



**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO  
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE ESTRUTURAS**

**NICHOLLAS EMMANUEL DE MELO NUNES**

**Código Computacional para Análise Térmica Tridimensional de  
Estruturas em Situação de Incêndio**

São Carlos  
2014



**NICHOLLAS EMMANUEL DE MELO NUNES**

**Código Computacional para Análise Térmica Tridimensional de Estruturas em Situação de Incêndio**

Dissertação apresentada ao Departamento de Engenharia de Estruturas da EESC-USP como parte integrante dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia de Estruturas.

Área de concentração: Engenharia de Estruturas

Orientador: Prof. Dr. Jorge Munaiar Neto

**VERSÃO CORRIGIDA**

A versão original encontra-se na Escola de Engenharia de São Carlos

São Carlos

2014

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

N972c Nunes, Nichollas Emmanuel de Melo  
Código computacional para análise térmica tridimensional de estruturas em situação de incêndio / Nichollas Emmanuel de Melo Nunes; orientador Jorge Munaiar Neto. São Carlos, 2014.

Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2014.

1. Análise térmica. 2. Incêndio. 3. Método dos Elementos Finitos. 4. Código computacional. I. Título.

## FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **NICHOLLAS EMMANUEL DE MELO NUNES.**

Título da dissertação: "Código computacional para análise térmica tridimensional de estruturas em situação de incêndio".

Data da defesa: 01/08/2014

### Comissão Julgadora:

Prof. Associado **Jorge Munaiar Neto (Orientador)**  
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Prof. Dr. **Rodrigo Ribeiro Paccola**  
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Prof. Dr. **Alexandre Landesmann**  
(Universidade Federal do Rio de Janeiro/UFRJ)

Coordenadora do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil  
(Engenharia de Estruturas):  
Profa. Associada **Ana Lucia Homce de Cresce El Debs**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:  
Prof. Associado **Paulo César Lima Segantine**

### Resultado:

Aprovado

APROVADO

APROVADO.



*Aos meus pais, José Nunes e  
Maria, e as minhas irmãs  
Bárbara e Beatriz.*





## AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus, pois sem ele dificilmente teria superado os momentos difíceis e chegado até aqui.

Agradeço também aos meus pais, José Nunes e Maria, por terem sido além de pais, excelentes professores, me ensinando a valorizar e aproveitar as boas oportunidades que a boa educação que me deram me proporcionou, sempre no caminho da retidão, em busca dos meus objetivos. As minhas irmãs Bárbara e Beatriz, pela contribuição na minha formação pessoal e pela convivência harmoniosa. A minha noiva Hellen Priscila, que me apoiou durante dois longos anos de distância e de estudos intensos, e aguarda comigo as recompensas de todo nosso esforço.

Agradeço também aos companheiros do Departamento de Engenharia de Estruturas, alguns de longa data, da graduação, e outros feitos ao longo da nossa jornada de estudos no mestrado, dos quais destaco: Arthur; Carlinhos; Cleilson; Daniel Traglia; Danilo, David Nascimento; David Pereira; Elias; Emerson; Hugo; Pablo; Ketson; Marcell; Matheus; Rafa Niño; Ricardo Sampaio; Gregório; Sérgio; Fernando; Paulo Henrique; Rodrigo Enami. Também aos amigos João Manoel e Thaise Moraes, da Geotecnia. Considero a todos grandes profissionais e amigos, e agradeço por todas as vezes que me ajudaram, tanto nos momentos profissionais quanto pessoais, e atribuo a todos parte do crédito pela conclusão deste trabalho.

Agradeço ao Engenheiro Ronaldo Rigobello pelas inúmeras vezes que despendeu tempo para esclarecer minhas dúvidas sobre itens importantes deste trabalho, ao Prof. Dr. Antônio Moura Correia e Prof. Dr. Valdir Pignata e Silva que gentilmente cederam dados enriquecedores para o presente trabalho, bem como à Erika Kimura, ao Fábio e a Gisele, companheiros do doutorado que inúmeras vezes sanaram minhas dúvidas.

Agradeço também ao Prof. Dr. Jorge Munaiar Neto, pela compreensão e orientação apresentada ao longo do desenvolvimento deste trabalho, o que me permitiu concluí-lo.

Agradeço por fim ao CNPq, pela bolsa de estudos fornecida, a qual possibilitou a realização deste trabalho, à UFAL, onde adquiri a capacitação necessária que me permitiu alcançar o mestrado, e a todos aqueles que não foram mencionados aqui, mas que participaram desta etapa importante do meu aperfeiçoamento profissional e pessoal.



*“O único lugar onde o sucesso vem  
antes do trabalho é no dicionário.”*

*Albert Einstein*



## RESUMO

NUNES, N. E. M. **Código Computacional para Análise Térmica Tridimensional de Estruturas em Situação de Incêndio**. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014.

O presente trabalho tem por objetivo elaborar um código computacional utilizando o Método dos Elementos Finitos para determinar o campo térmico tridimensional de elementos estruturais em situação de incêndio. A consideração dos efeitos térmicos do meio no estudo das estruturas de aço, de concreto, de madeira e mistas comumente empregadas tem sido mais frequente nos projetos atuais, pois é cada vez mais clara a necessidade de avaliar as mudanças das propriedades térmicas e mecânicas que o material apresenta em resposta às variações térmicas do meio envolvente, o que pode em alguns casos levar a estrutura ao colapso. O desenvolvimento da presente proposta de trabalho tem como base o Código de Análises Térmicas (CAT) pertencente ao código SYSAP (*System for Structural Analysis in Fire*), desenvolvido e apresentado em Rigobello (2011). O CAT permite a realização de análises térmicas transientes das seções transversais de elementos estruturais, contemplando apenas a realização de análises bidimensionais. A fim de permitir a realização de análises em campo tridimensional, neste trabalho o elemento finito térmico sólido hexaédrico é acrescentado ao CAT, dando origem ao código denominado FEMFIRE-3D (*Finite Element Method in Fire*), o qual realiza análises térmicas em regime transiente, determinando o campo térmico em seções transversais e ao longo do comprimento dos elementos estruturais analisados. A validação dos resultados obtidos com o FEMFIRE-3D nas seções transversais e ao longo do comprimento dos elementos estruturais é feita por meio da comparação dos resultados obtidos em casos presentes na literatura técnica (inclusive casos presentes nas normas brasileiras e internacionais, quando for aplicável) e que contemplam estruturas usuais em situações de incêndio, ou mesmo com resultados fornecidos por códigos reconhecidos por sua eficiência em análises térmicas de estruturas em situação de incêndio.

**Palavras-chave:** *Análise térmica, Método dos Elementos Finitos (MEF), Incêndio, Sólido hexaédrico, Código computacional.*

## ABSTRACT

NUNES, N. E. M. **Computational code for three-dimensional thermal analysis of structures in fire situation.** Dissertation (Masters) – São Carlos School of Engineering, University of São Paulo, São Carlos, 2014.

The present work deals with the development of a computer code using the finite element method to determine the three-dimensional thermal field of structural elements in fire. The consideration of the thermal effects of the medium in the study of structures of steel, concrete, wood and mixed commonly employed has been more frequent in current projects, due to the necessity to evaluate the changes of thermal and mechanical properties that material presented in response to thermal variations of the environment, which can in some cases lead to the collapse of the structure. The development of this work is based on the Code of Thermal Analysis (CAT) belonging to SYSAF code (System for Structural Analysis in Fire), developed and presented in Rigobello (2011). The CAT allows performing transient thermal analysis of cross sections of structural elements, limited the realization of two-dimensional analyses. To enable the analysis in three-dimensional field , in this work the thermal hexahedral element is added to the CAT, giving rise to the code named FEMFIRE 3D (Finite Element Method in Fire ), which performs in transient thermal analysis, determining the thermal field in cross section and along the length of the structural elements. The validation of the results obtained with the FEMFIRE-3D in cross sections and along the length of the structural elements is done by comparing the results obtained in the present cases in the technical literature (including cases present in the Brazilian and international standards, where applicable) and include the usual structures in fire situations, or even results provided by codes recognized for its efficiency in thermal analysis of structures in fire.

**Keywords:** *Thermal Analysis, Finite Element Method (FEM), Fire, solid element, Computational code.*

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Capítulo 2 – Abordagem da Ação Térmica sobre as Estruturas

$\theta_g$  – Temperatura dos gases do ambiente

$\theta_a$  – Temperatura da superfície do aço

$t$  – Tempo decorrido (em segundos)

$\alpha_c$  – Coeficiente de transferência de calor devido à convecção

$\varepsilon_{res}$  – Emissividade resultante do material

$\Delta\theta_{a,t}$  – Elevação de temperatura do aço em função do tempo

$u/A$  – Fator de massividade

$k_{sh}$  – Fator de correção para o efeito sombra

$\varphi$  – Fluxo de calor

$\varphi_c$  – Fluxo de calor devido à convecção

$\varphi_r$  – Fluxo de calor devido à radiação

$\rho_a$  – Massa específica do aço

$c_a$  – Calor específico do aço

$\lambda_m$  – Condutividade térmica do material de revestimento contra fogo

### Capítulo 3 - Análise do Campo Térmico com Abordagem via Método dos Elementos Finitos

$T$  – Temperatura (em Kelvin)

$U$  – Energia interna

$\varphi$  – Fluxo de calor

$c$  – Calor específico

$\rho$  – Massa específica

$\lambda$  – Condutividade térmica

$\nabla$  – Operador gradiente

$\frac{\partial}{\partial}$  – Indicador da derivada parcial

$\dot{q}$  – Calor interno por unidade de tempo

$\alpha$  – Coeficiente de transferência de calor devido à convecção

$N_i$  – Funções de interpolação

$\omega_i$  – Funções ponderadoras

$[N]$  – Matriz das funções interpoladoras

$\{T\}$  – Vetor de temperaturas

$[C]$  – Matriz de capacidade calorífica

$[K]$  – Matriz de rigidez térmica

$\{F\}$  – Vetor de fluxo de calor

$\Delta t$  – Intervalo de tempo

$\phi$  – Parâmetro de integração temporal

$\{\psi\}$  – Vetor de resíduos

$\xi, \eta, \zeta$  – Coordenadas adimensionais referentes ao sistema de referência tridimensional

$[J]$  – Matriz jacobiana de transformação de coordenadas



# SUMÁRIO

<i>CAPÍTULO 1</i> INTRODUÇÃO .....	9
1.1 COMENTÁRIOS PRELIMINARES .....	9
1.2 OBJETIVO .....	10
1.3 JUSTIFICATIVA .....	11
1.4 METODOLOGIA.....	13
1.5 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO.....	14
<i>CAPÍTULO 2</i> ABORDAGEM DA AÇÃO TÉRMICA SOBRE AS ESTRUTURAS .....	15
2.1 INTRODUÇÃO.....	15
2.2 MODELAGEM E CARACTERIZAÇÃO DO INCÊNDIO.....	15
2.3 CURVAS DE INCÊNDIO.....	17
2.3.1 <i>Elevação da Temperatura dos Gases de Acordo com o Incêndio-Padrão</i> .....	17
2.3.2 <i>Elevação da Temperatura dos Gases de Acordo com o Incêndio Externo</i> .....	17
2.3.3 <i>Elevação da Temperatura dos Gases Considerando Materiais Hidrocarbonetos</i> .....	18
2.3.4 <i>Elevação da temperatura dos gases por meio de Incêndio Parametrizado</i> .....	18
2.4 TEMPO REQUERIDO DE RESISTÊNCIA AO FOGO .....	20
2.5 COMPARTIMENTAÇÃO E SUA IMPORTÂNCIA .....	20
2.6 MEDIDAS DE PROTEÇÃO ATIVA E PASSIVA .....	22
2.7 MATERIAIS DE REVESTIMENTO CONTRA O FOGO.....	23
2.7.1 <i>Classificação dos Materiais de Revestimento contra o Fogo</i> .....	24
2.7.2 <i>Fibras Projetadas</i> .....	25
2.8 CONSIDERAÇÕES SOBRE A NBR 14323:2013 E EUROCODES .....	26
2.8.1 <i>Elementos Estruturais de Aço – Método Simplificado de Cálculo</i> .....	26
2.8.2 <i>Elementos Estruturais de Concreto – Método Simplificado de Cálculo</i> .....	29
2.8.3 <i>Vigas Mistas de Aço e Concreto</i> .....	30
2.8.4 <i>Métodos Avançados de Dimensionamento</i> .....	31
<i>CAPÍTULO 3</i> ANÁLISE DO CAMPO TÉRMICO COM ABORDAGEM VIA MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS .....	33
3.1 INTRODUÇÃO.....	33

3.2	EQUAÇÃO DIFERENCIAL DA CONDUÇÃO DE CALOR EM SÓLIDOS .....	34
3.3	CONDIÇÕES INICIAIS E DE CONTORNO .....	38
3.4	APLICAÇÃO DO MEF À SOLUÇÃO DA EQUAÇÃO DIFERENCIAL DA CONDUÇÃO DE CALOR EM SÓLIDOS .....	39
3.3.1	<i>Método dos Resíduos Ponderados</i> .....	40
3.3.2	<i>Aplicação do MEF à Equação da Condução de Calor</i> .....	41
3.5	PROBLEMAS EM REGIME ESTACIONÁRIO .....	43
3.6	PROBLEMAS EM REGIME TRANSIENTE .....	44
3.7	PROCEDIMENTO DE CÁLCULO PARA RESOLUÇÃO DE PROBLEMAS TÉRMICOS TRANSIENTES .....	47
3.8	ELEMENTO FINITO QUADRILATERAL LINEAR .....	49
3.9	ELEMENTO FINITO HEXAÉDRICO LINEAR .....	51
<b>CAPÍTULO 4 CONSIDERAÇÕES COM RELAÇÃO AO CÓDIGO COMPUTACIONAL: ÊNFASE ÀS IMPLEMENTAÇÕES DE INTERESSE .....</b>		<b>55</b>
4.1	COMENTÁRIOS INICIAIS .....	55
4.2	CARACTERÍSTICAS DO FEMFIRE-3D .....	56
4.2.1	<i>Entrada de Dados Iniciais da Análise Térmica</i> .....	56
4.2.2	<i>Definição da Curva de Incêndio utilizada na Análise</i> .....	57
4.2.3	<i>Comandos para a definição das Propriedades dos Materiais</i> .....	58
4.2.4	<i>Elementos Finitos Disponíveis</i> .....	59
4.2.5	<i>Condições Iniciais e de Contorno Aplicáveis no Código</i> .....	61
4.2.6	<i>Aplicação dos Efeitos Térmicos de Convecção e Radiação</i> .....	62
4.2.7	<i>Método de Solução do Sistema de Equações</i> .....	64
4.2.8	<i>Processamento da Análise e Visualização dos Resultados</i> .....	65
<b>CAPÍTULO 5 VALIDAÇÃO DO CÓDIGO COMPUTACIONAL DESENVOLVIDO – FEMFIRE-3D .....</b>		<b>67</b>
5.1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS SOBRE A MODELAGEM .....	67
5.2	MODELOS INICIAS DE VALIDAÇÃO E ESTUDO DA DISCRETIZAÇÃO DOS ELEMENTOS FINITOS .....	68
5.2.1	<i>Pilar de Concreto</i> .....	68

5.2.2	<i>Viga e Laje de Concreto</i> .....	72
5.2.3	<i>Perfil de Aço</i> .....	75
5.3	ESTUDOS DE CASO: CONSIDERAÇÕES SOBRE AS CONDIÇÕES DE CONTORNO DOS MODELOS .....	80
5.3.1	<i>Perfil de Aço com Revestimento contra Fogo do tipo Contorno</i> .....	80
5.3.2	<i>Viga com as Mesas em Contato com Paredes de Alvenaria</i> .....	89
5.3.3	<i>Viga Mista de Aço e Concreto com Revestimento Térmico do Tipo Contorno</i> .....	95
5.3.4	<i>Pilar com Alma em contato com Paredes de Alvenaria</i> .....	97
5.3.5	<i>Pilar e Laje de Concreto</i> .....	105
5.3.6	<i>Pilar Misto e Laje de Concreto</i> .....	110
CAPÍTULO 6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....		117
6.1	CONCLUSÕES.....	117
6.2	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	120
REFERÊNCIAS 121		
ANEXO A - CAMPOS TÉRMICOS .....		124
A.1	– Exemplo 5.3.1 .....	125
A.2	– Exemplo 5.3.2 .....	127
A.3	– Exemplo 5.3.3 .....	131
A.4	– Exemplo 5.3.4 .....	133
A.5	– Exemplo 5.3.5 .....	135
A.6	– Exemplo 5.3.6 .....	137
ANEXO B - PROPRIEDADES DOS MATERIAIS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO.....		139
B.1	– Propriedades Térmicas do Aço.....	139
B.1.1	– Alongamento Térmico.....	139
B.1.2	– Calor Específico .....	140
B.1.3	– Condutividade Térmica .....	141
B.1.4	– Relação Tensão X Deformação .....	142
B.2	– Propriedades Térmicas do Concreto.....	144
B.2.1	– Alongamento Térmico.....	144

B.2.2 – Calor Específico.....	145
B.2.3 – Condutividade Térmica.....	146
B.3 – Propriedades Térmicas da Madeira.....	147
ANEXO C – PROCESSO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR POR RADIAÇÃO .....	151

# *CAPÍTULO 1*

## **INTRODUÇÃO**

---

### ***1.1 COMENTÁRIOS PRELIMINARES***

A análise de estruturas submetidas a ações térmicas típicas de incêndio tem se tornado uma consideração cada vez mais frequente nos projetos atuais devido à necessidade de elevar o nível de segurança das estruturas, a fim de preservar as edificações e, principalmente, reduzir a perda de vidas humanas. Para avaliar tal situação existem diferentes abordagens de pesquisa, as quais, resumidamente, dividem-se em estudos teóricos, análises experimentais e as aplicações numéricas.

As análises experimentais, dentro do contexto de estruturas submetidas a ações térmicas típicas de incêndio, apesar de fornecerem grande quantidade de dados sobre o comportamento de elementos da estrutura ou mesmo de toda ela, têm como notável característica um elevado grau de complexidade e um custo considerável de tempo, materiais e equipamentos. Por conta disso, há atualmente um interesse crescente na utilização de ferramentas alternativas que possibilitem simular de maneira adequada o comportamento de estruturas em situação de incêndio, o que tem dado espaço às análises numéricas, realizadas por meio de códigos computacionais.

Os códigos computacionais, de uma forma simplificada, consistem em ferramentas numéricas que permitem a resolução de diversos problemas de Engenharia, englobando desde a mecânica dos sólidos à transferência de calor. Estes códigos apresentam diferentes formulações que são baseadas, principalmente, no Método dos Elementos Finitos (MEF), no Método dos Elementos de Contorno (MEC) e no Método das Diferenças Finitas (MDF), sendo a escolha do método diretamente relacionada ao tipo de problema estudado (mecânica, fluidodinâmica e eletromagnetismo, por exemplo).

É necessário destacar, no entanto, que as simulações numéricas, por apresentarem simplificações na construção dos modelos mais complexos, possuem algumas limitações para representação das situações reais correspondentes a uma dada estrutura. Ainda assim, é cada

vez maior o número de profissionais e pesquisadores que utilizam tais códigos, uma vez que os mesmos vêm apresentando resultados satisfatórios dentro dos contextos da elasticidade, da plasticidade, da dinâmica e do incêndio, permitindo avaliar as respostas das estruturas de forma mais realista, considerando inclusive as não linearidades física e geométrica típicas de situações de incêndio.

De acordo com Wang (2002) *apud* Rigobello (2011), os códigos computacionais utilizados em análise de estruturas em situação de incêndio dividem-se em duas categorias: *Códigos Especialistas* e *Códigos Comerciais ou Generalistas*.

- *Códigos especialistas*: apresentam uma melhor relação custo-benefício quando o assunto é a análise estrutural em situação de incêndio, porém, geralmente possuem limitações em relação aos tipos e quantidade de elementos finitos disponíveis para análise, além de apresentarem opções reduzidas para o tratamento das não linearidades geométricas e de material necessárias dentro do contexto das análises estruturais em elevadas temperaturas. Dentre os códigos especialistas citam-se o ADAPTIC, o SAFIR, o VULCAN, o TCD, o PFEM\_2D e o FIRES-T3;
- Os *códigos comerciais ou generalistas*: São aqueles que normalmente possuem uma ampla biblioteca de elementos finitos e oferecem várias opções para simular o comportamento estrutural considerando não linearidades físicas e geométricas. Devido ao seu vasto campo de aplicação, recebem a denominação “generalista”. Dentre os códigos generalistas elaborados com base no MEF podem ser citados o ANSYS, o ABAQUS, o ADINA e o DIANA.

### **1.2 OBJETIVO**

O presente trabalho tem por objetivo principal o aprimoramento do Código Computacional para Análises Térmicas (CAT), pertencente ao SYSAF, desenvolvido e apresentado em Rigobello (2011), o qual realiza análises térmicas bidimensionais com o emprego do Método dos Elementos Finitos. O elemento finito sólido hexaédrico é incorporado ao CAT com vistas a ampliar sua capacidade de análise permitindo a realização de análises térmicas tridimensionais. Dentro desse contexto, destacam-se os seguintes objetivos específicos:

- Implementação computacional do elemento finito do tipo sólido hexaédrico com oito nós a fim de viabilizar análises térmicas tridimensionais em regime transiente de elementos estruturais em situação de incêndio;
- Validar e apresentar exemplos de aplicação do código desenvolvido em análise térmica de estruturas usuais em situação de incêndio;
- Construir uma interface para integrar as fases de pré-processamento e análise dos modelos térmicos;

### ***1.3 JUSTIFICATIVA***

Segundo Purkis (2007), ainda não há uma concepção absoluta para a engenharia de segurança contra incêndio, porém, pode-se defini-la como a aplicação do conhecimento científico e dos princípios da engenharia aos efeitos do fogo, com o objetivo de reduzir as perdas de vidas e materiais através de medidas preventivas ou de proteção adequadas.

Projetos de segurança contra incêndio mal elaborados podem elevar significativamente a probabilidade de perda de vidas e materiais decorrentes de incêndios, podendo ainda ocasionar o colapso parcial ou total do edifício. A ABNT NBR 14323:2013 apresenta em seu texto como um dos objetivos da verificação das estruturas ao incêndio, a elaboração de projetos estruturais de tal modo que as estruturas possam resistir à ação do fogo durante o período de tempo necessário para permitir a fuga dos usuários e, em alguns casos, viabilizar a aproximação e o ingresso de pessoas e equipamentos para o combate ao fogo.

A preocupação com relação ao desempenho de uma estrutura em situação de incêndio surge em decorrência do comportamento dos materiais que a compõem, pois estes se submetem a uma mudança em suas propriedades mecânicas e térmicas de forma que as estruturas tornam-se mais susceptíveis ao colapso. A influência da temperatura na resistência e na rigidez dos aços estruturais (permitidos pela ABNT NBR 8800:2008 ou ABNT NBR 14762:2010) e do concreto (apresentados na ABNT NBR 15200:2004) é ilustrada pela Figura 1.1.

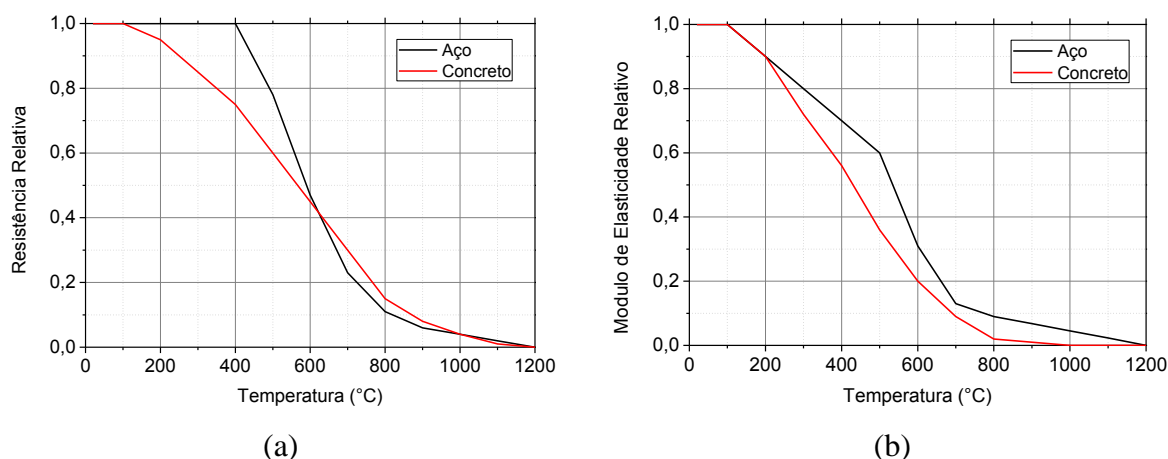


Figura 1.1: Reduções das propriedades mecânicas dos materiais: (a) Resistência ao escoamento e (b) Módulo de Elasticidade. Fonte: ABNT NBR 14323:2013 e ABNT NBR 15200:2004.

Na Figura 1.1(a) está apresentada a redução da resistência ao escoamento do aço e redução da resistência à compressão do concreto quando submetidos a elevações de temperatura. Da mesma forma, Figura 1.1(b) apresenta a redução do módulo de elasticidade de ambos os materiais também em função da elevação da temperatura.

As normas brasileiras que tratam do dimensionamento de estruturas em situação de incêndio (ABNT NBR 14323:2013 - “*Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios em Situação de Incêndio*”) apresentam métodos simplificados para a obtenção da temperatura dos elementos estruturais. Entretanto, tais métodos são aplicáveis apenas a algumas situações encontradas nos cenários reais, permitindo obter resultados satisfatórios quando há o aquecimento uniforme da seção do elemento.

Nos casos em que uma análise mais complexa é necessária, podem ser utilizados modelos experimentais ou modelos avançados de cálculo, que, segundo a ABNT NBR 14323:2013, proporcionam uma análise mais realista da estrutura e do cenário do incêndio, permitindo analisar tanto elementos isolados (com qualquer tipo de seção transversal, incluindo elementos estruturais mistos) como estruturas mais complexas (estruturas internas, externas ou mesmo associadas com elementos de compartimentação).

Dessa forma, o presente trabalho faz uso de modelos avançados de cálculo através do aprimoramento de um código computacional já existente (denominado CAT), construído com base no MEF, o qual permite a obtenção do campo de temperatura nos elementos estruturais de forma mais realista, considerando a variação das propriedades térmicas dos materiais típicas de situações de incêndio.



## 1.4 METODOLOGIA

A fim de avaliar o campo térmico de estruturas de aço e mistas de aço e concreto o presente trabalho apresenta um estudo de caráter numérico, realizado com a utilização do código computacional FEMFIRE-3D (*Finite Element Method in Fire 3D*). O FEMFIRE-3D foi construído com base no CAT (código computacional para análises térmicas) desenvolvido e apresentado em Rigobello (2011). O CAT utiliza o Método dos Elementos Finitos para solucionar a equação diferencial do equilíbrio térmico e, dessa forma, calcular as temperaturas nodais para obter as grandezas térmicas de determinado problema.

O CAT foi inicialmente desenvolvido em Rigobello (2011), em linguagem DELPHI e utilizando os conceitos da programação orientada a objetos (POO). A sua versão atual permite a realização de análises térmicas transientes bidimensionais através da utilização de elementos finitos triangulares e quadrangulares.

