ter alta condutividade térmica, promove uma homogeneização das temperaturas em seu entorno.

Da seção das armaduras em direção ao centro do pilar (ponto A), as temperaturas obtidas pelo programa se tornam maiores que as prescritas pelo CEB (1982), sendo que a 3,0 cm do centro do pilar, os resultados do programa atingem o dobro das temperaturas fornecidas pelo CEB (1982). Essa é mais uma consequência da presença das armaduras, que conduzem o calor próximo das faces às regiões mais internas do pilar, elevando sua temperatura. Pode-se concluir que quanto maior a taxa de armadura do pilar, tanto maior será o aquecimento no centro do mesmo e menor serão as temperaturas na face.

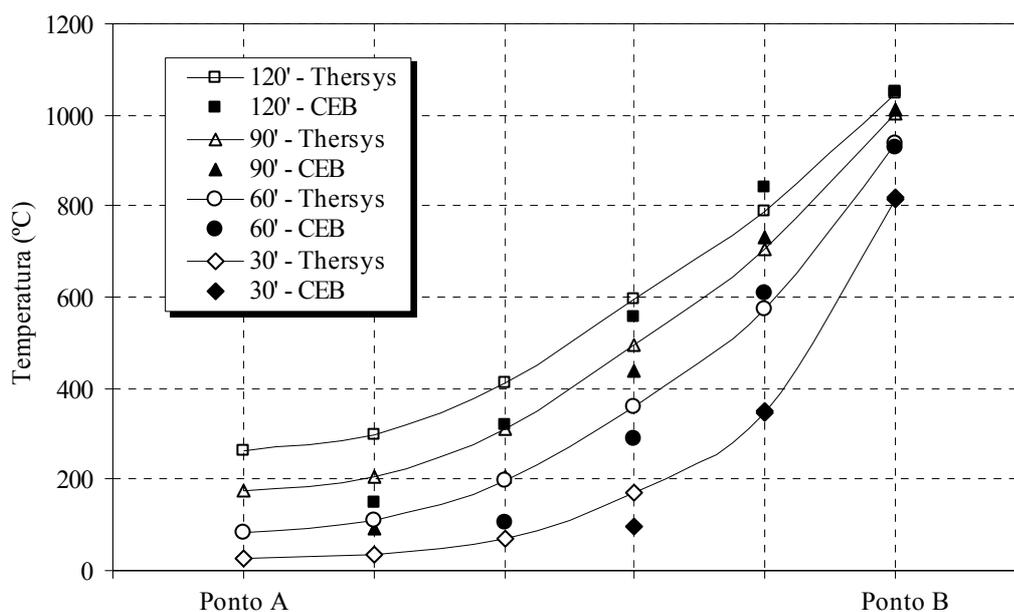


FIGURA 6.19 – Comparação entre o *Thersys* e o CEB para o pilar de concreto

6.4.2 - Pilar de concreto em 3D

Este exemplo foi elaborado com o objetivo de verificar, além da distribuição de temperaturas na seção transversal do pilar, como essa distribuição ocorre ao longo do comprimento do pilar (entre lajes). As vigas não são consideradas no modelo, pois o objetivo da análise é obter a influência exclusiva da laje no resfriamento do pilar.

O modelo corresponde a um pilar de concreto com a mesma seção transversal do exemplo anterior, situado entre duas lajes maciças de 120 mm de espessura e distantes entre si por 3000 mm (entre os eixos das lajes), conforme a FIG.6.20. Devido à dupla simetria física e geométrica, utilizou-se apenas a quarta parte do mesmo.

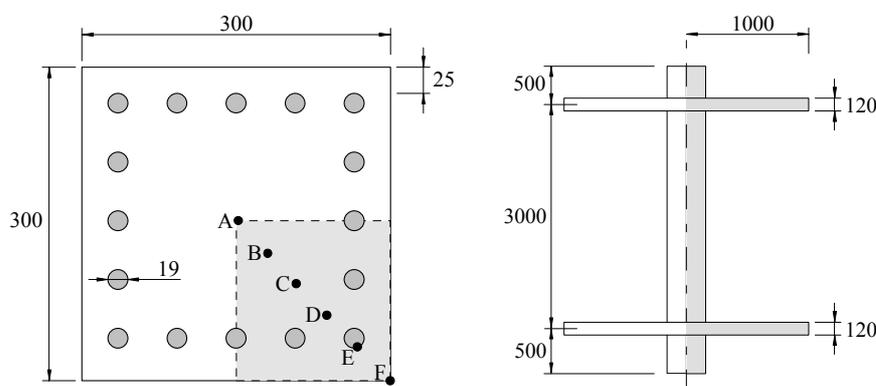


FIGURA 6.20 – Dimensões do pilar de concreto em 3D

A malha de elementos finitos utilizada é apresentada na FIG.6.21. Por ser um modelo de grandes dimensões, a figura mostra apenas a região da laje superior e da laje inferior.

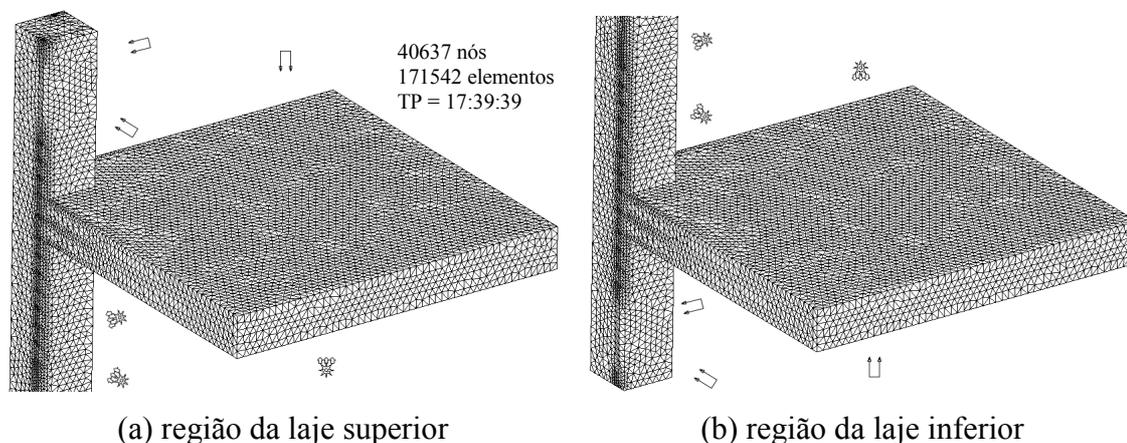


FIGURA 6.21 – Discretização do pilar de concreto em 3D

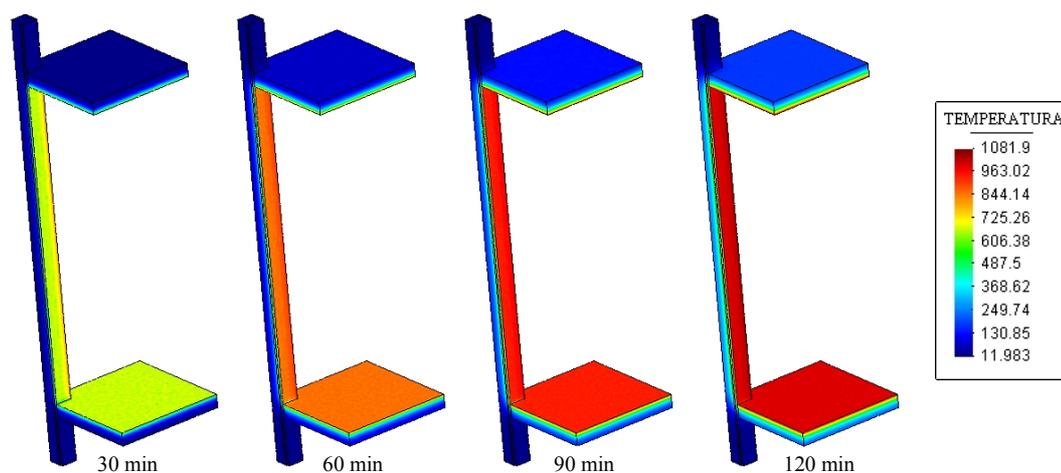


FIGURA 6.22 – Temperaturas (°C) no pilar de concreto em 3D

Os resultados da análise obtidos pelo programa são apresentados na FIG.6.22. As temperaturas obtidas nos pontos de A até F da seção transversal, conforme o esquema da FIG.6.20, são mostradas ao longo do comprimento do pilar nos gráficos da FIG.6.23 à FIG.6.26, para os tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos de incêndio-padrão.

Em todos os gráficos, observa-se que a influência das lajes na temperatura da face do pilar (ponto F) é muito pequena, produzindo um resfriamento apenas no trecho de 5 cm próximo à face da laje. No comprimento restante do pilar, a temperatura na face de concreto é praticamente constante, com pequenas oscilações próximas às lajes em virtude da discretização.

A armadura longitudinal do pilar (ponto E), por ter alta condutividade térmica, sofre uma influência maior das lajes do que o ponto F, apresentando um resfriamento de até 30% no trecho de 20 cm a 25 cm próximo à face da laje.

As barras da armadura longitudinal funcionam, em conjunto, como um tubo de alta condutividade térmica, condicionando o concreto no seu interior a ter um resfriamento similar ao dessas barras. Assim, os pontos A, B, C e D também sofrem um resfriamento no trecho de 20 cm a 25 cm próximo à face da laje de até 32%.

A distribuição de temperaturas no meio do comprimento do pilar é similar à obtida no item 6.4.1 (modelo bidimensional), com variações máximas de 28 °C, devido ao tipo de elemento utilizado.

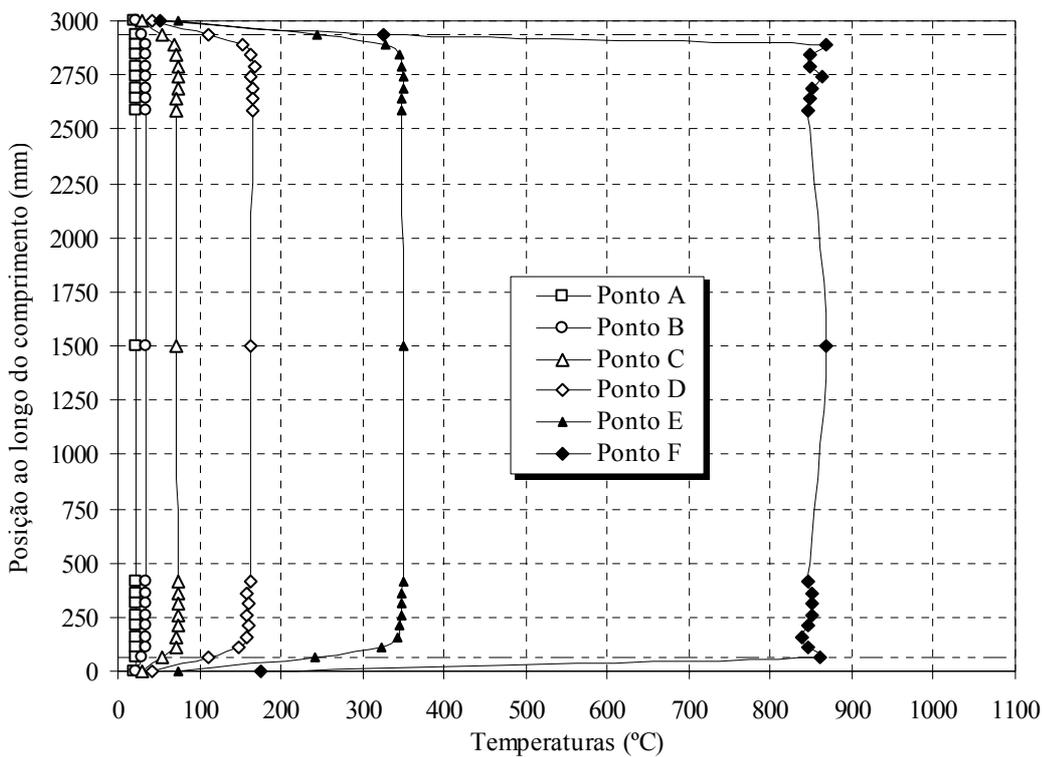


FIGURA 6.23 – Temperaturas no pilar em 30 minutos

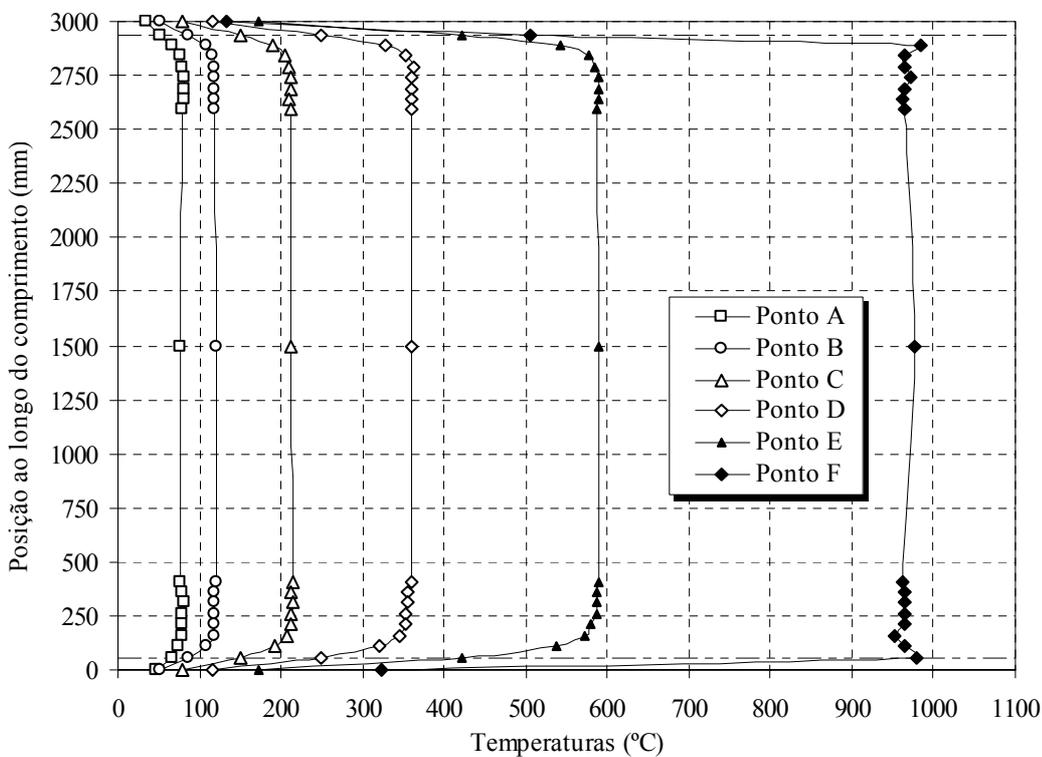


FIGURA 6.24 – Temperaturas no pilar em 60 minutos

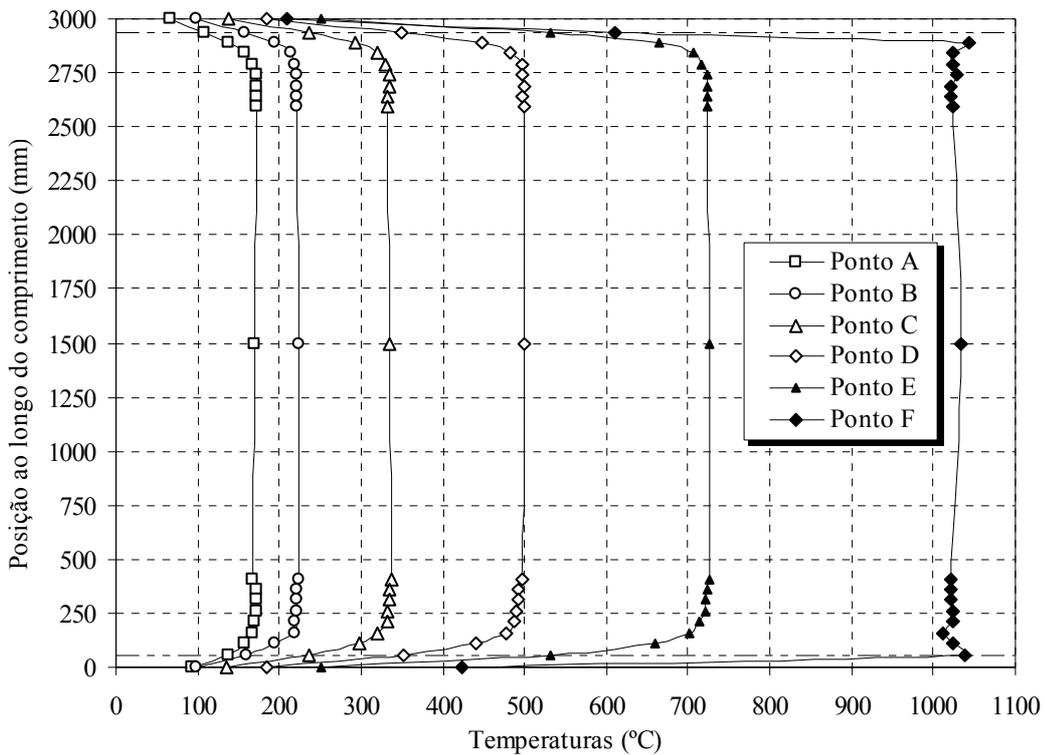


FIGURA 6.25 – Temperaturas no pilar em 90 minutos

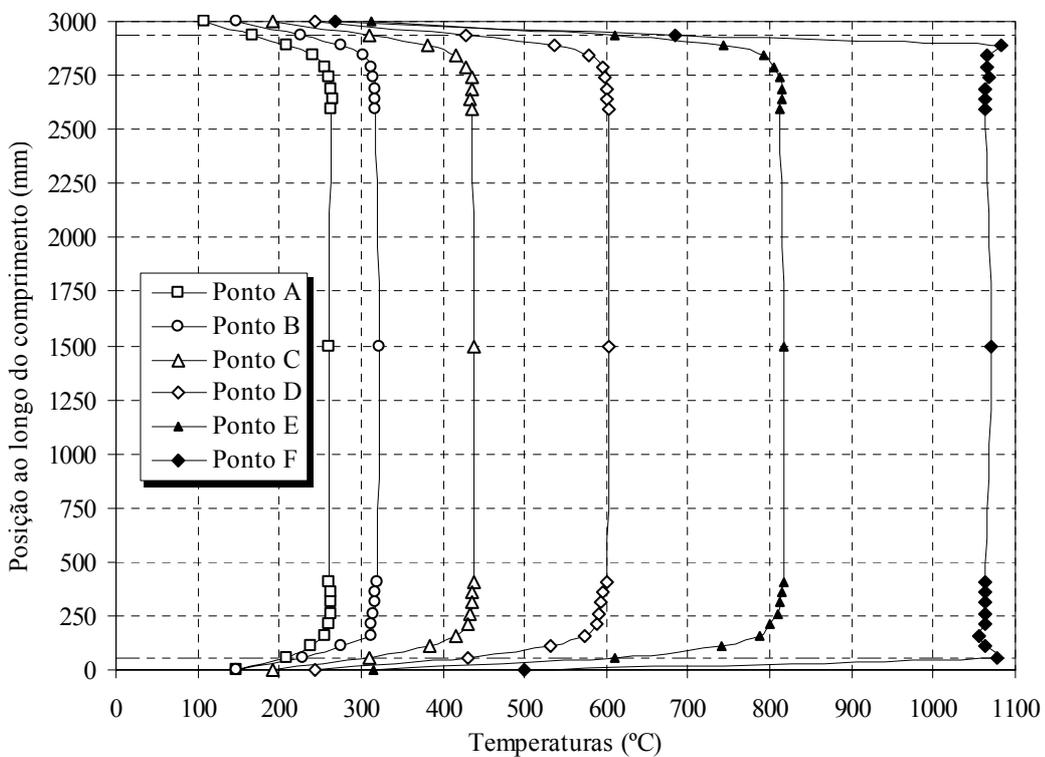


FIGURA 6.26 – Temperaturas no pilar em 120 minutos

6.5 - Elementos mistos

6.5.1 - Pilar misto tubular circular preenchido com concreto

O pilar misto estudado, mostrado na FIG.6.27, é constituído de um tubo circular de aço $355,6 \times 11,1$, preenchido com concreto de densidade normal, possuindo armadura longitudinal formada por 8 barras de 32 mm de diâmetro. O pilar situa-se entre duas lajes maciças de 120 mm de espessura, distantes entre si por 3000 mm (entre os eixos). Devido à simetria física e geométrica, utilizou-se apenas a oitava parte do modelo.

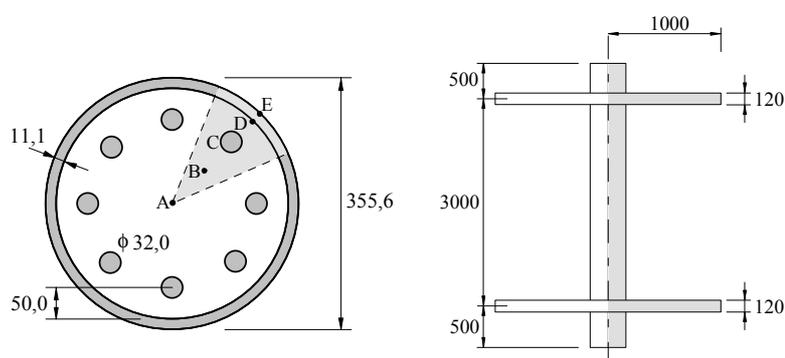


FIGURA 6.27 – Dimensões do pilar misto tubular circular

Esse exemplo foi elaborado com o objetivo de verificar a distribuição de temperaturas na seção transversal do pilar e ao longo do comprimento do pilar. Como no exemplo anterior, as vigas não foram consideradas no modelo, pois o objetivo da análise é obter a influência exclusiva da laje no resfriamento do pilar. A malha de elementos finitos utilizada é apresentada na FIG.6.28 na região da laje superior e da laje inferior.

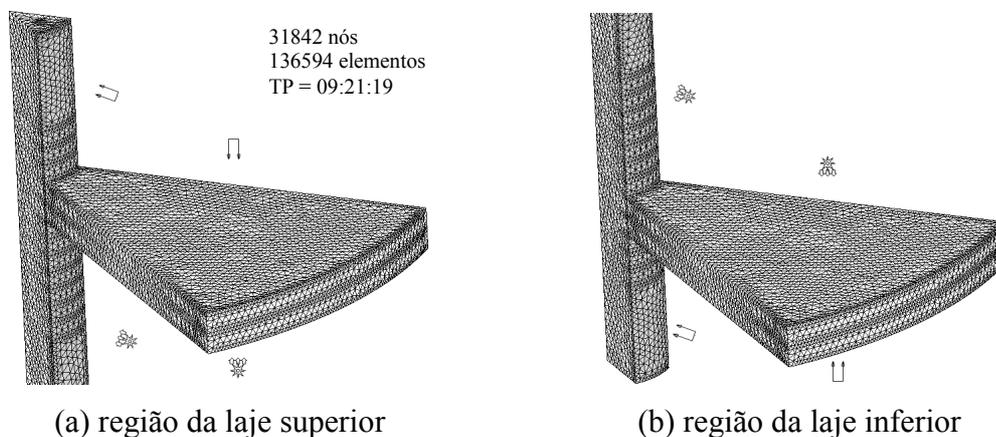


FIGURA 6.28 – Discretização do pilar misto tubular circular

Os resultados da análise obtidos pelo programa são apresentados na FIG.6.29. A FIG.6.30 ilustra em detalhe a distribuição de temperaturas na região da laje inferior e a distribuição de temperaturas na seção transversal no meio do comprimento do pilar em 60 minutos. Pode-se observar claramente o resfriamento no pilar por influência da laje.

As temperaturas obtidas nos pontos de A até E da seção transversal, conforme FIG.6.27, são mostradas ao longo do comprimento do pilar nos gráficos da FIG.6.31 à FIG.6.34.

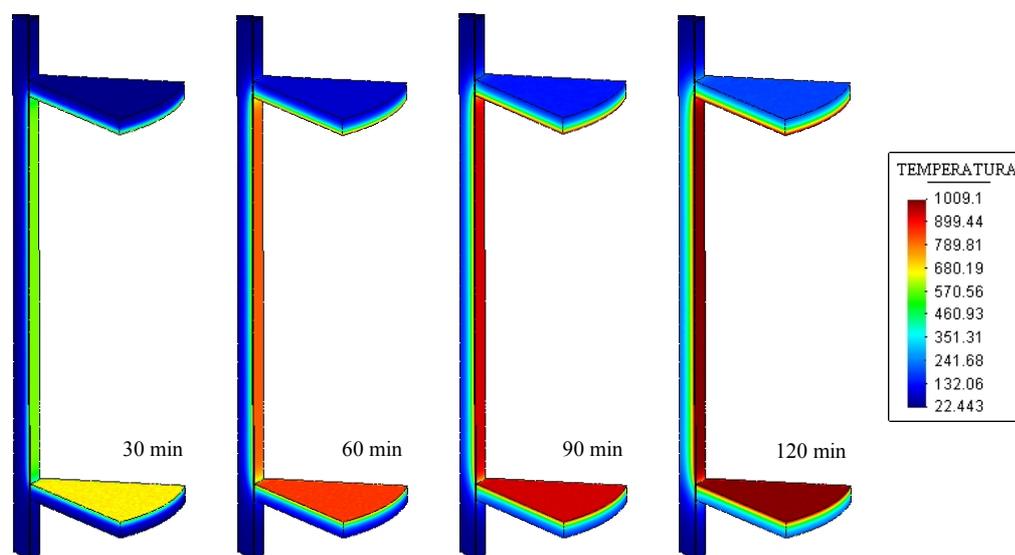


FIGURA 6.29 – Temperaturas (°C) no pilar misto tubular circular

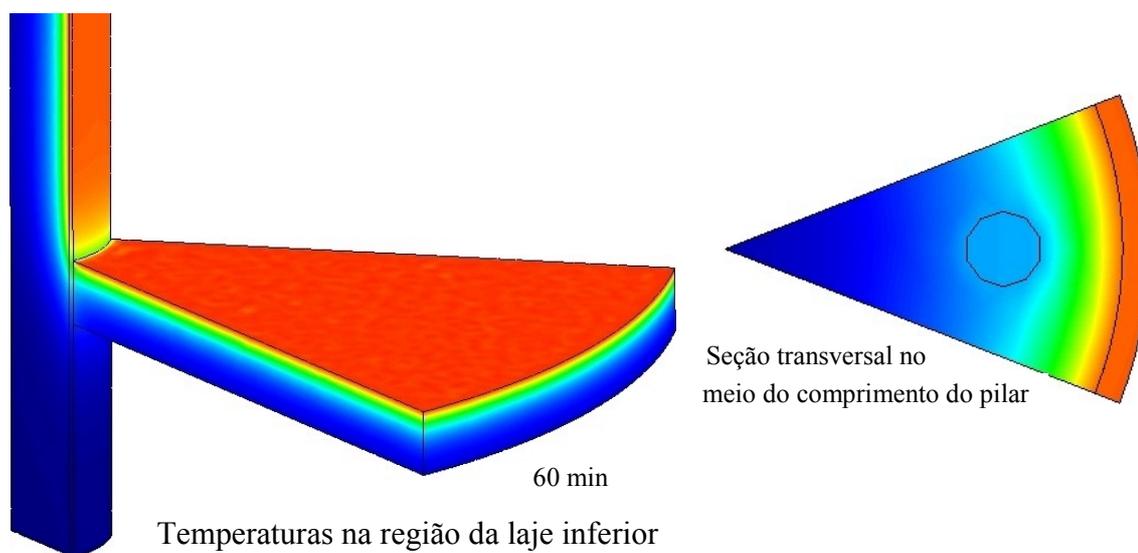


FIGURA 6.30 – Detalhes das temperaturas (°C) obtidas em 60 minutos

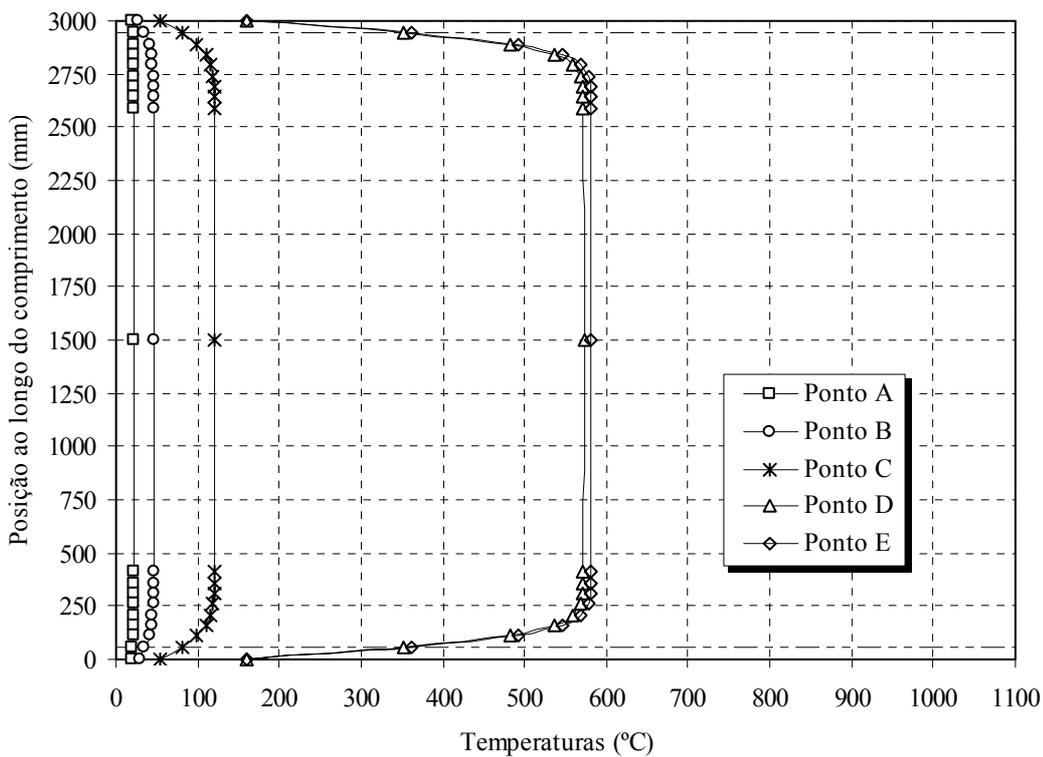


FIGURA 6.31 – Temperaturas no pilar em 30 minutos

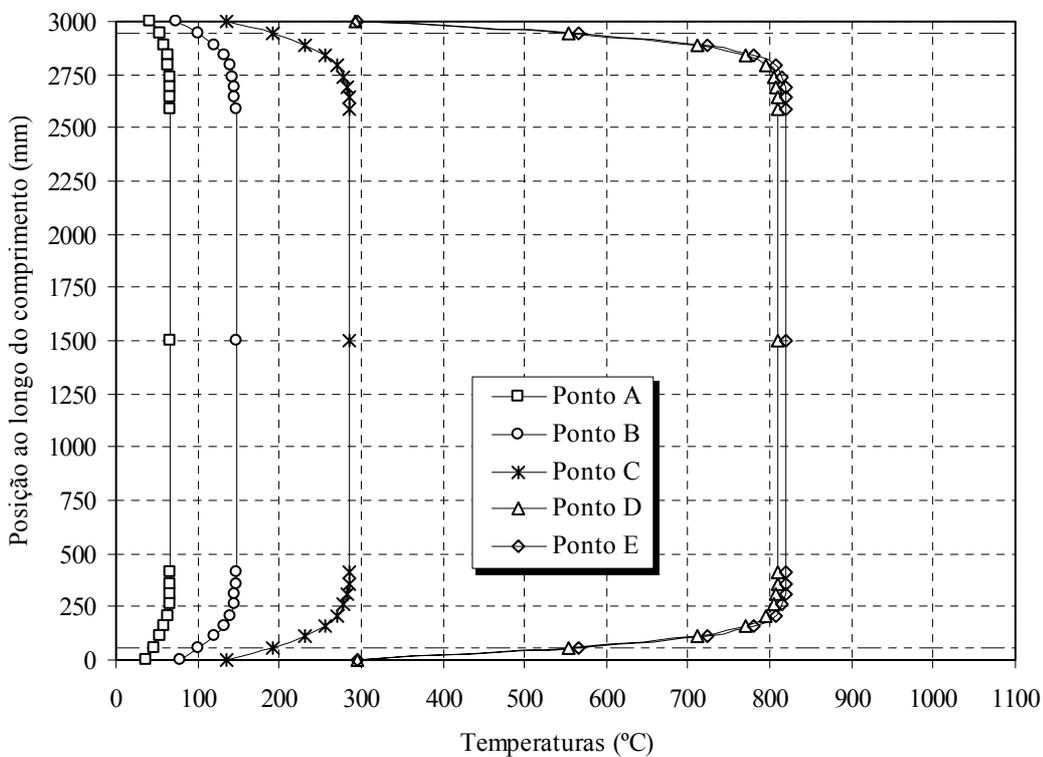


FIGURA 6.32 – Temperaturas no pilar em 60 minutos

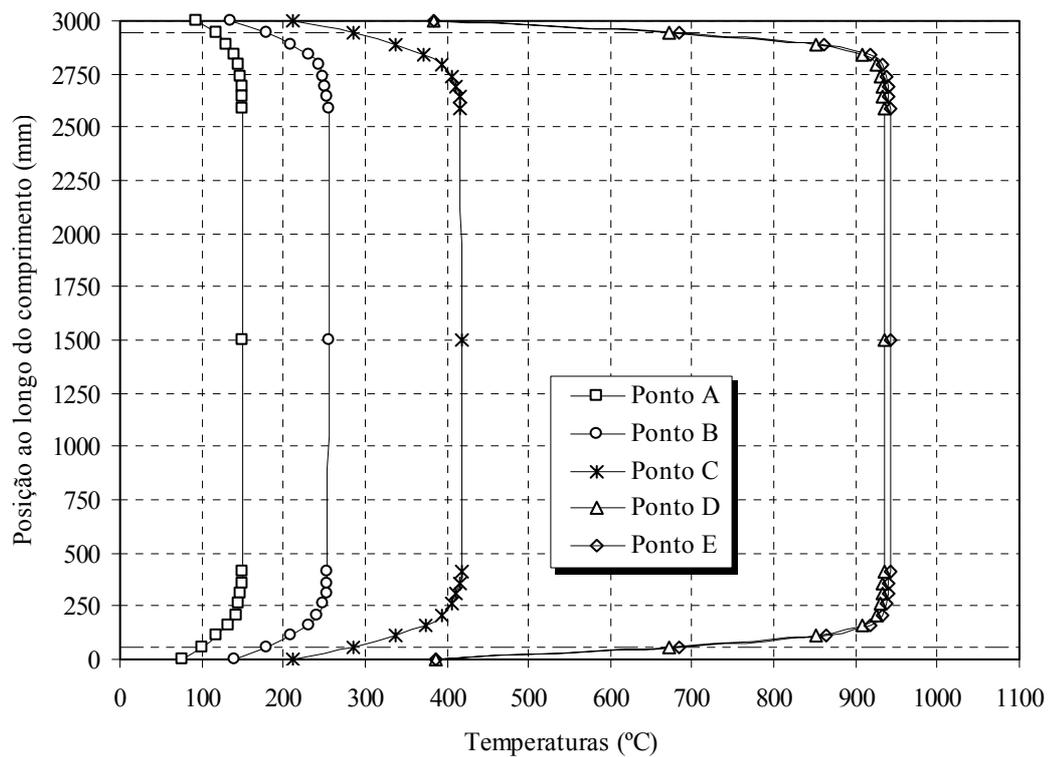


FIGURA 6.33 – Temperaturas no pilar em 90 minutos

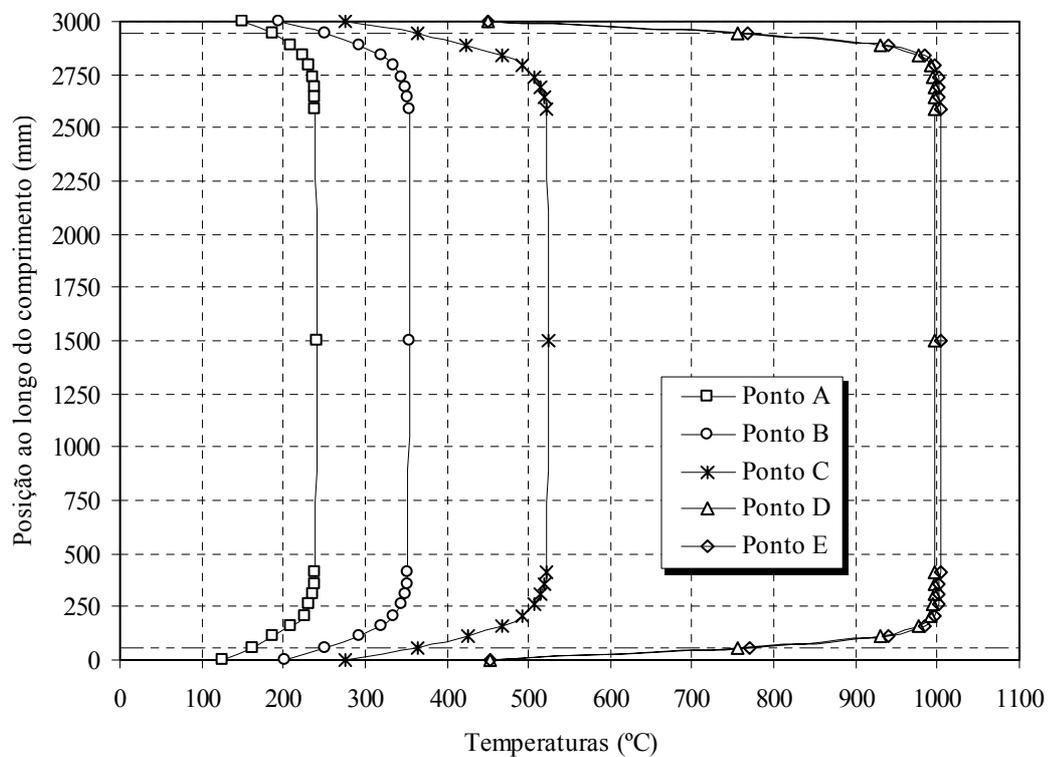


FIGURA 6.34 – Temperaturas no pilar em 120 minutos

Em todos os gráficos, observa-se que o gradiente de temperatura no perfil tubular é muito pequeno devido à alta condutividade térmica do aço, atingindo uma diferença máxima de 10 °C entre a face interna (ponto D) e a externa (ponto E). No concreto, devido à sua baixa condutividade térmica, formam-se elevados gradientes térmicos, sendo a temperatura na barra da armadura (ponto C) determinada basicamente pela posição em que a mesma se situa dentro do concreto.

A influência da laje no resfriamento das extremidades do pilar se faz sentir no trecho de 20 cm a 30 cm próximo à face da laje, obtendo-se, na interface pilar-laje, um resfriamento máximo de até 38,4% em 30 minutos de incêndio.

Como no exemplo do pilar de concreto em 3D, o tubo de aço condiciona o concreto no seu interior a ter um resfriamento similar ao experimentado pelo tubo. Assim, os pontos A, B e C também sofrem um resfriamento no trecho de 20 cm a 30 cm próximo à face da laje com um valor médio de 24,5% para 30 minutos de incêndio. Esse resfriamento é maior nas armaduras, atingindo o valor máximo de 33,5%.

Para fins de dimensionamento, o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) utiliza a rigidez efetiva do pilar misto em situação de incêndio $(EI)_{fi,eff}$, dada pela expressão:

$$(EI)_{fi,eff} = \sum_j (\varphi_{a,\theta} E_{a,\theta} I_a) + \sum_k (\varphi_{s,\theta} E_{s,\theta} I_s) + \sum_m (\varphi_{c,\theta} E_{c,sec,\theta} I_c) \quad (6.2)$$

onde: $\varphi_{a,\theta}$ – coeficiente de redução da rigidez do tubo, devido às tensões térmicas;

$E_{a,\theta}$ – módulo de elasticidade do aço do tubo em temperatura elevada;

I_a – momento de inércia do perfil tubular;

$\varphi_{s,\theta}$ – coeficiente de redução da rigidez das armaduras, devido às tensões térmicas;

$E_{s,\theta}$ – módulo de elasticidade do aço das armaduras em temperatura elevada;

I_s – momento de inércia das armaduras;

$\varphi_{c,\theta}$ – coeficiente de redução da rigidez do concreto, devido às tensões térmicas;

$E_{c,sec,\theta}$ – módulo de elasticidade secante do concreto em temperatura elevada;

I_c – momento de inércia da seção de concreto.

O coeficiente de redução da rigidez devido às tensões térmicas depende somente do elemento (perfil tubular, armaduras ou concreto) e do tempo de incêndio. O módulo de elasticidade dos materiais em temperatura elevada depende da distribuição de temperatura na seção transversal.

O texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) considera que a distribuição de temperatura não varia ao longo do comprimento do pilar, o que conduz a uma rigidez efetiva também constante ao longo do pilar. Nos gráficos da FIG.6.31 à FIG.6.34 observa-se claramente que tal consideração é conservadora devido ao resfriamento nas extremidades do pilar, o que provoca um aumento da rigidez efetiva nessas regiões.

A FIG.6.35 mostra, comparativamente, a rigidez efetiva obtida considerando-se a distribuição de temperatura constante ao longo do comprimento do pilar, hipótese adotada pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), e considerando-se os resfriamentos nas proximidades das lajes (obtidos pelo programa *Thersys*).

O objetivo deste trabalho é a obtenção da distribuição de temperaturas, assim, não será apresentado aqui o dimensionamento comparativo desses pilares.

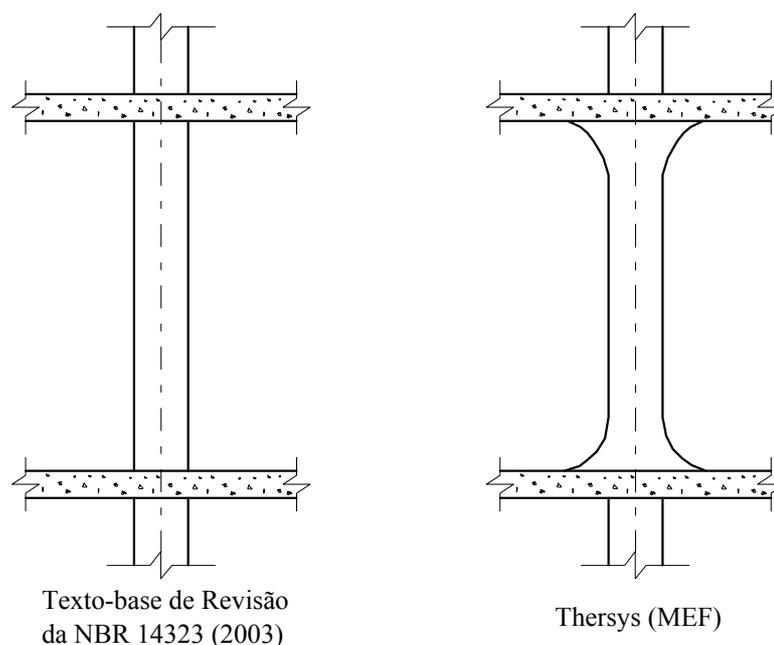


FIGURA 6.35 – Rigidez efetiva do pilar ao longo do comprimento

6.5.2 - Pilar misto parcialmente revestido com concreto

O segundo pilar misto estudado, mostrado na FIG.6.36, é constituído de um perfil H laminado 360×132 , parcialmente preenchido com concreto de densidade normal, possuindo armadura longitudinal formada por 8 barras de 25 mm de diâmetro. O pilar situa-se entre duas lajes maciças de 120 mm de espessura, distantes entre si por 3000 mm (entre os eixos). Devido à dupla simetria física e geométrica, utilizou-se apenas a quarta parte do modelo.

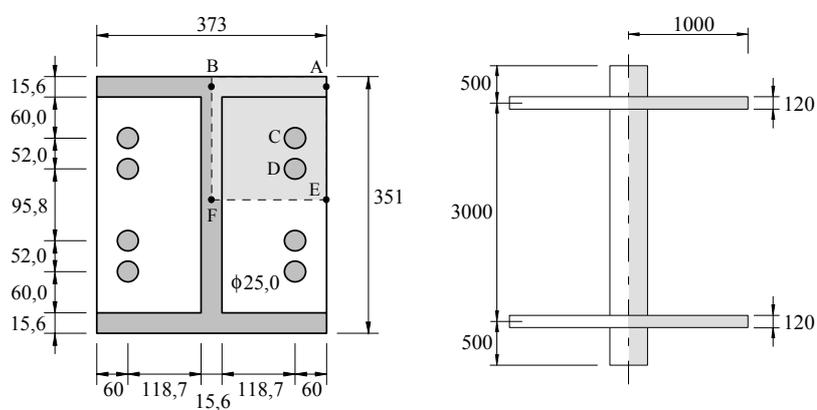
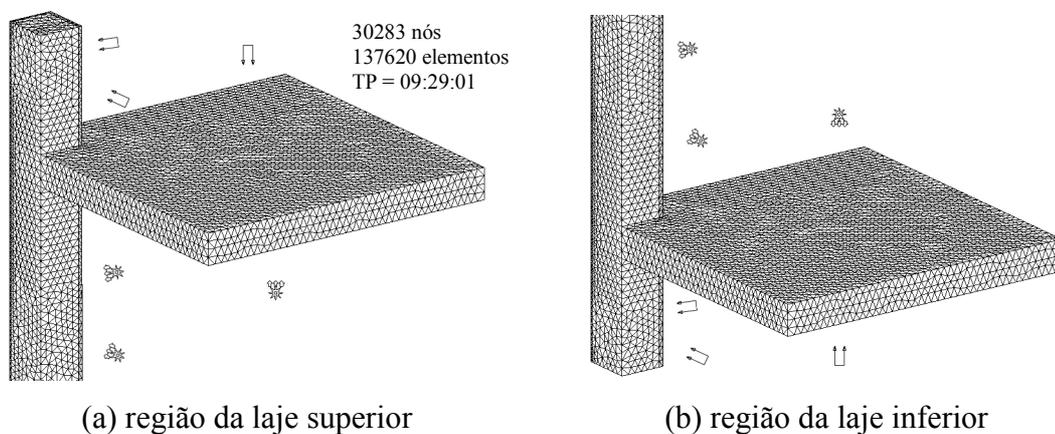


FIGURA 6.36 – Dimensões do pilar misto parcialmente preenchido com concreto

Esse exemplo foi analisado com o objetivo de verificar a distribuição de temperaturas na seção transversal e ao longo do comprimento do pilar para o caso em que o incêndio incide diretamente tanto sobre o perfil de aço quanto sobre o concreto. A discretização utilizada é apresentada na FIG.6.37 na região da laje superior e da laje inferior.