Neste trabalho o elemento finito sólido hexaédrico com oito nós é implementado e acrescentado à biblioteca do CAT com a finalidade de ampliar a capacidade de análise do código iniciado em Rigobello (2011), permitindo assim realizar análises de problemas térmicos em regime transiente e tridimensional, dando origem ao FEMFIRE-3D. Além disso, é implementado também um elemento bidimensional quadrilateral com quatro nós que é utilizado para aplicação dos efeitos térmicos de convecção e radiação decorrentes das situações de incêndio. Mais detalhes sobre o FEMFIRE-3D são apresentados no capítulo 4.

Os modelos apresentados neste texto buscam avaliar situações comumente encontradas no cenário real em que os elementos estruturais fazem parte da compartimentação de ambientes (embutidos em paredes de alvenaria, por exemplo), assim como elementos que apresentam proteção térmica ou mesmo que constituem estruturas mistas de aço e concreto, em condições de assimetria com relação ao carregamento térmico aplicado, permitindo determinar o gradiente térmico resultante nos elementos estruturais em situação de incêndio.

A validação dos resultados obtidos com o FEMFIRE-3D é feita por meio de comparação com resultados obtidos a partir de análises de modelos construídos nos códigos comerciais ABAQUS e ANSYS, os quais também utilizam o Método dos Elementos Finitos e têm eficácia já comprovada em relação à realização de análises térmicas transientes. Em caráter

complementar, os resultados obtidos com o FEMFIRE-3D são comparados com resultados experimentais encontrados na literatura técnica.

## **1.5 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO**

No **capítulo 1** está apresentada uma abordagem inicial sobre o trabalho, destacando os objetivos do mesmo e as justificativas relacionadas à escolha do tema.

No **capítulo 2** é feita uma abordagem da análise térmica em situação de incêndio, apresentando as etapas envolvidas na determinação do campo térmico em elementos estruturais, bem como uma breve revisão bibliográfica sobre o tema.

No **capítulo 3** é apresentada a formulação utilizada para resolução de problemas térmicos em regime estacionário e transiente, destacando as etapas de dedução da equação diferencial de equilíbrio e a sua resolução por meio do Método dos Elementos Finitos. É apresentada também a formulação do elemento finito sólido hexaédrico, bem como do elemento de superfície para aplicação dos efeitos térmicos de convecção e radiação, ambos implementados e incorporados à biblioteca do FEMFIRE-3D.

No **capítulo 4** está descrita a estrutura do código computacional desenvolvido (FEMFIRE-3D) bem como de suas ferramentas disponíveis para análises em regime estacionário e transiente.

No **capítulo 5** é feita a validação dos elementos finitos implementados (sólido hexaédrico e quadrilateral de superfície) comparando-se os resultados obtidos no FEMFIRE-3D com aqueles obtidos através de análises realizadas nos códigos comerciais ANSYS e ABAQUS, bem como com um exemplo experimental, sendo todos reproduções de casos disponíveis na literatura técnica.

No **capítulo 6** são apresentadas as conclusões e discussões sobre o trabalho, assim como sugestões para trabalhos futuros relacionados ao tema, mais precisamente, ao aperfeiçoamento do FEMFIRE-3D.

# ***CAPÍTULO 2***

## **ABORDAGEM DA AÇÃO TÉRMICA SOBRE AS ESTRUTURAS**

---

### ***2.1 INTRODUÇÃO***

Este capítulo apresenta uma breve abordagem sobre estruturas em situações de incêndio, as curvas de incêndio utilizadas para determinar a evolução de temperatura dos gases em um ambiente em chamas, bem como alguns tipos de revestimentos contra o fogo utilizados nas estruturas. Estão apresentadas também algumas prescrições da ABNT NBR 14323:2013, do EUROCODE 1-Parte 1-2 (2002) (curvas de incêndio) e do EUROCODE 3-Parte 1-2 (2005) (propriedades dos materiais e método simplificado) com relação à determinação da distribuição de temperatura nos elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto.

### ***2.2 MODELAGEM E CARACTERIZAÇÃO DO INCÊNDIO***

O incêndio é o fenômeno que ocorre apenas na presença simultânea de três fatores: o combustível, o comburente (o oxigênio) e uma fonte de calor. Este fenômeno pode ser modelado por meio de curvas do tipo “temperatura x tempo” que relacionam a elevação da temperatura dos gases em um ambiente em chamas com o tempo de duração do incêndio e permitem estimar a máxima temperatura atingida pelos gases quentes no referido ambiente. O incêndio real apresenta três estágios básicos (ignição, fase de aquecimento e fase de resfriamento) que estão descritos adiante e apresentados na Figura 2.1:

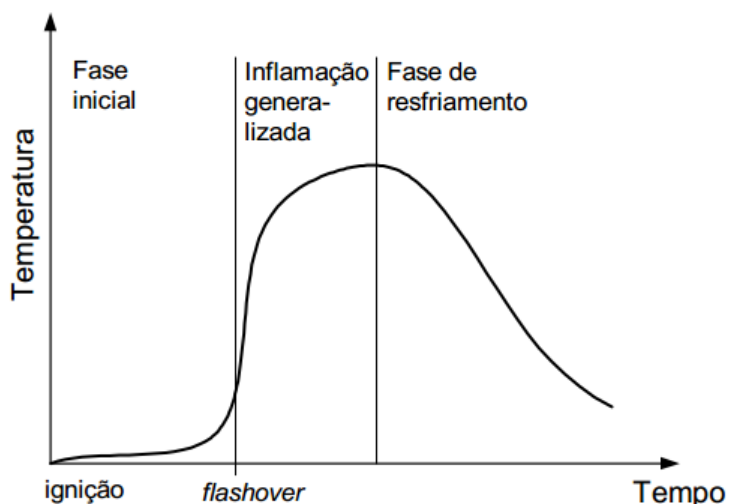


Figura 2.1: Curva temperatura x tempo típica de um incêndio real. Fonte: Souza Junior, 2004.

**Ignição:** Segundo Costa e Silva (2006), é a região que representa o início da inflamação, ou seja, em  $t = 0$ . A partir deste ponto ocorre o crescimento gradual da temperatura e as características do compartimento tais como aberturas e materiais constituintes praticamente não influenciam no desenvolvimento do incêndio. A ignição pode também ser conhecida como *pré-flashover* (Purkiss (1996) *apud* Costa e Silva (2006)) e termina no instante denominado *flashover*, quando ocorre a inflamação generalizada dos materiais. Em Silva (2001) *apud* Costa e Silva (2006) afirma-se que pode não haver a necessidade de verificação estrutural caso as medidas de proteção ativa sejam eficientes, pois o fogo é extinto rapidamente, não apresentando riscos para a estrutura.

**Fase de aquecimento:** Fase em que ocorre grande elevação da temperatura devido à combustão generalizada do material combustível presente nos compartimentos (momento conhecido como *flashover*). O aquecimento se dá de forma rápida, com movimentação turbulenta do ar quente e dos gases. A temperatura dos gases progride até que seja atingido o valor máximo no ambiente em análise e todo o material combustível comece a se extinguir. Esta fase do incêndio (*pós-flashover*) é a que causa maior impacto sobre os elementos estruturais e sobre a integridade do compartimento. Portanto, deve-se ter em mente que a área da engenharia estrutural que trata de situações de incêndio tem como um dos principais objetivos melhorar o desempenho dos elementos estruturais durante este período.

**Fase de resfriamento:** Corresponde ao terceiro (e último) estágio da ocorrência do incêndio. Neste estágio ocorre a redução gradativa da temperatura dos gases no ambiente devido à extinção completa do material combustível que foi consumido durante a fase de aquecimento

(Silva (2001) *apud* Costa e Silva (2006)). Durante o período de resfriamento a temperatura do elemento estrutural pode continuar a aumentar por alguns minutos devido à *inércia térmica*, que pode ser entendida como o amortecimento da oscilação de temperatura que se propaga para o interior do elemento (depende da espessura e da condutividade térmica do material envolvido). Assim, o resfriamento propriamente dito sofre atraso no seu período inicial (Purkiss (1996) *apud* Costa e Silva (2006)). A análise térmica deste estágio não foi contemplada nos exemplos analisados no presente texto.

## 2.3 CURVAS DE INCÊNDIO

### 2.3.1 Elevação da Temperatura dos Gases de Acordo com o Incêndio-Padrão

A ABNT NBR 14432:2001 e o EUROCODE 1-Parte 1.2 (2002) apresentam em seus textos a Equação (2.1) como a curva de incêndio-padrão, para determinar, simplificadamente, a elevação de temperatura dos gases do ambiente em função do tempo.

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

Onde:

- $t$  - tempo decorrido desde o início do incêndio, em minutos;
- $\theta_0$  - temperatura inicial do ambiente, geralmente adotada igual a 20 °C;
- $\theta_g$  - temperatura dos gases no instante  $t$  (°C).

O termo “simplificadamente” é utilizado porque tais curvas possuem apenas o ramo ascendente, com a temperatura crescendo em relação ao tempo, de forma que fatores como a carga de incêndio, grau de ventilação do compartimento e propriedades térmicas dos materiais da compartimentação não têm influência na determinação da temperatura.

### 2.3.2 Elevação da Temperatura dos Gases de Acordo com o Incêndio Externo

O EUROCODE 1-Parte 1.2 (2002) apresenta em seu texto a Equação (2.2), que corresponde à curva de incêndio utilizada para materiais celulósicos, atuando sobre uma estrutura do tipo externa, a qual corresponde a uma estrutura localizada no exterior da edificação, podendo esta estar exposta às chamas que emanam das aberturas na fachada do edifício.

$$\theta_g = 660 (1 - 0,687 e^{-0,32 t} - 0,313 e^{-3,8 t}) + \theta_0 \quad (2.2)$$

As variáveis da Equação (2.2) são iguais àsquelas definidas anteriormente para a Equação (2.1). O coeficiente de transferência de calor por convecção recomendado pelo EUROCODE 1-Parte 1.2 (2002) para as curvas de incêndio-padrão e incêndio externo é  $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{C}$  e a emissividade resultante para transferência de calor por radiação, também para ambas as curvas, é dada por  $\varepsilon_{res} = 0,5$ .

### ***2.3.3 Elevação da Temperatura dos Gases Considerando Materiais Hidrocarbonetos***

Para materiais hidrocarbonetos, a curva de incêndio é dada pela Equação (2.3), na qual as variáveis são àsquelas definidas para a Equação (2.1). O coeficiente de transferência de calor por convecção recomendado pelo EUROCODE 1-Parte 1.2 (2002) para este tipo de incêndio é igual a  $\alpha_c = 50 \text{ W/m}^2\text{K}$ .

$$\theta_g = 1080 (1 - 0,325 e^{-0,167 t} - 0,675 e^{-2,5 t}) + \theta_0 \quad (2.3)$$

### ***2.3.4 Elevação da temperatura dos gases por meio de Incêndio Parametrizado***

Em Bailey (2010) afirma-se que, fatores como as dimensões e geometria do compartimento, a carga de incêndio (variação da quantidade de combustível existente), as condições de ventilação e propriedades térmicas das paredes do compartimento influenciam na intensidade (severidade) de um incêndio que ocorre em um determinado compartimento de edificação. Tais fatores são considerados pela curva de incêndio paramétrica, sendo possível obter estimativas mais realistas sobre uma situação de incêndio em um compartimento em comparação com os resultados obtidos através da curva de incêndio-padrão.

A curva do modelo paramétrico é composta por dois trechos, sendo o primeiro trecho representado por uma curva exponencial (que corresponde à fase de aquecimento até a temperatura máxima do incêndio), bem como um segundo trecho que descreve uma trajetória linear para representar o decréscimo de temperatura (fase de resfriamento ou arrefecimento) até uma temperatura residual. O fato de possuir este trecho descendente torna esta curva mais realista, pois considera que a temperatura dos gases de um incêndio não é sempre crescente, sofrendo redução à medida que a carga térmica é reduzida.

As expressões fornecidas pelo EUROCODE 1-Parte 1.2 (2002) são válidas para compartimentos com área de piso acima de 500 m<sup>2</sup>, sem aberturas no teto e com altura

máxima de 4 m. Na fase de aquecimento, a temperatura dos gases em função do tempo é dada pela Equação (2.4) apresentada a seguir.

$$\theta_g = 20 + 1325 \left( 1 - 0,324 e^{-0,2 t^*} - 0,204 e^{-1,7 t^*} - 0,472 e^{-19 t^*} \right) \quad (2.4)$$

onde:

$\theta_g$  - temperatura dos gases no compartimento (°C)

$t$  - tempo decorrido do início do incêndio (h)

$t^* = t \cdot \Gamma$

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

$b = \sqrt{\rho c \lambda}$  - observando  $100 \leq b \leq 2200$  (J/m<sup>2</sup>s<sup>1/2</sup>K);

$O = A_v \sqrt{h}/A_t$  - fator de abertura, observando os limites  $0,02 \leq O \leq 0,20$

$A_v$  - área das aberturas verticais (m<sup>2</sup>);

$h$  - altura das aberturas verticais (m);

$A_t$  - área total de fechamento (paredes, piso e teto, incluindo aberturas, em m<sup>2</sup>);

$\rho$  - densidade do material de fechamento (kg/m<sup>3</sup>);

$c$  - calor específico do material de fechamento (J/kg K);

$\lambda$  - condutividade térmica do material de fechamento (W/m K).

O EUROCODE 1-Parte 1.2 (2002) apresenta ainda equações para o trecho de resfriamento da curva paramétrica e para determinação de alguns parâmetros relacionados ao tipo e concentração dos materiais constituintes dos compartimentos, equações estas que podem ser encontradas no anexo A da referida norma. A Figura 2.2 apresenta exemplos das curvas de incêndio descritas neste texto.

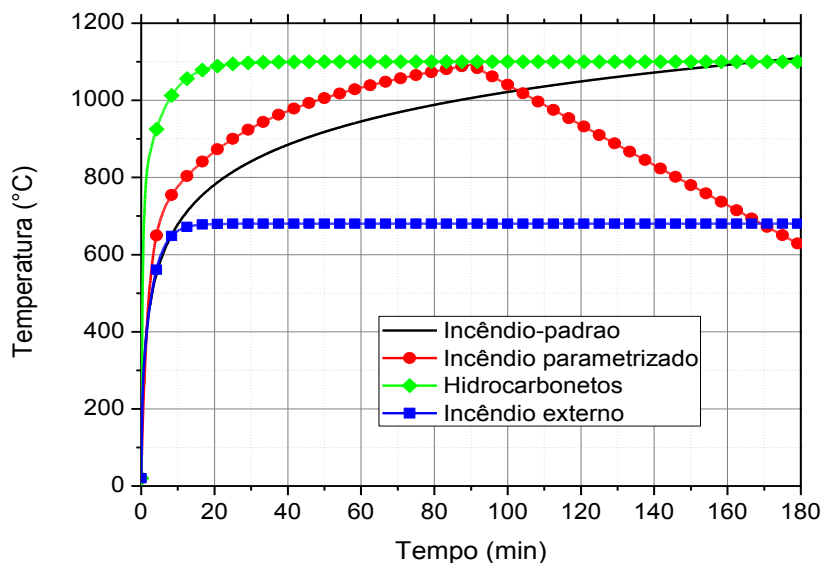


Figura 2.2: Curvas de incêndio propostas no EUROCODE 1-Parte 1.2 (2002).

Segundo análises apresentadas em Ribeiro (2004), nota-se claramente a influência da curva de incêndio na resposta térmica do perfil de aço, o que torna a escolha da curva de incêndio a ser utilizada um fator determinante para se obter resultados satisfatórios durante a análise e o dimensionamento de estruturas em situação de incêndio.

## **2.4 TEMPO REQUERIDO DE RESISTÊNCIA AO FOGO**

O tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF), segundo a ABNT NBR 14432:2001, corresponde ao tempo mínimo de resistência ao fogo que um elemento construtivo deve apresentar quando sujeito ao incêndio-padrão. Esse tempo é função do tipo de ocupação e das dimensões da edificação, podendo ser consultado no anexo A da referida norma.

De acordo com Ribeiro (2004), pode-se entender o TRRF, em uma avaliação puramente estrutural, como uma ação que deve ser levada em consideração no dimensionamento em situação de incêndio, isto porque esta ação pode resultar em acréscimo das solicitações a qual determinada estrutura é submetida, ou mesmo na redução das propriedades mecânicas dos materiais em decorrência do aumento da temperatura.

Dessa forma, quanto maior o TRRF dos elementos avaliados, maior será o tempo de aquecimento ao qual este poderá ser submetido e, conseqüentemente, tanto maior será a redução de resistência (ou rigidez) dos materiais em situação de incêndio.

## **2.5 COMPARTIMENTAÇÃO E SUA IMPORTÂNCIA**

No decorrer do presente texto foram mencionados constantemente dois termos de grande importância quando se trata de análises de estruturas em situações de incêndio: *Compartimento* e *compartimentação*. As definições destes termos podem ser encontradas na ABNT NBR 14432:2001 e estão apresentadas a seguir.

**Compartimento:** Corresponde a edificação ou parte dela, compreendendo um ou mais cômodos, espaços ou pavimentos, construídos para evitar a propagação do incêndio de dentro para fora de seus limites, incluindo a propagação entre edifícios adjacentes, quando aplicável.



**Compartimentação:** É definida como a medida de proteção passiva que utiliza vedos, fixos ou móveis, destinados a evitar ou minimizar a propagação de fogo, calor e gases, interna ou externamente ao edifício, no mesmo pavimento (compartimentação horizontal) ou para outros pavimentos (compartimentação vertical), além de reduzir os riscos para edifícios vizinhos.

É importante destacar que a compartimentação está diretamente relacionada com o porte da edificação em questão, podendo, por exemplo, um edifício de pequeno porte ser considerado como um único compartimento (Costa, Ono e Silva 2005). Os elementos de compartimentação devem ser resistentes ao fogo e apresentar, segundo a ABNT NBR 14432:2001, alguns requisitos de *estanqueidade* e *isolamento* por determinado tempo a fim de possibilitar:

- a) *A fuga dos ocupantes da edificação em condições de segurança;*
- b) *Segurança das operações de combate ao incêndio;*
- c) *Minimização de danos a edificações adjacentes e à infraestrutura pública.*

Os elementos das edificações são considerados “estanques” quando são capazes de impedir a formação de rachaduras ou aberturas que possam permitir a passagem dos gases quentes e das chamas para outro compartimento. Segundo as normas ABNT NBR 5628:2001 e ABNT NBR 10636:1989, o elemento é considerado estanque caso a quantidade de gás quente ou fumaça que penetra em uma rachadura não é capaz de provocar ignição em um chumaço de algodão.

O isolamento está relacionado com a capacidade de um elemento em impedir a propagação da temperatura de uma face à outra. As normas ABNT NBR 5628:2001 e ABNT NBR 10636:1989 definem que o elemento tem a capacidade isolante quando, na face que não está exposta ao incêndio, o aumento de temperatura é inferior a 140°C na média dos pontos medidos ou inferior a 180°C em qualquer ponto de medida. Na ABNT NBR 15200:2004 diz-se que o isolamento térmico e a estanqueidade à passagem de chamas faz parte da função “corta-fogo” de determinado elemento construtivo (estrutural ou não).

É preciso destacar que a compartimentação deve levar em consideração a presença de forros e pisos falsos que podem conduzir o incêndio para outros compartimentos, tanto do mesmo pavimento quanto entre pavimentos distintos (Costa, Ono e Silva 2005). Esses fatores podem comprometer a eficiência da compartimentação uma vez que podem existir materiais combustíveis (carga de incêndio) nos espaços vazios acima citados.

Em Costa, Ono e Silva (2005) diz-se que, a fim de avaliar a resistência ao fogo da compartimentação, são realizados testes laboratoriais nos quais os elementos da compartimentação são submetidos à elevação padronizada de temperatura, definida pela curva-padrão. A curva-padrão aqui referida é aquela representada pela Equação (2.1).

## 2.6 MEDIDAS DE PROTEÇÃO ATIVA E PASSIVA

No combate a situações de incêndio, além das medidas de compartimentação, descrita anteriormente, existem outras formas de proteção que têm como principais objetivos:

- *Proteção da vida dos ocupantes;*
- *Difícultar a propagação do incêndio ou extingui-lo no seu estágio inicial;*
- *Fornecer condições para a execução das operações de combate do corpo de bombeiros e reduzir a perda de patrimônio;*

Dentro do contexto de proteção, a ABNT NBR 14432:2001 faz a classificação em dois tipos distintos: a *proteção ativa* e a *proteção passiva*.

A *proteção ativa* contra incêndio consiste nos meios que necessitam ser ativados de forma manual ou automática em resposta aos estímulos provocados pelo fogo. Esta proteção objetiva a detecção rápida do incêndio para que os ocupantes sejam alertados e retirados em segurança da edificação. São compostas, basicamente, pelas instalações prediais de proteção contra incêndio. Podem ser citados como exemplos de meios de proteção ativa: *sistema de alarme manual de incêndio, meios de detecção e alarme automáticos de incêndio (detectores de fumaça e temperatura), extintores, hidrantes e chuveiros automáticos (sprinklers), sistema de iluminação e sinalização de emergência e sistemas de controle e exaustão da fumaça.*

A *proteção passiva* corresponde ao conjunto de medidas incorporadas ao sistema construtivo do edifício e que estão em funcionamento durante o uso normal da edificação, ou seja, não necessitam de acionamento para executar sua função, como na proteção ativa. Este tipo de proteção reage passivamente ao desenvolvimento do incêndio de forma a dificultar o seu crescimento e propagação, auxiliando ainda na fuga dos usuários através da resistência conferida aos materiais constituintes da edificação. Mais detalhes deste tipo de proteção serão abordados na sequência do texto.

## **2.7 MATERIAIS DE REVESTIMENTO CONTRA O FOGO**

As propriedades mecânicas dos materiais, conforme mencionado anteriormente, sofrem reduções devido à elevação de temperatura. Propriedades do aço, tais como sua resistência ao escoamento e módulo de elasticidade, assim como a resistência à compressão do concreto e seu módulo de elasticidade, têm seus valores drasticamente alterados em situações de incêndio, o que pode conduzir o elemento estrutural ou mesmo toda a estrutura ao colapso.

Com relação às estruturas metálicas, por exemplo, Rocha (2012) afirma que o aço sem revestimento térmico, quando exposto a altas temperaturas, sofre uma rápida redução em suas propriedades mecânicas como consequência de uma de suas propriedades térmicas (condutividade térmica). Sendo assim, a fim de melhorar o desempenho dessas estruturas é necessária a utilização de materiais que apresentem mais resistência ao fogo, tais como os revestimentos contra fogo.

A fim de evitar as perdas de vidas e materiais decorrentes da falha prematura de uma estrutura em situação de incêndio podem ser adotadas duas soluções. A primeira consiste no dimensionamento adequado da estrutura para resistir às temperaturas elevadas e aos esforços decorrentes dessa situação. A segunda opção relaciona-se com a utilização de materiais de revestimento que, devido as suas propriedades térmicas, atuam como proteção contra a ação do fogo, reduzindo ou mesmo retardando os efeitos prejudiciais das chamas sobre o elemento protegido.

Segundo Fakury (1999) *apud* Regobello (2007), no início das aplicações de materiais de proteção térmica eram empregadas técnicas simples, tais como a execução de alvenarias contornando os pilares ou mesmo a construção de vigas e pilares no interior do concreto (Figura 2.3). Porém, atualmente, em Ribeiro (2004) se afirma que estes métodos são pouco usados, devido principalmente ao tempo dispendido para a execução de tais proteções, além da elevação do peso próprio da estrutura.

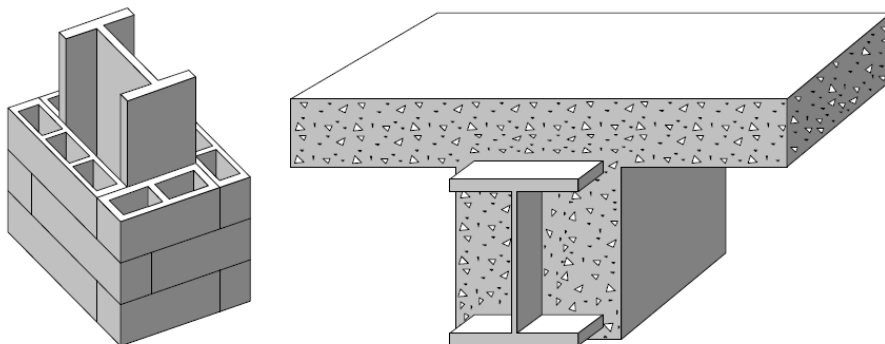


Figura 2.3: Proteções térmicas inicialmente utilizadas em estruturas metálicas. Fonte: Ribeiro, 2004.

Segundo Mendes (2004), os materiais de proteção térmica devem apresentar capacidade de proteção térmica quando submetidos a elevadas temperaturas, preservando a sua integridade estrutural durante o incêndio. Tais materiais não podem apresentar riscos à saúde e devem trabalhar solidariamente com a estrutura a qual estão associados, acompanhando os deslocamentos das mesmas e fornecendo uma proteção homogênea.

Nesse contexto, Mendes (2004) afirma que para garantir um bom desempenho, características como baixa massa específica aparente, baixa condutividade térmica e elevado calor específico, devem estar presentes em tais materiais.

### 2.7.1 Classificação dos Materiais de Revestimento contra o Fogo

As proteções térmicas podem ser classificadas quanto ao material constituinte, quanto à morfologia e quanto à técnica de colocação (Fakury (1999) *apud* Regobello (2007)).

Com relação ao material constituinte, pode-se ter alvenaria, concreto de cimento portland, concreto leve, argamassas à base de cimento, de fibras minerais, de vermiculita ou de gesso, mantas de fibras cerâmicas, de fibras minerais ou de lã de rocha, tintas intumescentes, entre outros. Quanto à morfologia, podem ser do tipo contorno, do tipo caixa com vãos e sem vãos, assim como apresentado pela Figura 2.4 e pela Figura 2.5.

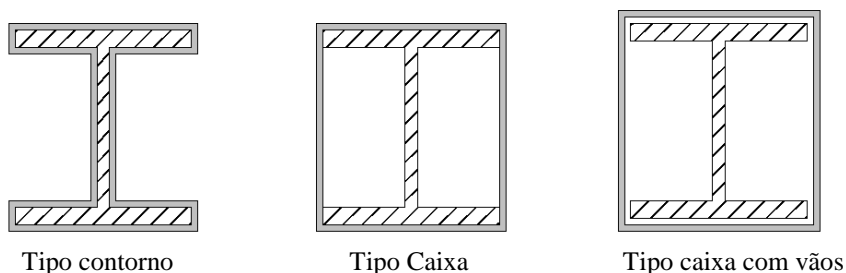


Figura 2.4: Proteção térmica do tipo contorno e do tipo caixa para pilares.

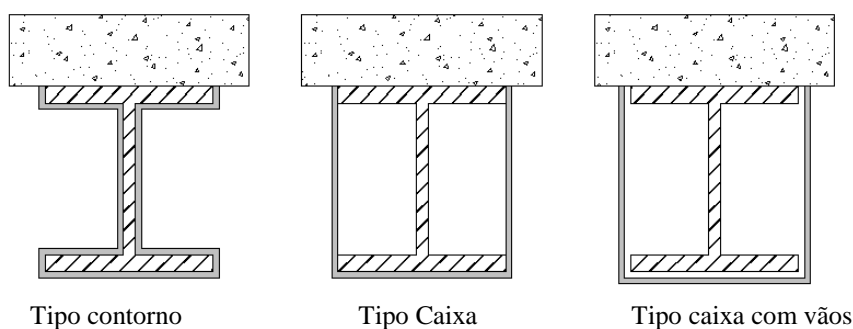


Figura 2.5: Proteção térmica do tipo contorno e do tipo caixa para vigas.

Por fim, podem ainda ser classificadas quanto à técnica de colocação, na qual são moldadas com fôrmas, aplicadas manualmente (por jateamento), fixadas por dispositivos apropriados ou montadas.

Vale destacar que, segundo Ribeiro (2004), as proteções térmicas do tipo caixa apresentam a maior eficiência térmica em decorrência do confinamento do ar promovido em seu interior e que as proteções constituídas por alvenarias são utilizadas, por exemplo, envolvendo o elemento de aço, formando uma proteção do tipo caixa. Além disso, os concretos aplicados utilizando fôrmas podem constituir tanto proteções do tipo caixa quanto do tipo contorno.

### 2.7.2 Fibras Projetadas

Em Mendes (2004) diz-se que as fibras projetadas são compostas, basicamente, por lã de rocha e materiais aglomerantes, sendo o último em menor quantidade. Apresentam baixa densidade, em torno de 250 a 300 kg/m<sup>3</sup>, e são indicadas para usos interiores e exteriores, podendo permanecer expostas ou não.

Este tipo de material pode ser aplicado diretamente sobre o elemento estrutural devido a sua elevada aderência, dispensando o uso de pinos e/ou telas. Não necessitam de revestimentos e não apresentam erosão sob corrente de ar. Apresentam ainda como vantagens a aplicação rápida, que deve ser realizada preferencialmente durante a fase de construção ou durante períodos de reformas. O material que a constitui não necessita mistura prévia e seca rapidamente. Citam-se como exemplos de revestimento à base de fibras projetadas o *Blaze-Shield II* e *Blaze-Shield HP*, dois materiais de grande utilização no mundo.

## **2.8 CONSIDERAÇÕES SOBRE A NBR 14323:2013 E EUROCODES**

Este item apresenta algumas considerações encontradas na ABNT NBR 14323:2013, no EUROCODE 2-Parte 1-2 (2004), EUROCODE 3-Parte 1-2 (2005) e EUROCODE 4-Parte 1-2 (2005), relacionadas à determinação do campo térmico nos elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto em situação de incêndio. Inicialmente é feita uma abordagem sobre os métodos simplificados de cálculo e, em seguida, uma breve descrição dos métodos avançados.

A ABNT NBR 14323:2013 recomenda que o dimensionamento de uma estrutura em situação de incêndio deve ser feito por meio de resultados de ensaios experimentais, ou também por meio de métodos analíticos de cálculo, os quais se dividem em métodos simplificados e avançados.

O método simplificado de cálculo, segundo a ABNT NBR 14323:2013, se aplica aos elementos que compõem a estrutura isoladamente e estão submetidos às situações em que a distribuição de temperatura é uniforme, tanto na seção transversal como no eixo longitudinal do elemento. As solicitações que surgem em virtude da elevação de temperatura nos elementos estruturais (decorrentes das restrições impostas pelos vínculos do elemento com a estrutura global) não são consideradas, o que torna o método simplificado de cálculo aplicável a um número limitado de casos.

### **2.8.1 Elementos Estruturais de Aço – Método Simplificado de Cálculo**

A ABNT NBR 14323:2013 apresenta em seu texto um parâmetro denominado fator de massividade ( $u/A$ ), o qual relaciona o aumento de temperatura sofrido por um elemento estrutural com o seu perímetro exposto às chamas ( $u$ ) e com a área de sua seção transversal ( $A$ ). Dessa forma, pode-se verificar que, para elementos estruturais com seção transversal de mesma área, o aumento de temperatura ocorrerá mais rapidamente para aquele que possuir maior superfície exposta ao incêndio.

Para o caso do elemento estrutural ser protegido por material isolante térmico, a ABNT NBR 14323:2013 também define um fator de massividade, o qual é dado pela expressão  $u_m/A$ , onde  $u_m$  representa o perímetro efetivo do material de proteção exposto às chamas e  $A$  é a área da seção transversal do elemento estrutural de aço.

A elevação de temperatura em elementos estruturais de aço sem revestimento contra fogo, submetidos a uma distribuição uniforme de temperatura na seção transversal e situado no interior da edificação, pode ser determinada pela Equação (2.5).

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{(u/A_g)}{c_a \rho_a} \varphi \Delta t \quad (2.5)$$

onde:

- $u/A$  - fator de massividade ( $m^{-1}$ );
- $\rho_a$  - massa específica do aço ( $kg/m^3$ );
- $c_a$  - calor específico do aço ( $J/kg \text{ } ^\circ C$ );
- $\varphi$  - fluxo de calor por unidade de área ( $W/m^2$ );
- $\Delta t$  - intervalo de tempo (s), não sendo maior que 5 s;
- $k_{sh}$  - fator de correção para o efeito de sombra

O fluxo de calor presente na Equação (2.5) é resultante da diferença de temperatura existente entre os gases quentes do ambiente e os elementos estruturais, sendo dado pela Equação (2.6), na qual  $\varphi_c$  corresponde à energia transmitida por convecção e  $\varphi_r$  a energia transmitida por radiação. Na Equação (2.6),  $\varepsilon_{res}$  é a emissividade resultante do material e  $\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann, com valor  $5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$ . Informações mais completas acerca do processo de transferência de calor por radiação podem ser consultadas no ANEXO C.

$$\varphi = \varphi_c + \varphi_r = \alpha_c (\theta_g - \theta_a) + \varepsilon_{res} \sigma \left[ (\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4 \right] \quad (2.6)$$

No caso de elementos estruturais de aço com proteção térmica que estão situados no interior do edifício, a elevação de temperatura, quando a seção transversal está submetida a um aquecimento uniforme, é dada pela Equação (2.7).

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_m (u_m/A)}{t_m \rho_a c_a} \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{1 + (\xi/4)} \Delta t - \frac{\Delta\theta_{g,t}}{(4/\xi) + 1} \quad (2.7)$$

sendo  $\Delta\theta_{a,t} \geq 0$  se  $\Delta\theta_{g,t} > 0$ , e ainda, com a Equação (2.8), dada por

$$\xi = \frac{c_m \rho_m}{c_a \rho_a} t_m (u_m/A) \quad (2.8)$$

onde,

- $u_m/A$  - fator de massividade do elemento estrutural protegido ( $m^{-1}$ );
- $u_m$  - perímetro efetivo do material de revestimento contra fogo (m);
- $c_m$  - calor específico do material de revestimento contra fogo ( $J/kg \text{ } ^\circ C$ );
- $c_a$  - calor específico do aço ( $J/kg \text{ } ^\circ C$ );

$\rho_m$	-massa específica do material de revestimento contra fogo (kg/m <sup>3</sup> );
$\rho_a$	-massa específica do aço (kg/m <sup>3</sup> );
$t_m$	-espessura do material de revestimento contra fogo (m);
$\lambda_m$	-condutividade térmica do material de revestimento (W/m <sup>2</sup> °C)
$\theta_{g,t}$	-temperatura dos gases quentes do ambiente no tempo $t$ (°C)
$\theta_{a,t}$	-temperatura da superfície do aço no tempo $t$ (°C)
$\Delta_t$	-intervalo de tempo (s), não sendo maior que 30 s;

Deve-se mencionar que o procedimento apresentado pela ABNT NBR 14323:2013 para a determinação da elevação de temperatura nos elementos estruturais de aço, com e sem proteção térmica, é do tipo incremental simples para qualquer das curvas de incêndio, ou seja, a temperatura é avaliada em cada intervalo de tempo no decorrer do incêndio até que seja atingido o TRRF (Tempo Requerido de Resistência ao Fogo). Ressalta-se ainda que esse processo não pode ser aplicado quando a proteção térmica for feita por pintura intumescente ou por algum outro material de comportamento similar, sendo a elevação de temperatura neste caso determinada através de ensaios experimentais.

Existem situações em que os elementos estruturais fazem parte da compartimentação da estrutura. Para estes casos, o procedimento descrito anteriormente pode ser utilizado, de forma simplificada, como mostra a Figura 2.6. O fator de massividade é determinado considerando apenas o perímetro da seção transversal exposta ao incêndio.

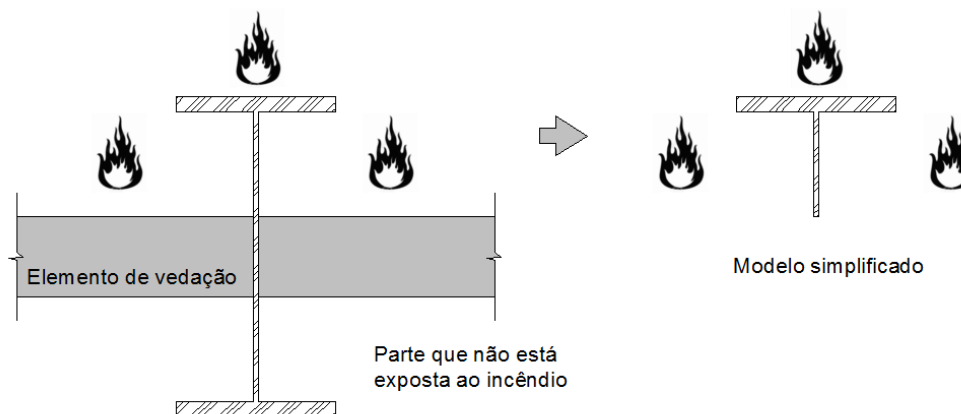


Figura 2.6: Simplificação para o cálculo de temperatura em elementos pertencentes a vedação.

Observa-se que este procedimento simplificado, por não considerar a parte não exposta do perfil na determinação da temperatura do elemento, não permite avaliar o gradiente térmico gerado em seções transversais em situação de compartimentação.

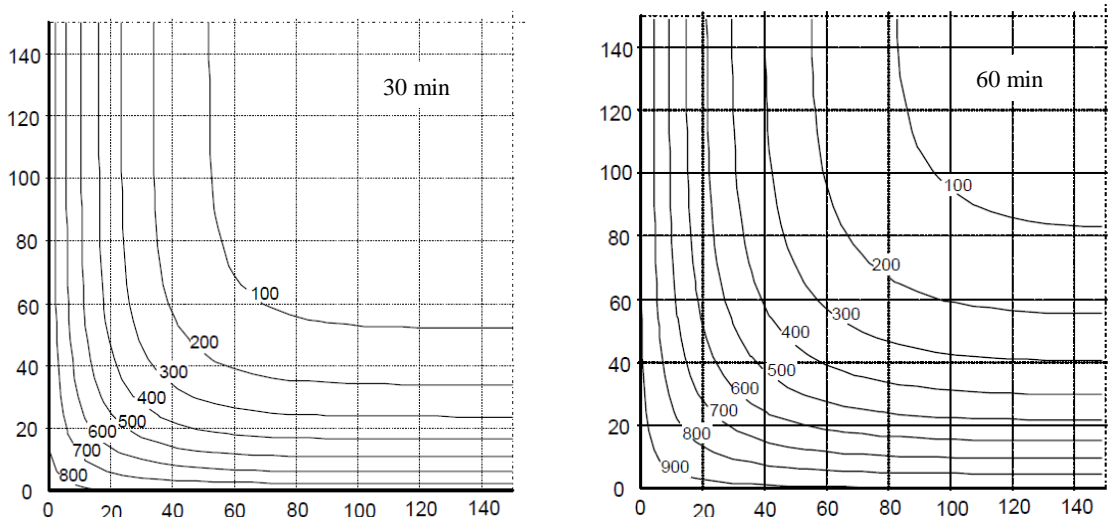


### 2.8.2 Elementos Estruturais de Concreto – Método Simplificado de Cálculo

Segundo Fakury (2001) *apud* Ribeiro (2004), a distribuição de temperatura em elementos de concreto depende das transferências de massa que ocorrem no seu interior devido à migração do vapor de água durante o aquecimento. A baixa condutividade do material provoca uma elevação de temperatura não uniforme no interior dos elementos, de forma que o aumento de temperatura é mais intenso nas faces expostas às chamas (principalmente nos cantos) e decresce na medida em que se progride para o seu interior. Dessa forma, equacionar tal situação é bem mais complexo quando comparado ao equacionamento dos elementos de aço.

O EUROCODE 2-Parte 1-2 (2004), em seu anexo A, fornece perfis de temperatura calculados para lajes, vigas e pilares de concreto expostos ao incêndio. As isothermas foram obtidas para um concreto com umidade relativa de 1,5% e considerando a curva do limite inferior para a condutividade térmica, também definida no mesmo código. Com relação às condições de contorno, considera-se um coeficiente de transferência de calor por convecção  $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{°C}$  e uma emissividade resultante do material dada por  $\varepsilon_{res} = 0,7$ .

A Figura 2.7 apresenta as isothermas obtidas para um pilar de concreto com seção quadrada de dimensões 30 x 30 cm exposto ao incêndio por todos os lados, para os tempos de exposição ao fogo de 30, 60, 90 e 120 minutos. Devido à simetria, o EUROCODE 2-Parte 1-2 (2004) apresenta apenas a quarta parte da seção transversal de cada elemento estrutural.



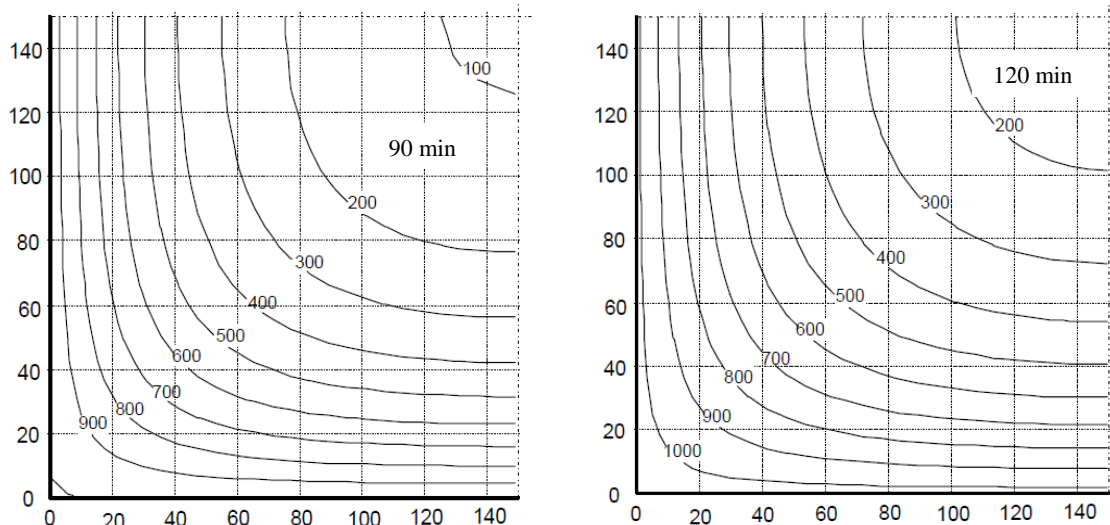


Figura 2.7: Isotermas para pilar de concreto 30 x 30 cm. Fonte: EUROCODE 2-Parte 1-2 (2004).

### 2.8.3 Vigas Mistas de Aço e Concreto

Para o caso de vigas mistas de aço e concreto a ABNT NBR 14323:2013 apresenta um método simplificado de cálculo, aplicado quando a viga de aço é composta por um perfil I, sem revestimento contra fogo ou com revestimento do tipo contorno. Neste caso, a distribuição de temperatura no elemento deve ser tomada como não uniforme, sendo a seção transversal do perfil dividida em três partes (mesa inferior, alma e mesa superior), conforme esquematiza a Figura 2.8.

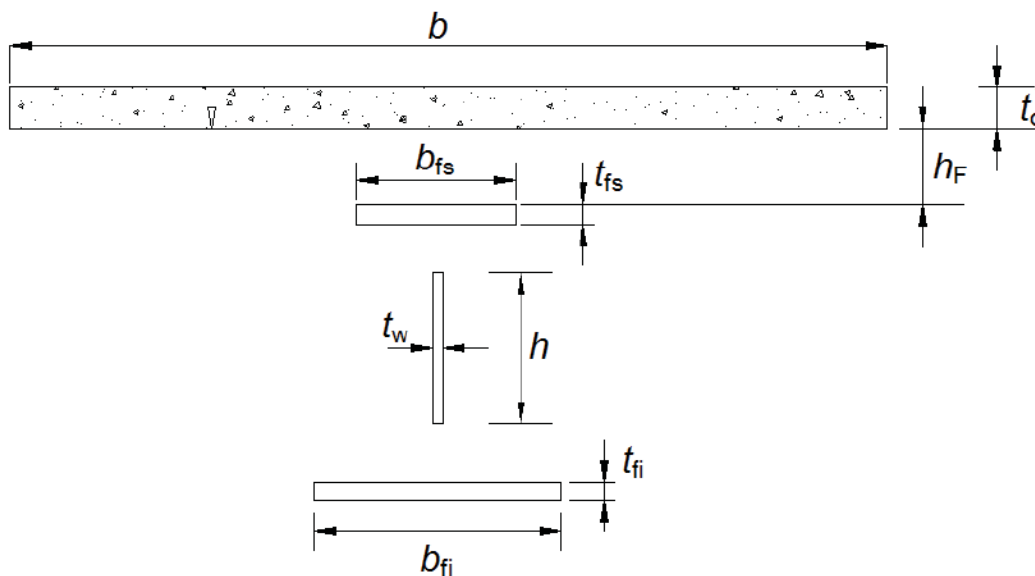


Figura 2.8: Divisão do perfil I para determinação da temperatura. Fonte: ABNT NBR 14323:2013.

Para esta situação, são feitas as seguintes considerações:

- Não ocorre transferência de calor entre essas partes e nem entre a mesa superior e a laje de concreto;
- O acréscimo de temperatura  $\Delta\theta_{a,t}$  das mesas inferior e superior da viga de aço durante o intervalo de tempo  $\Delta t$  deve ser determinado conforme as prescrições do item 2.8.1, considerando-se, quando for o caso, a influência do material de revestimento contra o fogo;

O fator de massividade ( $u/A$  ou  $u_m/A$ ) para cada uma das três partes do perfil deve ser determinado da seguinte forma:

- 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 metálica incorporada:  $2(b_{fs} + t_{fs})/b_{fs}t_{fs}$ ;
- para a alma:  $2h/t_w$ .

Com relação às lajes de concreto, a ABNT NBR 14323:2013 apresenta em seu anexo A o método de obtenção da temperatura para lajes maciças e lajes com fôrma de aço incorporada, construídas com concreto de densidade normal.

#### **2.8.4 Métodos Avançados de Dimensionamento**

O método avançado de dimensionamento apresentado na ABNT NBR 14323:2013 proporciona uma análise mais realista da estrutura e do cenário do incêndio, quando comparado com o método simplificado, podendo ser utilizado tanto para elementos isolados (com qualquer tipo de seção transversal, incluindo elementos estruturais mistos) quanto para estruturas mais complexas (estruturas internas, externas ou mesmo associadas com elementos de compartimentação).

Os métodos avançados de cálculo correspondem a procedimentos numéricos que usam como base o MEF, o qual permite a obtenção do campo de temperatura em determinado elemento ou estrutura considerando a variação das propriedades térmicas dos materiais com o aumento da temperatura. Além disso, ao contrário dos métodos simplificados, em análises termomecânicas é possível considerar o surgimento de esforços nos elementos estruturais devido às vinculações e ao gradiente térmico, demonstrando assim que os métodos avançados

são mais adequados aos estudos relacionados ao desempenho das estruturas em situação de incêndio, já que permitem simular nas análises condições mais próximas do cenário real do incêndio, conduzindo, dessa forma, a resultados mais econômicos.

A ABNT NBR 14323:2013 prevê que deve ser feita uma verificação da precisão do método avançado de dimensionamento utilizado, o que pode ser feito com base em resultados confiáveis de ensaios. Dessa forma, a verificação do método pode ser feita em relação às temperaturas calculadas, aos deslocamentos ou mesmo aos tempos de resistência ao fogo do elemento analisado.

Diante da sua melhor representatividade de um cenário de incêndio real os métodos avançados de dimensionamento são adotados neste trabalho para a realização da análise térmica de estruturas em situação de incêndio. No capítulo 5 estão apresentadas aplicações de alguns conceitos referentes ao método simplificado descritos ao longo deste capítulo bem como exemplos de modelos numéricos construídos para comparar os resultados obtidos pelos métodos simplificados com os métodos avançados de dimensionamento.

# CAPÍTULO 3

## ANÁLISE DO CAMPO TÉRMICO COM ABORDAGEM VIA MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

---

### 3.1 INTRODUÇÃO

Segundo Lewis *et al.* (2004) o Método dos Elementos Finitos (MEF) é uma ferramenta numérica utilizada quando o se quer determinar soluções aproximadas para problemas em diversos campos da engenharia. Devido a sua aplicabilidade o método foi ganhando mais espaço na engenharia e na indústria na forma de importante ferramenta de análise na obtenção de soluções numéricas aproximadas para problemas complexos, regidos por equações de difícil solução analítica.

Tendo isto em mente, neste capítulo é apresentada uma breve abordagem envolvendo o equacionamento e os princípios que regem os mecanismos de condução de calor em sólidos considerando a aplicação do Método dos Elementos Finitos (MEF) para tais problemas. As formulações apresentadas objetivam, de forma simplificada, apenas demonstrar o caminho seguido para se obter a equação geral da condução de calor. Tais formulações foram codificadas no CAT em Rigobello (2011), não sendo alteradas durante as modificações realizadas neste trabalho que deram origem ao FEMFIRE-3D. Uma análise mais detalhada sobre o assunto pode ser encontrada em Rigobello (2011) e Lienhard IV e Lienhard V (2005).

Ao final do capítulo estão descritas as características e funções de forma dos elementos finitos utilizados nas análises térmicas: o elemento quadrilateral bidimensional, para aplicação dos efeitos térmicos, e o elemento sólido hexaédrico, para modelagem dos elementos estruturais e de vedação, ambos os elementos finitos apresentando interpolação linear.

### 3.2 EQUAÇÃO DIFERENCIAL DA CONDUÇÃO DE CALOR EM SÓLIDOS

Em Lienhard IV e Lienhard V (2005) apresenta-se uma definição para a *Primeira Lei da Termodinâmica* (também conhecida como Lei da Conservação de Energia), a qual afirma que a taxa de variação da energia interna de um sistema fechado é dada pela soma das taxas de troca de calor e de trabalho que o sistema efetua (ou realiza) com o meio ao longo do tempo – Equação (3.1).

$$Q = Wk + \frac{dU}{dt} \quad (3.1)$$

Na Equação (3.1) a parcela  $Wk$  representa a taxa de trabalho do sistema, a parcela  $\frac{dU}{dt}$  corresponde à taxa de variação da energia térmica interna do sistema e a variável  $Q$  representa a taxa de troca de calor do sistema, todas expressas em J/s ou W. Em Lienhard IV e Lienhard V (2005) afirma-se que a análise do processo de transferência de calor pode geralmente ser feito sem referência a qualquer processo de trabalho (Figura 3.1b), embora a transferência de calor possa ser combinada com o trabalho na análise dos sistemas reais, caso necessário.

A *Primeira Lei da Termodinâmica* considera então que a energia térmica é conservativa e que, a partir de sua aplicação a um volume de controle qualquer, é possível estabelecer o equilíbrio da energia térmica neste volume. A Figura 3.1 apresenta um volume de controle ao qual é aplicada a *Primeira Lei da Termodinâmica*.

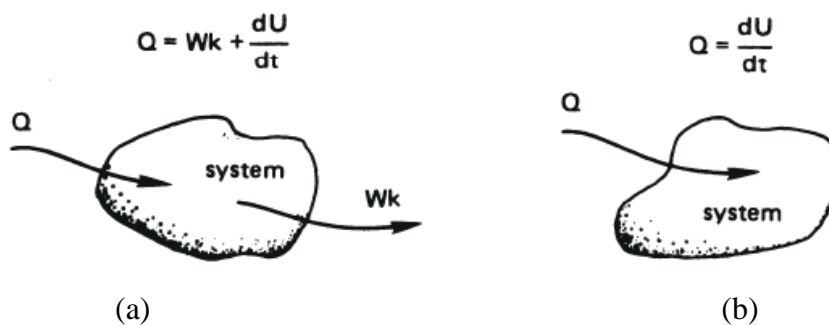


Figura 3.1: Aplicação da Primeira Lei da Termodinâmica: (a) Caso geral e (b) Caso sem consideração da taxa de trabalho. Fonte: Lienhard IV e Lienhard V, 2005.

A fim de compreender e estabelecer o equilíbrio da energia térmica de um volume de controle, como apresentado pela Figura 3.2, faz-se as seguintes considerações iniciais:

- a) O volume de controle apresenta uma parcela  $dR$  que está submetida a um campo térmico dado por  $T(x, y, z, t)$  no qual  $t$  representa o tempo e  $x, y$  e  $z$  as coordenadas de um ponto de interesse no volume de controle em relação a um sistema de coordenadas cartesianas adotado;
- b) Ao diferencial de superfície ( $dS$ ) pode-se associar dois vetores de interesse, sendo o primeiro um vetor unitário e normal à superfície, identificado por  $\vec{n}$  ( $|\vec{n}| = 1$ ), e o segundo, denominado vetor fluxo de calor, identificado por  $\vec{\varphi}$ , o qual representa a quantidade de calor que flui numa unidade de área por unidade de tempo (em  $W/m^2$ ) naquele ponto da superfície.

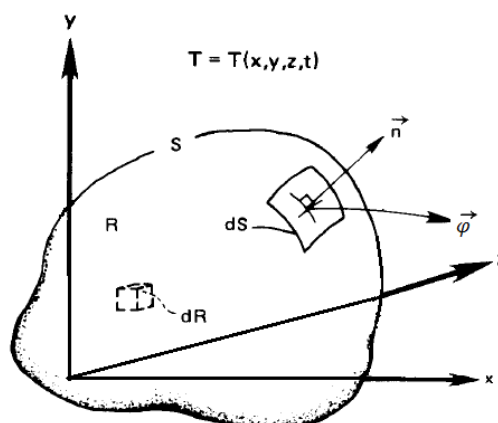


Figura 3.2: Volume de controle com fluxo de calor. Modificado de Lienhard IV e Lienhard V, 2005.

Em Lienhard IV e Lienhard V (2005) afirma-se que, a partir da observação do fluxo de calor, este decorrente da não uniformidade de temperatura em um corpo, duas ideias podem ser obtidas acerca de tal fluxo de calor como mostra a Equação (3.2).

$$\frac{\vec{\varphi}}{|\vec{\varphi}|} = - \frac{\nabla T}{|\nabla T|} \quad (3.2)$$

$$|\vec{\varphi}| \propto |\nabla T|$$

As considerações apresentadas pela Equação (3.2) significam, respectivamente, que o vetor fluxo de calor  $\vec{\varphi}$  e o gradiente de temperatura  $\nabla T$  atuam em direções opostas e ainda que a magnitude do fluxo é diretamente proporcional ao referido gradiente de temperatura.