(a) região da laje superior

(b) região da laje inferior

FIGURA 6.37 – Discretização do pilar misto parcialmente preenchido com concreto

Os resultados da análise obtidos pelo programa são apresentados na FIG.6.38. A FIG.6.39 mostra em detalhe a distribuição de temperaturas na região da laje inferior e a distribuição de temperaturas na seção transversal no meio do comprimento do pilar em 60 minutos. Pode-se observar claramente o resfriamento no pilar por influência da laje. Observa-se também que a influência é maior no perfil de aço do que na face de concreto.

As temperaturas obtidas nos pontos de A até F da seção transversal, conforme FIG.6.36, são mostradas ao longo do comprimento do pilar nos gráficos da FIG.6.40 à FIG.6.43.

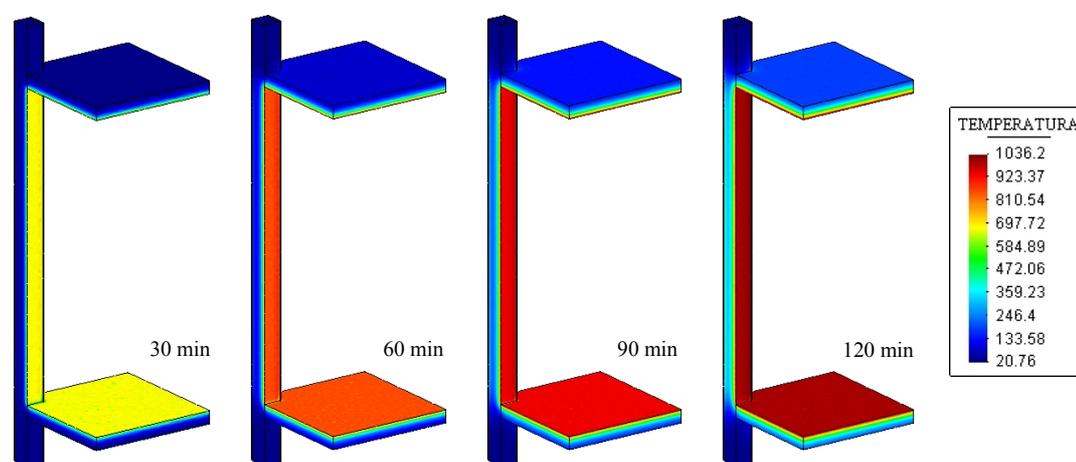


FIGURA 6.38 – Temperaturas no pilar misto parcialmente preenchido com concreto

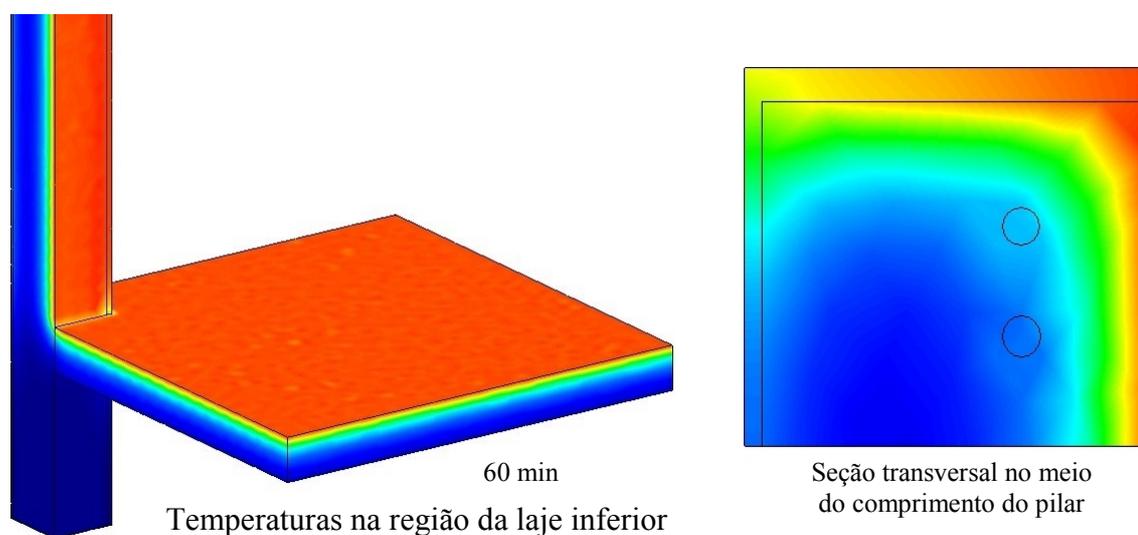


FIGURA 6.39 – Detalhes das temperaturas (°C) obtidas em 60 minutos

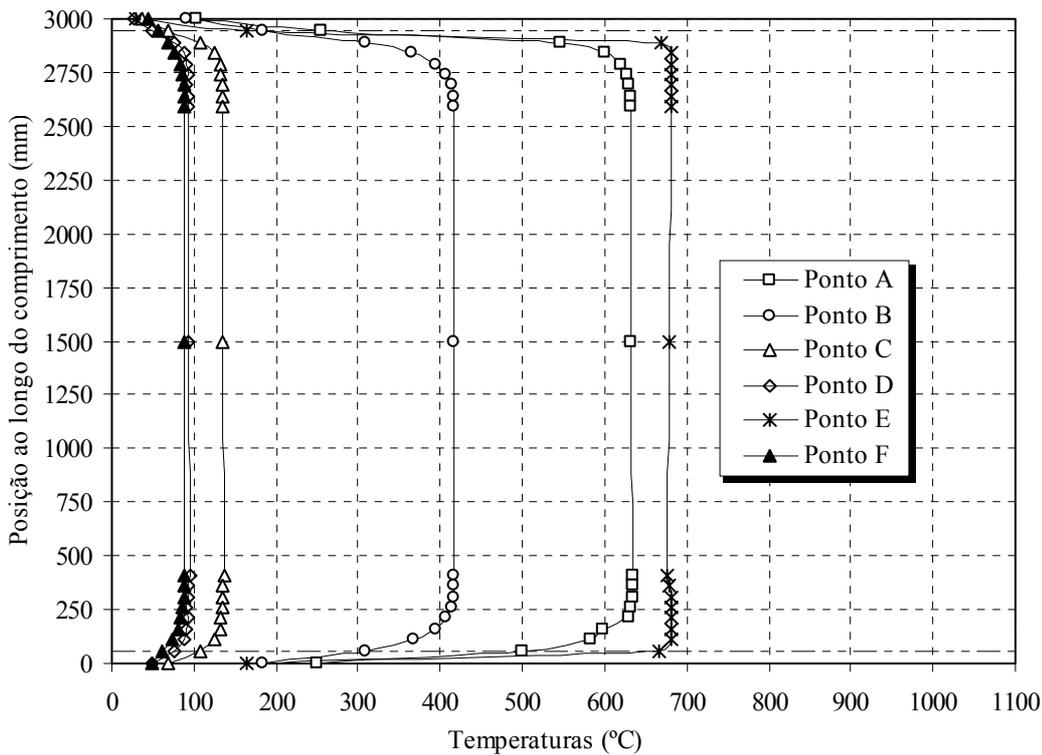


FIGURA 6.40 – Temperaturas no pilar em 30 minutos

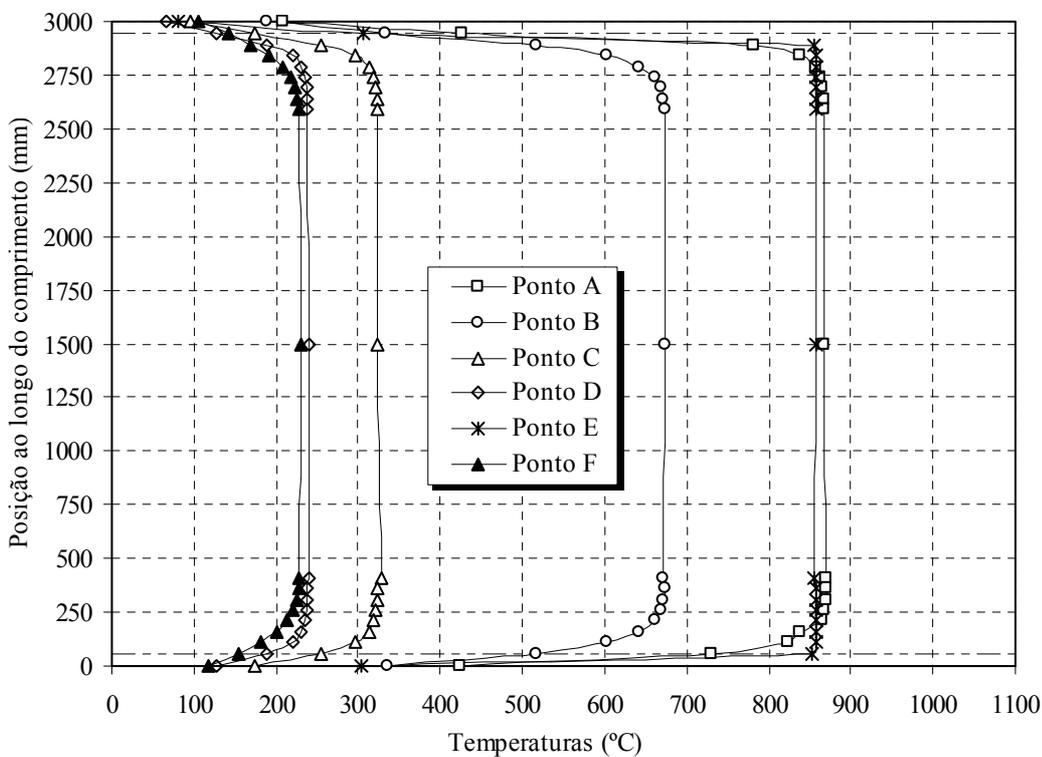


FIGURA 6.41 – Temperaturas no pilar em 60 minutos

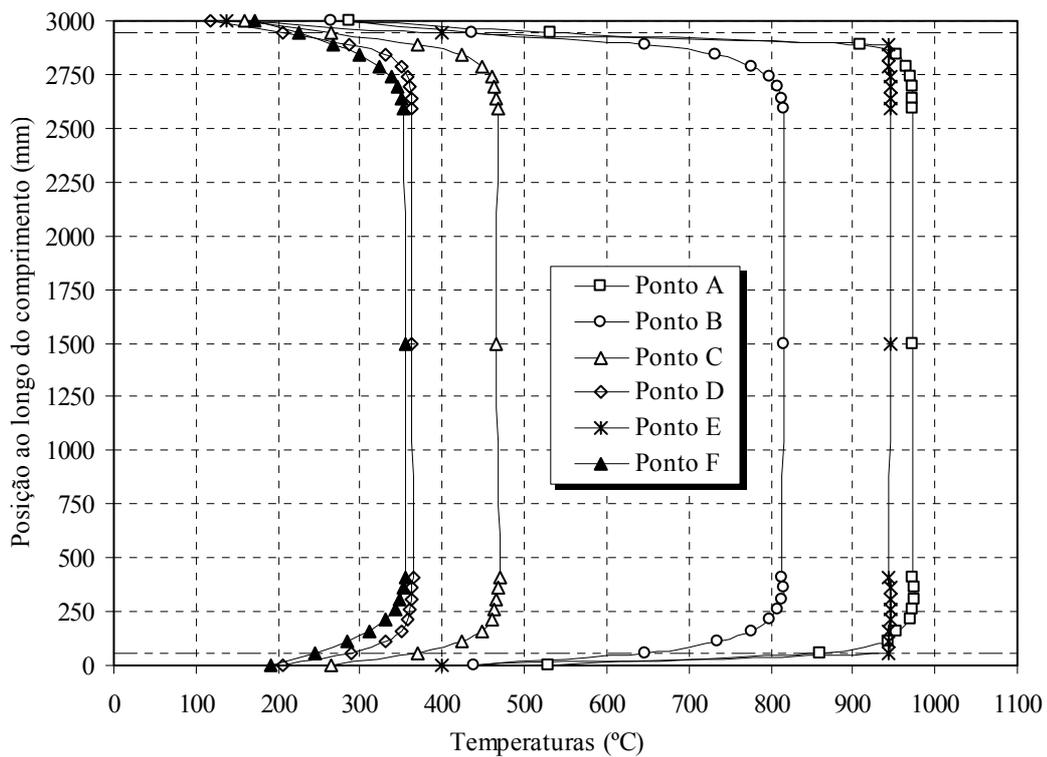


FIGURA 6.42 – Temperaturas no pilar em 90 minutos

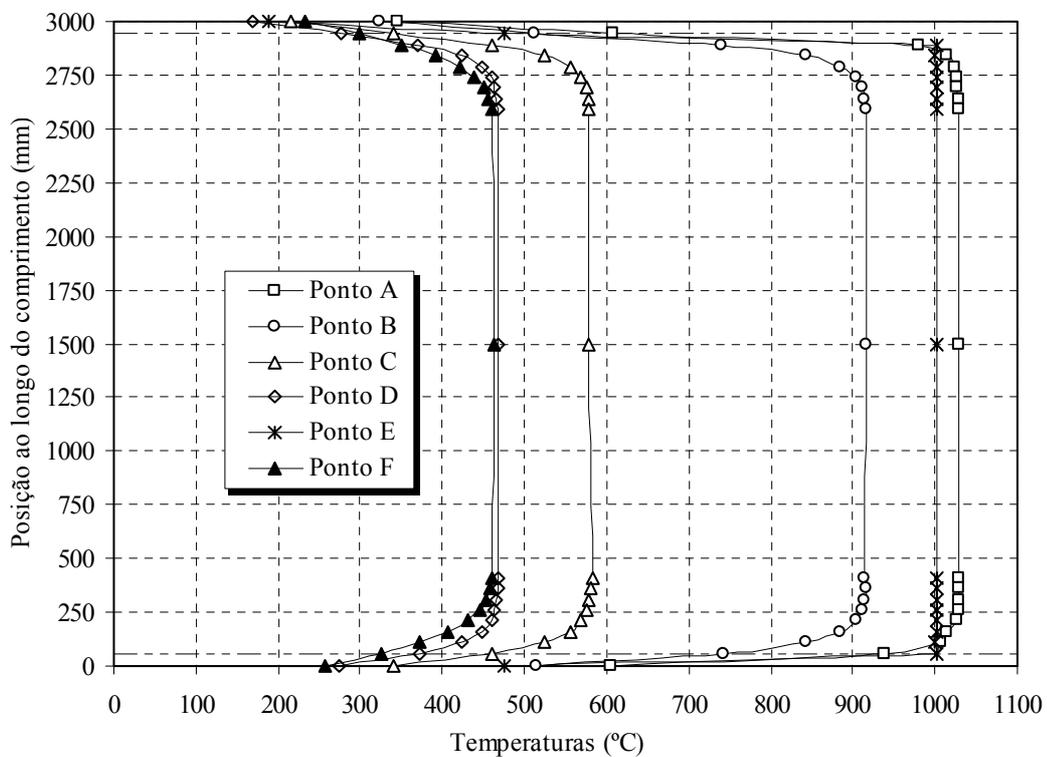


FIGURA 6.43 – Temperaturas no pilar em 120 minutos

Inicialmente, observa-se que a face do concreto (ponto E) é aquecida mais rapidamente que o perfil metálico (ponto A). No entanto, após 60 minutos de incêndio, a situação se inverte, tornando-se a borda da mesa do perfil (ponto A) o ponto mais quente da seção transversal.

As barras da armadura longitudinal (pontos C e D) estão sujeitas a um comportamento similar, por estarem imersas no concreto à mesma distância da face. Porém, a barra mais perto do perfil metálico (ponto C) apresenta uma elevação mais rápida de temperatura que a outra barra, pois seu aquecimento é influenciado, em uma direção, pela temperatura da face do concreto, e na outra, pela temperatura na interface com o perfil.

Apesar de ser o ponto mais distante de todas as faces, o meio da alma do perfil metálico (ponto F) possui sua temperatura muito próxima da temperatura da barra situada no ponto D. Isso acontece porque o aquecimento da alma do perfil ocorre principalmente por condução através do próprio perfil de aço.

Com relação ao resfriamento proporcionado pelas lajes, para 30 minutos de incêndio, a borda do perfil de aço apresenta um resfriamento máximo de 60% no trecho de 20 cm a 25 cm próximo à face da laje. Na junção mesa-alma (ponto B), o resfriamento máximo apresentado é de 55,7% no trecho de 20 cm a 30 cm próximo à face da laje. Para o mesmo trecho, o meio da alma (ponto F) apresenta um resfriamento máximo de 36,0%.

O resfriamento da armadura longitudinal devido à influência da laje atinge o máximo de 47,0% no trecho de 15 cm a 20 cm próximo à face da laje. Esse trecho é menor do que aquele em que ocorre o resfriamento do perfil de aço, apresentando a armadura um comportamento intermediário entre o perfil e o concreto. A face de concreto do pilar misto (ponto E), como ocorre no exemplo 6.4.2, apresenta redução de temperatura apenas no trecho de 5 cm próximo à face da laje, com um resfriamento máximo de 75,7% nesse trecho. As porcentagens citadas correspondem a 30 minutos de incêndio.

Com o resfriamento da seção transversal devido à influência da laje, pode-se obter um dimensionamento mais econômico desse pilar, como observado no exemplo anterior.

6.5.3 - Ligação mista viga-pilar sem proteção térmica e com laje maciça

A ligação mista estudada, mostrada na FIG.6.44, corresponde a uma ligação efetuada com cantoneiras do tipo L 101,6 x 6,35 e L 152 x 12,7 e parafusos de 22 mm entre uma viga VS 400 x 63 e um pilar CS 300 x 76. A viga é solidarizada a uma laje maciça de concreto de 120 mm de espessura através de conectores de cisalhamento, conforme a figura, com espaçamento de 200 mm. No modelo tridimensional desenvolvido, a laje possui uma largura de 500 mm para cada lado a partir do meio da viga.

O modelo está submetido ao incêndio-padrão da NBR 14432 (2000) pela face inferior da laje (sobre a região da viga), em todas as faces expostas da viga e na face direita do pilar. A condição de arrefecimento é aplicada na face esquerda do pilar, na face inferior da laje (sobre a região da face esquerda do pilar), em toda a face superior da laje e em todas as faces do pilar que estão acima da laje. Devido à simetria física e geométrica do problema, utilizou-se apenas a metade do modelo. A malha de elementos finitos utilizada é mostrada na FIG.6.45 e os resultados da análise são mostrados na FIG.6.46.