O gradiente de temperatura ( $\nabla T$ ) referido na Equação (3.2) corresponde a um vetor associado ao escalar  $T$  que possui direção no sentido do aumento máximo de temperatura em cada ponto e está representado, em coordenadas cartesianas, pela Equação (3.3).

$$\nabla T \equiv \vec{i} \frac{\partial T}{\partial x} + \vec{j} \frac{\partial T}{\partial y} + \vec{k} \frac{\partial T}{\partial z} \quad (3.3)$$

Dessa forma, a partir da Equação (3.2) e Equação (3.3), é possível escrever o gradiente térmico, de acordo com a *Lei de Fourier* em campo tridimensional, segundo a forma simplificada apresentada na Equação (3.4), na qual  $\lambda$  é uma propriedade térmica que exprime a maior ou menor capacidade de condução de calor de um dado material, denominada *condutividade térmica*. Destaca-se aqui que o fluxo de calor é uma grandeza vetorial.

$$\vec{\varphi} = -\lambda \nabla T \quad (3.4)$$

O valor de  $\lambda$ , para o caso mais geral, depende tanto da posição quanto da temperatura do ponto no sólido. Entretanto, a grande parte dos materiais pode ser assumida como homogênea, permitindo que  $\lambda$  seja tomado como constante.

Uma vez entendida a *Lei de Fourier* para três dimensões, é possível definir a equação da condução de calor para um volume de controle ( $R$ ), delimitado por uma superfície de contorno ( $S$ ), como o apresentado pela Figura 3.2. Retomando a Equação (3.1) e desconsiderando a parcela referente à taxa de trabalho do sistema, obtém-se a Equação (3.5), representando a taxa de troca de calor do sistema.

$$Q = \frac{dU}{dt} \quad (3.5)$$

Segundo Rigobello (2011), o referido volume de controle (Figura 3.2) pode ser entendido, para fins de análise, como uma estrutura inteira, parte de uma estrutura ou ainda uma pequena porção de material num dado ponto no espaço.

A troca de energia do volume de controle com o meio envolvente deve considerar o fluxo de calor  $\varphi$  que entra ou sai pela superfície de contorno  $S$ , assim como a geração (ou perda) de calor interno, expressa em termos de taxas. Assim, a parcela de energia que sai do volume de controle a cada instante através da superfície  $S$  na direção normal a mesma é dada pela Equação (3.6).



$$\int_S \vec{\varphi} \cdot \vec{n} \, dS \quad (3.6)$$

A outra parcela de energia térmica para o mesmo volume de controle corresponde à geração interna de energia, definida como uma quantidade de *calor interno por unidade de tempo* ( $\dot{q}$ ), em W/m<sup>3</sup>, a qual pode ser originada a partir de reações *químicas, nucleares* entre outras. A Equação (3.7) quantifica a referida energia interna gerada no volume de controle.

$$\int_R \dot{q} \, dR \quad (3.7)$$

Dessa forma, utilizando as parcelas de energia definidas pela Equação (3.6) e Equação (3.7), juntamente com a Equação (3.5), é possível equacionar a *taxa de mudança de energia calorífica* (global) no volume de controle – Equação (3.8).

$$Q = \frac{dU}{dt} = - \int_S \vec{\varphi} \cdot \vec{n} \, dS + \int_R \dot{q} \, dR \quad (3.8)$$

Uma última consideração a ser feita parte do fato de que os sólidos podem ser, frequentemente, tomados como incompressíveis e, dessa forma, o volume do mesmo é considerado constante durante todo o processo, o que resulta em uma relação da termodinâmica que representa a taxa de mudança de energia calorífica (Equação (3.9)), na qual  $\rho$  representa a densidade e  $c$  o calor específico do material.

$$\frac{dU}{dt} = \int_R \rho c \frac{dT}{dt} \, dR \quad (3.9)$$

Combinando a Equação (3.8) e Equação (3.9) se obtém a Equação (3.10), a qual representa o equilíbrio de energia térmica para um dado volume de controle.

$$\int_R \rho c \frac{dT}{dt} \, dR = - \int_S \vec{\varphi} \cdot \vec{n} \, dS + \int_R \dot{q} \, dR \quad (3.10)$$

Observa-se, no entanto, que um dos termos da Equação (3.10) está expresso na forma de integral de superfície, enquanto os demais estão expressos por integrais de volume. Aplica-se neste caso, para a obtenção da equação de equilíbrio em integral de volume, o **Teorema da Divergência de Gauss**, o qual, juntamente com algumas manipulações matemáticas, resulta na forma dada pela Equação (3.11).

$$\int_R \rho c \frac{dT}{dt} dR = - \int_R \nabla \cdot \vec{\varphi} dR + \int_R \dot{q} dR \quad (3.11)$$

A Equação (3.11) tem seus termos reagrupados de forma a se obter uma relação mais compacta, apresentada por meio da Equação (3.12).

$$\int_R \left[ \rho c \frac{dT}{dt} + \nabla \cdot \vec{\varphi} - \dot{q} \right] dR = 0 \quad (3.12)$$

A fim de encontrar a forma final da equação diferencial para a condução de calor em sólidos considera-se que o volume  $R$  é arbitrário e, portanto, diferente de zero, fazendo com que o integrando da Equação (3.12) seja, obrigatoriamente, igual a zero, pois, o sistema foi definido como conservativo. Feitas essas considerações, obtém-se a Equação (3.13), denominada *equação diferencial da difusão (condução) de calor em sólidos*.

$$\nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \dot{q} = \rho c \frac{dT}{dt} \quad (3.13)$$

### 3.3 CONDIÇÕES INICIAIS E DE CONTORNO

Para solucionar a equação diferencial da condução de calor dada pela Equação (3.13) é necessário especificar condições iniciais no domínio  $\Omega$  e as condições de contorno na superfície  $S$  para um determinado problema em particular (Figura 3.3), sendo as condições de contorno relativas à superfície divididas em *essenciais* e *naturais*.

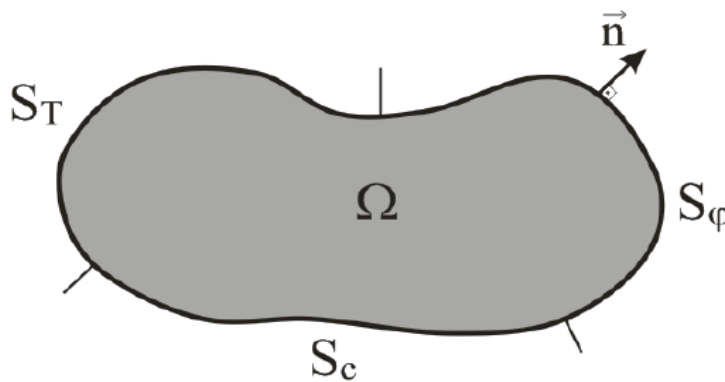


Figura 3.3: Condições de contorno do problema. Fonte: Rigobello, 2011.

**a) Condições iniciais:**

Para todo o domínio da análise o campo de temperaturas iniciais deve ser definido para  $t = t_0$  assim como apresentado na Equação (3.14).

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

**b) Condições de contorno essenciais ou de Dirichlet**

Correspondem as temperaturas prescritas em determinada parte do contorno e estão de acordo com a Equação (3.15).

$$T(x, y, z, 0) = T_0(x, y, z) \quad \text{em } S_T \quad (3.15)$$

**c) Condições de contorno naturais ou de Neumann**

Correspondem aos fluxos de calor prescrito no contorno, conforme a Equação (3.16).

$$\varphi = \bar{\varphi} \quad \text{em } S_\varphi \quad (3.16)$$

Ainda com relação às condições de contorno de *Neumann*, é preciso considerar também a transferência de calor por convecção, dada pela Equação (3.17) na qual  $T$  é a temperatura das adjacências do volume de controle,  $T_a$  é a temperatura na superfície analisada,  $\alpha$  é o coeficiente de transferência de calor por convecção e  $\varphi$  corresponde ao fluxo de calor no contorno convectivo, sendo considerado igual a zero ( $\varphi = 0$ ) para o caso de uma superfície perfeitamente isolada (adiabática).

$$\varphi = \alpha(T - T_a) \quad \text{em } S_c \quad (3.17)$$

### **3.4 APLICAÇÃO DO MEF À SOLUÇÃO DA EQUAÇÃO DIFERENCIAL DA CONDUÇÃO DE CALOR EM SÓLIDOS**

A solução de equações diferenciais, tal qual aquela apresentada pela Equação (3.13), nem sempre pode ser obtida por meio de soluções analíticas. Neste caso, a obtenção de uma solução aproximada é feita utilizando-se os denominados *métodos numéricos*. Deste modo, a forma descrita neste texto para a obtenção de tal aproximação é obtida com base no *Método*

dos *Resíduos Ponderados* que será definido a seguir, simplificadamente, baseado no que está apresentado em Proença (2009).

### 3.3.1 Método dos Resíduos Ponderados

Segundo Proença (2009), o *Método de Resíduos Ponderados* constitui um conjunto de metodologias que podem ser aplicados para se obter soluções aproximadas de um problema de valor de contorno. Para tanto é necessário encontrar uma formulação variacional direta do problema, a qual é obtida a partir da ponderação sobre as equações diferenciais por meio de “funções-peso”. A partir da escolha da função-peso diferentes métodos podem ser utilizados.

Para o problema de condução de calor representado pela Equação (3.13), uma solução aproximadora pode ser obtida pela combinação linear de diferentes *funções de forma* (ou de *base*)  $N_i(x)$ , linearmente independentes (constituem uma base), que são ponderadas pelos parâmetros  $\omega_1, \omega_2, \dots, \omega_n$ , inicialmente desconhecidos. As funções de forma devem, necessariamente, satisfazer as condições de contorno do problema. Uma forma geral para a aproximação, independente da formulação escolhida (funções polinomiais, trigonométricas), é fornecida por Lewis *et al.* (2004) e está apresentada pela Equação (3.18).

$$T \approx \bar{T}(x, \omega_1, \omega_2, \dots, \omega_n) = \sum_{i=1}^n \omega_i N_i(x) \quad (3.18)$$

Para encontrar a forma aproximativa, supõe-se que a Equação (3.13) pode ser representada pela Equação (3.19), na qual A é um operador aplicado sobre a função T no domínio  $\Omega$ .

$$A(T) = 0 \text{ em } \Omega \quad (3.19)$$

Dessa forma, quando o operador A é aplicado à aproximação  $\bar{T}$  definida na Equação (3.18), é encontrada a Equação (3.20), que representa um resíduo gerado pela aproximação.

$$A(\bar{T}) \neq 0 \rightarrow A(\bar{T}) = A\left(\sum_{i=1}^n \omega_i N_i(x)\right) = R \quad (3.20)$$

O *Método dos Resíduos Ponderados* propõe que os parâmetros  $(\omega_1, \omega_2, \dots, \omega_n)$  da aproximação sejam determinados satisfazendo a condição de anulação do resíduo expresso em forma ponderada, assim como mostra a Equação (3.21).

$$\int_{\Omega} \omega_i R \, d\Omega = 0 \quad \text{onde } i = 1, 2, \dots, n \quad (3.21)$$

A escolha da função ponderadora -  $\omega_i(x)$  - irá definir qual método de resíduo ponderado será aplicado. Dentre as várias possibilidades de escolha, destacam-se quatro funções ponderadoras mais utilizadas para a aproximação pelo método dos resíduos ponderados:

- *Método da Colocação*:  $\omega_i = \delta(x - x_i)$
- *Método do Subdomínio*:  $\omega_i = 1$
- *Método de Galerkin*:  $\omega_i = N_i(x)$
- *Método dos Mínimos Quadrados*:  $\omega_i = \partial R / \partial a_i$

Dentre os métodos citados, para a obtenção da formulação do MEF é aplicado neste trabalho o *Método de Galerkin* que, como apresentado em Lewis *et al.* (2004), é um dos mais precisos.

### 3.3.2 Aplicação do MEF à Equação da Condução de Calor

De acordo com Lewis *et al.* (2004), a aproximação da temperatura para uma análise transiente (temperatura considerada variando com o tempo) está apresentada pela Equação (3.22), na qual verifica-se a presença das funções de forma ( $N_i(x, y, z)$ ), do número de nós em cada elemento ( $n$ ) e da temperatura nodal que varia com o tempo ( $T_i(t)$ ).

$$T(x, y, z, t) = \sum_{i=1}^n N_i(x, y, z) T_i(t) = [N]\{T\}^e \quad (3.22)$$

Através do *Método de Galerkin*, o qual assume que a função ponderadora  $\omega_i(x)$  é igual a função interpoladora  $N_i(x)$ , é possível reescrever a Equação (3.12) na forma apresentada pela Equação (3.23). A Equação (3.23) corresponde à forma integral que expressa o mecanismo global do sistema, o que permite a aplicação do MEF.

$$\int_{\Omega} N_i \left[ \rho c \frac{dT}{dt} + \nabla \cdot \vec{\varphi} - \dot{q} \right] d\Omega = 0 \quad (3.23)$$

A Equação (3.23) pode ser reescrita como mostra a Equação (3.24).

$$\int_{\Omega} N_i \left( \rho c \frac{dT}{dt} \right) d\Omega + \int_{\Omega} N_i (\nabla \cdot \vec{\varphi}) d\Omega - \int_{\Omega} N_i \dot{q} d\Omega = 0 \quad (3.24)$$

A fim de se poder aplicar a aproximação dada pela Equação (3.22) é preciso realizar algumas manipulações matemáticas com a Equação (3.24). Inicialmente se aplica a regra da cadeia à segunda parcela integral da Equação (3.24), resultando na Equação (3.25).

$$\int_{\Omega} N_i (\nabla \cdot \vec{\varphi}) d\Omega = \int_{\Omega} \nabla \cdot (N_i \cdot \vec{\varphi}) d\Omega - \int_{\Omega} (\nabla N_i \varphi) d\Omega \quad (3.25)$$

O segundo passo consiste em aplicar o teorema da divergência na primeira integral do lado direito da igualdade da Equação (3.25), o que permite reescrevê-la na forma apresentada pela Equação (3.26).

$$\int_{\Omega} N_i (\nabla \cdot \vec{\varphi}) d\Omega = \int_S (N_i \varphi \cdot \vec{n}) dS - \int_{\Omega} (\nabla N_i \varphi) d\Omega \quad (3.26)$$

Observa-se que o termo  $\varphi \cdot \vec{n}$  já é conhecido no contorno, como pode ser observado nas Equações (3.16) e (3.17), sendo possível dividir a integral de superfície em três integrais, conforme as regiões do contorno definidas anteriormente e apresentadas na Figura 3.3. Assim, a integral de superfície resulta na Equação (3.27).

$$\int_S (N_i \varphi \cdot \vec{n}) dS = \int_{S_T} (N_i \varphi \cdot \vec{n}) dS + \int_{S_{\varphi}} (N_i \bar{\varphi}) dS + \int_{S_c} (N_i \alpha(T - T_a)) dS \quad (3.27)$$

A integral do contorno relacionada com as temperaturas prescritas pode ser ignorada na Equação (3.27), sendo as temperaturas prescritas definidas durante a resolução do sistema de equações. Assim, impondo-se a condição de nulidade da referida parcela ao longo da região de  $S_T$  encontra-se a Equação (3.28).

$$\int_S (N_i \varphi \cdot \vec{n}) dS = \int_{S_{\varphi}} (N_i \bar{\varphi}) dS + \int_{S_c} (N_i \alpha(T - T_a)) dS \quad (3.28)$$

Por fim, substituindo-se a Equação (3.28) na Equação (3.26) e expandindo-se a Equação (3.24) chega-se a forma ponderada a qual é possível aplicar o MEF (Equação (3.29)).

$$\int_{\Omega} N_i \left( \rho c \frac{dT}{dt} \right) d\Omega + \int_{\Omega} \nabla N_i \lambda \nabla^T T dS - \int_{\Omega} N_i \dot{q} d\Omega + \int_{S_{\varphi}} N_i \bar{\varphi} dS + \int_{S_c} N_i \alpha(T - T_a) dS = 0 \quad (3.29)$$

A discretização em elementos finitos permite que as temperaturas no interior de cada elemento possam ser representadas, matricialmente, pela Equação (3.22), na qual o termo  $[N]$  representa a matriz das funções interpoladoras, definida para cada elemento, e o termo  $\{T\}^e$

corresponde ao vetor que contém o valor das temperaturas nodais no elemento. O vetor de gradientes em cada elemento finito é definido pela Equação (3.30).

$$\nabla[N] = [B] \quad (3.30)$$

A *matriz de condutividade térmica* do material em campo tridimensional é dada pela Equação (3.31), na qual os índices  $xx,yy$  e  $zz$  representam o valor da condutividade em cada direção.

$$[D] = \begin{bmatrix} \lambda_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_{zz} \end{bmatrix} \quad (3.31)$$

Substituindo as Equações (3.22), (3.30) e (3.31) na Equação (3.29) chega-se à Equação (3.32), a qual representa o sistema resolvente para a análise térmica transiente em notação indicial.

$$[C_{ij}]^e \left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\}_i^e + [K_{ij}]^e \{T\}_i^e = \{F_i\}^e \quad (3.32)$$

Os termos da Equação (3.32) estão definidos logo abaixo.

$$\text{Matriz de capacidade calorífica: } [C_{ij}]^e = \int_{\Omega^e} \rho c N_i^T N_j d\Omega^e$$

$$\text{Matriz de rigidez térmica: } [K_{ij}]^e = \int_{\Omega^e} B_i^T D B_j d\Omega^e + \alpha \int_{S^e} N_i^T N_j dS^e$$

$$\text{Vetor de fluxos de calor nodais: } \{F_i\}^e = \int_{\Omega^e} q N_i^T d\Omega^e + \alpha T_a \int_{S^e} N_i^T dS^e - \int_{S^e} N_i^T \bar{\varphi} dS^e$$

### 3.5 PROBLEMAS EM REGIME ESTACIONÁRIO

Os problemas térmicos em *regime estacionário* são aqueles em que as ações térmicas no contorno não variam com o tempo, isto é, a parcela  $\partial T / \partial t = 0$ , resultando em um campo de temperaturas constante. A partir desta consideração o sistema de equações apresentado na Equação (3.32) assume a forma da Equação (3.33).

$$[K_{ij}]^e \{T\}_i^e = \{F_i\}^e \quad (3.33)$$

### 3.6 PROBLEMAS EM REGIME TRANSIENTE

A Equação (3.32) é resultado da discretização do problema no espaço e constitui um sistema de equações diferenciais ordinárias de primeira ordem. Entretanto, para a solução do problema térmico em regime transiente é necessário discretizar o operador diferencial que envolve o termo dependente do tempo ( $\partial T/\partial t$ ) que, para este caso, diferentemente do problema estacionário, é não nulo. Para realizar tal discretização no tempo são utilizadas aproximações numéricas para os termos transientes através do *Método das Diferenças Finitas*. As estratégias apresentadas na sequência para a utilização do Método das Diferenças Finitas têm como base o procedimento apresentado em Lewis *et al.* (2004), Rigobello (2011) e Ribeiro (2004).

A Figura 3.4 apresenta a variação da temperatura no domínio do tempo no intervalo correspondente a  $t_n$  e  $t_{n+1}$ . Segundo Lewis *et al.* (2004), usando a *Série de Taylor* é possível escrever a temperatura no tempo  $n + \phi$ , contido no intervalo  $n$  e  $n + 1$ , como mostra a Equação (3.34).

$$T_{n+\phi} = T_n + \phi\Delta t \frac{\partial T_{n+\phi}}{\partial t} + \phi \frac{\Delta t^2}{2} \frac{\partial^2 T_{n+\phi}}{\partial t^2} + \dots \quad (3.34)$$

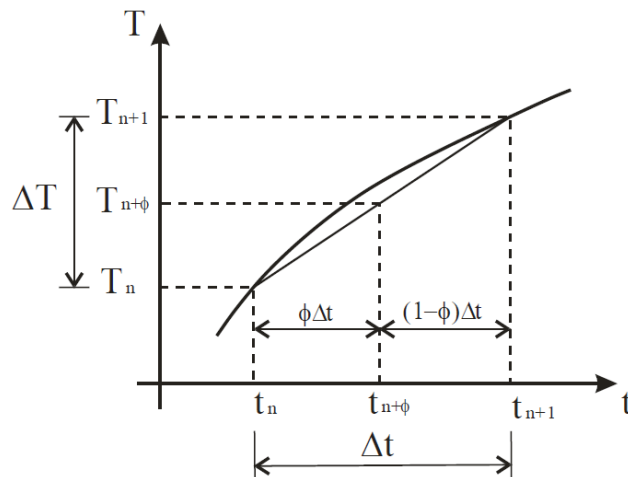


Figura 3.4: Variação da temperatura nos passos de tempo. Fonte: Rigobello, 2011.

A partir da Figura 3.4 é possível escrever a aproximação da variação de temperatura em um dado intervalo de tempo  $\Delta t$  como está apresentado na Equação (3.35). Tal variação de temperatura é constante dentro de cada intervalo.



$$\frac{\partial T_{n+\phi}}{\partial t} \approx \frac{T_{n+1} - T_n}{\Delta t} \quad (3.35)$$

Substituindo-se a Equação (3.35) na Equação (3.34) obtém-se a Equação (3.36), a qual relaciona a temperatura num instante de tempo  $n + \phi$  com aquelas em instantes de tempo  $n$  e  $n + 1$ . Os valores de  $\phi$  estão restritos ao intervalo (0,1) enquanto que os valores de  $n$  pertencem ao conjunto dos números naturais (0,1,...,N).

$$T_{n+\phi} = \phi T_{n+1} + (1 - \phi) T_n \quad (3.36)$$

Para um instante de tempo  $n + \phi$  a Equação (3.32) pode ser reescrita, em notação matricial, como apresentado pela Equação (3.37). Nesta, o parâmetro  $n$  corresponde ao número total de intervalos de tempo e  $\phi$  é o parâmetro que define, dentro de cada intervalo de tempo, o instante no qual a Equação (3.32) será satisfeita.

$$[C]_{n+\phi} \left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\}_{n+\phi} + [K]_{n+\phi} \{T\}_{n+\phi} = \{F\}_{n+\phi} \quad (3.37)$$

Utilizando as Equações (3.35) e (3.36) é possível reescrever a Equação (3.37) na forma apresentada pela Equação (3.38).

$$\left( \frac{[C]_{n+\phi}}{\Delta t} + \phi [K]_{n+\phi} \right) \{T\}_{n+1} = \left( \frac{[C]_{n+\phi}}{\Delta t} + (\phi - 1) [K]_{n+\phi} \right) \{T\}_n + \{F\}_{n+\phi} \quad (3.38)$$

Conforme apresentado em Rigobello (2011) e Vila Real (1988), a Equação (3.38) pode ser reescrita em uma forma mais compacta (Equação (3.39)), na qual os termos  $[\tilde{K}]_{n+\phi}$  e  $\{\tilde{F}\}_{n+\phi}$  são dados, respectivamente, pelas Equações (3.40) e (3.41). Tais equações representam a forma iterativa de resolução do problema térmico em regime transiente.

$$[\tilde{K}]_{n+\phi} \{T\}_{n+1} = \{\tilde{F}\}_{n+\phi} \quad (3.39)$$

$$[\tilde{K}]_{n+\phi} = \frac{[C]_{n+\phi}}{\Delta t} + \phi [K]_{n+\phi} \quad (3.40)$$

$$\{\tilde{F}\}_{n+\phi} = \left( \frac{[C]_{n+\phi}}{\Delta t} + (\phi - 1) [K]_{n+\phi} \right) \{T\}_n + \{F\}_{n+\phi} \quad (3.41)$$

Dessa forma, a partir das Equações (3.39), (3.40), e (3.41) é possível obter a evolução do campo de temperaturas ao longo do tempo, considerando que, a cada novo passo de tempo, são modificadas as condições iniciais do problema.

De acordo com Lewis *et al.* (2004), através da variação do parâmetro  $\phi$  diferentes esquemas de integração no tempo podem ser construídos, como apresentado na Tabela 3.1. Para valores de  $\phi = 0$ ,  $0 < \phi < 1$  e  $\phi = 1$ , têm-se, respectivamente, esquemas denominados “**Explícito**”, “**Semi-Implícito**” e “**Implícito**”.

Tabela 3.1: Esquemas de integração temporal.

Valor de $\phi$	Esquema de Integração	Tipo de Esquema
0	Euler forward	Explícito
0,5	Cranck-Nicholson	Semi-implícito
2/3	Galerkin	Semi-implícito
1	Euler backward	Implícito

Para Vila Real (1988), a estabilidade numérica do algoritmo de integração temporal definido nas Equações (3.39), (3.40), e (3.41) apresenta os mesmos critérios de estabilidade tanto para problemas lineares quanto para os problemas não lineares. Considera-se ainda que, para ( $\phi < 0,5$ ) os esquemas são *condicionalmente estáveis*, sendo sua estabilidade relacionada (dependente) com a dimensão do intervalo de tempo definido ( $\Delta t$ ).

Em contrapartida, para valores de  $\phi \geq 0,5$  a solução dos problemas (lineares ou não lineares) independe da dimensão do intervalo de tempo ( $\Delta t$ ) considerado, definindo tais esquemas como *incondicionalmente estáveis*. Rigobelo (2011) complementa afirmando que a escolha de  $\phi = 0,5$ , durante a resolução dos sistemas, pode provocar oscilações indesejáveis na solução.

Segundo Vila Real (1988), à medida que  $\phi$  se aproxima do valor 1, as oscilações diminuem gradativamente, sendo que, para o esquema de Euler backward ( $\phi = 1$ ) não há oscilações. No entanto, a solução obtida com este esquema em geral é subestimada. Vila Real (1988) sugere então a adoção do esquema de Galerkin ( $\phi = 2/3$ ), pois para este esquema de integração a solução numérica aproxima-se rapidamente da solução exata. Neste trabalho seguiu-se a recomendação de Vila Real (1988) e adotou-se o esquema de Galerkin ( $\phi = 2/3$ ) para a integração temporal.

### 3.7 PROCEDIMENTO DE CÁLCULO PARA RESOLUÇÃO DE PROBLEMAS TÉRMICOS TRANSIENTES

A seguir está apresentado um esquema para resolução de problemas de análise térmica transiente, definido em Rigobello (2011), o qual é baseado no Método dos Elementos Finitos. Tal procedimento é aplicável tanto na resolução de problemas lineares quanto na resolução de problemas não lineares, como é o caso do presente trabalho, uma vez que a variação das propriedades térmicas dos materiais bem como dos fluxos térmicos do contorno dos elementos ocorre em função da temperatura dos gases do ambiente em chamas e do próprio material.

#### *Etapa I – CÁLCULOS INICIAIS*

**I.1** - Definição dos dados de entrada e temperaturas iniciais

**I.2** - Definir  $n = 0$ ,  $t_n = t_0 = 0$  e  $\{T\}_n = \{T\}_0$

**I.3** – Calcular as matrizes iniciais  $[C]_{n+\phi} = [C]_n$  e  $[K]_{n+\phi} = [K]_n$

#### *Etapa II – CÁLCULOS EM CADA INTERVALO DE TEMPO*

**II.1** - Montar a matriz  $[\tilde{K}]_{n+\phi} = \frac{[C]_{n+\phi}}{\Delta t} + \phi[K]_{n+\phi}$ , considerando:

- i. No caso de problemas lineares, para  $n > 0$ , ir para o passo **II.2**;
- ii. No caso de problemas não lineares, para  $n > 0$ , se a matriz  $[\tilde{K}]_{n+\phi}$  necessitar ser recalculada, em virtude de não linearidade de material ou coeficiente de transferência de calor por convecção, deve-se atualizar as matrizes  $[C]_{n+\phi}$  e  $[K]_{n+\phi}$  com base em  $\{T\}_{n+1} = \{T\}_n$ . Caso não, ir para o passo **II.2**;
- iii. Caso  $\Delta t$  mude, recalculer a matriz  $[\tilde{K}]_{n+\phi}$ .

**II.2** - Calcular o vetor fluxo de calor  $\{F\}_{n+\phi}$  caso as condições de contorno sejam dependentes do tempo ou da temperatura (caráter não linear). Caso contrário, adotar a condição  $\{F\}_{n+\phi} = \{F\}_n = \{F\}_0$ .

**II.3** - Montar o vetor:  $\{\tilde{F}\}_{n+\phi} = \left( \frac{[C]_{n+\phi}}{\Delta t} + (\phi - 1)[K]_{n+\phi} \right) \{T\}_n + \{F\}_{n+\phi}$

**II.4** - Resolver o sistema de equações:  $\{T\}_{n+1} = \left([\tilde{K}]_{n+\phi}\right)^{-1} \cdot \{\tilde{F}\}_{n+\phi}$

**II.5** - Verificar se há necessidade do equilíbrio do fluxo de calor: Se NÃO, ir para o passo **II.12** (problemas lineares) ou, se SIM, ir para o passo **II.6**;

**II.6** - Inicializar o esquema iterativo com  $i = 1$ ;

**II.7** - Atualizar  $[\tilde{K}]_{n+\phi}^i$  e  $\{\tilde{F}\}_{n+\phi}^i$  para  $\{T\}_{n+1}$  e resolver novamente o sistema referente ao passo II.4 para obter  $\{T\}_{n+1}^i$ ;

**II.8** - Calcular o vetor de forças residuais  $\{\psi\}_{n+1}^i$  da seguinte forma:

$$\{\psi\}_{n+1}^i = \{\tilde{F}\}_{n+\phi}^i - [\tilde{K}]_{n+\phi}^i \{T\}_{n+1}^i \neq 0$$

**II.9** - Calcular a variação de temperatura  $\{\Delta T\}_{n+1}^i$  da seguinte forma:

$$\{\Delta T\}_{n+1}^i = \left([\tilde{K}]_{n+\phi}^i\right)^{-1} \{\psi\}_{n+1}^i$$

**II.10** - Atualizar as temperaturas

$$\{T\}_{n+1}^{i+1} = \{T\}_{n+1}^i + \{\Delta T\}_{n+1}^i$$

**II.11** – Verificar a convergência através da diferença entre os resultados da iteração  $i + 1$  e iteração  $i$ , por meio da norma Euclidiana, como apresentado a seguir, na qual TOL representa a tolerância exigida:

$$\frac{\|T_{n+1}^{i+1} - T_{n+1}^i\|}{\|T_{n+1}^{i+1}\|} \leq TOL$$

Caso NÃO, a solução não convergiu, fazer  $i = i + 1$  e retornar ao passo II.7

Caso SIM, a solução convergiu, fazer  $T_{n+1} = \{T\}_{n+1}^{i+1}$

**II.12** - Fazer  $t_{n+1} = t_n + \Delta t$

**II.13** - Caso  $t_{n+1} < t_{análise}$ , fazer  $n = n + 1$  e retornar ao passo **II.1**

### 3.8 ELEMENTO FINITO QUADRILATERAL LINEAR

O elemento finito *quadrilateral linear* implementado neste trabalho (para aplicação dos efeitos térmicos de convecção e radiação na superfície dos modelos) possui quatro nós localizados nos vértices do polígono (Figura 3.5). Especificamente para a análise térmica, o elemento possui apenas um grau de liberdade por nó, correspondendo à temperatura, resultando em um total de quatro graus de liberdade para cada elemento finito. A formulação apresentada a seguir pode ser encontrada com maiores detalhes em Liu e Quek (2003) e Soriano (2003).

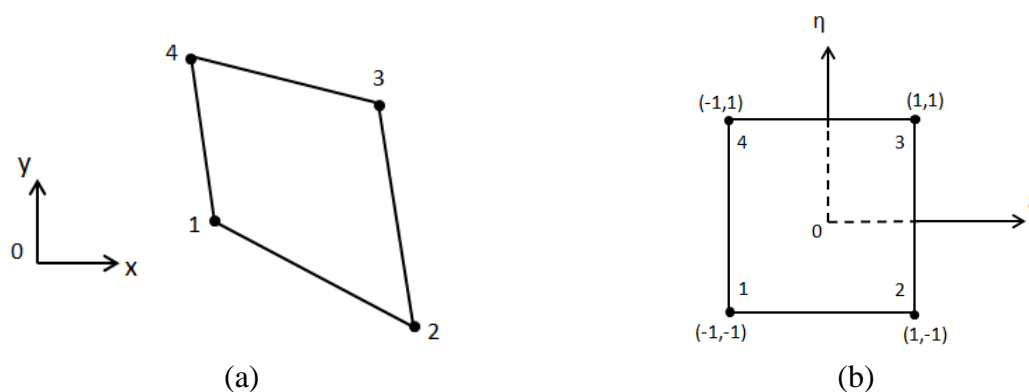


Figura 3.5: Elemento finito quadrilateral linear com (a) coordenadas cartesianas e (b) coordenadas adimensionais.

Neste elemento, as coordenadas tridimensionais  $x$  e  $y$  podem ser aproximadas por meio de combinação linear das funções de forma interpoladoras, como mostram as Equações (3.42).

$$\begin{aligned}
 x(\xi, \eta) &= \sum_{i=1}^4 N_i(\xi, \eta) x_i \\
 y(\xi, \eta) &= \sum_{i=1}^4 N_i(\xi, \eta) y_i
 \end{aligned}
 \tag{3.42}$$

A fim de facilitar o tratamento das funções de forma e a posterior integração numérica, estas são escritas em coordenadas adimensionais, com origem no centroide do elemento, e estão representadas pelas Equações (3.43).

$$\begin{aligned}
 N1(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1 - \xi)(1 - \eta) & N2(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1 + \xi)(1 - \eta) \\
 N3(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1 + \xi)(1 + \eta) & N4(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1 - \xi)(1 + \eta)
 \end{aligned}
 \tag{3.43}$$

A partir das Equações (3.43) é possível obter as derivadas das funções de interpolação dos elementos com relação às coordenadas  $x$  e  $y$ . Dessa forma, aplicando a regra da cadeia nas funções de interpolação com relação às variáveis adimensionais se obtém a Equação (3.44).

$$\begin{aligned}\frac{\partial N_i}{\partial \xi} &= \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial \xi} + \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} &= \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial \eta} + \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial \eta}\end{aligned}\tag{3.44}$$

As Equações (3.44) podem ser reagrupadas e reescritas na forma matricial, conforme Equação (3.45), em que  $[J]$  é denominada *Matriz Jacobiana da transformação de coordenadas*.

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \end{Bmatrix} = [J] \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \end{Bmatrix}\tag{3.45}$$

Pré-multiplicando a Equação (3.45) pela inversa da Jacobiana ( $[J]^{-1}$ ), chega-se à Equação (3.46), a qual relaciona as derivadas das funções de forma em relação à  $x$  e  $y$  com as respectivas coordenadas adimensionais  $\xi$  e  $\eta$ .

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \end{Bmatrix} = [J]^{-1} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \end{Bmatrix}\tag{3.46}$$

De forma resumida, pode-se reescrever a matriz Jacobiana para um elemento finito quadrilateral com número  $n$  de nós como mostra a Equação (3.47).

$$[J] = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \xi} x_i & \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \xi} y_i \\ \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \eta} x_i & \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \eta} y_i \end{bmatrix}\tag{3.47}$$

Destaca-se aqui que as funções de interpolação adimensionais lineares representadas pelas Equações (3.43) apresentam valor unitário em seu respectivo nó e zero nos nós adjacentes num dado elemento, sendo as temperaturas no interior deste elemento dadas pela Equação (3.48).

$$T^e = N_1 T_1 + N_2 T_2 + N_3 T_3 + N_4 T_4 = [N_1 \quad N_2 \quad N_3 \quad N_4] \begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \end{Bmatrix} \quad (3.48)$$

### 3.9 ELEMENTO FINITO HEXAÉDRICO LINEAR

A Figura 3.6 apresenta o elemento finito hexaédrico linear, ou mais precisamente, tri-linear, isoparamétrico com oito nós. Cada nó possui apenas um grau de liberdade correspondente à temperatura, resultando em oito graus de liberdade totais para cada elemento.

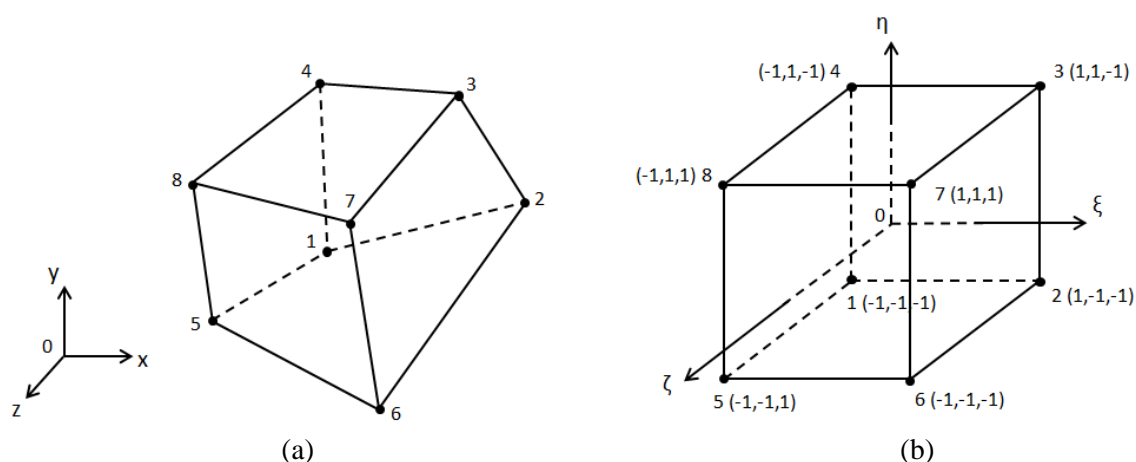


Figura 3.6: Elemento finito hexaédrico linear com (a) coordenadas cartesianas e (b) coordenadas adimensionais. Adaptado de Liu e Quek, 2003.

Neste elemento as coordenadas tridimensionais  $x$ ,  $y$  e  $z$  podem ser aproximadas por meio de combinação linear das funções de forma interpoladoras, como mostra a Equação (3.49).

$$\begin{aligned} x(\xi, \eta, \zeta) &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) x_i \\ y(\xi, \eta, \zeta) &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) y_i \\ z(\xi, \eta, \zeta) &= \sum_{i=1}^8 N_i(\xi, \eta, \zeta) z_i \end{aligned} \quad (3.49)$$

Assim como as funções de forma do elemento quadrilateral definido anteriormente, as funções de forma do elemento hexaédrico variam linearmente ao longo das direções  $\xi$ ,  $\eta$  e  $\zeta$  e estão apresentadas pelas Equações (3.50).

$$\begin{aligned}
 N1(\xi, \eta, \zeta) &= \frac{1}{8}(1 - \xi)(1 - \eta)(1 - \zeta) & N5(\xi, \eta, \zeta) &= \frac{1}{8}(1 - \xi)(1 - \eta)(1 + \zeta) \\
 N2(\xi, \eta, \zeta) &= \frac{1}{8}(1 + \xi)(1 - \eta)(1 - \zeta) & N6(\xi, \eta, \zeta) &= \frac{1}{8}(1 + \xi)(1 - \eta)(1 + \zeta) \\
 N3(\xi, \eta, \zeta) &= \frac{1}{8}(1 + \xi)(1 + \eta)(1 - \zeta) & N7(\xi, \eta, \zeta) &= \frac{1}{8}(1 + \xi)(1 + \eta)(1 + \zeta) \\
 N4(\xi, \eta, \zeta) &= \frac{1}{8}(1 - \xi)(1 + \eta)(1 - \zeta) & N8(\xi, \eta, \zeta) &= \frac{1}{8}(1 - \xi)(1 + \eta)(1 + \zeta)
 \end{aligned} \tag{3.50}$$

A partir das Equações (3.50) é possível obter as derivadas das funções de interpolação dos elementos com relação às coordenadas  $x$ ,  $y$  e  $z$ , para a obtenção da matriz de condutividade térmica, seguindo os mesmos procedimentos apresentados para o caso do elemento quadrilateral. Dessa forma, aplicando inicialmente a regra da cadeia nas funções de interpolação em coordenadas adimensionais (Equações (3.50)) se obtém a Equação (3.51).

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial N_i}{\partial \xi} &= \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial \xi} + \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial \xi} + \frac{\partial N_i}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial \xi} \\
 \frac{\partial N_i}{\partial \eta} &= \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial \eta} + \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial \eta} + \frac{\partial N_i}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial \eta} \\
 \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} &= \frac{\partial N_i}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial \zeta} + \frac{\partial N_i}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial \zeta} + \frac{\partial N_i}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial \zeta}
 \end{aligned} \tag{3.51}$$

A Equação (3.51) pode ser reagrupada e reescrita na forma matricial, conforme Equação (3.52), em que  $[J]$  é denominada *Matriz Jacobiana da transformação de coordenadas*.

$$\begin{Bmatrix} \partial N_i / \partial \xi \\ \partial N_i / \partial \eta \\ \partial N_i / \partial \zeta \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \partial x / \partial \xi & \partial y / \partial \xi & \partial z / \partial \xi \\ \partial x / \partial \eta & \partial y / \partial \eta & \partial z / \partial \eta \\ \partial x / \partial \zeta & \partial y / \partial \zeta & \partial z / \partial \zeta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \partial N_i / \partial x \\ \partial N_i / \partial y \\ \partial N_i / \partial z \end{Bmatrix} = [J] \begin{Bmatrix} \partial N_i / \partial x \\ \partial N_i / \partial y \\ \partial N_i / \partial z \end{Bmatrix} \tag{3.52}$$

Pré-multiplicando a Equação (3.52) pela inversa da Jacobiana ( $[J]^{-1}$ ), chega-se à Equação (3.53), a qual relaciona as derivadas das funções de forma em relação à  $x$ ,  $y$  e  $z$  (coordenadas globais) com as respectivas coordenadas no sistema adimensional  $\xi$ ,  $\eta$  e  $\zeta$ .

$$\begin{Bmatrix} \partial N_i / \partial x \\ \partial N_i / \partial y \\ \partial N_i / \partial z \end{Bmatrix} = [J]^{-1} \begin{Bmatrix} \partial N_i / \partial \xi \\ \partial N_i / \partial \eta \\ \partial N_i / \partial \zeta \end{Bmatrix} \tag{3.53}$$



De forma resumida, pode-se reescrever a matriz Jacobiana para um elemento finito com número  $n$  de nós como mostra a Equação (3.54).

$$[J] = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \xi} x_i & \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \xi} y_i & \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \xi} z_i \\ \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \eta} x_i & \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \eta} y_i & \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \eta} z_i \\ \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} x_i & \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} y_i & \sum_{i=1}^n \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} z_i \end{bmatrix} \quad (3.54)$$

Semelhante ao que foi apresentado para o elemento quadrilateral linear, as temperaturas no interior do elemento hexaédrico linear podem ser determinadas a partir da Equação (3.55).

$$T^e = [N_1 \ N_2 \ N_3 \ N_4 \ N_5 \ N_6 \ N_7 \ N_8] \begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \\ T_7 \\ T_8 \end{Bmatrix} \quad (3.55)$$

As funções de forma dos elementos finitos descritos nos itens 3.8 e 3.9 são aplicadas à formulação térmica apresentada neste capítulo, mais precisamente, são utilizadas para determinar as matrizes  $[C_{ij}]^e$ ,  $[K_{ij}]^e$  e  $\{F_i\}^e$  dadas pela Equação (3.32). Definidas tais matrizes, pode-se resolver determinado problema em regime estacionário como conforme item 3.5 ou problemas em regime transiente pelo procedimento apresentado no item 3.7.



# ***CAPÍTULO 4***

## **CONSIDERAÇÕES COM RELAÇÃO AO CÓDIGO COMPUTACIONAL: ÊNFASE ÀS IMPLEMENTAÇÕES DE INTERESSE**

---

### ***4.1 COMENTÁRIOS INICIAIS***

No presente capítulo é apresentada a interface gráfica desenvolvida para o FEMFIRE-3D. É necessário destacar que o FEMFIRE-3D apresentado neste trabalho consiste em um aperfeiçoamento do Código para Análise Térmica (CAT), desenvolvido e apresentado em Rigobello (2011) no departamento de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos. As alterações acrescentadas ao CAT baseiam-se no Método dos Elementos Finitos (considerando a formulação térmica apresentada no capítulo 3) e correspondem à implementação de elementos finitos sólido hexaédrico tridimensional e quadrilátero bidimensional, ambos com interpolação linear.

Os elementos finitos do FEMFIRE-3D foram codificados em linguagem *Delphi* e acrescentados à biblioteca do CAT, o qual permitia a realização de análises térmicas transientes bidimensionais de seções transversais de elementos estruturais. O FEMFIRE-3D dessa forma, em relação ao CAT desenvolvido em Rigobello (2011), apresenta também como diferença (vantagem) a possibilidade de realização de análises térmicas tridimensionais em regime transiente ou estacionário.

Com relação à linguagem de programação, a linguagem *Delphi* foi escolhida por classificar-se como de alto nível e permitir o fácil desenvolvimento de interfaces, além da utilização da programação orientada a objetos. Este tipo de programação apresenta como vantagem a facilidade para manutenção e desenvolvimentos posteriores no código, tal como realizado neste trabalho a partir da implementação de novos elementos finitos.

## 4.2 CARACTERÍSTICAS DO FEMFIRE-3D

Nos itens seguintes estão descritos aspectos referentes às implementações realizadas no CAT, as quais permitiram a construção do código FEMFIRE-3D, tais como os tipos de elementos finitos disponíveis, as condições de contorno aplicáveis, a entrada de dados, o método de solução do sistema de equações bem como os resultados gerados pelo código.

A fim de ilustrar melhor a utilização das ferramentas do FEMFIRE-3D para a construção do modelo numérico, nos itens seguintes estão apresentadas as etapas de montagem do exemplo analisado no item 5.3.2 deste texto, para o caso em que há arrefecimento na face não exposta ao incêndio.

### 4.2.1 Entrada de Dados Iniciais da Análise Térmica

Ao executar o código FEMFIRE-3D, inicialmente uma janela de aviso (Figura 4.1) contendo informações sobre o código é apresentada ao usuário. O objetivo do código, a versão e as restrições de utilização são expostas nesta tela inicial e podem ser consultadas a qualquer momento por meio do menu “ajuda” da tela principal do FEMFIRE-3D.

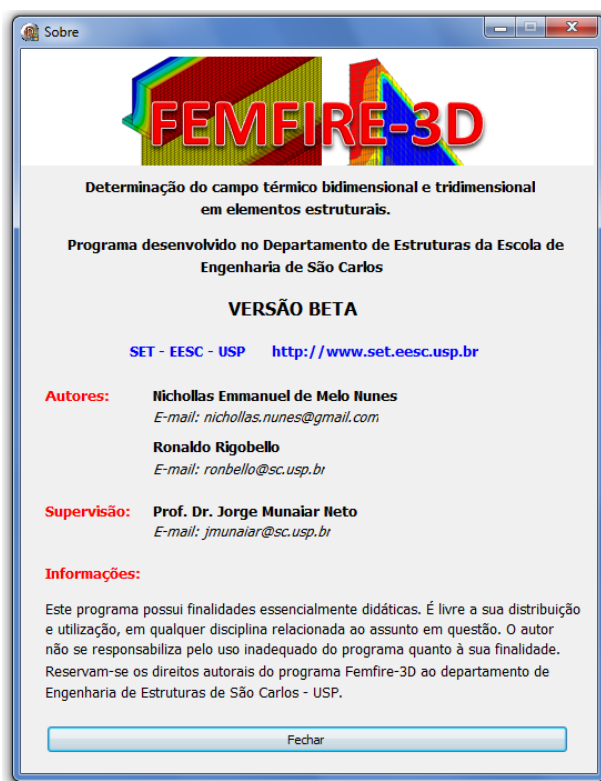


Figura 4.1: Janela de aviso com informações sobre o FEMFIRE-3D.

A interface do FEMFIRE-3D foi desenvolvida de forma a facilitar a construção dos modelos destinados à análise térmica. Nesse sentido, a ideia da interface se baseia em uma janela principal (Figura 4.2), na qual as diversas etapas de entrada de dados ficam separadas em abas independentes entre si, mas organizadas de forma que os dados do modelo sejam fornecidos em uma sequência lógica.

Na aba inicial denominada “Análise Térmica” são definidas as características gerais da análise, tais como: *regime transiente ou estacionário, formulação da matriz de capacidade calorífica, número de pontos de integração, método de resolução do sistema de equações e esquema de integração temporal* utilizado, no caso de análise transiente.

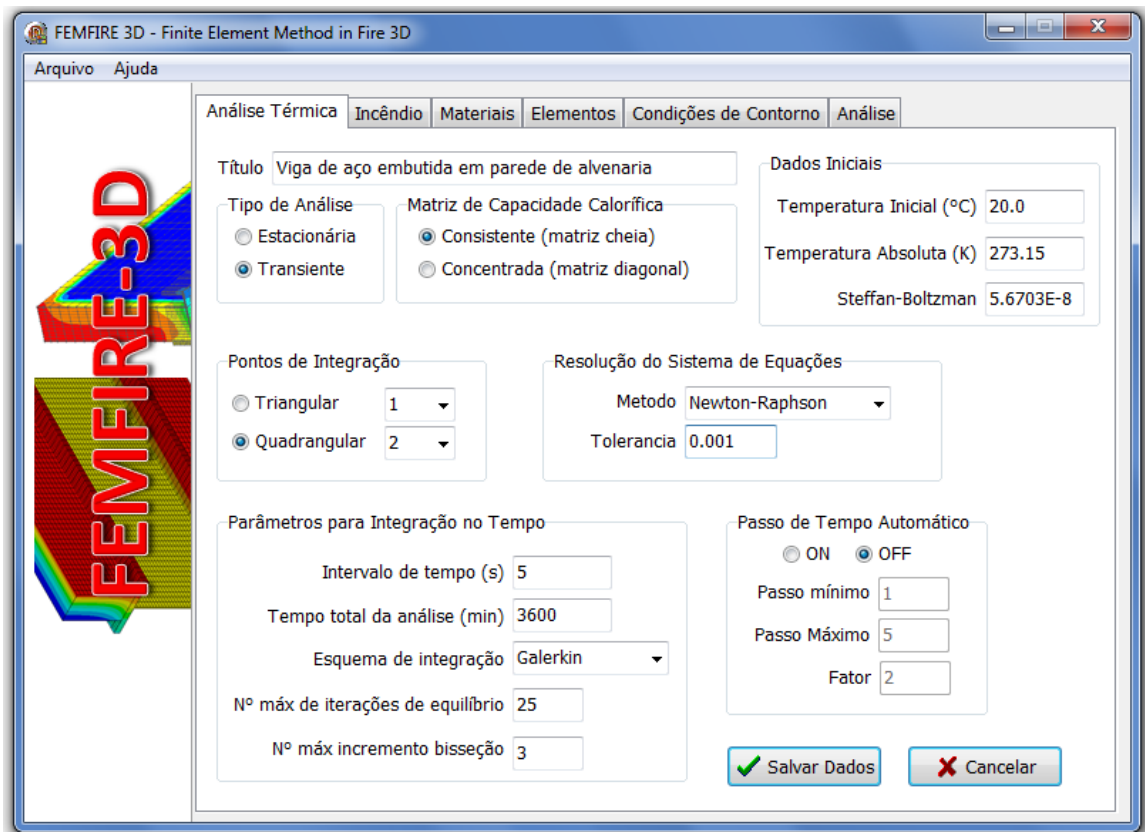


Figura 4.2: Tela principal do FEMFIRE-3D destinada à entrada de dados gerais da análise.

#### 4.2.2 Definição da Curva de Incêndio utilizada na Análise

O FEMFIRE-3D define a curva de incêndio-padrão da ABNT NBR 14432:2001 como opção inicial para análise. Entretanto, para viabilizar a análise de qualquer problema térmico, existe a opção “*Definido pelo usuário*”, a qual permite que qualquer outra curva de incêndio seja fornecida pelo usuário por meio da tabela representada pelos pares *temperatura x tempo*, como mostra a Figura 4.3.

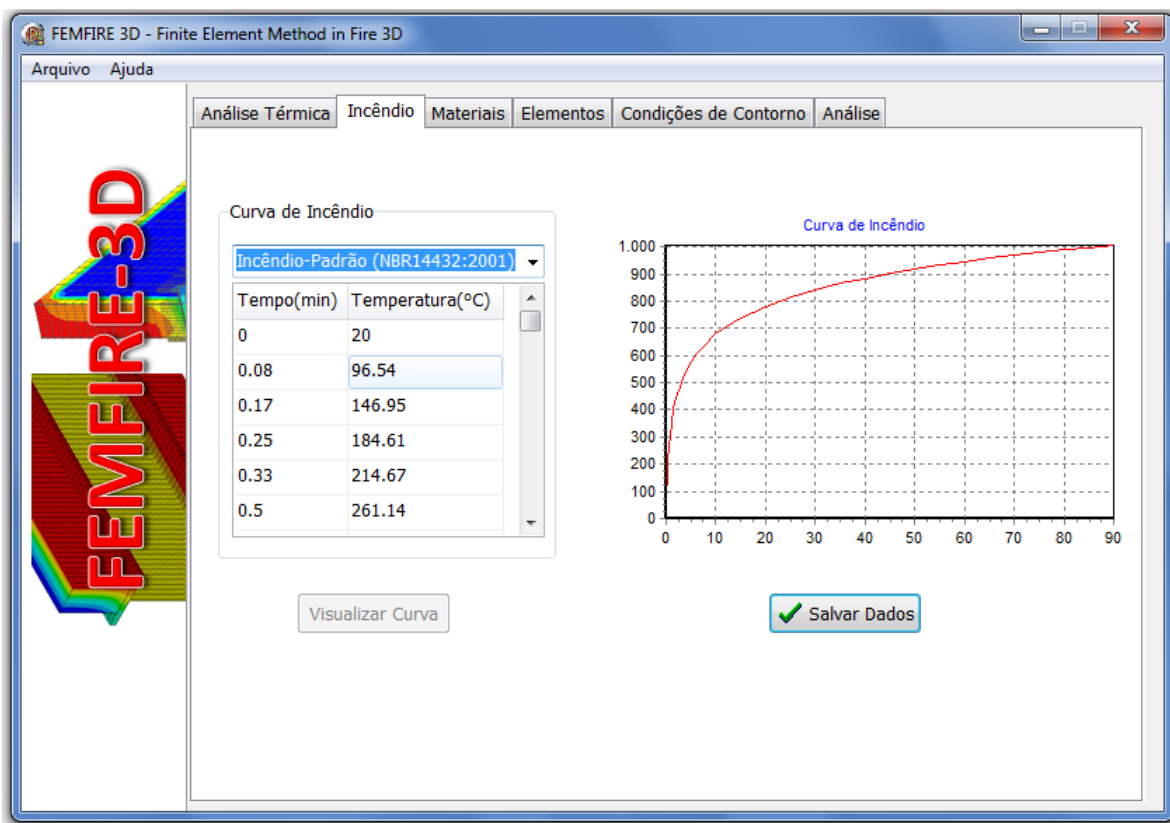


Figura 4.3: Tela das curvas de incêndio no FEMFIRE-3D.