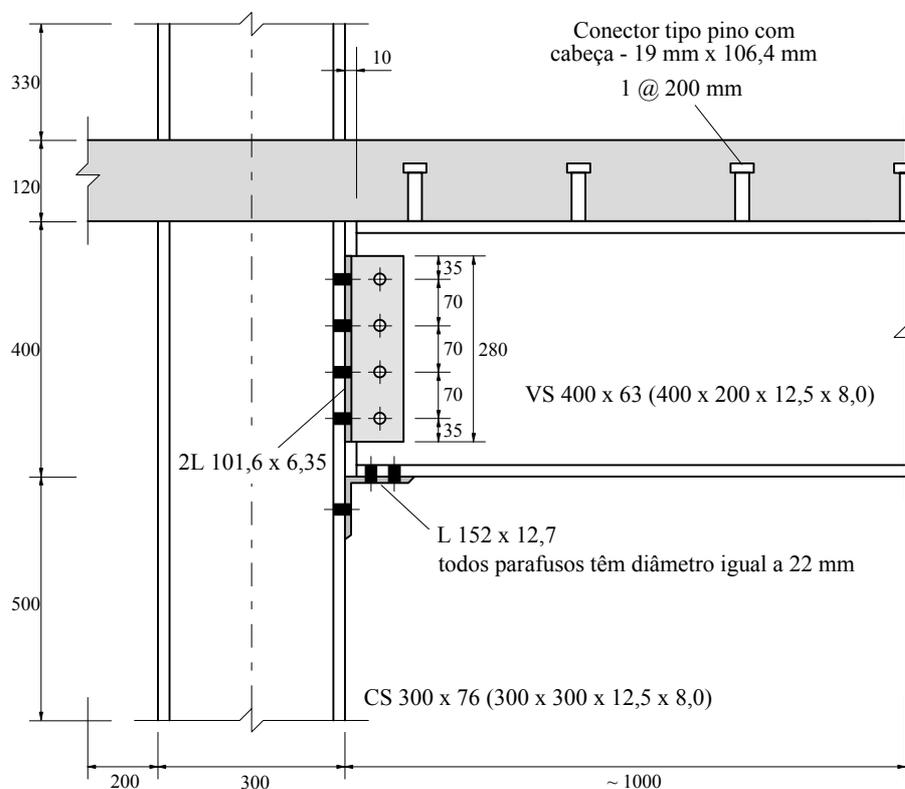


FIGURA 6.44 – Dimensões da ligação mista com laje maciça

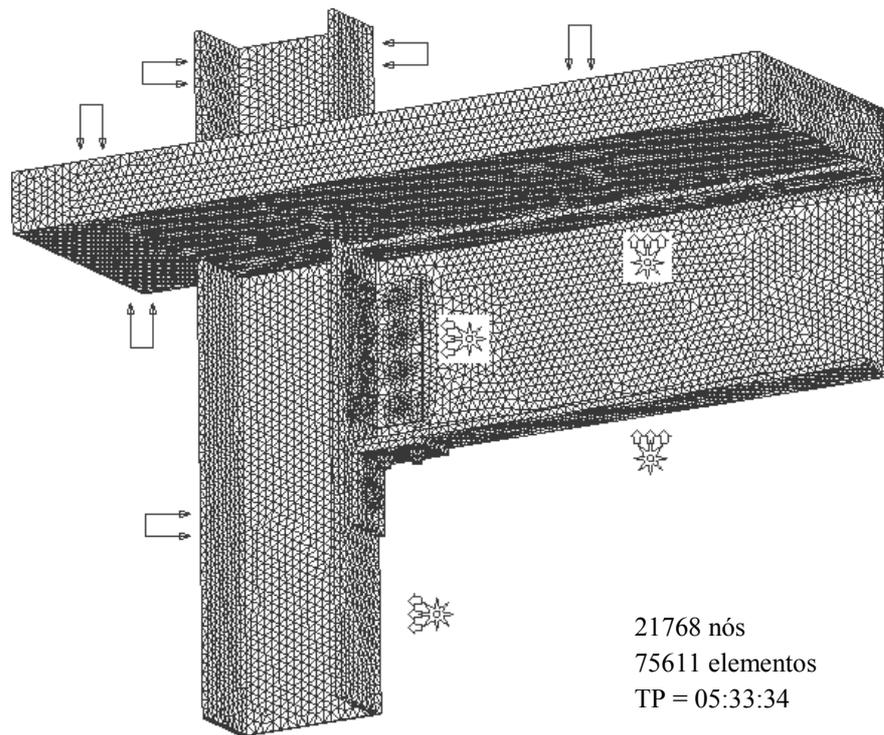


FIGURA 6.45 – Discretização da ligação mista com laje maciça

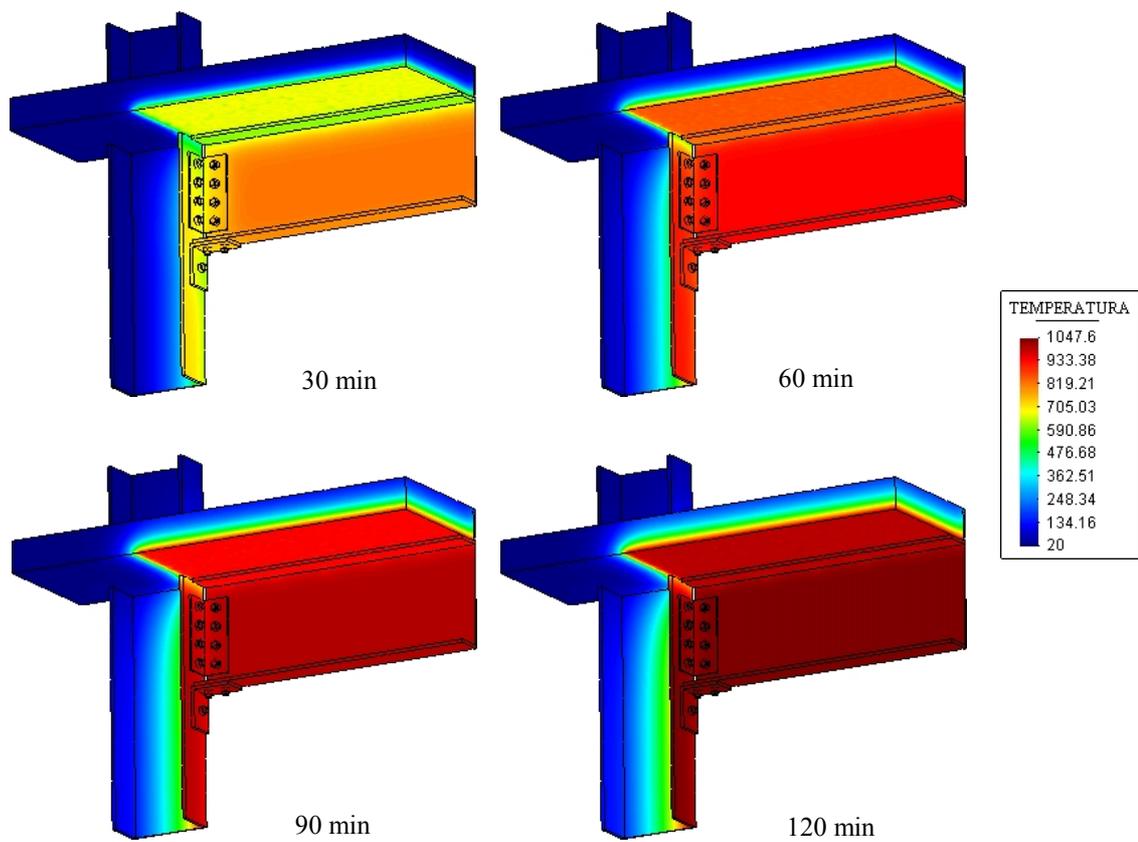


FIGURA 6.46 – Temperaturas (°C) obtidas na análise

Para análise dos resultados, as temperaturas foram obtidas nos níveis de A até I na região da ligação e no meio do vão, segundo o esquema da FIG.6.47. Os valores são apresentados da TAB.6.10 até a TAB.6.13, para os tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos.

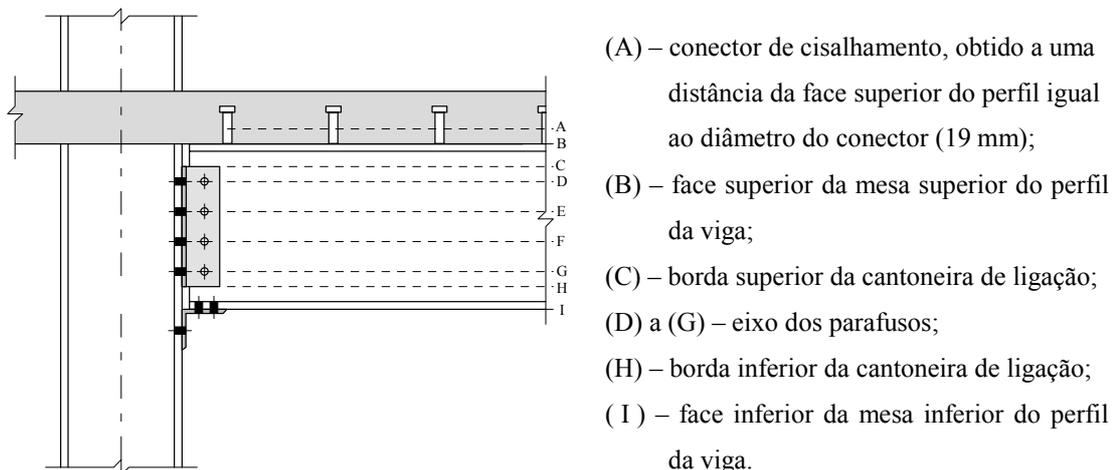


FIGURA 6.47 – Pontos de análise da temperatura no modelo

Na seção de aço no meio do vão (pontos de C até I), excluindo-se a mesa superior do perfil, as temperaturas obtidas através do programa *Thersys* variam muito pouco em relação às temperaturas fornecidas pelos procedimentos prescritos pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), não ultrapassando os limites de 3,3% a -2,1%. Na mesa superior do perfil (ponto B) essa diferença aumenta, sendo as temperaturas obtidas pelo programa sempre inferiores às fornecidas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) em 17,6% no máximo. Isso ocorre devido ao texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) não considerar a troca de calor entre a mesa e a laje.

TABELA 6.10 – Comparação das temperaturas (°C) em 30 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	422	394	7,2%	405	585	-30,8%
B	611	492	24,2%	603	732	-17,6%
C	733	524	40,0%	782	799	-2,1%
D	727	542	34,1%	818	799	2,4%
E	720	579	24,3%	825	799	3,2%
F	730	616	18,4%	826	799	3,3%
G	732	653	12,1%	823	799	3,0%
H	750	672	11,7%	817	799	2,2%
I	702	703	-0,2%	803	799	0,5%

TABELA 6.11 – Comparação das temperaturas (°C) em 60 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	611	463	31,9%	588	746	-21,2%
B	825	579	42,5%	819	933	-12,2%
C	919	616	49,2%	931	940	-1,0%
D	918	638	44,0%	941	940	0,1%
E	915	681	34,3%	941	940	0,2%
F	924	725	27,5%	942	940	0,2%
G	927	768	20,7%	941	940	0,2%
H	931	790	17,9%	941	940	0,1%
I	907	827	9,6%	940	940	0,0%

TABELA 6.12 – Comparação das temperaturas (°C) em 90 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	727	494	47,1%	701	800	-12,3%
B	931	618	50,7%	927	999	-7,2%
C	992	657	51,0%	998	1003	-0,4%
D	992	681	45,7%	1003	1003	0,1%
E	990	727	36,1%	1004	1003	0,1%
F	995	773	28,7%	1004	1003	0,1%
G	996	820	21,6%	1004	1003	0,1%
H	999	843	18,5%	1004	1003	0,1%
I	986	882	11,7%	1003	1003	0,0%

TABELA 6.13 – Comparação das temperaturas (°C) em 120 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	803	516	55,6%	776	836	-7,1%
B	991	645	53,6%	988	1045	-5,5%
C	1039	686	51,4%	1044	1047	-0,3%
D	1039	711	46,2%	1047	1047	0,0%
E	1037	759	36,6%	1048	1047	0,1%
F	1041	807	29,0%	1048	1047	0,1%
G	1042	856	21,8%	1048	1047	0,1%
H	1044	880	18,7%	1047	1047	0,0%
I	1034	921	12,2%	1047	1047	0,0%

Nos conectores de cisalhamento, no meio do vão, as temperaturas fornecidas pelo programa são sempre menores que as prescritas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) em, no máximo, 30,8%. Observa-se que essa prescrição de adotar para o conector 80% da temperatura da mesa superior do perfil se demonstra conservadora.

Embora o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) não considere a troca de calor entre o perfil de aço e a laje de concreto, ao comparar as temperaturas obtidas pelo programa no conector de cisalhamento, no meio do vão, com as temperaturas na laje, dadas pela TAB.2.8 (na altura y de 19 mm), observa-se que são muito próximas. Essa comparação é apresentada na TAB.6.14.

TABELA 6.14 – Comparação das temperaturas (°C) no conector com a TAB.2.8

Tempo	30 min	60 min	90 min	120 min
<i>Thersys</i>	405	588	701	776
TAB.2.8	415	581	681	754
Dif. (%)	-2,4%	1,2%	2,9%	2,9%

Com relação às temperaturas obtidas na região da ligação, observa-se que as temperaturas fornecidas pelo programa são superiores às fornecidas pelas prescrições do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) em, aproximadamente, 20%. Essa diferença atinge o máximo de 53,6% no perfil de aço e 55,6% no conector de cisalhamento. As temperaturas obtidas pelo programa na mesa inferior e na alma do perfil se mostraram muito próximas, sendo a mesa inferior ligeiramente mais fria que a alma, devido à presença da cantoneira de ligação.

O procedimento de obtenção das temperaturas na região da ligação prescrito pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) é proveniente do ECCS MODEL CODE ON FIRE ENGINEERING (2001) que foi desenvolvido com base em resultados de vários experimentos em pequena escala de ligações mistas. Os resultados desses experimentos foram validados ao serem confrontados com os resultados obtidos de ensaios *Cardington* em escala natural e com resultados de dois outros programas de ensaios em pequena escala: o CTICM, publicado sob o título “Resistance au feu des assemblages par boulons haute resistance”, e o programa de ensaios conduzido pelo SCI, publicado sob o título “Behaviour of Steel Beam to Columns Connections in Fire”.

O programa *Thersys*, no entanto, utiliza a consideração do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) de que o incêndio é generalizado, com a mesma intensidade em qualquer ponto da estrutura sob análise. Ao utilizar essa consideração, o programa calcula a região da ligação com a mesma intensidade de incêndio que ocorre no meio do vão. Comparando-se as temperaturas obtidas pelo programa na região da ligação com as obtidas no meio do vão pelas prescrições do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), aquelas são sempre inferiores a essas, tendo-se uma diferença máxima de 18,1% no conector e 11,5% no perfil.

Analisando-se a FIG.6.48, apresentada por GHOJEL (1998) para descrever a troca de calor por radiação e convecção em um compartimento em situação de incêndio, percebe-se a formação dos vórtices nas correntes de convecção na região das ligações (cantos). Segundo PATANKAR (1980), devido a esse fenômeno, essas regiões têm temperaturas inferiores às observadas nas demais regiões do compartimento. Considerando-se a troca de calor por radiação, a intensidade da radiação decai com o quadrado da distância, e os cantos estão geralmente a uma maior distância do foco do incêndio que as demais regiões, mais ainda, freqüentemente apresentam ângulo de incidência das ondas eletromagnéticas da radiação inferiores a 90° .

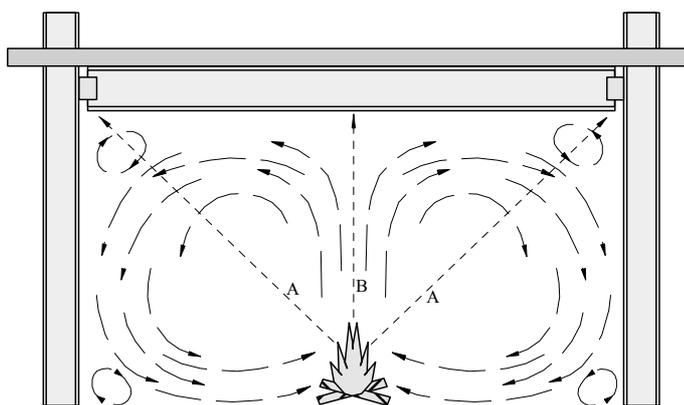


FIGURA 6.48 – Convecção e radiação em um compartimento em situação de incêndio

O ECCS (2001) fornece alguns procedimentos para cálculo da intensidade nas proximidades de um incêndio localizado, mas não abrange a troca de calor em regiões como cantos de compartimentos para incêndios generalizados. Na literatura, não foram encontrados trabalhos nessa área.

6.5.4 - Ligação mista viga-pilar com proteção do tipo contorno e com laje maciça

Este exemplo corresponde ao mesmo modelo do item anterior, porém com uma proteção do tipo contorno de 20 mm de *Blaze Shield II* em torno do perfil da viga, da coluna e sobre todos componentes da ligação. As condições de contorno do modelo também são as mesmas do exemplo anterior.

A discretização utilizada é mostrada na FIG.6.49 e os resultados da análise são mostrados na FIG.6.50 (vista com a proteção térmica) e na FIG.6.51 (vista sob a proteção térmica).

As temperaturas foram obtidas nos níveis de A até I na região da ligação e no meio do vão, conforme o esquema da FIG.6.47, sendo os valores apresentados da TAB.6.15 até a TAB.6.18, para os tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos de incêndio, respectivamente.

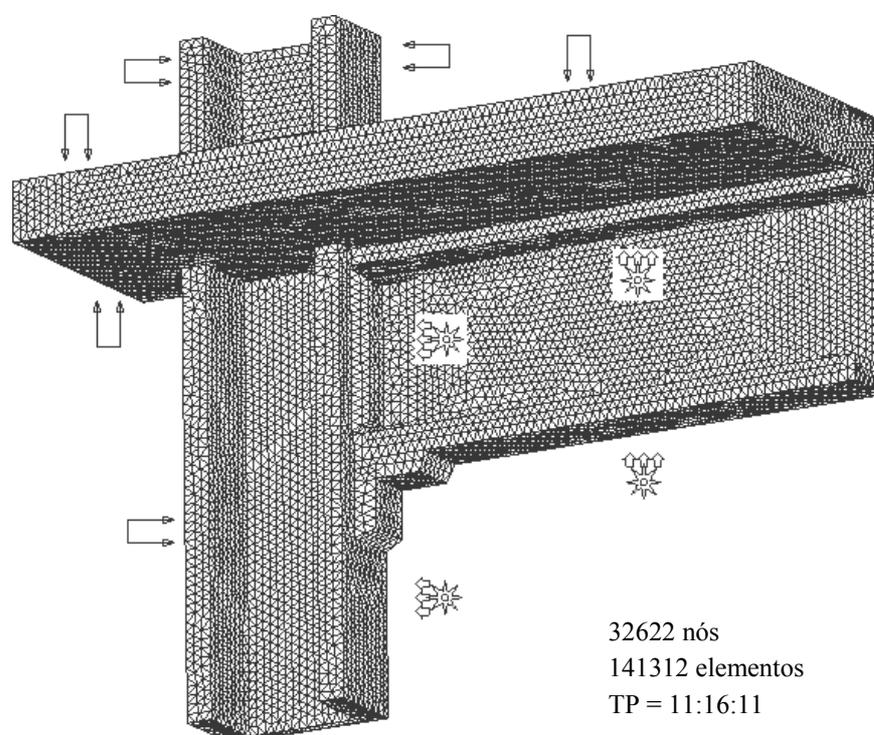


FIGURA 6.49 – Discretização da ligação mista com laje maciça e com proteção térmica do tipo contorno

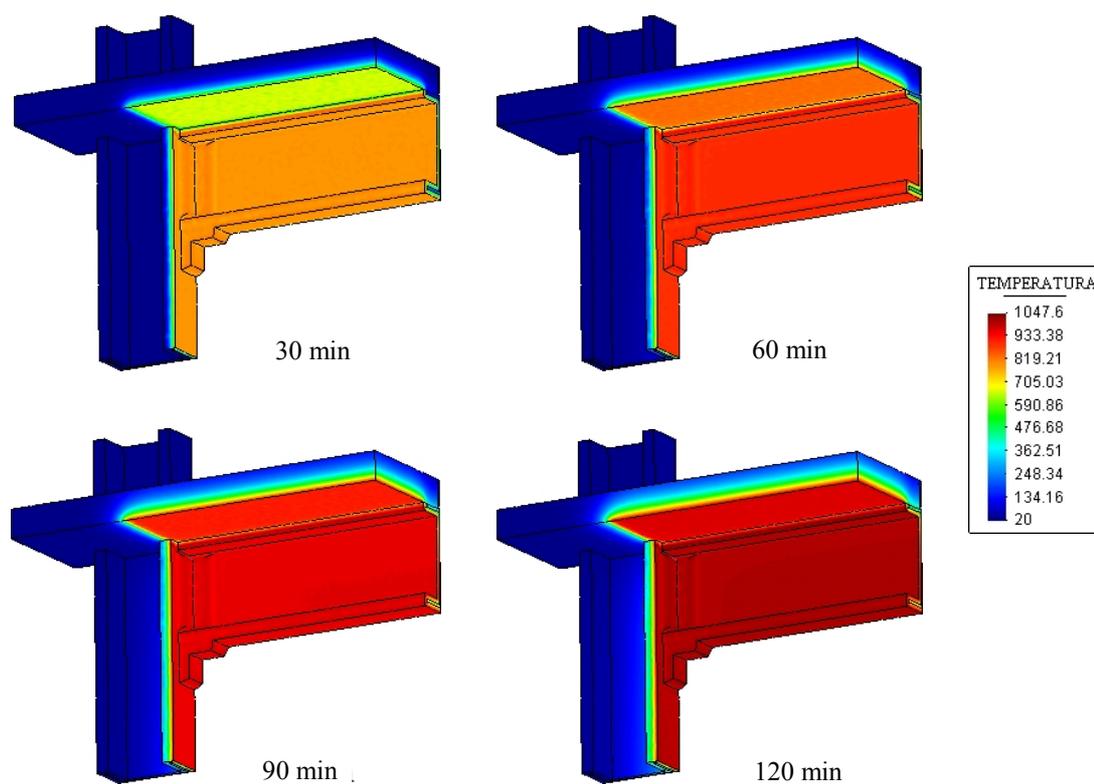


FIGURA 6.50 – Temperaturas (°C) obtidas na análise (com a proteção térmica)

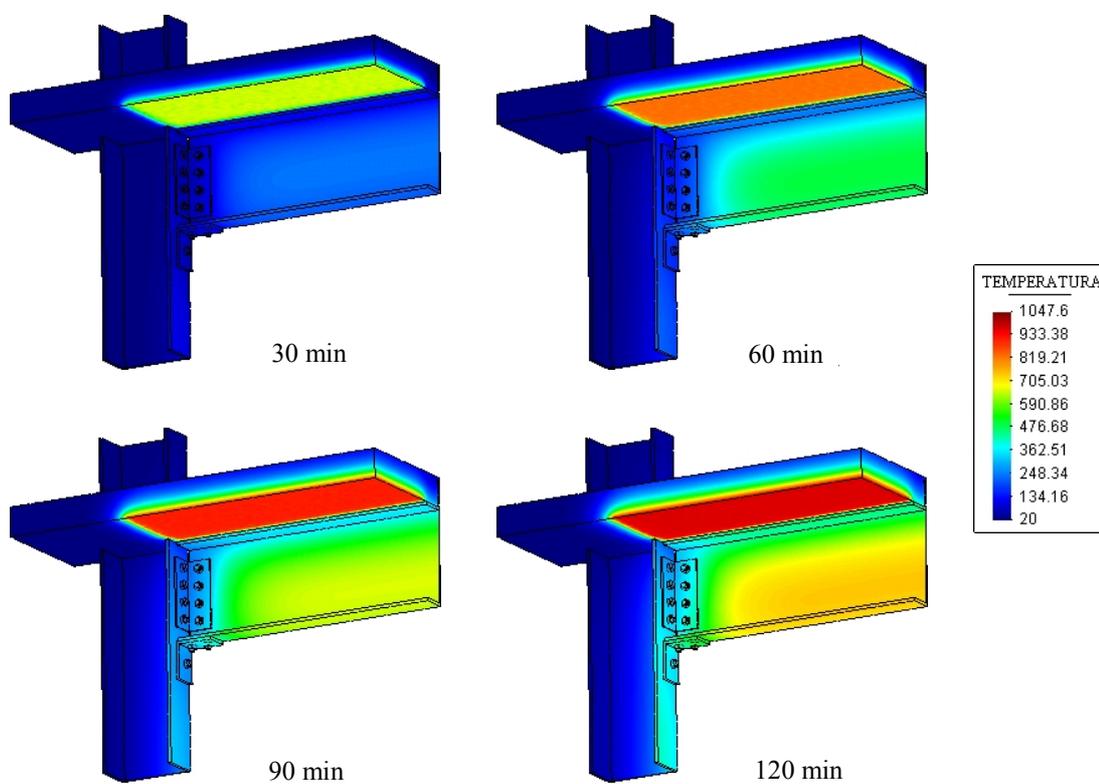


FIGURA 6.51 – Temperaturas (°C) obtidas na análise (sob a proteção)

TABELA 6.15 – Comparação das temperaturas (°C) em 30 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	73	142	-48,9%	83	151	-44,9%
B	109	178	-38,8%	124	189	-34,4%
C	90	190	-52,6%	182	289	-36,9%
D	86	196	-56,3%	212	289	-26,5%
E	84	210	-60,1%	239	289	-17,2%
F	83	223	-62,7%	250	289	-13,5%
G	86	236	-63,8%	245	289	-15,3%
H	89	243	-63,3%	237	289	-18,1%
I	75	254	-70,4%	221	289	-23,5%

TABELA 6.16 – Comparação das temperaturas (°C) em 60 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	160	255	-37,2%	191	290	-34,2%
B	215	319	-32,8%	259	363	-28,7%
C	196	340	-42,3%	365	518	-29,6%
D	192	352	-45,3%	420	518	-18,9%
E	196	376	-47,8%	477	518	-8,0%
F	200	400	-49,9%	508	518	-2,0%
G	208	423	-50,8%	512	518	-1,3%
H	217	435	-50,3%	505	518	-2,6%
I	194	456	-57,4%	489	518	-5,7%

TABELA 6.17 – Comparação das temperaturas (°C) em 90 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	241	329	-26,5%	288	401	-28,0%
B	305	411	-25,9%	372	501	-25,7%
C	289	437	-33,9%	498	667	-25,2%
D	286	453	-36,7%	565	667	-15,3%
E	296	483	-38,9%	634	667	-4,9%
F	305	514	-40,7%	675	667	1,2%
G	319	545	-41,5%	685	667	2,7%
H	330	560	-41,1%	681	667	2,1%
I	306	587	-47,8%	669	667	0,3%

TABELA 6.18 – Comparação das temperaturas (°C) em 120 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	313	363	-14,0%	370	485	-23,7%
B	381	454	-16,1%	464	607	-23,6%
C	369	484	-23,8%	595	738	-19,3%
D	367	501	-26,7%	662	738	-10,2%
E	380	535	-28,8%	723	738	-2,0%
F	394	569	-30,7%	753	738	2,1%
G	412	603	-31,7%	765	738	3,7%
H	426	620	-31,3%	760	738	3,1%
I	403	649	-37,9%	744	738	0,8%

Observando-se os pontos de C até I, no meio do vão, percebe-se que as temperaturas fornecidas pelo programa são até 36,9% menores que as prescritas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). No entanto, para tempos de incêndio maiores, aquelas temperaturas tendem a superar essas, atingindo 3,7% para 120 minutos de incêndio. Na mesa superior do perfil (ponto B), as temperaturas fornecidas pelo programa são até 34,4% menores que as obtidas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), pois essa não considera a troca de calor entre o perfil e a laje.

Nos conectores de cisalhamento, no meio do vão, as temperaturas fornecidas pelo programa são menores que as obtidas pelos procedimentos do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), atingindo uma diferença máxima de 44,9% em 30 minutos de incêndio (no exemplo anterior era de 30,8%). Isso ocorre porque o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) não considera o resfriamento da laje proporcionado pelo perfil metálico. Com a presença da proteção térmica, o resfriamento na laje devido ao perfil de aço aumenta e, conseqüentemente, a diferença nas temperaturas também.

Uma vez que o programa considera a mesma intensidade de incêndio tanto no meio do vão como na ligação, as distribuições de temperatura obtidas nas duas regiões, no exemplo anterior, eram semelhantes. Porém, com a proteção térmica, as temperaturas na ligação se tornam sempre inferiores às respectivas temperaturas no meio do vão. A aplicação de uma camada isolante térmica, em uma região como a de ligações, reduz a área total exposta ao incêndio e, portanto, as temperaturas atingidas pela estrutura.

6.5.5 - Ligação mista viga-pilar sem proteção térmica e com laje mista constituída por fôrma de aço trapezoidal

Este modelo, mostrado na FIG.6.52, corresponde à mesma ligação mista do exemplo do item 6.5.3, porém, a laje maciça foi substituída por uma laje mista com fôrma de aço trapezoidal. As dimensões da fôrma de aço e do conector de cisalhamento para esse modelo são ilustradas na figura. As condições de contorno aplicadas também são as mesmas daquele exemplo.

A discretização utilizada é mostrada na FIG.6.53 e os resultados da análise são mostrados na FIG.6.54. As temperaturas foram obtidas nos níveis de A até I na região da ligação e no meio do vão, conforme o esquema da FIG.6.47, sendo os valores apresentados da TAB.6.19 até a TAB.6.22, para os tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos de incêndio, respectivamente.

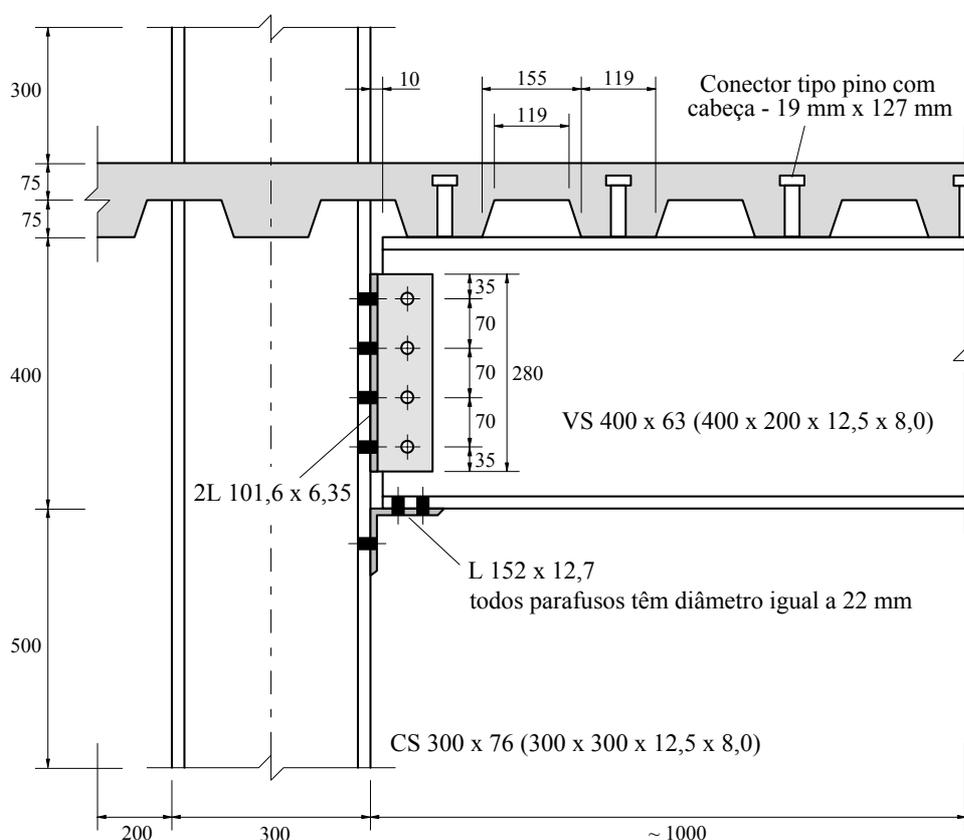


FIGURA 6.52 – Dimensões da ligação mista com laje mista trapezoidal

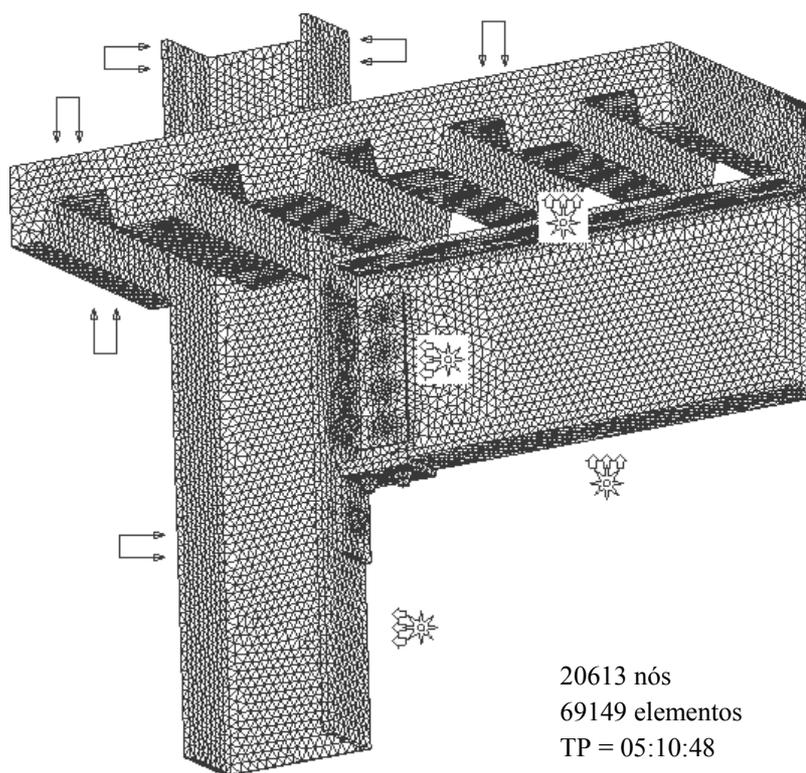


FIGURA 6.53 – Discretização da ligação mista com laje mista trapezoidal

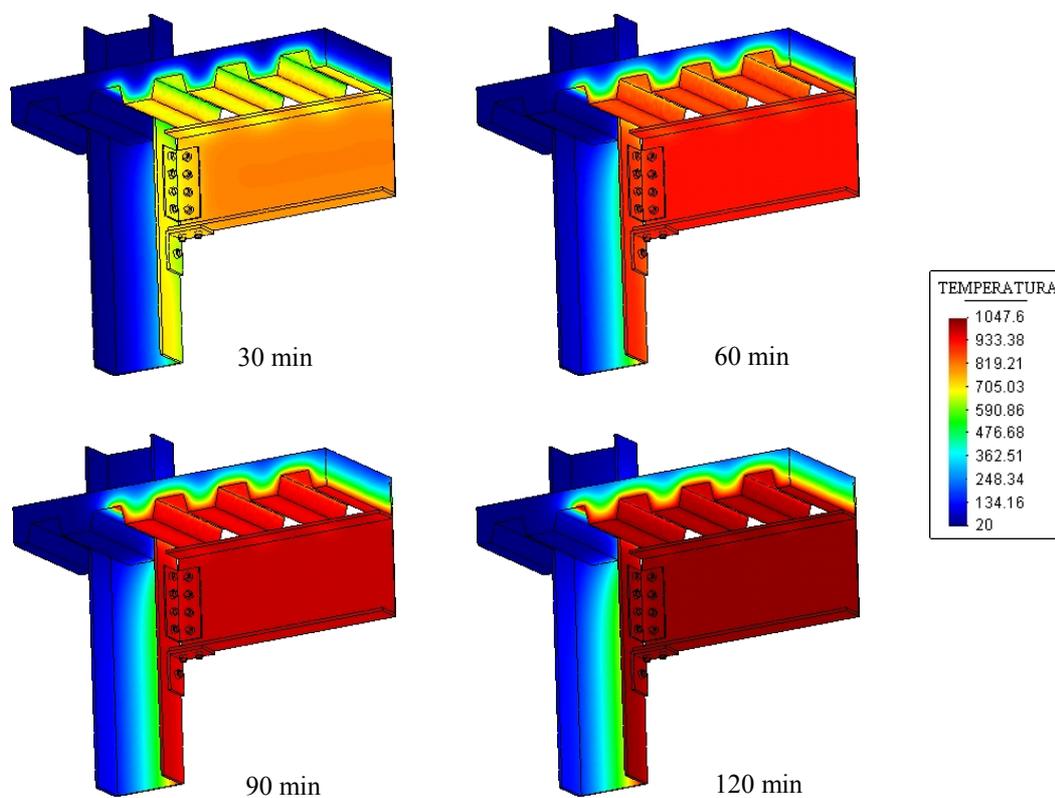


FIGURA 6.54 – Temperaturas (°C) obtidas na análise

TABELA 6.19 – Comparação das temperaturas (°C) em 30 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	480	394	21,9%	484	639	-24,3%
B	760	492	54,3%	690	799	-13,7%
C	749	524	43,0%	802	799	0,4%
D	732	542	34,9%	820	799	2,6%
E	730	579	26,0%	825	799	3,3%
F	730	616	18,5%	826	799	3,3%
G	732	653	12,1%	823	799	3,0%
H	750	672	11,7%	817	799	2,2%
I	676	703	-3,9%	803	799	0,5%

TABELA 6.20 – Comparação das temperaturas (°C) em 60 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	687	463	48,3%	686	752	-8,7%
B	933	579	61,2%	880	940	-6,3%
C	930	616	50,9%	937	940	-0,3%
D	925	638	45,1%	941	940	0,1%
E	924	681	35,7%	941	940	0,2%
F	925	725	27,7%	942	940	0,2%
G	927	768	20,7%	941	940	0,2%
H	932	790	18,0%	941	940	0,1%
I	891	827	7,8%	940	940	0,0%

TABELA 6.21 – Comparação das temperaturas (°C) em 90 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	803	494	62,5%	801	802	-0,1%
B	1000	618	61,8%	963	1003	-4,0%
C	998	657	51,8%	1001	1003	-0,2%
D	995	681	46,2%	1003	1003	0,1%
E	995	727	36,9%	1004	1003	0,1%
F	995	773	28,7%	1004	1003	0,1%
G	996	820	21,6%	1004	1003	0,1%
H	999	843	18,5%	1004	1003	0,1%
I	977	882	10,7%	1003	1003	0,0%

TABELA 6.22 – Comparação das temperaturas (°C) em 120 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	881	516	70,7%	878	838	4,9%
B	1045	645	62,0%	1016	1047	-3,0%
C	1043	686	52,0%	1046	1047	-0,1%
D	1041	711	46,5%	1047	1047	0,0%
E	1041	759	37,1%	1048	1047	0,1%
F	1041	807	29,0%	1048	1047	0,1%
G	1042	856	21,8%	1048	1047	0,1%
H	1044	880	18,7%	1047	1047	0,0%
I	1026	921	11,3%	1047	1047	0,0%

Para o modelo da ligação mista em que a laje mista é constituída por fôrma de aço trapezoidal, as temperaturas no perfil metálico (pontos de C até I), no meio do vão, são semelhantes às prescritas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). As diferenças obtidas atingem no máximo 3,3%. Devido ao motivo já apresentado no item 6.5.3, as temperaturas fornecidas pelo programa na mesa superior do perfil são, no máximo, 13,7% inferiores às obtidas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003).

Nos conectores de cisalhamento, no meio do vão, as temperaturas fornecidas pelo programa são inicialmente menores que as obtidas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) em até 24,3%. Para tempos de incêndio maiores, a situação pode se inverter, sendo que para 120 minutos de incêndio, o programa fornece temperaturas até 4,9% acima das obtidas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003).

Na região da ligação, por considerar-se a mesma intensidade de incêndio em todos os pontos de um compartimento, como visto no item 6.5.3, as temperaturas obtidas pelo programa são sempre superiores às fornecidas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), obtendo-se a diferença máxima de 62,0% no perfil metálico e 70,7% no conector de cisalhamento. Porém, comparando-se essas temperaturas com as prescritas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) para o meio do vão, observa-se que são muito próximas, sendo inferiores a essas em, no máximo, 15,4% no perfil e 24,9% no conector. Deve-se observar que a mesa inferior é sempre mais fria que o restante do perfil, devido à cantoneira de ligação que diminui o fator de massividade do conjunto.

6.5.6 - Ligação mista viga-pilar com proteção do tipo contorno e com laje mista constituída por fôrma de aço trapezoidal

A ligação mista estudada neste exemplo corresponde ao mesmo modelo do item anterior, porém, com uma proteção do tipo contorno de 20 mm de *Blaze Shield II* em torno do perfil da viga, da coluna e sobre todos componentes da ligação. A face inferior da laje e a face superior da viga, entre as nervuras, não são protegidas. As condições de contorno são as mesmas do exemplo anterior, porém, acrescentando-se a condição de incêndio nas faces superiores da viga que estão expostas (entre nervuras).

A malha de elementos finitos utilizada é mostrada na FIG.6.55. Os resultados da análise são mostrados na FIG.6.56 (vista com a proteção térmica) e na FIG.6.57 (vista sob a proteção térmica). As temperaturas foram obtidas nos níveis de A até I na região da ligação e no meio do vão, conforme o esquema da FIG.6.47, sendo os valores apresentados da TAB.6.23 até a TAB.6.26, para os tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos de incêndio, respectivamente.

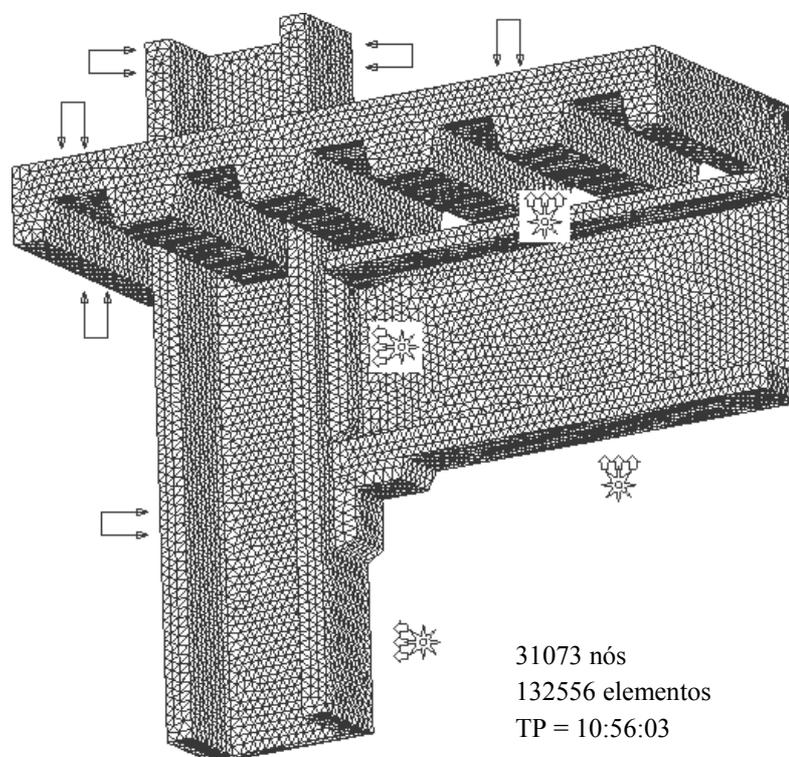


FIGURA 6.55 – Discretização da ligação mista com proteção do tipo contorno e laje mista constituída por fôrma de aço trapezoidal

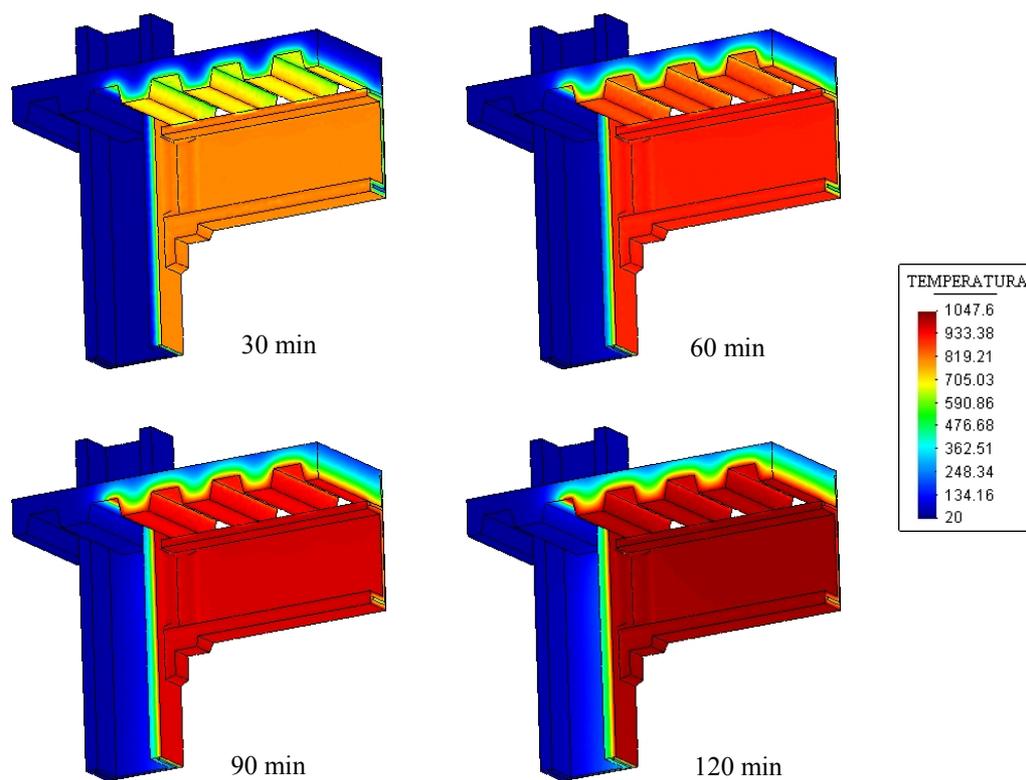


FIGURA 6.56 – Temperaturas (°C) obtidas na análise (com a proteção térmica)

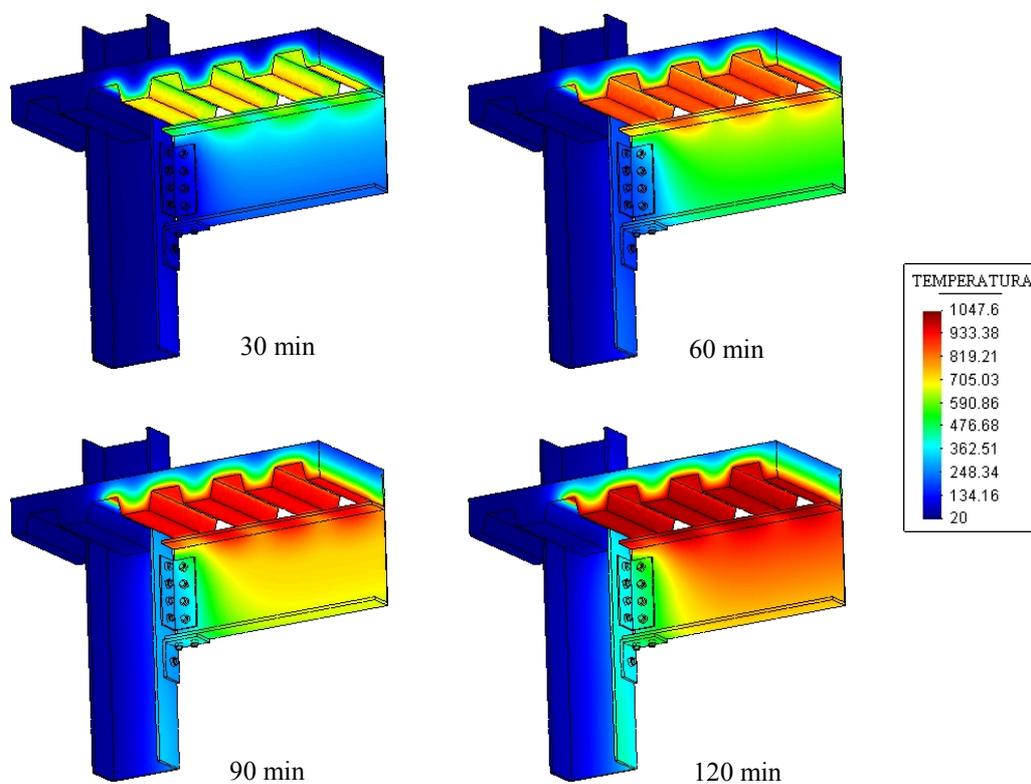


FIGURA 6.57 – Temperaturas (°C) obtidas na análise (sob a proteção)

TABELA 6.23 – Comparação das temperaturas (°C) em 30 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	268	142	87,9%	291	231	25,9%
B	454	178	154,8%	396	289	36,9%
C	202	190	6,8%	374	289	29,2%
D	152	196	-22,6%	347	289	19,9%
E	105	210	-50,1%	311	289	7,4%
F	96	223	-57,0%	280	289	-3,1%
G	91	236	-61,6%	250	289	-13,7%
H	93	243	-61,8%	235	289	-18,7%
I	79	254	-69,0%	222	289	-23,1%

TABELA 6.24 – Comparação das temperaturas (°C) em 60 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	501	255	96,3%	536	414	29,2%
B	704	319	120,5%	661	518	27,5%
C	382	340	12,6%	656	518	26,7%
D	316	352	-10,2%	637	518	23,0%
E	249	376	-33,8%	605	518	16,8%
F	238	400	-40,5%	573	518	10,6%
G	229	423	-46,0%	532	518	2,8%
H	232	435	-46,7%	513	518	-0,9%
I	206	456	-54,8%	495	518	-4,4%

TABELA 6.25 – Comparação das temperaturas (°C) em 90 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	633	329	92,7%	679	533	27,3%
B	835	411	103,3%	812	667	21,7%
C	500	437	14,3%	795	667	19,2%
D	432	453	-4,5%	767	667	15,0%
E	365	483	-24,5%	736	667	10,4%
F	358	514	-30,4%	728	667	9,2%
G	351	545	-35,6%	706	667	5,9%
H	356	560	-36,4%	692	667	3,7%
I	326	587	-44,4%	677	667	1,5%

TABELA 6.26 – Comparação das temperaturas (°C) em 120 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	745	363	105,0%	796	590	34,9%
B	930	454	104,6%	923	738	25,1%
C	593	484	22,6%	924	738	25,2%
D	524	501	4,7%	908	738	23,1%
E	459	535	-14,2%	877	738	18,9%
F	455	569	-20,0%	841	738	14,0%
G	451	603	-25,2%	794	738	7,7%
H	458	620	-26,1%	772	738	4,6%
I	428	649	-34,0%	750	738	1,7%

Nesse modelo, como algumas regiões da mesa superior do perfil estão expostas ao incêndio (entre as nervuras), ocorre um aquecimento não previsto pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). Assim, as temperaturas obtidas pelo programa superam às prescritas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), atingindo a diferença máxima de 36,9% na mesa superior e 34,9% no conector. Essa diferença expressiva ocorre por se considerar a mesma intensidade de incêndio em todos os pontos do compartimento, inclusive entre as nervuras, visto que o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) não considera o efeito de sombreamento da radiação.