As curvas de incêndio definidas nesta etapa são utilizadas para a aplicação dos efeitos térmicos, sendo possível definir apenas uma curva de incêndio para cada face ou aresta dos modelos numéricos. Depois de escolhida a curva de incêndio, deve-se ativar o botão “*Salvar Dados*” para armazenar os dados que serão inscritos no arquivo de entrada referente ao modelo construído.

#### 4.2.3 Comandos para a definição das Propriedades dos Materiais

O FEMFIRE-3D admite a consideração de materiais com diversos tipos de comportamento, considerando as propriedades térmicas (*condutividade, o calor específico e massa específica*) como constantes ou variáveis com a temperatura. As opções de materiais disponíveis inicialmente no código são: aço estrutural definido pela ABNT NBR 14323:2013, concreto de densidade normal segundo a ABNT NBR 15200:2004 e argamassa com fibras *Blaze Shield II*, segundo Silva (2001) *apud* Rigobello (2011).

Existe ainda a possibilidade de o material ser definido pelo usuário, sendo os pares de “*temperatura x propriedade do material*” fornecidos na aba “*Materiais*”, conforme apresentado na Figura 4.4. Na tela de definição dos materiais é possível criar, modificar ou

mesmo excluir os materiais da análise. A variação das propriedades térmicas pode ser visualizada através dos respectivos gráficos presentes em cada aba.

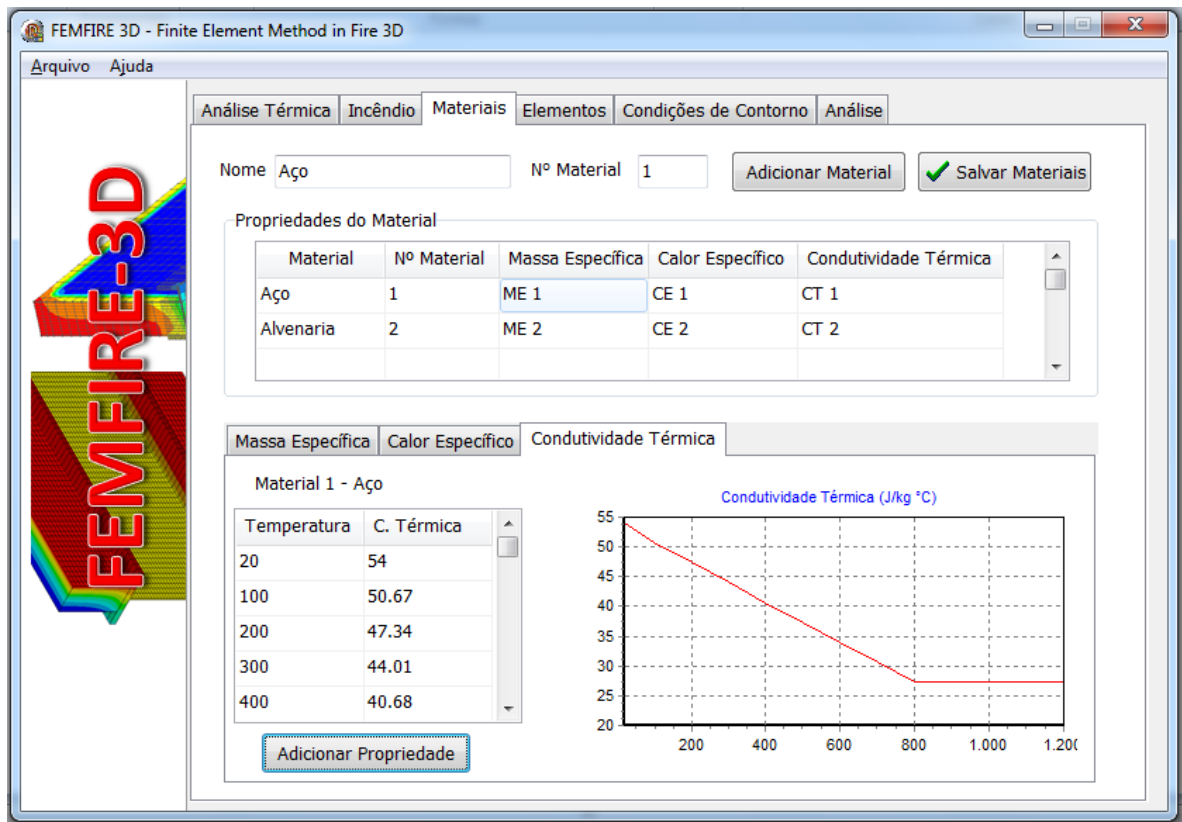


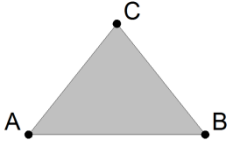
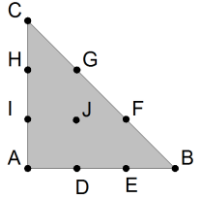
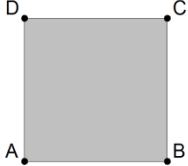
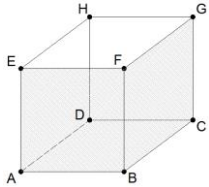

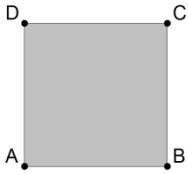
Figura 4.4: Definição dos materiais da análise no FEMFIRE-3D.

O FEMFIRE-3D permite a construção de modelos com  $n$  materiais, bastando para tanto que sejam fornecidas as suas respectivas propriedades térmicas relevantes.

#### 4.2.4 Elementos Finitos Disponíveis

O FEMFIRE-3D utiliza todos os elementos finitos bidimensionais previamente existentes no CAT (Rigobello, 2011), bem como os *elementos finitos hexaédrico trilinear e quadrangular bilinear*, ambos implementados dentro do contexto deste trabalho, e usados, respectivamente, para a modelagem dos elementos estruturais e aplicação dos efeitos térmicos decorrentes do incêndio (convecção e radiação). A Tabela 4.1 apresenta um resumo com os elementos utilizáveis no código proposto.

Tabela 4.1: Elementos finitos bidimensionais e tridimensionais do FEMFIRE-3D.

Nomenclatura	Elemento
Elementos para modelagem das estruturas	
Elemento triangular com 3 nós	
Elemento triangular com 10 nós	
Elemento quadrilateral com 4 nós	
Elemento hexaédrico com 8 nós	
Elementos para aplicação dos efeitos de superfície	
Elemento de barra com 2 nós	
Elemento quadrilateral com 4 nós	

Todos os elementos finitos disponíveis no código FEMFIRE-3D estão em coordenadas isoparamétricas, a fim de facilitar as operações de integração numérica realizadas para montagem das matrizes do sistema resolvente (matriz de rigidez, matriz de capacidade calorífica, por exemplo). As formulações para os elementos *finitos hexaédrico trilinear e quadrangular bilinear* podem ser consultadas nos itens 3.8 e 3.9 do presente texto.

Os elementos finitos que podem ser utilizados pelo FEMFIRE-3D estão apresentados na Tabela 4.1. Nesta versão inicial do código, ainda não é possível realizar a discretização dos modelos diretamente no FEMFIRE-3D, sendo necessário fornecer as coordenadas nodais e as conectividades dos elementos finitos como dados de entrada da análise por meio de arquivos



em formato “.txt”. A leitura dos nós de cada elemento bem como das suas conectividades é realizada, respectivamente, a partir dos botões “*Importar nós*” e “*Importar elementos*”, como mostra a Figura 4.5.

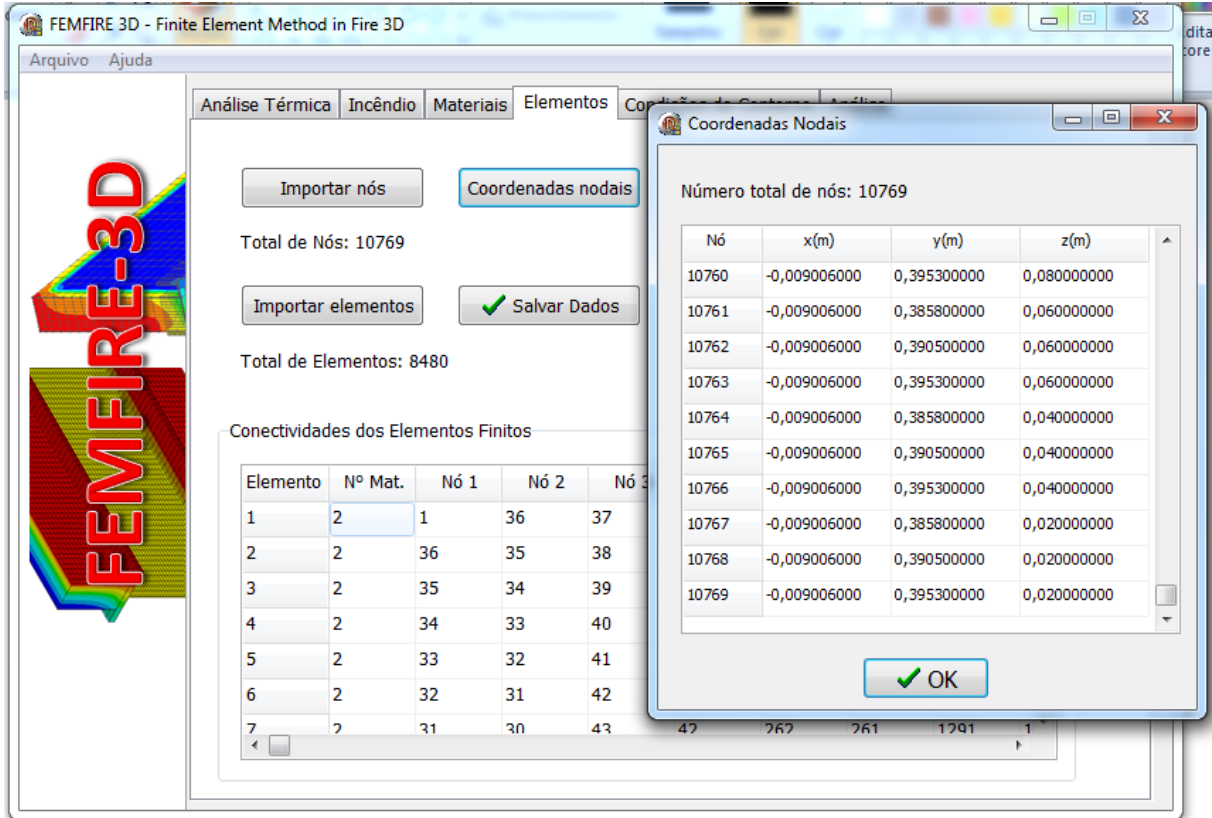


Figura 4.5: Definição dos elementos e coordenadas nodais no FEMFIRE-3D.

#### 4.2.5 Condições Iniciais e de Contorno Aplicáveis no Código

Como *condição inicial*, vale destacar que o código aqui desenvolvido considera um único valor de temperatura em todo o domínio para  $t = 0$  (tempo de início da análise). Adicionalmente, com relação às condições de contorno, o código admite:

- *Temperatura prescrita nos nós;*
- *Geração de calor interno (no domínio do elemento);*
- *Fluxo de calor prescrito em segmentos ou faces do contorno;*
- *Convecção e radiação em segmentos ou faces do contorno;*

Os fluxos de calor decorrentes dos mecanismos de *convecção e radiação* são considerados por meio da utilização de elementos de superfície aplicados em faces de elementos ou segmentos de contorno do objeto em análise (vigas, pilares, lajes, etc.).

Juntamente com os elementos de superfície devem ser definidos os coeficientes de transferência de calor por *convecção e radiação* associado aos diferentes materiais da análise. Essas informações são fornecidas por meio de curvas *temperatura x coeficiente*, assim como é feito para o caso das propriedades dos materiais, e podem ser constantes (apenas um par temperatura x propriedade) ou variáveis.

#### 4.2.6 Aplicação dos Efeitos Térmicos de Convecção e Radiação

Para aplicação dos efeitos térmicos (convecção e radiação) nos modelos construídos neste trabalho, o elemento de superfície quadrilateral de 4 nós (apresentado na Tabela 4.1) codificado no FEMFIRE-3D permite utilizar qualquer curva de temperatura dos gases quentes do ambiente em situação de incêndio de forma que valores de temperatura determinados em cada um dos nós da superfície do elemento estrutural exposto à ação do fogo são calculados com base na temperatura dos gases quentes adjacentes e coeficientes de transferência de calor adequados.

Na simulação dos efeitos de convecção no contorno do modelo é necessário definir, para os elementos de superfície, que o cálculo do fluxo de calor devido à convecção ( $\varphi_c$ ) seja dado pela diferença entre a temperatura dos gases quentes do ambiente ( $\theta_g$ ) e a temperatura na superfície do modelo ( $\theta_a$ ). Dessa forma, juntamente com o fornecimento do coeficiente de transferência de calor por convecção ( $\alpha_c$ ), obtém-se a Equação 4.1.

$$\varphi_c = \alpha_c (\theta_g - \theta_a) \quad (4.1)$$

Para a consideração dos efeitos da radiação térmica, o cálculo do fluxo de calor devido à radiação no contorno ( $\varphi_r$ ) necessita de três parâmetros: a emissividade resultante ( $\varepsilon_{res}$ ), a constante de *Stefan-Boltzmann* ( $\sigma = 5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$ ) e o fator de configuração ( $\Phi$ ). Entretanto, nas aplicações em segurança contra incêndio é assumido que os gases da combustão e os elementos estruturais estejam em contato direto, de modo que este fenômeno pode ser tratado como o caso de duas superfícies (placas) infinitas, o que resulta em um fator de configuração ( $\Phi$ ) igual à unidade e permite definir a Equação 4.2.

$$\varphi_r = 5,67 \times 10^{-8} \varepsilon_{res} \left[ (\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4 \right] \quad (4.2)$$

O fluxo de calor total ( $\varphi$ ) em uma superfície é definido então como a soma das parcelas devido à convecção e radiação (Equação 4.3). As Equações. (4.1), (4.2) e (4.3) estão definidas pela ABNT NBR 14323:2013 e contemplam os casos de ações térmicas de convecção e radiação atuantes em elementos de aço sem revestimento contra fogo.

$$\varphi = \varphi_c + \varphi_r = \alpha_c(\theta_g - \theta_a) + \varepsilon_{res} \sigma \left[ (\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4 \right] \quad (4.3)$$

Na Figura 4.6 está apresentada a aba “*Condições de Contorno*”, a partir da qual são definidas as superfícies (ou arestas) onde atua a ação térmica bem como os respectivos coeficientes de convecção e radiação. O botão “*Importar Exposures*” captura as coordenadas nodais dos elementos de superfície responsáveis pela aplicação dos efeitos térmicos.

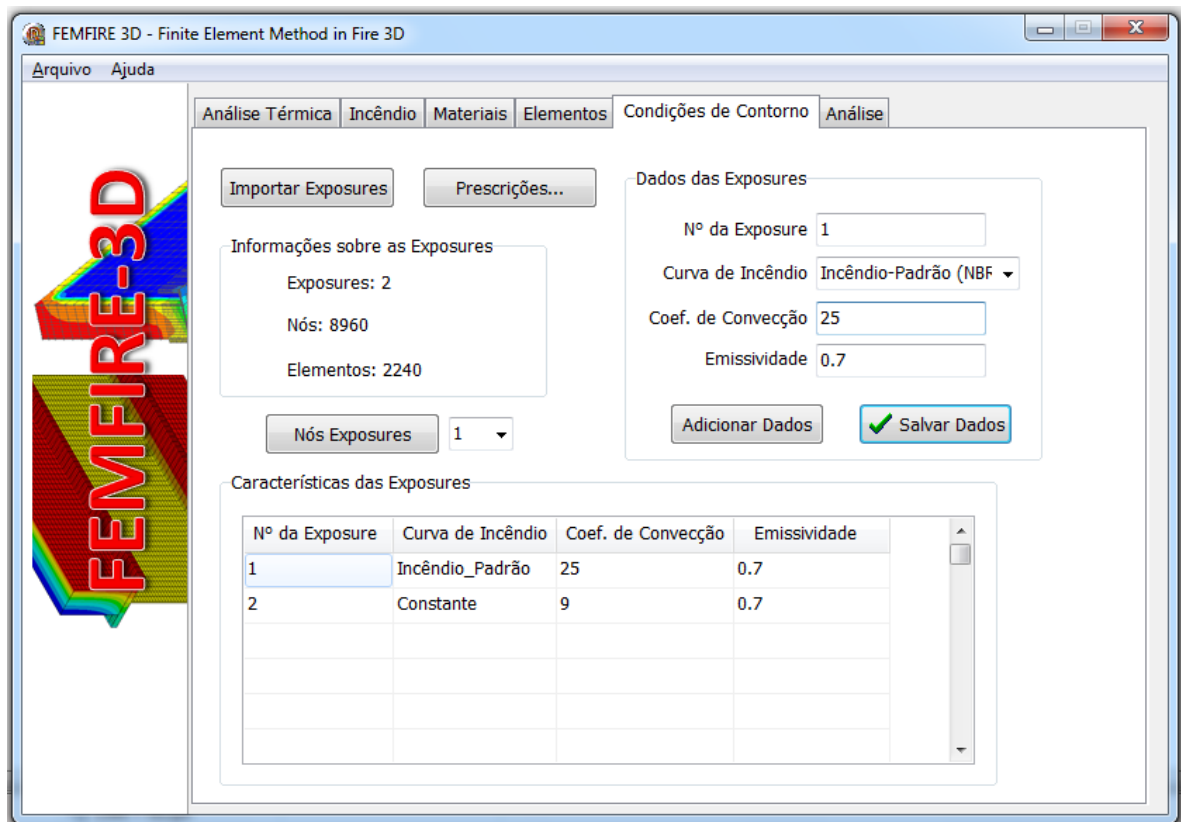


Figura 4.6: Definição dos elementos de superfície e coeficientes de transferência de calor.

No botão “*prescrições*” são fornecidas informações como: nós com temperatura prescrita, faces com fluxo de calor prescrita e elementos com geração interna de calor. Na Figura 4.7 está apresentada a janela que surge ao ser acionado o botão “*prescrições*”. Para o caso em que não há nenhuma prescrição não é necessário fornecer nenhum dado na referida janela.

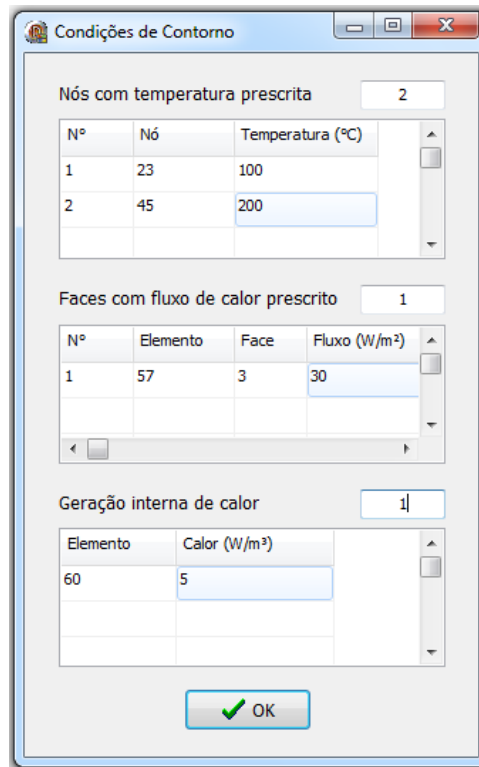


Figura 4.7: Definição dos elementos de superfície e coeficientes de transferência de calor.

#### 4.2.7 Método de Solução do Sistema de Equações

No FEMFIRE-3D foi mantido o método iterativo de resolução inicialmente proposto quando da elaboração do CAT, o qual corresponde ao *Método de Newton-Raphson* e que está apresentado de forma resumida a seguir.

Em análises térmicas em situação de incêndio, como já foi mencionado anteriormente, é necessário considerar a variação das propriedades térmicas dos materiais em função da variação de temperatura, resultando em um problema de caráter não linear. Considerando a não linearidade do material, em Rigobello (2011) se afirma que é possível reescrever a Equação 3.32 na forma como está apresentado pela Equação (4.4).

$$[C(T, t)] \left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\} + [K(T, t)] \{T\} = \{F(T, t)\} \quad (4.4)$$

Neste sistema, as parcelas  $[C]$ ,  $[K]$  e  $\{F\}$  (utilizadas para a determinação de  $[\tilde{K}]_{n+\phi}$  e  $\{\tilde{F}\}_{n+\phi}$  na integração temporal – Equações (3.39) a (3.41)), podem variar ao longo de um intervalo de tempo  $\Delta t$  em função da temperatura, enquanto que a temperatura varia em função do tempo, o que caracteriza uma situação essencialmente não linear que pode ser solucionada com o emprego de métodos iterativos, tal qual o de *Newton-Raphson* apresentado neste item.

De acordo com Rigobello (2011), o sistema de forças residuais da Equação 4.4 em um passo  $i$  do processo iterativo é representado pela Equação (4.5).

$$\{\Psi\}_{n+\phi}^i = \{\tilde{F}\}_{n+\phi}^i - [\tilde{K}]_{n+\phi}^i \{T\}_{n+1}^i \neq 0, \text{ com } \{\Psi\}_{n+1}^{i+1} = 0 \quad (4.5)$$

Realizando algumas operações matemáticas e desprezando os termos de ordem superior bem como os termos não simétricos presentes na parcela  $\nabla\{\Psi\}_{n+1}^i$ , é possível obter, através do Método de *Newton-Raphson modificado*, a Equação (4.6), a qual representa a variação de temperatura no referido intervalo de tempo.

$$\{\Delta T\}_{n+1}^i = ([\tilde{K}]_{n+\phi}^i)^{-1} \{\Psi\}_{n+1}^i \quad (4.6)$$

A temperatura nodal final do sistema, corrigida em cada iteração, pode ser determinada pela Equação (4.7).

$$\{T\}_{n+1}^{i+1} = \{T\}_{n+1}^i + \{\Delta T\}_{n+1}^i \quad (4.7)$$

Dessa forma, o sistema iterativo para a determinação da temperatura final do modelo consiste em resolver o sistema representado pela Equação (4.6) em cada iteração até que se atinja a solução, sendo esta alcançada mais rapidamente em função do nível de precisão exigido para a resposta através da variável TOL (tolerância) que é fornecido pelo usuário.

#### 4.2.8 *Processamento da Análise e Visualização dos Resultados*

A Figura 4.8 apresenta a tela de análise do FEMFIRE-3D. Nesta, a partir dos dados de entrada fornecidos pelo usuário, o arquivo final contendo todas as informações do modelo é criado através do botão “*Gerar Arquivo de Entrada*”. A leitura dos dados do modelo é feita ao se clicar no botão “*Selecione o Arquivo de Entrada*”. Caso o usuário do código já possua um arquivo de entrada no formato reconhecido pelo FEMFIRE-3D não é necessário passar por todas as etapas anteriores de criação da análise, sendo necessário apenas acionar o botão “*Selecione o Arquivo de Entrada*” e em seguida “*Processar Análise*”.

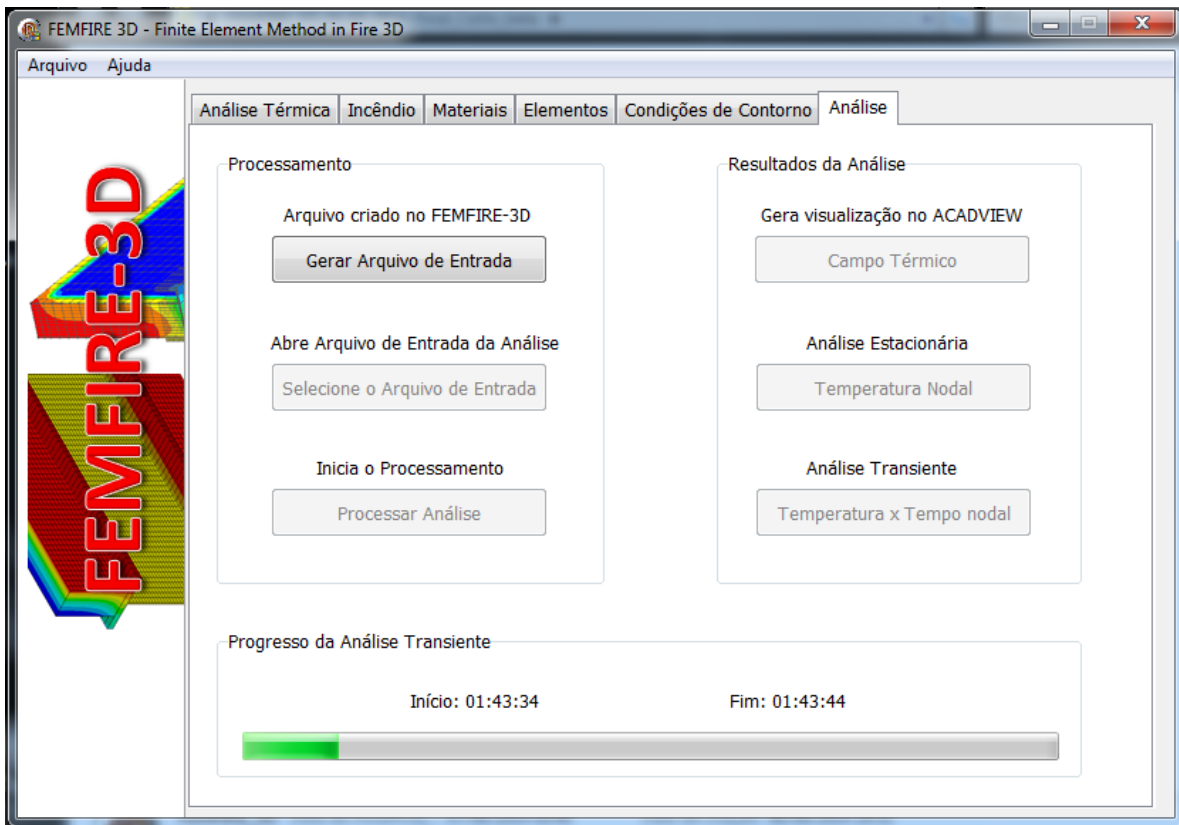


Figura 4.8: Tela de processamento da análise e visualização dos resultados.

A barra de progresso contendo o tempo de início e fim da análise é ativada (apenas para o caso transiente) e, ao final do processamento, a mensagem “Análise Concluída” aparece na tela e os resultados (temperaturas nodais e campos térmicos) determinados podem ser obtidos através dos três botões presentes no campo “Resultados da Análise”.

# CAPÍTULO 5

## VALIDAÇÃO DO CÓDIGO COMPUTACIONAL DESENVOLVIDO – FEMFIRE-3D

---

### 5.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS SOBRE A MODELAGEM

Neste capítulo estão apresentados modelos numéricos construídos com o objetivo de avaliar a eficiência do FEMFIRE-3D com relação à utilização dos elementos finitos implementados neste trabalho: *sólido hexaédrico tridimensional e quadrilátero bidimensional*. Os resultados obtidos com o FEMFIRE-3D são comparados com aqueles obtidos pelos *softwares* ABAQUS v12.1 e ANSYS v12.0, e consistem em avaliar a evolução de temperatura em elementos de aço e mistos de aço e concreto quando submetidos à elevação da temperatura com base na curva de incêndio-padrão dada pela Equação (2.1), apresentada no capítulo 2.

Os modelos numéricos construídos apresentam geometrias e condições de contorno variadas e são analisados por meio da avaliação da elevação de temperatura para os tempos (TRRF) iguais a 30, 60 e 90 minutos de exposição à curva de incêndio-padrão. Alguns modelos apresentam em sua constituição materiais de revestimento contra o fogo (*Blaze Shield II*) e paredes de alvenaria, permitindo a análise de situações em que há distribuição não uniforme de temperatura, simulando, por exemplo, condições de compartimentação em determinado ambiente.

Com relação às dimensões dos elementos finitos utilizados nos modelos foram seguidas recomendações presentes em Ribeiro (2004) e Figueiredo Junior (2002) bem como também foi realizado um refinamento gradual da discretização em alguns modelos até se alcançar um nível de refinamento que forneceu variações na distribuição de temperatura menores que 5,0%, a fim de obter um refinamento suficiente que não comprometesse a precisão dos resultados buscando não elevar desnecessariamente o custo computacional.

Nas faces com convecção forçada (incêndio) utilizou-se  $\varepsilon_{res} = 0,7$  para os materiais aço, concreto e alvenaria e  $\varepsilon_{res} = 0,8$  para o material de proteção contra fogo, além do coeficiente

de troca de calor por convecção  $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{°C}$  para todos os materiais. Nas faces com convecção natural (arrefecimento) utilizou-se a mesma emissividade mencionada anteriormente e o coeficiente de troca de calor por convecção definido pelo EUROCODE 1-Parte 1-2 (2002). Em alguns casos a face da laje não exposta à ação do fogo foi aqui considerada como parede adiabática, de forma a favorecer a segurança.

## **5.2 MODELOS INICIAS DE VALIDAÇÃO E ESTUDO DA DISCRETIZAÇÃO DOS ELEMENTOS FINITOS**

Inicialmente são estudados quatro modelos para validação do código computacional FEMFIRE-3D apresentado neste trabalho, sendo os resultados obtidos com o FEMFIRE-3D comparados com aqueles obtidos por meio de simulações numéricas com os *códigos* ABAQUS v12.1 e ANSYS v12.0. O elemento sólido hexaédrico linear com oito nós codificado neste trabalho tem como equivalente no ANSYS o elemento finito *SOLID70*, enquanto que no ABAQUS, o equivalente é o elemento finito C3D8.

Posteriormente, são analisados modelos que visam reproduzir situações reais nas quais os elementos estão expostos à ação do incêndio. Por fim, em caráter complementar, é analisado um caso cujos resultados foram obtidos por meio de ensaios experimentais de um pilar metálico embutido em parede de alvenaria, simulando a compartimentação de um ambiente em chamas. Tais resultados estão apresentados em Correia *et al.* (2007) e Correia *et al.* (2010).

### **5.2.1 Pilar de Concreto**

O exemplo inicial é baseado no que foi apresentado em Figueiredo Junior (2002) e tem como objetivo avaliar o comportamento do FEMFIRE-3D com relação à determinação do campo térmico no material concreto, bem como estudar quais as dimensões dos elementos finitos que fornecem aproximações suficientes para se obter bons resultados. O modelo consiste de um pilar de concreto com seção transversal quadrada de lados iguais a 30 cm e umidade igual a 1,5%, cujas propriedades térmicas podem ser consultadas no anexo B do presente texto.

Para definir as dimensões máximas dos elementos finitos utilizados na modelagem de elementos estruturais de concreto fez-se inicialmente uma análise com três discretizações



distintas, como pode ser observado na Figura 5.1. As diferentes discretizações analisadas no FEMFIRE-3D para o pilar de concreto da Figura 5.1 são formadas por elementos de dimensões iguais a 50, 30 e 20 mm (respectivamente, modelos 1, 2 e 3). A Figura 5.1 apresenta ainda o esquema de exposição ao incêndio adotado, bem como as dimensões do pilar de concreto.

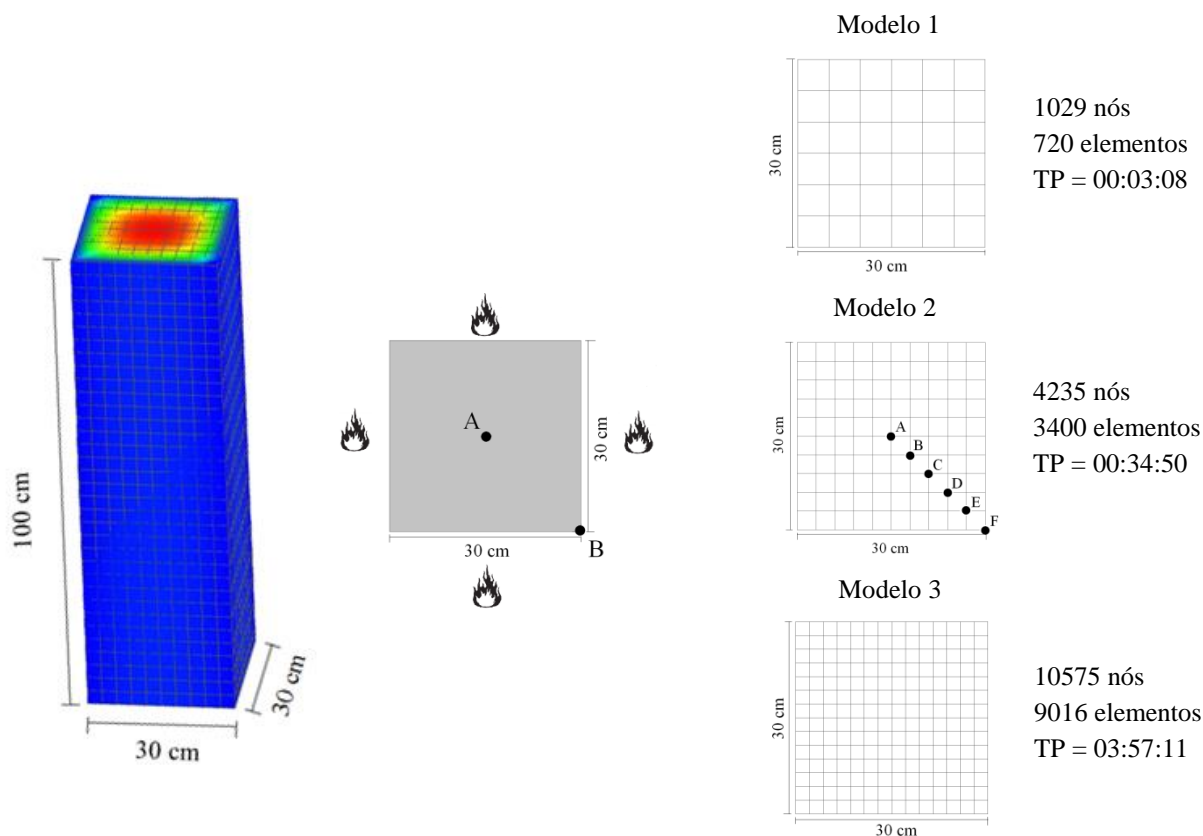


Figura 5.1: Dimensões (cm), esquema de exposição e discretização dos modelos analisados.

A Tabela 5.1 apresenta a comparação dos resultados obtidos para as diferentes discretizações analisadas no FEMFIRE-3D. A dimensão máxima escolhida para utilização nos exemplos presentes neste texto corresponde ao nível de refinamento que forneceu variações na distribuição de temperatura menores que 5,0%.

Dessa forma, da Tabela 5.1 nota-se que, para o concreto, elementos com dimensões de 30 mm (dimensões do modelo 2) permitem obter resultados suficientemente próximos àqueles gerados por uma discretização mais refinada (modelo 3), porém com menor custo de tempo para a realização da análise.

Tabela 5.1: Comparação da temperatura para diferentes discretizações.

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)			Diferença Relativa					
		Modelo			$\Delta T_{1 \rightarrow 2}$		$\Delta T_{1 \rightarrow 3}$		$\Delta T_{2 \rightarrow 3}$	
		1	2	3	(°C)	(%)	(°C)	(%)	(°C)	(%)
30	A	24,23	22,04	21,42	-2,19	-9,93	-2,81	-13,11	-0,62	2,90
	B	812,39	817,28	819,78	4,89	0,60	7,39	0,90	2,50	0,31
60	A	51,04	44,73	42,70	-6,31	-14,11	-8,34	-19,53	-2,03	-4,75
	B	932,29	934,50	936,15	2,21	0,24	3,86	0,41	1,65	0,18
90	A	86,91	84,15	82,81	-2,76	-3,28	-4,10	-4,95	-1,34	-1,62
	B	997,30	999,14	1000,40	1,84	0,18	3,10	0,31	1,26	0,13

A fim de verificar a precisão do FEMFIRE-3D com relação à determinação do campo térmico em elementos estruturais de concreto, fez-se a modelagem numérica do pilar apresentado na Figura 5.1 utilizando elementos finitos hexaédricos de dimensões máximas iguais a 30 mm, em conformidade com a discretização utilizada no modelo 2. As temperaturas determinadas nos pontos de interesse definidos na Figura 5.1 para tempos de exposição ao incêndio de 30, 60 e 90 minutos estão apresentadas na Tabela 5.2, considerando um intervalo de tempo  $\Delta t$  de 5 segundos.

Tabela 5.2: Resultados de temperatura para o pilar de concreto utilizando o modelo 2.

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)			Diferença Relativa			
		FEMFIRE-3D	ANSYS	ABAQUS	ANSYS		ABAQUS	
					(°C)	(%)	(°C)	(%)
30 min	A	22,27	22,26	22,37	-0,01	-0,02	0,11	0,48
	B	26,23	26,14	26,47	-0,08	-0,32	0,25	0,93
	C	46,79	45,97	47,86	-0,83	-1,80	1,07	2,23
	D	115,13	113,78	116,48	-1,35	-1,19	1,35	1,16
	E	353,50	348,77	357,43	-4,73	-1,36	3,92	1,10
	F	818,04	818,08	817,61	0,04	0,01	-0,42	-0,05
60 min	A	47,73	47,19	48,84	-0,54	-1,14	1,11	2,28
	B	64,28	63,33	65,99	-0,96	-1,51	1,71	2,59
	C	120,29	119,95	120,77	-0,34	-0,28	0,48	0,40
	D	276,71	273,35	280,54	-3,36	-1,23	3,83	1,36
	E	586,43	583,17	590,47	-3,26	-0,56	4,03	0,68
	F	934,78	934,57	934,49	-0,21	-0,02	-0,29	-0,03
90 min	A	92,21	90,68	95,77	-1,53	-1,68	3,55	3,71
	B	113,80	113,03	115,68	-0,77	-0,68	1,88	1,63
	C	209,91	208,11	212,71	-1,80	-0,86	2,80	1,32
	D	403,55	400,52	408,05	-3,03	-0,76	4,50	1,10
	E	721,40	719,08	725,26	-2,32	-0,32	3,85	0,53
	F	999,27	999,16	999,21	-0,11	-0,01	-0,06	-0,01

Nota-se que as diferenças máximas de temperatura entre FEMFIRE-3D e ANSYS não excedem 1,80%, sendo os valores do FEMFIRE-3D superiores na maior parte dos casos. Em relação ao ABAQUS, a diferença máxima encontrada foi de 3,71% (correspondendo a 3,55 °C) para o ponto localizado na parte mais fria do concreto. Neste caso os valores do ABAQUS apresentaram-se superiores aos obtidos com FEMFIRE-3D e ANSYS. Vale destacar que na maior parte das análises os resultados do FEMFIRE-3D são intermediários àqueles obtidos com o ANSYS e ABAQUS. Os campos térmicos para tempos de exposição ao fogo iguais a 30, 60 e 90 minutos estão apresentados na Figura 5.2.

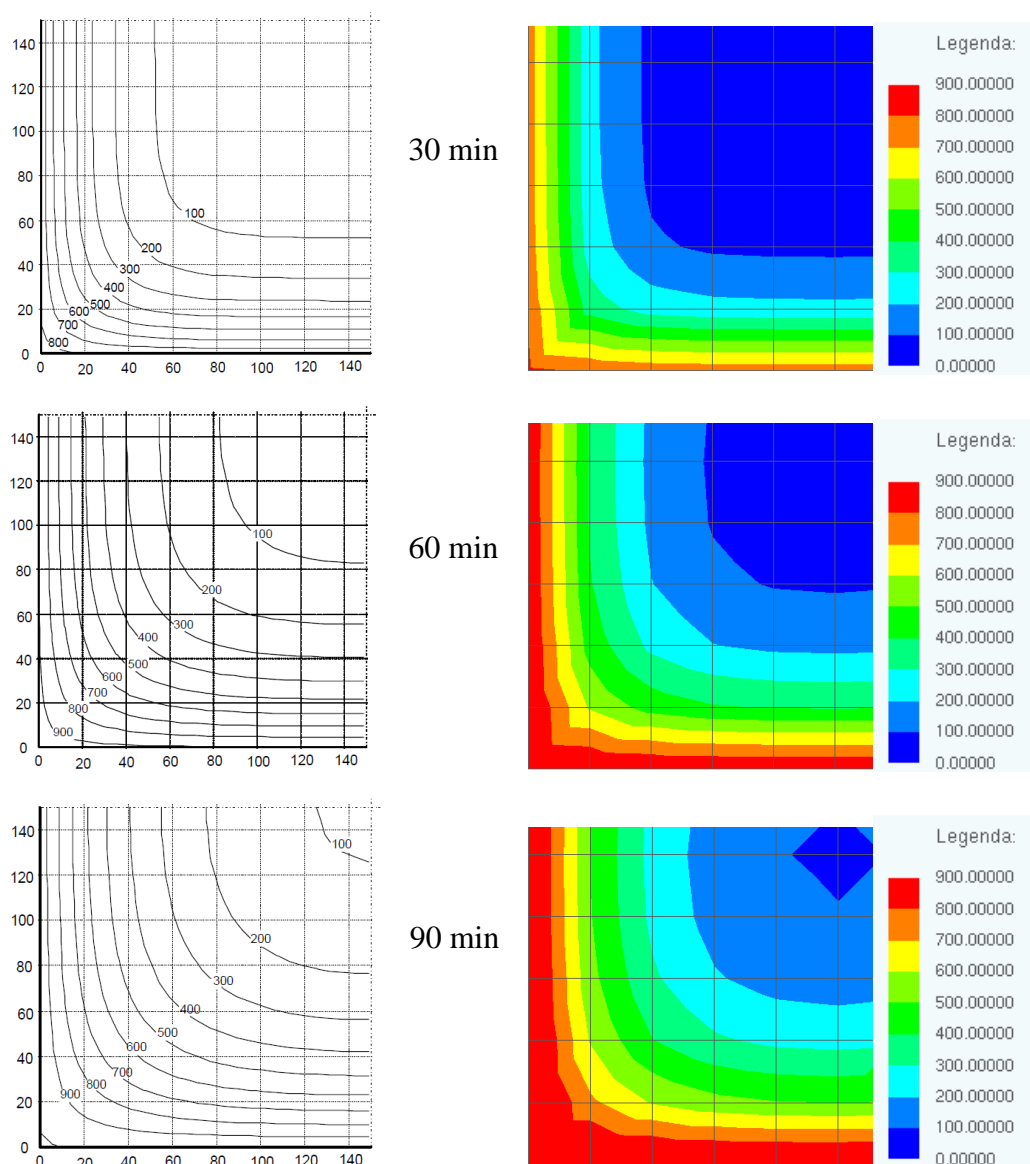


Figura 5.2: Temperatura na seção transversal do pilar de concreto 30 x 30 cm.

Devido às condições de exposição ao incêndio que ocorrem em todo o contorno do elemento estrutural, o pilar de concreto apresenta uma distribuição uniforme de temperatura ao longo da seção transversal, permitindo a utilização das isotermas do anexo A do EUROCODE 2-Parte 1-2 (2004), a fim de comparar o gradiente térmico obtido na seção transversal do pilar.

Observa-se que após 30 minutos de exposição ao incêndio, a superfície do pilar apresenta temperaturas da ordem de 800,0 °C, enquanto que na parte central, praticamente não houve aquecimento, chegando apenas a 22,0 °C. Após 90 minutos de exposição ao incêndio a temperatura final da superfície alcança 999,0 °C enquanto que no centro do pilar não chega aos 100,0 °C.

Esse gradiente formado ao longo da seção transversal do elemento de concreto deve-se, provavelmente, a baixa condutividade do material, como foi mencionado no capítulo 2, o que justifica, em alguns casos, a utilização do concreto como material de revestimento contra o fogo. Pode-se notar também que nos cantos das seções transversais tem-se a situação mais desfavorável, com aquecimento mais intenso.

### **5.2.2 Viga e Laje de Concreto**

Este exemplo, baseado em Ribeiro (2004), assim como no caso anterior, também tem o objetivo de avaliar a precisão do FEMFIRE-3D na determinação das temperaturas na seção transversal de elementos de concreto. O presente modelo é constituído por uma viga de concreto com dimensões 16 cm x 23 cm e comprimento igual a 100 cm, sobreposta por uma laje de concreto com 10 cm de espessura.

A viga tem sua base e laterais expostas à ação do fogo, e a laje possui sua face inferior exposta ao incêndio e sua face superior considerada como superfície adiabática (fluxo de calor nulo). A Figura 5.3 apresenta o esquema de exposição ao fogo bem como alguns pontos de interesse no interior e superfície da viga onde são medidas as temperaturas para tempos de exposição ao fogo iguais a 30, 60 e 90 minutos. Devido à simetria do problema o modelo construído utilizou metade do conjunto viga-laje, sendo o comprimento do modelo igual a um metro. As dimensões apresentadas na Figura 5.3 estão em centímetros.

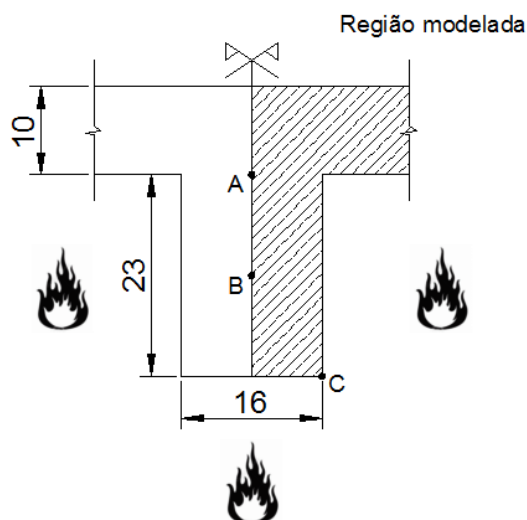


Figura 5.3: Esquema de exposição ao fogo da viga e da laje de concreto.

A dimensão máxima dos elementos finitos utilizados é de 30 mm (a mesma adotada para o exemplo anterior) tanto na seção transversal quanto ao longo do comprimento do conjunto viga e laje (profundidade do modelo), podendo ser visualizada por meio da Figura 5.4.

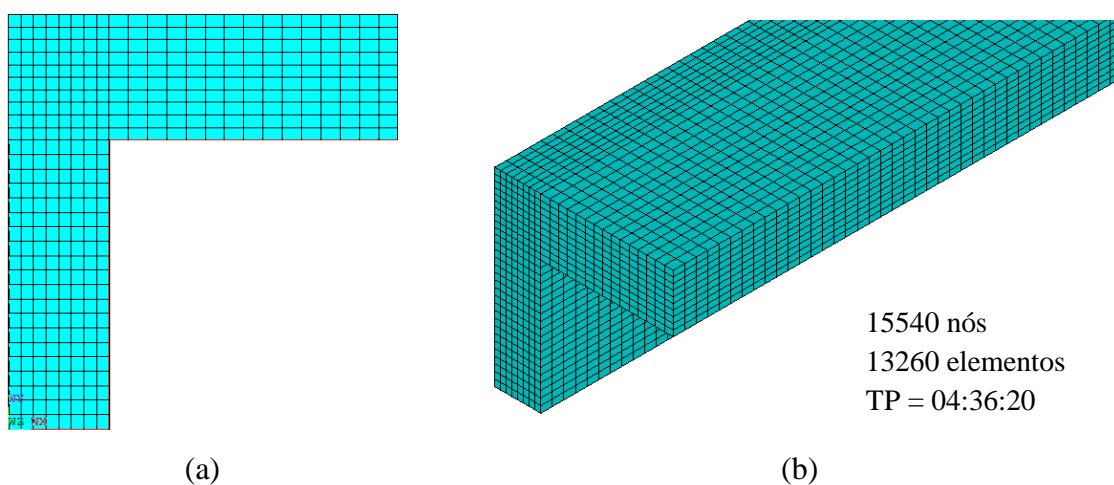


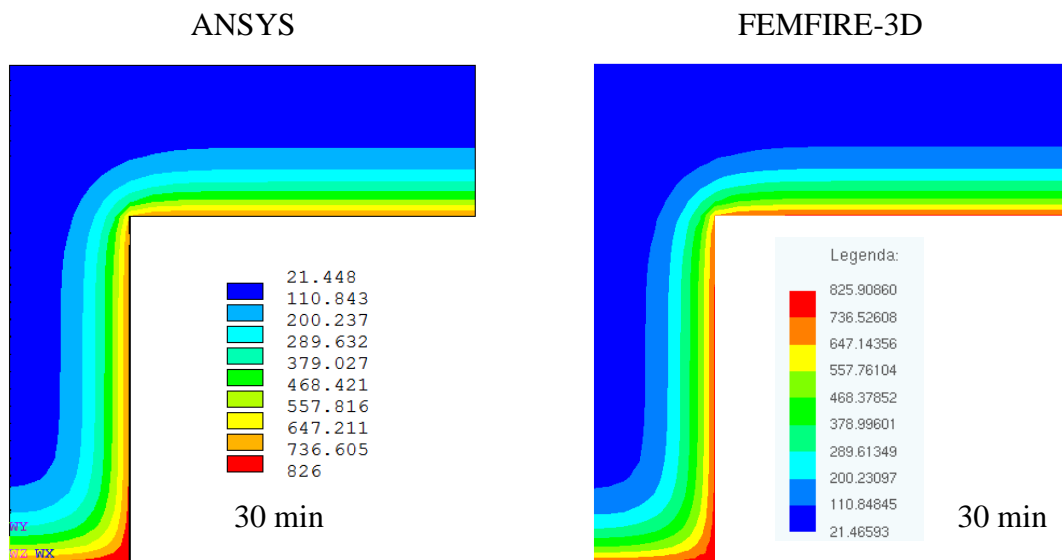
Figura 5.4: Discretização do modelo na (a) seção transversal e (b) longitudinalmente.

A Tabela 5.3 apresenta os resultados obtidos com o FEMFIRE-3D, ANSYS e ABAQUS para os pontos de interesse definidos na Figura 5.3, considerando um intervalo de tempo  $\Delta t$  de 10 segundos. Observa-se que os resultados obtidos com os três códigos computacionais são bastante próximos, com diferenças máximas da ordem de 0,55% (entre FEMFIRE-3D e ANSYS) e 0,82% (entre FEMFIRE-3D e ABAQUS) para os 30 minutos iniciais da análise. Essa diferença diminui ao longo do tempo, chegando a 0,10% (entre FEMFIRE-3D e ANSYS) e 0,75% (entre FEMFIRE-3D e ABAQUS) aos 90 minutos de análise.

Tabela 5.3: Resultados de temperatura para a viga e laje concreto.

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)			Diferença Relativa			
					ANSYS		ABAQUS	
		FEMFIRE-3D	ANSYS	ABAQUS	(°C)	(%)	(°C)	(%)
30	A	43,23	43,00	43,49	-0,24	-0,55	0,25	0,59
	B	57,48	57,29	57,96	-0,19	-0,34	0,47	0,82
	C	825,91	825,54	825,38	-0,37	-0,04	-0,53	-0,06
60	A	103,01	102,90	103,72	-0,11	-0,11	0,71	0,68
	B	139,30	139,27	138,69	-0,04	-0,03	-0,61	-0,44
	C	939,31	939,06	939,08	-0,25	-0,03	-0,23	-0,02
90	A	172,95	173,12	174,26	0,17	0,10	1,31	0,75
	B	294,22	294,02	294,13	-0,20	-0,07	-0,09	-0,03
	C	1002,51	1002,40	1002,40	-0,11	-0,01	-0,11	-0,01

A Figura 5.5 apresenta os campos de temperatura para TRRF iguais a 30, 60 e 90 minutos obtidos por meio do FEMFIRE-3D e ANSYS. Observa-se que a distribuição de temperatura é não uniforme na seção transversal do conjunto viga-laje, sendo as temperaturas calculadas nas faces diretamente expostas ao incêndio mais elevadas (principalmente nos cantos) e decrescentes na medida em que se avança para o interior da viga, da mesma forma como acontece no exemplo do item 5.2.1. O gradiente térmico formado entre a superfície exposta ao incêndio e o interior do conjunto viga-laje (região mais fria) é bastante acentuado, alcançando diferenças superiores a 900 °C aos 90 minutos de análise.



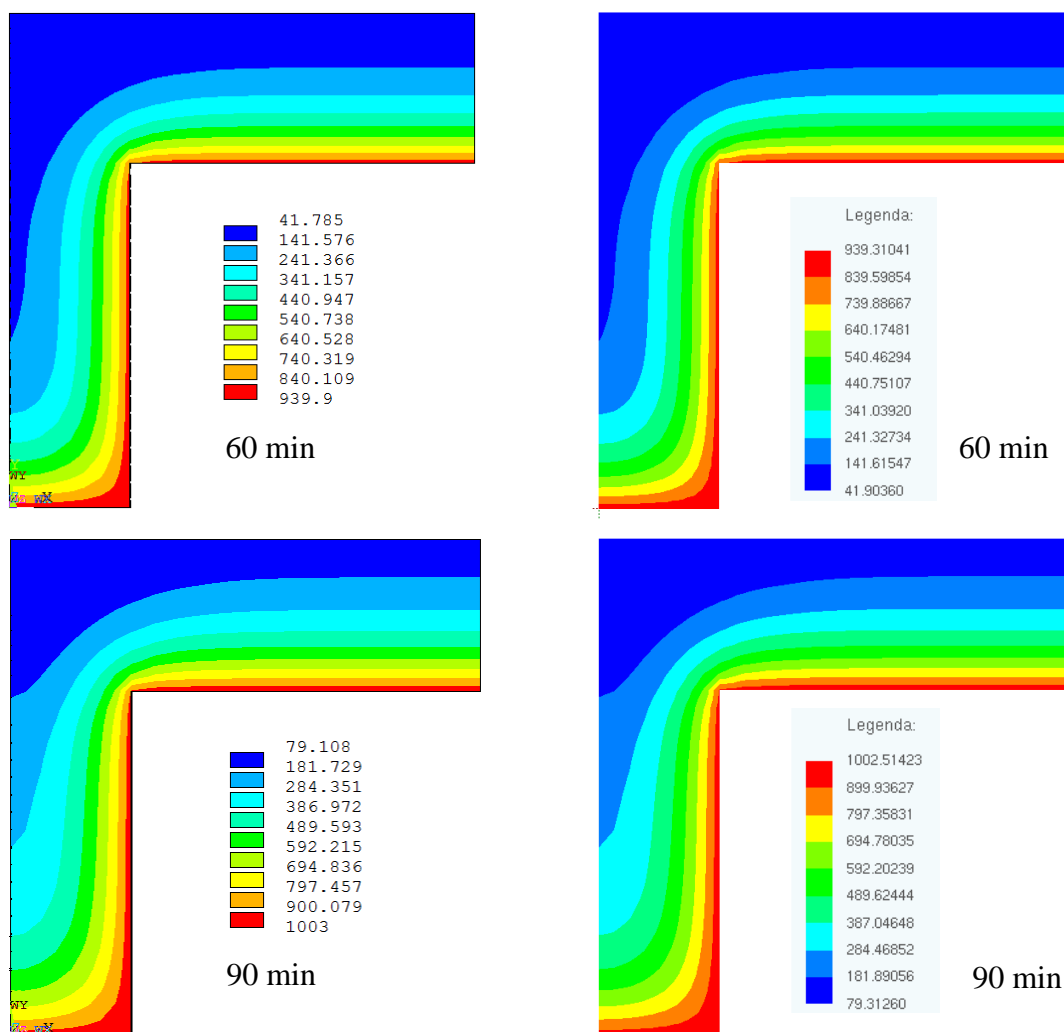


Figura 5.5: Campos térmicos obtidos com o FEMFIRE-3D e ANSYS.