Na mesa inferior, a temperatura mantém o mesmo comportamento do exemplo 6.5.4. Na alma, as temperaturas sofrem influência da mesa superior apresentando valores acima dos prescritos pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) em até 29,2%.

Na região da ligação, devido à redução da área exposta ao incêndio pelo material de proteção térmica, as temperaturas obtidas pelo programa no perfil (pontos de C até I) são inferiores às prescritas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) em, no máximo, 69,0% (na mesa inferior). À medida que se caminha para a mesa superior, as temperaturas fornecidas pelo programa aumentam devido à exposição direta dessa mesa ao incêndio (entre nervuras). Na mesa superior, essas temperaturas são maiores que as obtidas pelas prescrições pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) em até 154,8%. No conector de cisalhamento, essa diferença atinge o máximo de 105,0% em 120 minutos de incêndio.

6.5.7 - Ligação mista viga-pilar com proteção do tipo contorno (completa) e com laje mista constituída por fôrma de aço trapezoidal

A ligação mista do exemplo anterior retrata o que de fato ocorre na realidade, pois a aplicação de proteção térmica na mesa superior do perfil metálico entre nervuras não é realizada na prática. No entanto, devido ao sombreamento da radiação, o incêndio que atinge essas faces não é tão intenso como nas faces diretamente expostas.

Para comparação, desenvolveu-se este exemplo, que corresponde ao mesmo modelo do item anterior, porém, a proteção térmica é aplicada também sobre a mesa superior da viga. As condições de contorno são as mesmas do exemplo anterior (item 6.5.6).

A discretização utilizada é mostrada na FIG.6.58. Os resultados da análise são mostrados na FIG.6.59 (vista com a proteção térmica) e na FIG.6.60 (vista sob a proteção térmica). As temperaturas foram obtidas nos níveis de A até I na região da ligação e no meio do vão, conforme o esquema da FIG.6.47, sendo os valores apresentados da TAB.6.27 até a TAB.6.30, para os tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos de incêndio, respectivamente.

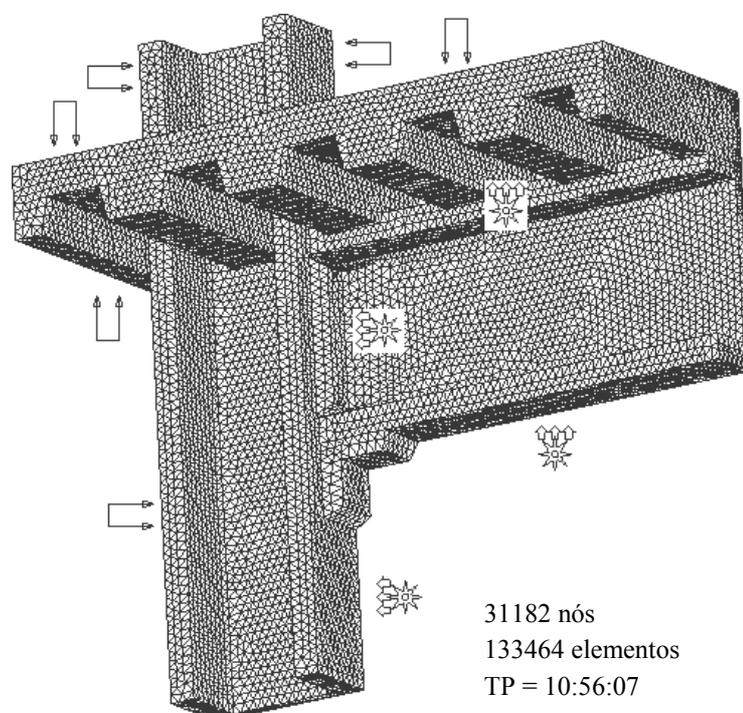


FIGURA 6.58 – Discretização da ligação mista com proteção do tipo contorno (completa) e laje mista constituída por fôrma de aço trapezoidal

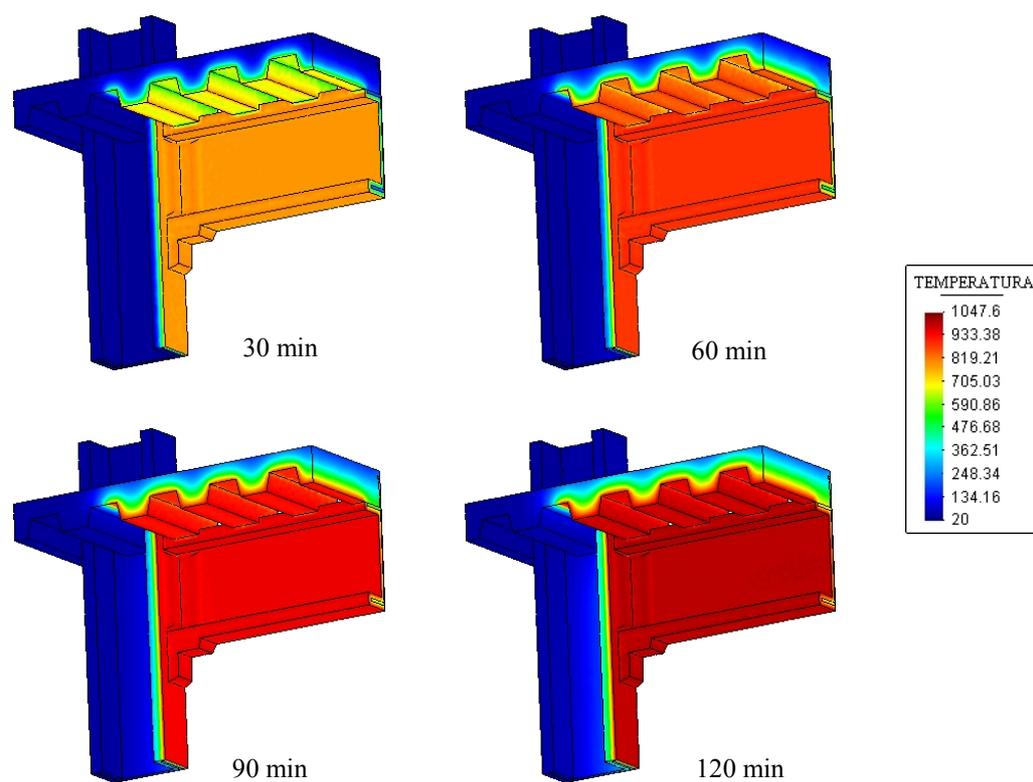


FIGURA 6.59 – Temperaturas (°C) obtidas na análise (com a proteção térmica)

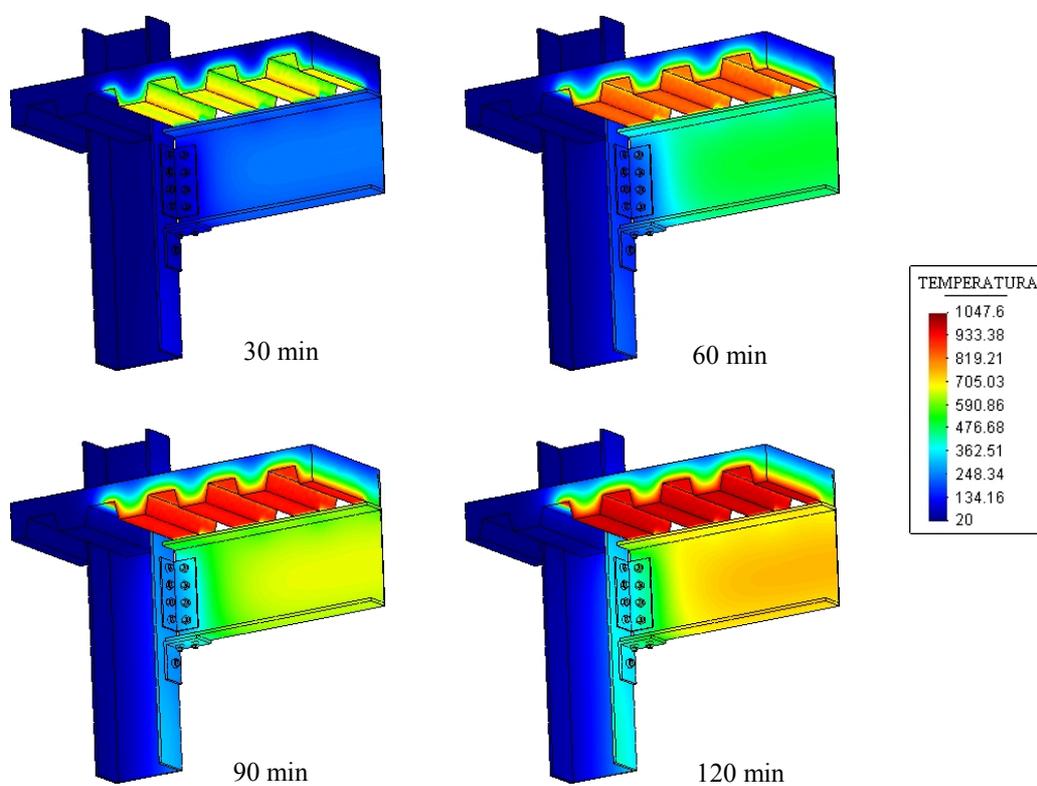


FIGURA 6.60 – Temperaturas (°C) obtidas na análise (sob a proteção)

TABELA 6.27 – Comparação das temperaturas (°C) em 30 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	139	142	-2,4%	154	231	-33,3%
B	168	178	-5,8%	190	289	-34,1%
C	120	190	-36,9%	222	289	-23,3%
D	103	196	-47,5%	238	289	-17,7%
E	84	210	-59,9%	253	289	-12,5%
F	86	223	-61,5%	253	289	-12,4%
G	86	236	-63,5%	242	289	-16,3%
H	90	243	-63,1%	231	289	-20,1%
I	74	254	-70,8%	221	289	-23,5%

TABELA 6.28 – Comparação das temperaturas (°C) em 60 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	327	255	28,0%	367	414	-11,5%
B	353	319	10,7%	427	518	-17,6%
C	272	340	-19,9%	474	518	-8,5%
D	244	352	-30,7%	499	518	-3,8%
E	211	376	-43,8%	524	518	1,1%
F	215	400	-46,2%	528	518	2,0%
G	216	423	-49,1%	515	518	-0,6%
H	222	435	-49,1%	503	518	-3,0%
I	194	456	-57,5%	490	518	-5,4%

TABELA 6.29 – Comparação das temperaturas (°C) em 90 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	471	329	43,5%	526	533	-1,3%
B	490	411	19,3%	596	667	-10,6%
C	397	437	-9,3%	646	667	-3,2%
D	363	453	-19,9%	671	667	0,7%
E	325	483	-32,8%	697	667	4,5%
F	331	514	-35,6%	703	667	5,4%
G	334	545	-38,8%	693	667	3,9%
H	342	560	-39,0%	682	667	2,3%
I	309	587	-47,4%	671	667	0,7%

TABELA 6.30 – Comparação das temperaturas (°C) em 120 minutos

Posição	Ligação			Meio do vão		
	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)	<i>Thersys</i>	NBR 14323	Dif. (%)
A	578	363	59,1%	636	590	7,7%
B	589	454	29,6%	703	738	-4,7%
C	494	484	2,1%	734	738	-0,5%
D	458	501	-8,5%	753	738	2,1%
E	420	535	-21,4%	780	738	5,8%
F	429	569	-24,5%	788	738	6,8%
G	434	603	-28,1%	775	738	5,1%
H	443	620	-28,5%	761	738	3,2%
I	408	649	-37,1%	746	738	1,1%

No meio do vão, inicialmente observa-se que as temperaturas no perfil fornecidas pelo programa (pontos de C até I) são, no máximo, 23,5% inferiores às obtidas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). Para tempos maiores de incêndio, as temperaturas obtidas pelo programa tendem a aumentar ultrapassando as temperaturas fornecidas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). Em 120 minutos de incêndio, aquelas temperaturas são maiores que essas em, no máximo, 6,8%.

Ainda no meio do vão, na mesa superior do perfil, as temperaturas fornecidas pelo programa são inferiores às obtidas através do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) em, no máximo, 34,1%, uma vez que essa não considera a troca de calor entre o perfil e a laje. No conector, inicialmente as temperaturas obtidas pelo programa são inferiores às do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) em 33,3%. Para os incêndios de maior duração, essa diferença se inverte, atingindo 7,7% em 120 minutos.

Na região da ligação, as temperaturas fornecidas pelo programa no perfil metálico são sempre inferiores às prescritas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), atingindo a diferença máxima de 70,8% na mesa inferior em 30 minutos de incêndio. Na mesa superior do perfil e no conector de cisalhamento, a diferença das temperaturas se inverte atingindo 29,6% na mesa superior do perfil e 59,1% no conector.

A proteção na face superior da mesa superior do perfil proporciona uma condição mais favorável à viga mista, pois se evitam os altos gradientes térmicos do exemplo anterior.

As comparações das temperaturas obtidas nos exemplos analisados para ligação mista podem ser observadas da FIG.6.61 até a FIG.6.68. As elevações de temperatura na mesa superior do perfil e no conector possuem formas semelhantes. Na alma e na mesa inferior observa-se que a diferença básica é a presença ou ausência de proteção. Os códigos utilizados na legenda correspondem aos seguintes modelos de ligação mista:

- Fôrma CPC – com proteção térmica (completa) e com laje mista (fôrma de aço);
- Fôrma CP – com proteção térmica e com laje mista (fôrma de aço);
- Fôrma SP – sem proteção térmica e com laje mista (fôrma de aço);
- Mac.CP – com proteção térmica e com laje maciça;
- Mac.SP – sem proteção térmica e com laje maciça.

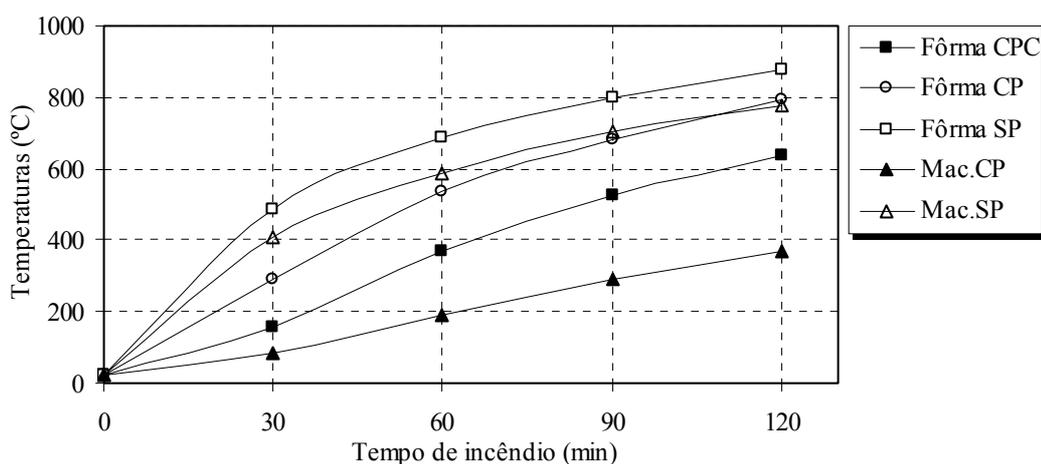


FIGURA 6.61 – Temperaturas no conector (no meio do vão)

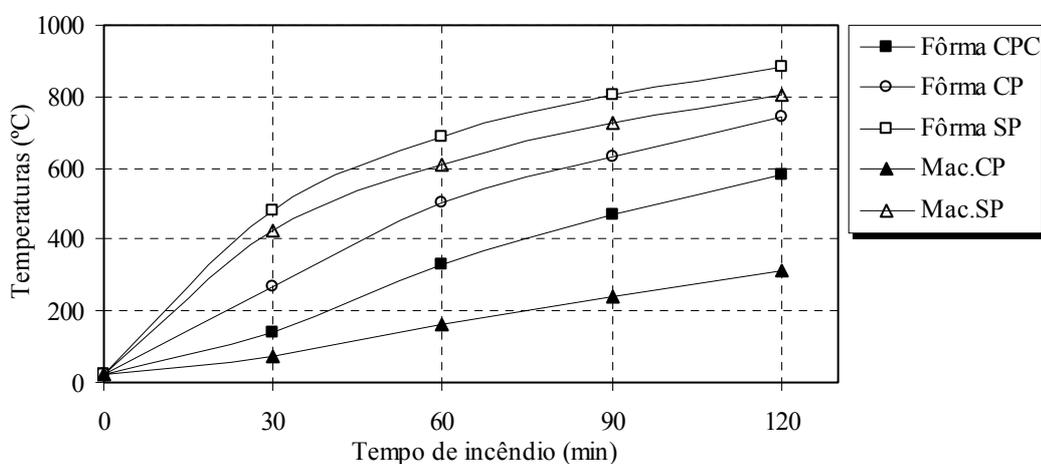


FIGURA 6.62 – Temperaturas no conector (região da ligação)

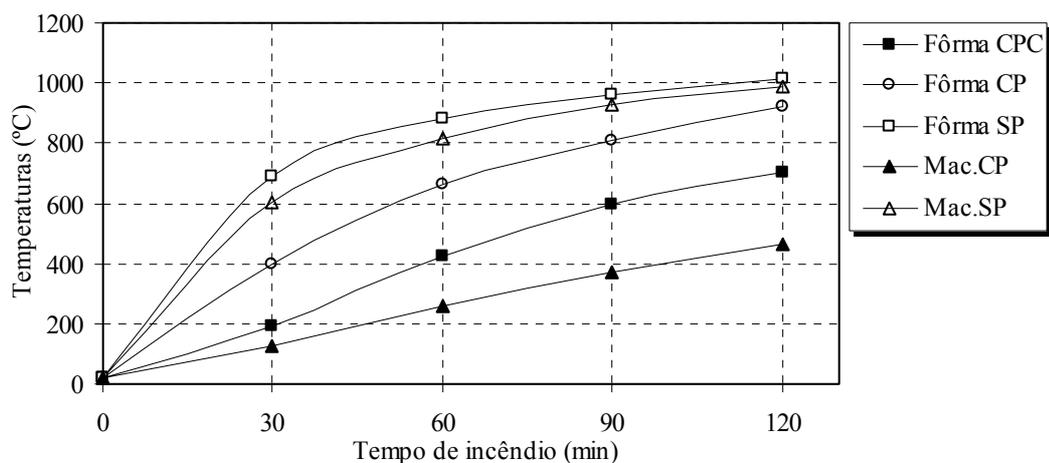


FIGURA 6.63 – Temperaturas na mesa superior do perfil (no meio do vão)

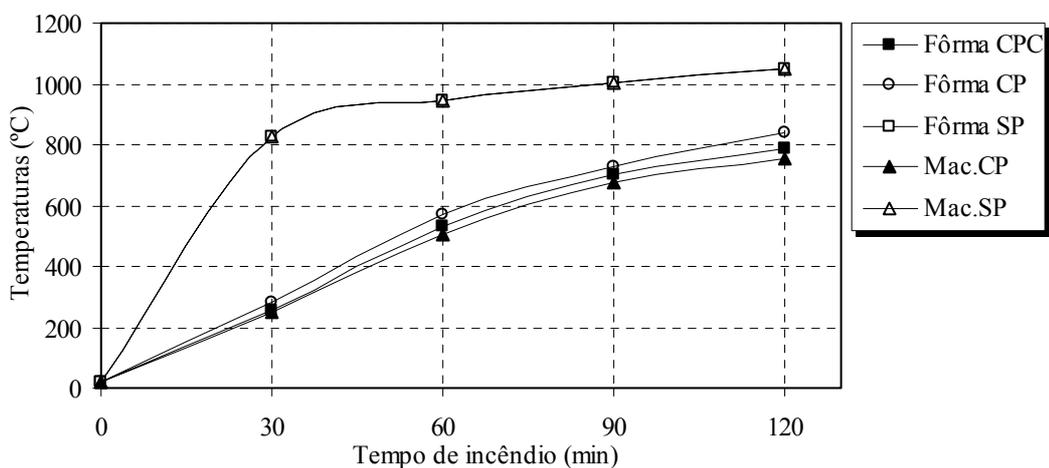


FIGURA 6.64 – Temperaturas na alma do perfil (no meio do vão)

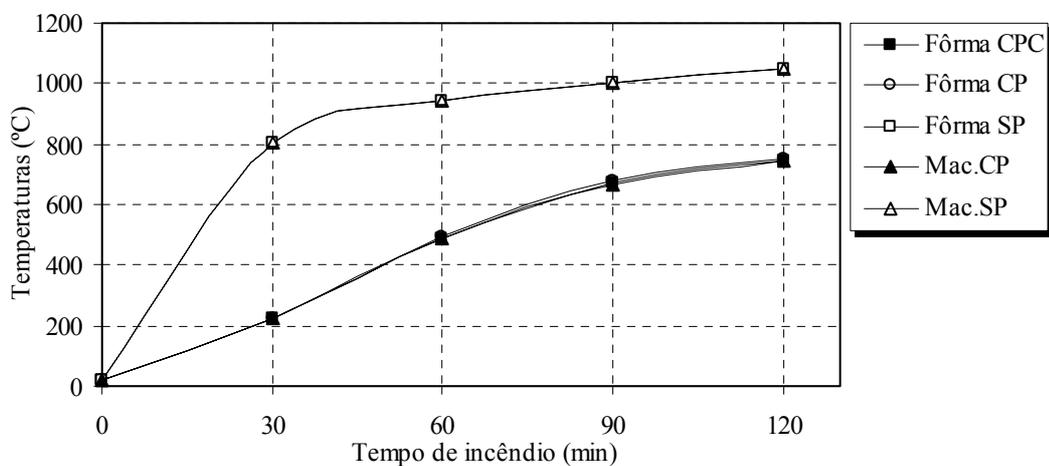


FIGURA 6.65 – Temperaturas na mesa inferior do perfil (no meio do vão)

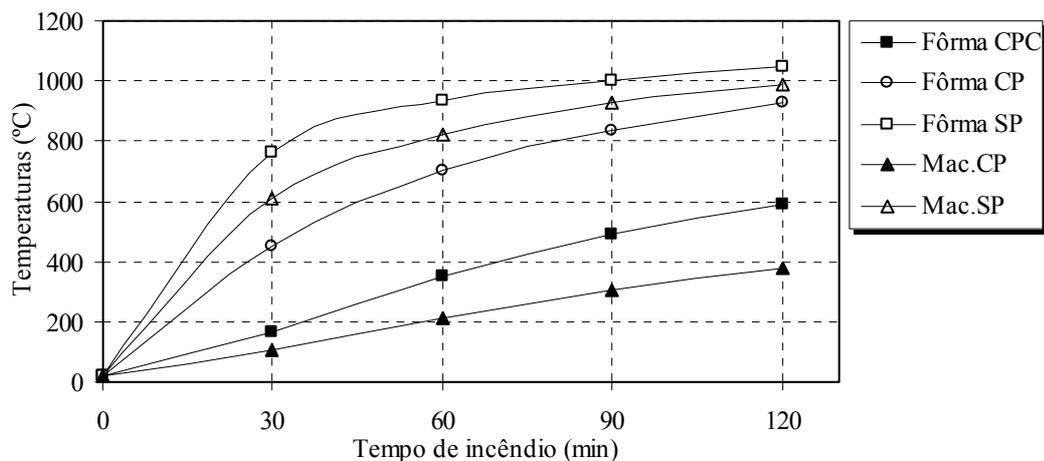


FIGURA 6.66 – Temperaturas na mesa superior do perfil (na região da ligação)

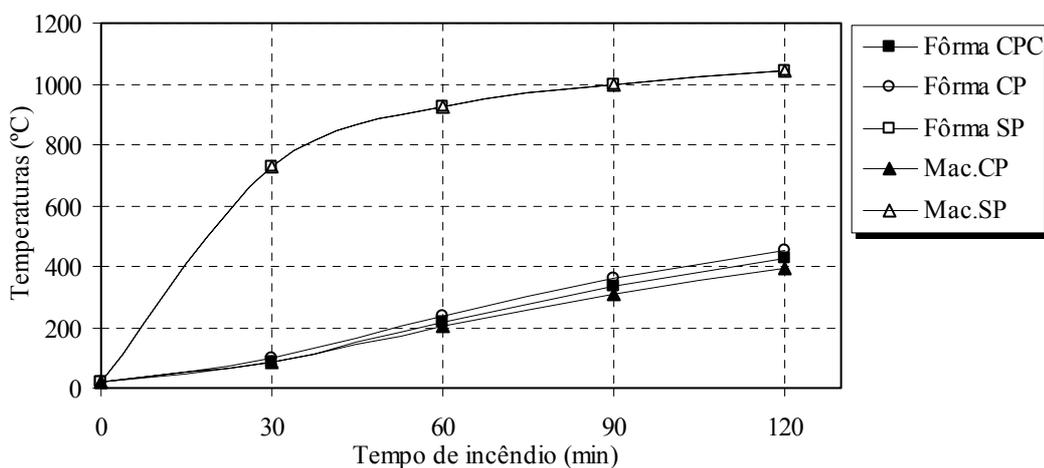


FIGURA 6.67 – Temperaturas na alma do perfil (na região da ligação)

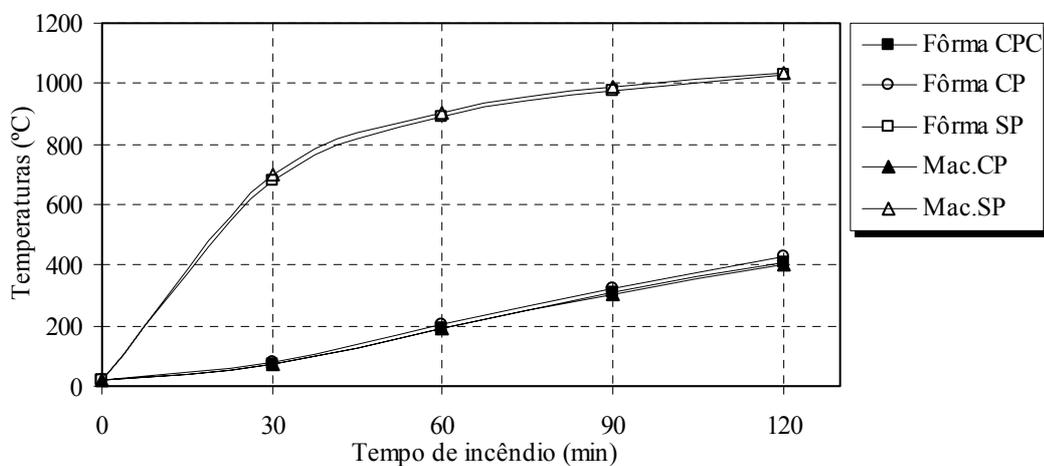


FIGURA 6.68 – Temperaturas na mesa inferior do perfil (na região da ligação)

6.5.8 - Laje mista com fôrma de aço trapezoidal

Este exemplo foi desenvolvido para uma análise comparativa das prescrições do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) no que se refere às lajes mistas. O modelo corresponde a uma fatia de uma laje mista com fôrma de aço trapezoidal incorporada com espessura igual a 0,95 mm. A laje tem altura total de 150 mm.

O modelo possui uma barra de aço de 5,0 mm de diâmetro a cada 137 mm, como armadura negativa, e uma barra de 5,0 mm de diâmetro por nervura, como armadura adicional. A FIG.6.69 ilustra as dimensões e a discretização do modelo e a FIG.6.70 mostra os resultados obtidos na análise numérica.

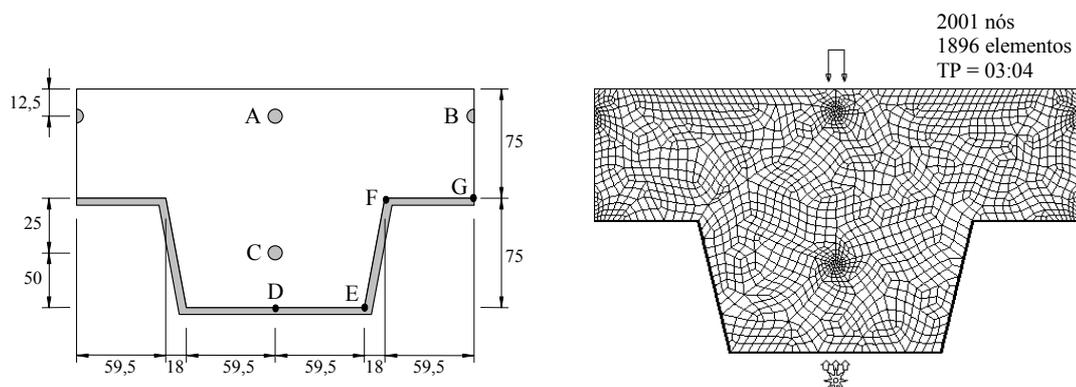


FIGURA 6.69 – Dimensões e discretização da laje mista

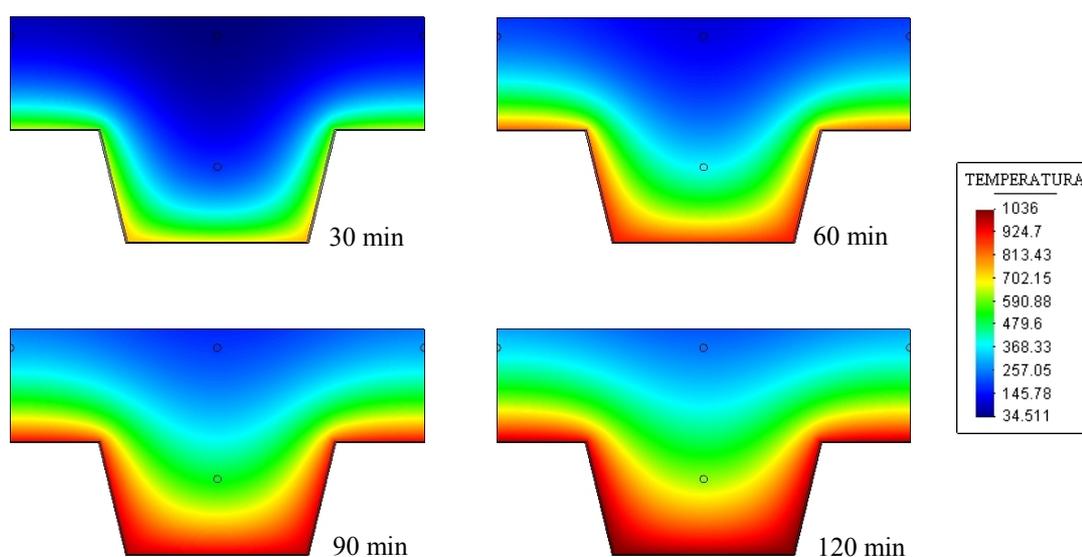


FIGURA 6.70 – Temperaturas (°C) obtidas na laje mista

Um dos grandes problemas que se tem na geração de malhas de elementos finitos é a discrepância entre as dimensões de um modelo, tal como ocorre na laje mista quando se compara qualquer dimensão do modelo com a espessura da fôrma de aço.

Para modelos tridimensionais, esse problema pode vir a inviabilizar a geração da malha. Visando analisar uma possível solução, elaborou-se um segundo modelo de laje mista, idêntico ao exemplo anterior, porém com a espessura da fôrma 10 vezes maior. Para se manter o comportamento térmico do material, a massa específica é reduzida 10 vezes e a condutividade térmica é aumentada 10 vezes. A malha de elementos finitos obtida é mostrada na FIG.6.71 e os resultados da análise na FIG.6.72.

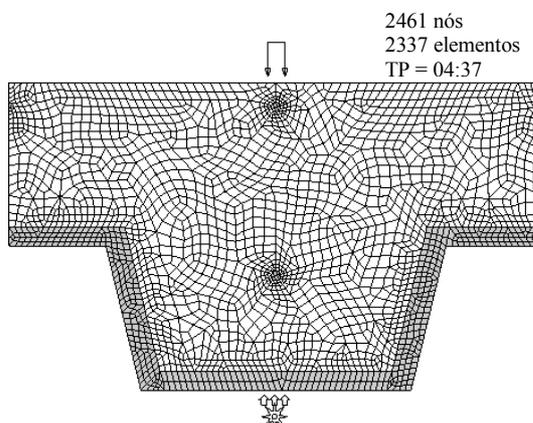


FIGURA 6.71 – Discretização da laje mista com fôrma equivalente

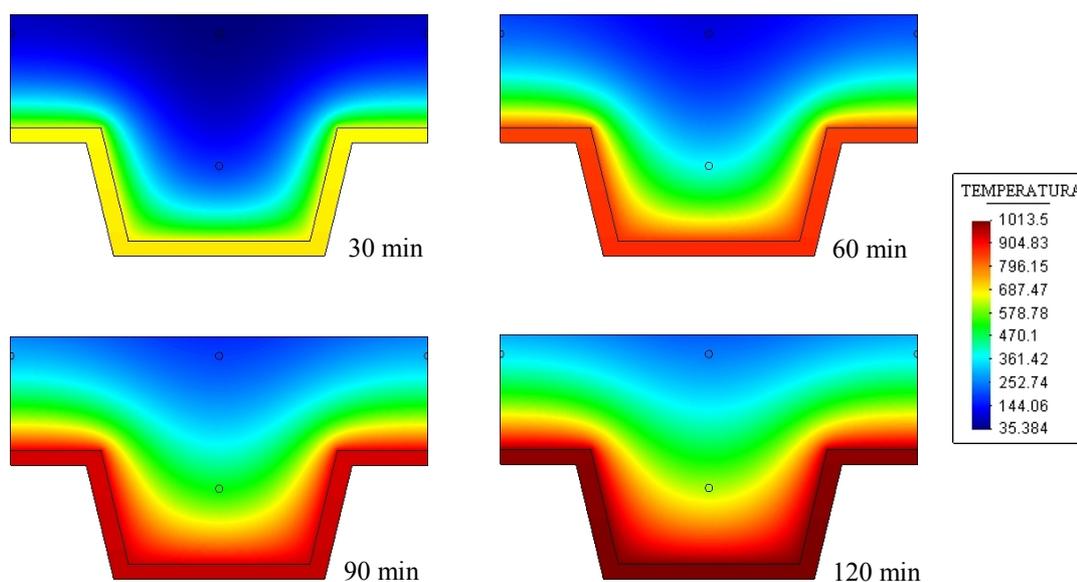


FIGURA 6.72 – Temperaturas (°C) obtidas na laje mista com fôrma equivalente

A TAB.6.31 mostra as temperaturas obtidas para cada modelo nos pontos de A até G, segundo o esquema da FIG.6.69. Essa tabela também mostra a diferença, em porcentagem, entre o modelo real (espessura da fôrma de 0,95 mm) e o modelo equivalente (espessura da fôrma de 9,5 mm e propriedades alteradas).

TABELA 6.31 – Comparação entre a fôrma real e a fôrma equivalente

Tempo (min)	Fôrma	A (°C)	B (°C)	C (°C)	D (°C)	E (°C)	F (°C)	G (°C)
30	real	37	99	184	694	749	599	660
	equiv.	38	101	183	690	689	671	672
	Dif.	2,7%	2,6%	-0,9%	-0,6%	-8,0%	12,0%	1,8%
60	real	117	221	384	877	912	794	847
	equiv.	119	226	383	872	871	854	855
	Dif.	2,5%	2,3%	-0,4%	-0,5%	-4,6%	7,6%	0,9%
90	real	195	302	522	962	987	895	936
	equiv.	198	307	521	958	957	942	942
	Dif.	1,7%	1,7%	-0,2%	-0,5%	-3,0%	5,3%	0,7%
120	real	253	353	621	1017	1036	959	993
	equiv.	257	358	621	1013	1012	999	999
	Dif.	1,2%	1,3%	-0,1%	-0,4%	-2,3%	4,2%	0,6%

As diferenças são maiores nos pontos E e F, que correspondem às quinas da fôrma. Na quina voltada para fora (ponto E), as temperaturas no modelo equivalente são menores do que no modelo real em, no máximo, 8,0%. Na quina voltada para dentro (ponto F), a situação se inverte, sendo as temperaturas no modelo equivalente, no máximo, 12,0% maiores do que no modelo real. Nos demais pontos da seção transversal da laje, as temperaturas no modelo equivalente oscilam entre 2,7% e -0,9% em relação às temperaturas obtidas no modelo real.

Apesar da variação obtida nos resultados nas quinas da fôrma de aço, o procedimento proposto mostra-se válido e útil quando a geração da malha de elementos finitos se encontra inviabilizada devido às dimensões do modelo.

Vale ressaltar que a consideração de equivalência térmica é feita para um regime unidimensional. Os erros entre o modelo equivalente e o modelo real aparecem apenas quando se têm fluxos de calor tipicamente bidimensionais (como ocorre nas quinas) e tridimensionais, onde se pode pressupor que o erro será ainda maior que 12%.

A TAB.6.32 mostra as dimensões e as propriedades da laje mista necessárias para aplicação dos procedimentos prescritos pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). As armaduras são constituídas por aço CA60 ($f_{ys} = 60 \text{ kN/cm}^2$).

TABELA 6.32 – Dimensões e propriedades da laje mista para cálculo das temperaturas

Propriedade	Valor	Propriedade	Valor	Propriedade	Valor
l_1	155 mm	u_{f1}	69,5 mm	β	37,60 mm
l_2	119 mm	u_{f2}	69,5 mm	φ_s	0,664
l_3	119 mm	u_{f3}	50 mm	α	76,50 °
h_2	75 mm	z	2,623 mm ^{-0,5}	N_s	23562 N

Utilizando-se a formulação proposta pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) para se obter a temperatura na barra da armadura adicional, construiu-se a TAB.6.33. As temperaturas calculadas através do procedimento prescrito pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) são inferiores às obtidas pelo programa. Para 60 minutos de incêndio, a diferença entre as temperaturas atinge 37,2%.

TABELA 6.33 – Temperatura (°C) na barra da armadura adicional

TRRF (min)	Temperatura (°C)		Diferença (%)
	NBR 14323	Thersys	
60	280	384	37,2
90	454	522	14,9
120	574	621	8,2

Com relação às temperaturas das partes constituintes da fôrma, o procedimento proposto pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) apresenta incongruências, resultando sempre em temperaturas negativas, na faixa de -30000°C .

O procedimento para obtenção da isoterma correspondente à temperatura limite também apresenta incongruências. O parâmetro b , que de acordo com a TAB.2.14 sempre deve ser positivo, é obtido com valores negativos, de modo que a ordenada do ponto 3 torna-se superior à ordenada do ponto 4. Tal erro também se manifesta na coordenada do ponto 3, de modo que esse ponto passa a situar-se fora da seção transversal da fôrma.

Com relação ao critério de isolamento térmico, para as dimensões da laje estudada tem-se uma altura efetiva h_{ef} de 112,5 mm. Pela TAB.2.10, essa laje tem um TRRF de 90 minutos, de acordo com o procedimento recomendado pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003).

As temperaturas na face superior da laje mista foram obtidas para os tempos de 30, 60, 90 e 120 minutos de incêndio. Essas temperaturas são apresentadas na FIG.6.73 e seus valores máximos, mínimos e médios, para cada tempo, são mostrados da TAB.6.34.

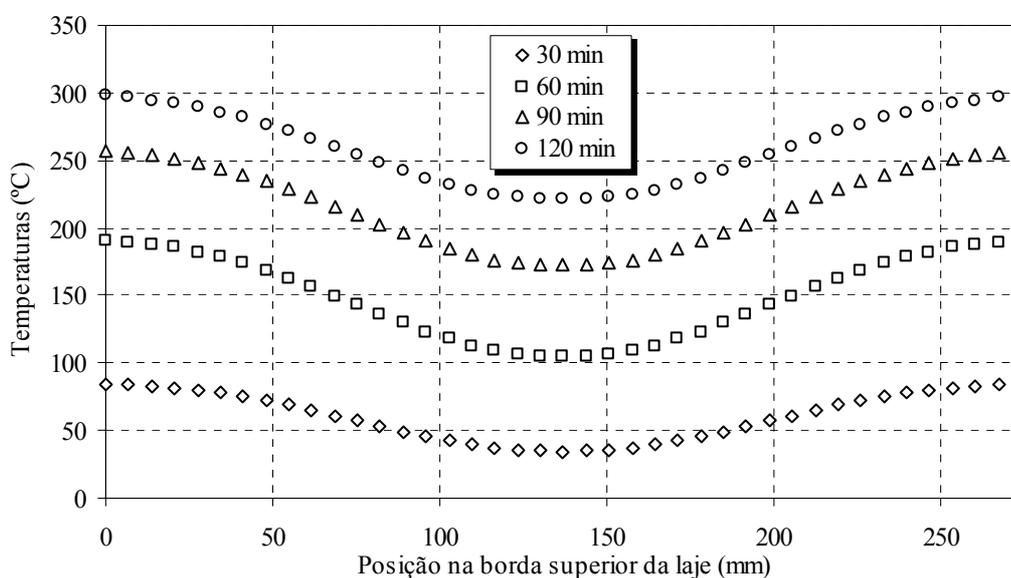


FIGURA 6.73 – Temperaturas na face superior da laje mista

TABELA 6.34 – Temperatura máxima, mínima e média na face superior da laje mista

Tempo	30 min	60 min	90 min	120 min
Mínima	35	105	172	222
Média	61	149	216	260
Máxima	85	191	257	298

De acordo com os valores mostrados na TAB.6.34, tendo-se por base o conceito de isolamento térmico do item 2.5.3.1.3 e adotando-se uma temperatura inicial de 20 °C, conclui-se que o TRRF para a laje em questão é de 60 minutos, inferior ao recomendado pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003).

Observando-se a FIG.6.70, percebe-se que, na região central sobre a reentrância da fôrma, desenvolve-se um fluxo de calor praticamente unidimensional, com uma influência muito pequena da nervura. Para essa região, tem-se uma espessura de 75 mm, que de acordo com a TAB.2.8, fornece uma temperatura na face superior da laje de 140 °C para 60 minutos e de 220 °C para 90 minutos de incêndio. Assim, de acordo com o critério de isolamento térmico, tem-se um TRRF de 60 minutos para essa laje.

Como pode ser observado, pelas prescrições do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) é possível obter-se dois valores de TRRF diferentes para esse tipo de laje. Isso ocorre porque não há limitação da dimensão de l_3 no texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), o que pode conduzir a resultados distorcidos da realidade.

Observando-se as temperaturas obtidas na FIG.6.73 e as fornecidas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) na TAB.2.8, percebe-se uma forte diferença. Para fins de averiguação da precisão do programa *Thersys*, desenvolveu-se o modelo de uma laje maciça de concreto, com 100 mm de espessura, submetida ao incêndio-padrão pela face inferior e arrefecimento na face superior. Os resultados obtidos pelo programa foram comparados com os prescritos pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) e pelo ISE (1978), sendo mostrados para 30, 60, 90 e 120 minutos de incêndio nas FIG.6.74, FIG.6.75, FIG.6.76 e FIG.6.77, respectivamente.

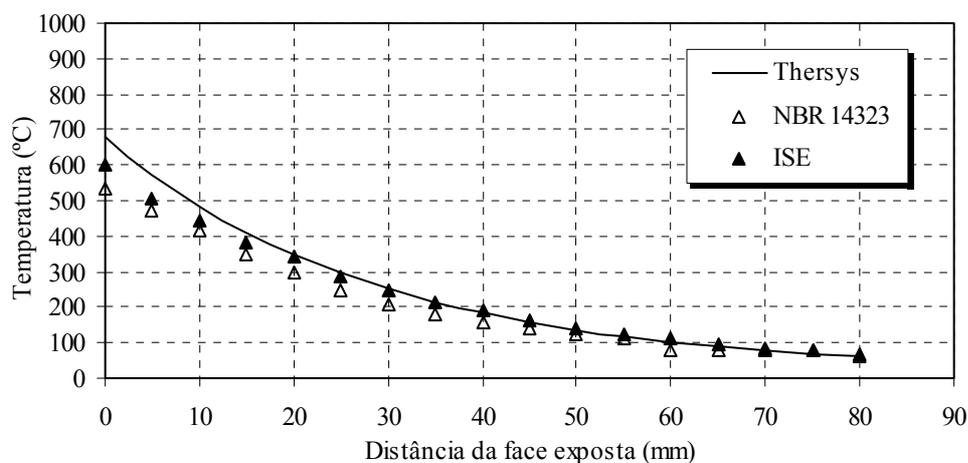


FIGURA 6.74 – Temperaturas em uma laje de concreto em 30 minutos

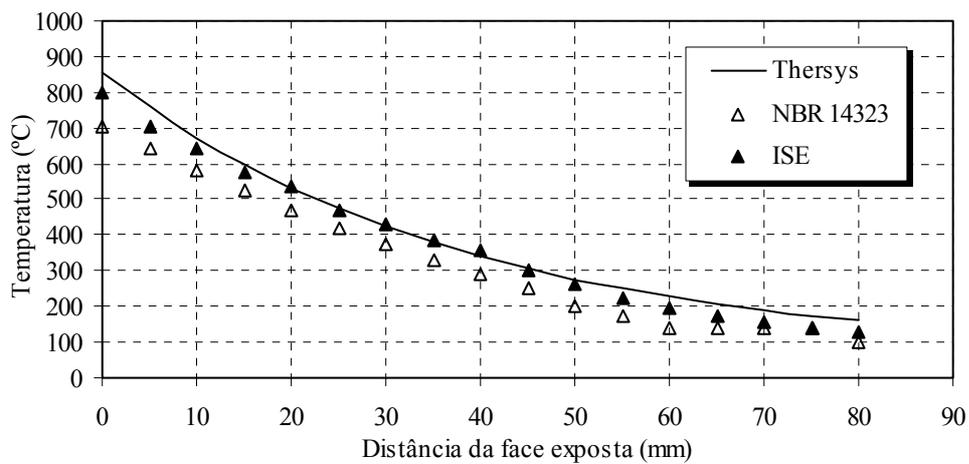


FIGURA 6.75 – Temperaturas em uma laje de concreto em 60 minutos

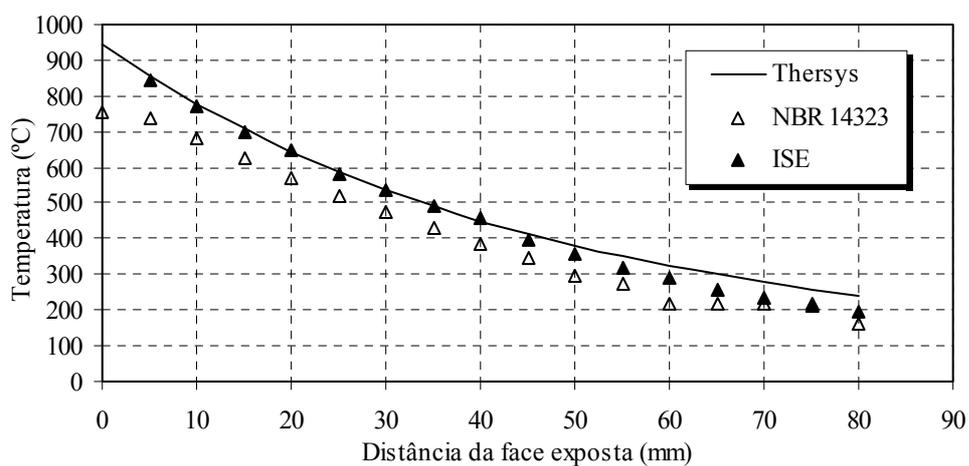


FIGURA 6.76 – Temperaturas em uma laje de concreto em 90 minutos

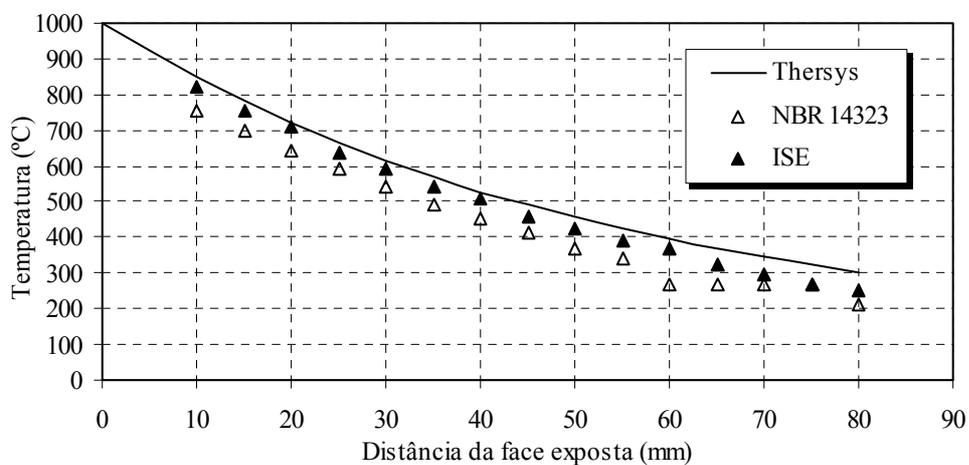


FIGURA 6.77 – Temperaturas em uma laje de concreto em 120 minutos

As temperaturas fornecidas pelo programa *Thersys* são praticamente coincidentes com as temperaturas prescritas pelo ISE (1978). Apenas em alguns pontos essas temperaturas se distanciam, atingindo uma diferença máxima de 24% em 90 minutos de incêndio.

Comparando-se o *Thersys* com o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), a diferença cresce para 47% (90 minutos de incêndio). Entre esse texto e o ISE (1978), a diferença atinge 28% em 60 minutos de incêndio.

O programa *Thersys* utiliza as propriedades térmicas do concreto de densidade normal segundo as prescrições do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). As temperaturas prescritas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) e pelo ISE (1978) para a laje de concreto, no entanto, são provenientes de ensaios.

Acredita-se que esse tipo de divergência ocorre devido às propriedades térmicas do concreto serem extremamente dependentes dos agregados utilizados, tipo de cimento, traço, processo de cura e presença de umidade nos poros e microporos.

Assim, pelo comportamento dos resultados obtidos pela análise numérica em comparação com as temperaturas prescritas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) e pelo ISE (1978), a favor da segurança, pode-se considerar a precisão do programa garantida.

7

CONCLUSÕES

7.1 - Conclusões

Neste trabalho estudou-se o comportamento térmico de vários elementos estruturais de aço, de concreto e mistos em situação de incêndio. Para isso, foi desenvolvido um programa computacional com base no Método dos Elementos Finitos para análises térmicas bidimensionais e tridimensionais. As distribuições de temperatura obtidas pelo programa foram comparadas com aquelas provenientes dos métodos simplificados propostos pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). Para os elementos de concreto, os resultados do programa foram comparados com os apresentados na literatura técnica obtidos por ensaios, pois tais elementos não são abrangidos pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). As distribuições de temperatura de alguns modelos também foram comparadas com os resultados obtidos por outros programas computacionais, como o *Safir* e o *Caltemi*.

O programa desenvolvido neste trabalho, denominado *Thersys*, teve por base o programa *Caltemi*, desenvolvido na Universidade Federal de Minas Gerais, e o programa *Caltep*, desenvolvido na Universidade Politécnica da Catalunha. O programa

Thersys foi elaborado na linguagem *Delphi 5*, utilizando-se o paradigma de programação orientado a objetos. Essa forma de implementação computacional permite uma fácil manutenção e expansão posterior do código. Dentre as principais inovações do programa *Thersys*, em relação ao *Caltemi*, pode-se enumerar:

- possibilidade de adoção de várias curvas de incêndio além da prescrita na NBR 14432 (2000), inclusive, curvas provenientes de resultados de ensaios;
- possibilidade de uso de qualquer material com todas as propriedades térmicas variáveis com a temperatura;
- processamento de modelos bidimensionais e tridimensionais;
- parametrização da condição de contorno “arrefecimento”, com uso de até três coeficientes de convecção diferentes em função da posição da face;
- possibilidade de uso de três algoritmos de solução para o sistema de equações, podendo-se empregar o mais rápido para cada modelo específico.

Em comparação com exemplos citados na literatura e provenientes de outros programas computacionais, o *Thersys* forneceu resultados sempre muito bons. Quanto à eficiência do programa (velocidade de processamento e estabilidade), o *Thersys* se demonstrou superior ao programa *Caltemi*, chegando, para alguns exemplos, a ser 140 vezes mais rápido que esse, e ao programa *Safir*, chegando a ser 2,5 vezes mais rápido que esse.

Com relação às curvas de incêndio, neste trabalho utilizou-se quase sempre a curva de incêndio-padrão da NBR 14432 (2000), pois o objetivo principal é a avaliação dos procedimentos do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) em comparação com um método numérico avançado.

Com relação aos elementos de aço, as prescrições do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) fornecem bons resultados para perfis diretamente expostos ao incêndio, sendo que as temperaturas variam muito pouco em relação às obtidas pelo programa. No entanto, para perfis com proteção térmica do tipo contorno, o procedimento proposto pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) se demonstra conservador em relação à temperatura média atingida pelo perfil. O programa forneceu

resultados inferiores aos obtidos com os procedimentos desse texto em até 8,4%, na média. Para alguns pontos mais aquecidos da seção transversal, a diferença se reduz para 1,0%. O uso do programa para construção de cartas de cobertura de proteções térmicas do tipo contorno forneceu ótimos resultados em comparação com ensaios, resultando em espessuras de proteção idênticas às obtidas por esses.

Os perfis de aço com proteção do tipo caixa não foram bem retratados pelo programa, uma vez que esse não considera a troca de calor por radiação no domínio. A omissão dessa importante forma de transferência de calor no ar contido na caixa faz com que os resultados do programa sejam inferiores aos obtidos pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) em 30%, na média.

Aplicando-se várias curvas de incêndio sobre um perfil I de aço com proteção do tipo contorno, observou-se claramente a total influência da curva de incêndio na resposta térmica do perfil. Concluiu-se que a escolha da curva de incêndio mais apropriada para cada caso é um fator decisivo na análise e dimensionamento de estruturas em situação de incêndio. Observou-se também que as temperaturas máximas atingidas pela estrutura em um incêndio natural são frequentemente menores que as máximas obtidas com as curvas de incêndios monotônicas.

O texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) também fornece bons resultados para os perfis de aço pertencentes à vedação do compartimento incendiado. As temperaturas obtidas pelo programa são superiores às prescritas por esse texto em, no máximo, 3,3%. Quando o incêndio ocorre apenas de um lado da vedação, o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) não fornece subsídios para o cálculo da temperatura na região fria do perfil. Observando-se os resultados obtidos pelo programa, a diferença máxima entre as temperaturas das mesas atinge 722 °C, um gradiente térmico de amplitude que não pode ser ignorada.

Com relação à determinação da distribuição de temperatura em elementos de concreto, observou-se que o programa fornece temperaturas um pouco acima dos resultados de ensaio. Ao analisar uma viga de concreto, as temperaturas obtidas com o *Thersys* são

superiores às obtidas pelo *Caltemi* em até 5,4%. Em comparação com o EUROCODE 2 – Part 1.2 (1996), as temperaturas obtidas pelo *Thersys* superam as da norma em até 23,4%. Com relação às lajes de concreto, os resultados do *Thersys* superam as temperaturas prescritas no texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) em até 47,0%. Porém, ao comparar com o ISE (1978), observa-se que as temperaturas fornecidas pelo programa superam as prescritas pelo ISE (1978) em apenas 24,0%, surgindo, para o mesmo problema, uma discrepância entre o texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) e o ISE (1978).

Acredita-se que esse tipo de divergência ocorre devido às propriedades térmicas do concreto serem extremamente dependentes dos agregados utilizados, tipo de cimento, traço, processo de cura e presença de umidade nos poros e microporos. Assim, as propriedades reais do concreto utilizado no ensaio raramente são as mesmas utilizadas no modelo numérico, ocasionando a divergência.

Nos pilares de concreto, observou-se que a presença da armadura tem relação direta com o aquecimento no interior da peça de concreto. Portanto, quanto maior a taxa de armadura no pilar, maior será o aquecimento no meio da seção transversal.

No que se refere aos elementos mistos, o programa *Thersys* apresentou bons resultados. A determinação da distribuição de temperatura na seção transversal dos pilares mistos proporciona a base necessária para o uso do método simplificado analítico prescrito pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003). O uso desse método, ao invés do método simplificado tabular, possibilita, em alguns casos, um aumento de até 100% na resistência de cálculo de um elemento estrutural em situação de incêndio. Além disso, observou-se que, por influência da laje, o pilar misto sofre um resfriamento médio de 30% em suas extremidades. Considerando-se tal resfriamento na análise de estabilidade do pilar, pode-se promover um dimensionamento ainda mais preciso e econômico.

Nas vigas mistas com perfil I, observou-se que o tipo de laje pouco interfere nas temperaturas da mesa inferior e da alma do perfil. Os resultados fornecidos pelo programa coincidem com os obtidos pelos procedimentos do texto-base de revisão da

NBR 14323 (2003). A temperatura da mesa superior, no entanto, depende extremamente da laje, sendo maior nas lajes mistas com fôrma de aço incorporada e menor nas lajes maciças. As temperaturas fornecidas pelo programa para a mesa superior do perfil são sempre menores que as prescritas pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), pois esse texto não considera o resfriamento da mesa superior do perfil devido à troca de calor entre essa mesa e a laje de concreto. Nos conectores de cisalhamento, as temperaturas obtidas pelo programa ficam, na maioria dos casos, abaixo das obtidas pelas prescrições do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003).

O incêndio possui menor intensidade nas quinas côncavas de um compartimento devido à formação de vórtices nas correntes de convecção e à redução da intensidade da radiação em função da maior distância ao foco do incêndio e do sombreamento. No entanto, não foram encontrados trabalhos nessa área. O texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) considera que o incêndio é generalizado e de igual intensidade em todos os pontos do compartimento. Aplicando-se essa condição nas ligações mistas, as temperaturas obtidas pelo programa são superiores às fornecidas pelas prescrições do texto-base de revisão da NBR 14323 (2003), que foram concebidas a partir de ensaios. Comparando-se as temperaturas fornecidas pelo programa na região da ligação com as temperaturas no meio do vão, também obtidas pelo programa, observa-se que, na ligação, as temperaturas são sensivelmente inferiores devido ao menor fator de massividade, ou seja, menor área exposta para um maior volume de material.

Com relação às lajes mistas, observou-se que o procedimento para determinação da temperatura nas armaduras adicionais proposto pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) fornece temperaturas muito superiores às obtidas pelo programa, se demonstrando conservador. No entanto, os procedimentos para determinação da temperatura nas partes constituintes da fôrma de aço e para determinação da isoterma limite no concreto se demonstraram incoerentes, fornecendo resultados fisicamente inviáveis.

Com relação ao critério de isolamento térmico em lajes mistas com fôrma trapezoidal, observou-se que o procedimento prescrito pelo texto-base de revisão da NBR 14323

(2003), através da altura efetiva, tende a fornecer tempos de resistência maiores que os obtidos pelo programa. Isso ocorre porque o procedimento prescrito pelo texto-base de revisão da NBR 14323 (2003) não limita a dimensão de l_3 , o que pode conduzir a resultados distorcidos da realidade.

7.2 - Sugestões para trabalhos futuros

A fim de aumentar os conhecimentos com relação ao comportamento térmico das estruturas de aço, de concreto e mistas, em situação de incêndio, pode-se sugerir:

- realizar um estudo paramétrico exaustivo dos principais tipos de elementos estruturais de concreto e mistos, em situação de incêndio, visando elaborar procedimentos práticos para determinação da distribuição de temperatura na seção transversal e ao longo do comprimento desses elementos;
- desenvolver um modelo numérico, através do MEF, para modelagem do comportamento térmico de tintas intumescentes;
- desenvolver um modelo numérico, através do MEF, para realização de análise convectiva em compartimentos em situação de incêndio, com o objetivo de parametrizar essa condição de contorno para os problemas de domínio sólido;
- desenvolver um modelo numérico, através do MEF, para modelagem da transferência de calor por radiação em domínios não sólidos, com o objetivo de viabilizar a análise de proteções térmicas do tipo caixa com mais precisão;
- desenvolver um modelo numérico, através do MEF, para simulação de problemas termo-mecânicos, o que possibilitaria a análise de tensões e deformações nas estruturas ocasionadas pelos incêndios, bem como a análise de estabilidade.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. ABREU, L. M. P. e FAKURY, R. H. “Elevação de temperatura em elementos estruturais de aço de edifícios em incêndio”. VII Semana de Iniciação Científica da UFMG, p. 318, 1998.
2. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). “Dimensionamento de Estruturas de Aço de Edifícios em Situação de Incêndio” – NBR 14323, 1999.
3. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). “Dimensionamento de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas Aço-Concreto de Edifícios em Situação de Incêndio” - Texto-base de Revisão da NBR 14323, (disponível no endereço: www.dees.ufmg.br/fakury), Agosto de 2003.
4. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). “Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações” – NBR 14432, 2000.
5. BARNETT, C. R. “BFD curve: a new empirical model for fire compartment temperatures”. Fire Safety Journal 37. p. 437-463. Elsevier Science Ltd, 2002.

6. BARNETT, C. R. “Erratum to BFD curve: a new empirical model for fire compartment temperatures”. *Fire Safety Journal* 37. p. 719. Elsevier Science Ltd, 2002.
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. CRISFIELD, M. A. “Finite elements and solution procedures for structural analysis”. Vol I: linear analysis. Pineridge Press Limited. Swansea, UK. 1986.
10. EUROPEAN CONVENTION FOR CONSTRUCTIONAL STEELWORK – Technical Committee 3. “Model Code on Fire Engineering”. First Edition. Maio. Bruxelas, 2001.
11. 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.
12. 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.
13. EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. “Design of concrete structures. Structural fire design.” (Part 1.2). Eurocode 2 – ENV 1996-1-2. Bruxelas, 1996.
14. EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. “Design of steel structures. Structural fire design.” (Part 1.2). Eurocode 3 – ENV 1993-1-2. Bruxelas, 1995.

15. FAKURY, R. H. “Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio”. II Seminário Internacional – “O uso de estruturas metálicas na construção civil”. Belo Horizonte, 1999.
16. FAKURY, R. H. “Dimensionamento de estruturas mistas de edifícios em situação de incêndio”. IV Seminário Internacional – “O uso de estruturas metálicas na construção civil” e I Congresso Internacional da Construção Metálica. São Paulo, 2001.
17. FIGUEIREDO Jr., F. P. “Simulação via método dos elementos finitos da distribuição de temperatura em estruturas metálicas e mistas no caso de incêndio”. Dissertação de Mestrado. Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas. Escola de Engenharia da UFMG. Belo Horizonte, 2002.
18. GHOJEL, J. I. “A new approach to modeling heat transfer in compartment fires”. *Fire Safety Journal* 31. p. 227-237. Elsevier Science Ltd, 1998.
19. HUANG, H. C. e USMANI, A. S. “Finite element analysis of heat transfer”. Springer-Verlag London Limited, 1994.
20. HOGGE, M. A. “Comparison of Two-Level and Tree-Level Integration Schemes for Non-Linear Heat Conduction” in ZIENKIEWICZ, O. C., LEWIS, R. W. and MORGAN, K. “Numerical Methods in Heat Transfer” – Chapter 4. p. 75-90. John Wiley & Sons LTD. Great Britain, Bristol, 1981.
21. INCROPERA, F. P. e DEWITT, D. P. “Fundamentos de transferência de calor e de massa”. Terceira edição. Editora Guanabara Koogan S. A. Rio de Janeiro, 1992.
22. ISE and Concrete Society Design Guide, 1978.

23. ISO 834-1. Fire resistance tests – Elements of buildings construction, Part 1: General requirements. ISO – International Organization for Standardization. Geneva, 1999.
24. KRUPPA, J. e 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.
25. MARTINS, M. M. “Dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio”. Dissertação de Mestrado. Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas. Escola de Engenharia da UFMG. Belo Horizonte, 2000.
26. MELHADO, S. B. “Edifícios de estruturas de aço. Segurança contra incêndio e critérios de proteção de estruturas”. Dissertação de Mestrado. Escola Politécnica (PCC). São Paulo, 1989.
27. MORAIS, E. M. e MAGALHÃES, C. A. “Métodos avançados de cálculo de estruturas metálicas submetidas à acção do fogo”. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*. Vol 18, 3. p. 367-384. Catalunya – España, 2002.
28. PATANKAR, S. V. “Computation of conduction and duct flow heat transfer”. Innovative Research, Inc. Minnesota – EUA, 1991.
29. PATANKAR, S. V. “Numerical heat transfer and fluid flow”. Hemisphere Publishing Corporation. New York – EUA, 1980.
30. SILVA, C. J. e 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.

31. SILVA, V. P. “Estruturas de aço em situação de incêndio”. Tese de Doutorado. Escola Politécnica (PEF). São Paulo, 1997.
32. SILVA, V. P. “Estruturas de aço em situação de incêndio”. Zigate Editora. São Paulo, 2001.
33. SILVA, V. P. e FAKURY, R. H. “Brazilian standards for steel structures fire design”. Fire Safety Journal 37. p. 217-227. Elsevier Science Ltd. 2002.
34. VILA REAL, P. M. M. “Modelação por elementos finitos do comportamento térmico e termo-elástico de sólidos sujeitos a elevados gradientes térmicos”. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto – Portugal, 1988.
35. VILA REAL, P. M. M. e 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, 1997.
36. WEAVER, W. e JOHNSTON, P. R. “Finite elements for structural analysis”. Prentice-Hall, Inc. New Jersey, 1984.
37. ZÁRATE, F. C. e OÑATE, E. “Caltep: Programa para el cálculo transitorio de la acuación de Poisson”. Publicación CIMNE nº 27. Barcelona, 1993.
38. ZHAO, J. C. e 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.