Os campos térmicos apresentados pela Figura 5.5 bem como os resultados obtidos para o modelo apresentado no item 5.2.1 confirmam a precisão FEMFIRE-3D com relação à determinação do campo térmico em elementos de concreto, uma vez que as temperaturas determinadas com o FEMFIRE-3D apresentam-se suficientemente próximas daquelas obtidas com códigos comerciais (ANSYS e ABAQUS) reconhecidos por sua eficiência em análises de problemas térmicos.

### 5.2.3 Perfil de Aço

O seguinte modelo refere-se a uma viga de aço constituída pelo perfil 180UB16, submetido à ação do fogo por todos os lados. O objetivo deste modelo é verificar a precisão do FEMFIRE-3D com relação à avaliação da temperatura em elementos estruturais de aço, bem como realizar uma análise das dimensões máximas dos elementos finitos que fornecem

aproximações adequadas do campo de temperatura sem elevar consideravelmente o custo computacional da análise.

O perfil está exposto à ação térmica em todo o contorno, com a temperatura de aquecimento dos gases do ambiente seguindo a curva de incêndio-padrão definida pela ABNT NBR 14432:2001. O esquema de exposição ao fogo, as dimensões da seção transversal do perfil, bem como os pontos de interesse onde são verificadas as temperaturas para TRRF iguais a 30, 60 e 90 minutos estão apresentados na Figura 5.6.

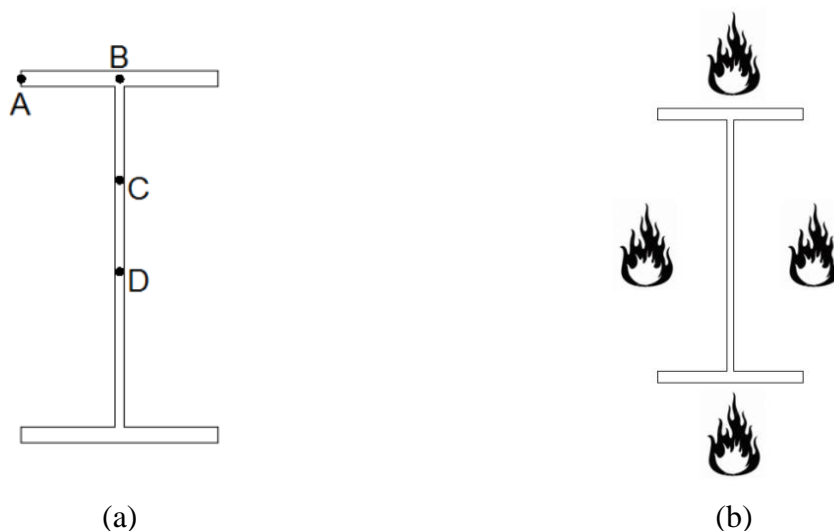


Figura 5.6: (a) Dimensões e pontos de interesse na seção e (b) esquema de exposição ao fogo.

O estudo das dimensões dos elementos finitos analisados apresentam dimensões máximas de 30, 20 e 10 mm e, assim como no item 5.2.1, a dimensão máxima escolhida para utilização nos exemplos presentes neste texto corresponde ao nível de refinamento que forneceu variações na distribuição de temperatura menores que 5,0%. A Tabela 5.4 apresenta os resultados obtidos para as diferentes discretizações analisadas.

Tabela 5.4: Temperaturas para diferentes níveis de discretização

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)			Diferença Relativa					
		Modelo			$\Delta T_{1 \rightarrow 2}$ (°C)		$\Delta T_{1 \rightarrow 3}$ (°C)		$\Delta T_{2 \rightarrow 3}$ (°C)	
		1	2	3	(°C)	(%)	(°C)	(%)	(°C)	(%)
30	A	835,097	835,041	835,040	-0,06	-0,01	-0,06	-0,01	0,00	0,00
	B	834,857	834,508	834,433	-0,35	-0,04	-0,42	-0,05	-0,08	-0,01
60	A	943,272	943,278	943,283	0,01	0,00	0,01	0,00	0,00	0,00
	B	943,172	943,067	943,042	-0,11	-0,01	-0,13	-0,01	-0,02	0,00
90	A	1004,80	1004,80	1004,81	0,00	0,00	0,01	0,00	0,01	0,00
	B	1004,73	1004,67	1004,65	-0,06	-0,01	-0,08	-0,01	-0,02	0,00



Observa-se que para todas as dimensões de elementos finitos analisadas, os resultados obtidos apresentam diferenças relativas pouco significativas, o que permite concluir que qualquer das dimensões analisadas possibilita obter resultados com boa aproximação, sendo a maior diferença no custo computacional gerado, o que depende também das dimensões do modelo.

Em Ribeiro (2004) adota-se como valor máximo para as dimensões dos elementos finitos utilizados na modelagem do material aço o tamanho de 10 mm para o maior lado de cada elemento. Dessa forma, considerando esta recomendação e observando o estudo de discretização realizado anteriormente, adota-se para o aço elementos finitos com dimensões variando entre 10 e 20 mm, a fim de manter a precisão dos modelos e não elevar demasiadamente o custo computacional, visto que os modelos tridimensionais apresentam considerável número de graus de liberdade quando comparado aos modelos bidimensionais. Sendo assim, a Figura 5.7 apresenta a discretização na seção transversal e ao longo do perfil 180UB16, bem como o tempo de processamento da simulação numérica realizada.

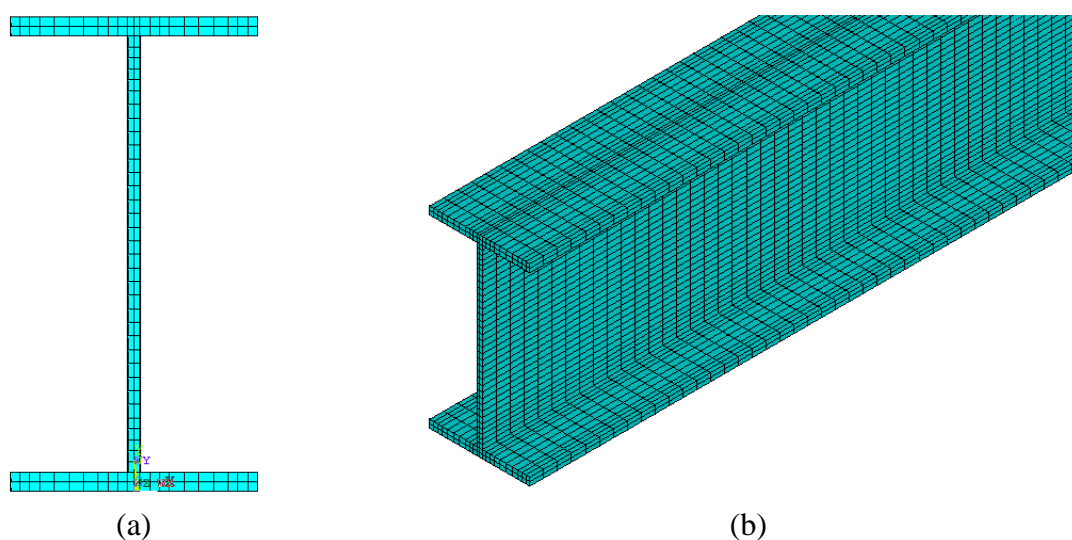


Figura 5.7: Discretização do modelo na (a) seção transversal e (b) longitudinalmente.

As propriedades térmicas adotadas para o aço estão de acordo com aquelas apresentadas na ABNT NBR 14323:2013 e no EUROCODE 3-Parte 1-2 (2005). O campo térmico obtido no FEMFIRE-3D para o modelo com 100 cm de comprimento submetido a 90 minutos de exposição à curva de incêndio-padrão está apresentado na Figura 5.8. Devido à simetria do modelo, tanto geométrica quanto em relação aos carregamentos térmicos, considera-se apenas parte do perfil 180UB16 nesta na análise (comprimento de 100 cm), a fim de reduzir o custo computacional.

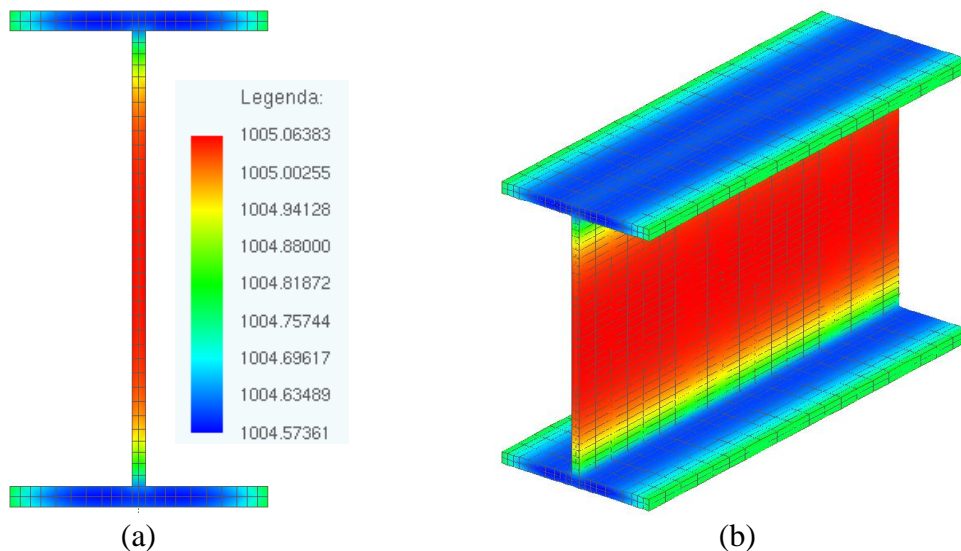


Figura 5.8: Campo de temperatura para o perfil 180UB16.

A temperatura nos pontos de interesse da viga de perfil 180UB16, para TRRF iguais a 30, 60 e 90 minutos estão resumidas na Tabela 5.5, na qual são apresentados os resultados obtidos com o FEMFIRE-3D, ANSYS, ABAQUS e com o procedimento simplificado definido na ABNT NBR 14323:2013, enquanto que os campos térmicos obtidos neste modelo para tempos de exposição ao fogo iguais a 15, 30, 60 e 90 minutos podem ser consultados no anexo A deste texto.

Tabela 5.5: Temperaturas para o perfil de aço 180UB16.

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)				Diferença Relativa		
						ANSYS	ABAQUS	NBR 14323
		FEMFIRE-3D	ANSYS	ABAQUS	NBR 14323	(%)	(%)	(%)
30	A	838,20	835,56	832,33	836,07	<b>-0,32</b>	<b>-0,71</b>	<b>-0,26</b>
	B	837,57	834,77	831,54	836,07	<b>-0,33</b>	<b>-0,72</b>	<b>-0,18</b>
	C	839,70	838,72	835,57	836,07	<b>-0,12</b>	<b>-0,49</b>	<b>-0,43</b>
	D	839,95	839,41	836,31	836,07	<b>-0,06</b>	<b>-0,44</b>	<b>-0,46</b>
60	A	944,01	944,03	943,20	943,38	<b>0,00</b>	<b>-0,09</b>	<b>-0,07</b>
	B	943,75	943,77	942,93	943,38	<b>0,00</b>	<b>-0,09</b>	<b>-0,04</b>
	C	944,43	944,45	943,62	943,38	<b>0,00</b>	<b>-0,09</b>	<b>-0,11</b>
	D	944,48	944,50	943,67	943,38	<b>0,00</b>	<b>-0,09</b>	<b>-0,12</b>
90	A	1004,77	1004,81	1004,80	1004,85	<b>0,00</b>	<b>0,00</b>	<b>0,01</b>
	B	1004,59	1004,64	1004,62	1004,85	<b>0,00</b>	<b>0,00</b>	<b>0,03</b>
	C	1005,02	1005,04	1005,03	1004,85	<b>0,00</b>	<b>0,00</b>	<b>-0,02</b>
	D	1005,05	1005,07	1005,06	1004,85	<b>0,00</b>	<b>0,00</b>	<b>-0,02</b>

Observa-se que as diferenças relativas máximas entre os resultados obtidos com FEMFIRE-3D em relação àqueles obtidos com ANSYS, ABAQUS e com o procedimento simplificado de cálculo da ABNT NBR 14323:2013 são, respectivamente, 0,33%, 0,72% e 0,46%. A proximidade dos resultados obtidos mostra que o FEMFIRE-3D é capaz de determinar o campo de temperaturas em elementos de aço de forma consistente, se aproximando tanto de códigos computacionais de eficiência comprovada na determinação da temperatura em diversas estruturas como do procedimento definido pela normatização brasileira vigente.

Com relação aos campos de temperatura determinados, nota-se que o perfil metálico sem revestimento contra fogo que possui toda sua superfície exposta à ação do fogo apresenta uma grande elevação de temperatura já nos primeiros 30 minutos de análise, alcançando aproximadamente 840,0 °C. A condutividade térmica e o calor específico do aço justificam essa rápida elevação sofrida pelo elemento estrutural, o que torna as estruturas metálicas mais suscetíveis à redução de sua capacidade de resistir aos esforços solicitantes, podendo leva-la ao colapso de forma rápida caso não seja dimensionada corretamente.

Segundo Correia *et al.* (2007), a taxa de aquecimento de um elemento de aço está intimamente relacionada com a resistência ao fogo do mesmo de forma que, para elementos estruturais que possuem seções transversais com elevada massa, o aquecimento se dá de forma mais lenta do que para elementos com seções que possuem menos massa (seções delgadas). Essa relação está bem definida pelo fator de massividade da seção, apresentado na ABNT NBR 14323:2013 e definido no item 2.8.1 deste texto. Assim, normalmente, elementos com seções transversais de maior massa apresentam uma resistência ao fogo superior.

Devido aos resultados satisfatórios obtidos com o FEMFIRE-3D em comparação com o ABAQUS, a fim de evitar número excessivo de simulações, nos próximos itens as comparações são feitas apenas entre FEMFIRE-3D, ANSYS e, quando aplicável, com o procedimento simplificado da ABNT NBR 14323:2013.

### **5.3 ESTUDOS DE CASO: CONSIDERAÇÕES SOBRE AS CONDIÇÕES DE CONTORNO DOS MODELOS**

Neste item são apresentados resultados de quatro estudos de casos de elementos de aço, mistos de aço e concreto, bem como casos em que elementos não estruturais (alvenaria) juntamente com elementos de aço constituem situações frequentes nas edificações em que há compartimentação. Dos casos apresentados, dois estão referenciados na ABNT NBR 14323:2013 e os demais correspondem a elementos estruturais submetidos a um aquecimento não uniforme em suas seções.

Os resultados das situações de interesse apresentadas nos itens seguintes são obtidos por meio do código computacional FEMFIRE-3D e, a fim de validá-los, são comparados com resultados obtidos por meio de simulações numéricas utilizando o ANSYS, bem como com os resultados obtidos por meio do procedimento simplificado da ABNT NBR 14323:2013, consistindo basicamente na determinação do campo de temperatura nos modelos numéricos quando submetidos à exposição ao incêndio-padrão definido pela Equação (2.1).

As propriedades térmicas do aço e do concreto relevantes para as análises térmicas realizadas têm seus valores variáveis em função da temperatura, e consistem na *condutividade térmica*, no *calor específico* e na *massa específica* do material. Os valores assumidos para as propriedades térmicas do aço são aqueles recomendados pela ABNT NBR 14323:2013, enquanto que para o concreto são seguidas as recomendações apresentadas no EUROCODE 2-Parte 1-2 (2004), considerando um concreto com umidade igual a 3%. As propriedades mencionadas podem ser consultadas no anexo B do presente texto.

Para as alvenarias, por falta de informações mais completas acerca de suas propriedades térmicas variáveis com a temperatura, são adotados os parâmetros recomendados pelo código computacional OZONE v2.2, considerando propriedades constantes com a temperatura. Adota-se então, para as alvenarias de vedação, uma massa específica igual a  $1600 \text{ Kg/m}^3$ , um calor específico igual a  $840 \text{ J/Kg } ^\circ\text{C}$  e a condutividade térmica igual a  $0,7 \text{ W/m } ^\circ\text{C}$ .

#### **5.3.1 Perfil de Aço com Revestimento contra Fogo do tipo Contorno**

O modelo seguinte, construído com base em modelo semelhante àquele apresentado em Rigobello (2011), tem como objetivo avaliar a evolução de temperatura no perfil metálico VS

400x78 em duas situações distintas, sendo a primeira sem revestimento contra fogo e a segunda com revestimento de proteção contra fogo do tipo contorno, o qual possui espessura de 15 mm.

A fim de avaliar a influência do revestimento térmico na elevação da temperatura do elemento estrutural, os resultados obtidos para as situações com e sem revestimento contra fogo são comparados entre si. Também é feita a comparação entre os resultados obtidos por meio do FEMFIRE-3D com aqueles obtidos por meio do ANSYS e do procedimento simplificado da ABNT NBR 14323:2013.

A ação térmica que atua em ambos os modelos é aplicada em todo o contorno do perfil e a temperatura de aquecimento dos gases segue a curva de incêndio-padrão definida na Equação (2.1). A Figura 5.9(a) apresenta o esquema de exposição ao fogo para ambos os casos analisados, e a Figura 5.9(b) apresenta as dimensões dos modelos (em centímetros) bem como os pontos de interesse onde são verificadas as temperaturas para TRRF de 30, 60 e 90 minutos de exposição ao fogo.

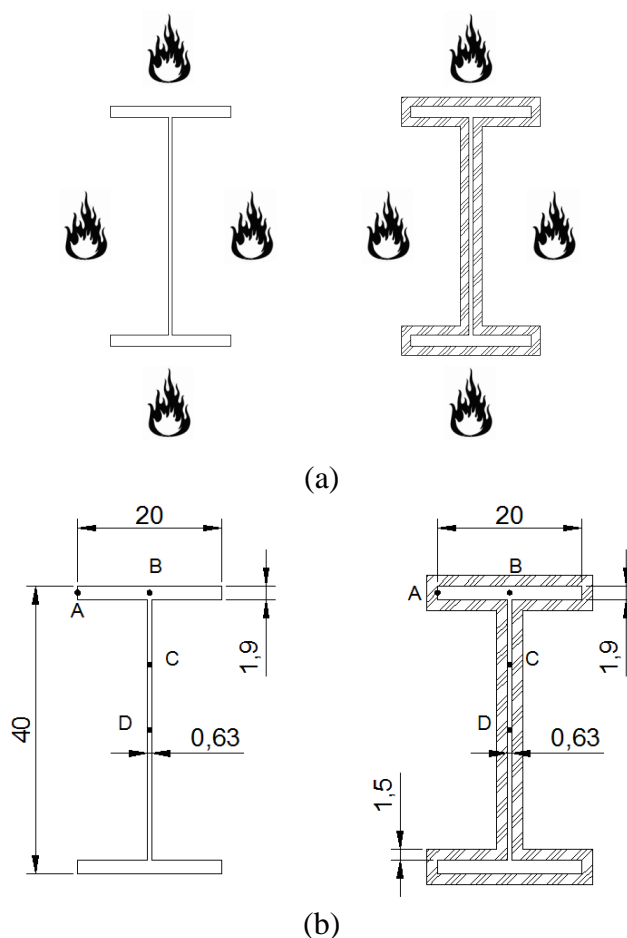


Figura 5.9: (a) Esquema de exposição ao fogo dos modelos e (b) Pontos de interesse e dimensões do perfil sem revestimento e com revestimento do tipo contorno.

Os materiais de revestimento contra fogo, segundo a ABNT NBR 14323:2013, são aqueles que, devido às suas propriedades térmicas e físicas, retardam a elevação da temperatura de um elemento estrutural revestido em situação de incêndio. Neste exemplo, o revestimento de proteção adotado consiste em uma argamassa composta por fibras *Blaze Shield II*, o qual apresenta massa específica  $\rho_{rev} = 240 \text{ kg/m}^3$  (para temperatura de  $20^\circ\text{C}$ ) e cujas propriedades térmicas estão apresentadas pela Tabela 5.6, cujos valores foram obtidos em Silva (2001) *apud* Rigobello (2011).

Tabela 5.6: Propriedades térmicas do revestimento térmico *Blaze Shield II*. Fonte: Silva (2001) *apud* Rigobello (2011).

Temperatura (°C)	Calor Específico (J/kg°C)	Temperatura (°C)	Condutividade Térmica (W/m°C)
20	2093	20	0,061
96	2093	100	0,061
104	837	200	0,080
150	1675	400	0,112
200	1770	482	0,147
400	2148	600	0,173
482	2303	1093	0,208
600	2343	1200	0,208
800	2411		
1093	2512		
1200	2512		

Para os dois modelos apresentados o coeficiente de convecção adotado foi  $\alpha = 25 \text{ W/m}^2\text{°C}$  e a emissividade resultante para o aço ( $\epsilon_{res} = 0,7$ ). Para o material de revestimento contra fogo adota-se  $\epsilon_{res} = 0,8$ , seguindo as recomendações do EUROCODE 1-Parte 1-2 (2002).

A discretização de ambos os modelos é composta por elementos finitos hexaédricos com dimensões máximas iguais a 10 mm (para ambos os materiais) no plano da seção transversal e iguais a 20 mm na direção longitudinal do perfil, como pode ser observado na Figura 5.10(a), para o perfil sem revestimento térmico e Figura 5.10(b) para o perfil com revestimento do tipo contorno.

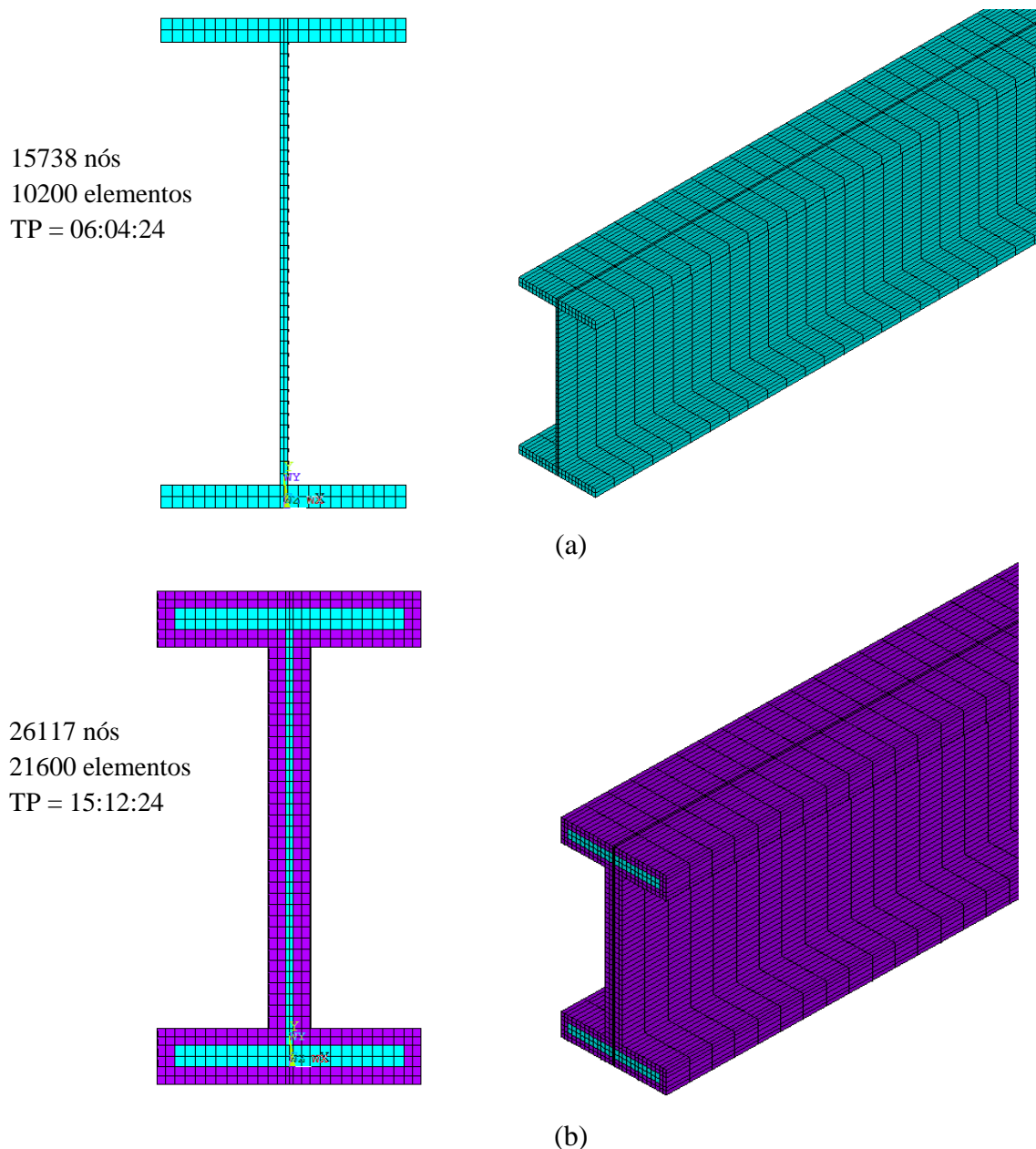


Figura 5.10: Discretização da seção transversal do perfil VS 400x78 sem proteção térmica e (b) discretização ao longo do comprimento.

Os campos térmicos obtidos para um TRRF igual a 90 minutos estão apresentados na Figura 5.11 (perfil sem revestimento contra o fogo) e Figura 5.12 (perfil com revestimento do tipo contorno) enquanto que a comparação entre os resultados obtidos com o FEMFIRE-3D e ANSYS, para os pontos de interesse definidos anteriormente, estão resumidos na Tabela 5.7 e Tabela 5.8, respectivamente, para o perfil desprotegido e com revestimento contra o fogo. Nas referidas tabelas apresentam-se também os valores de temperatura determinados pelo procedimento simplificado presente na ABNT NBR 14323:2013.

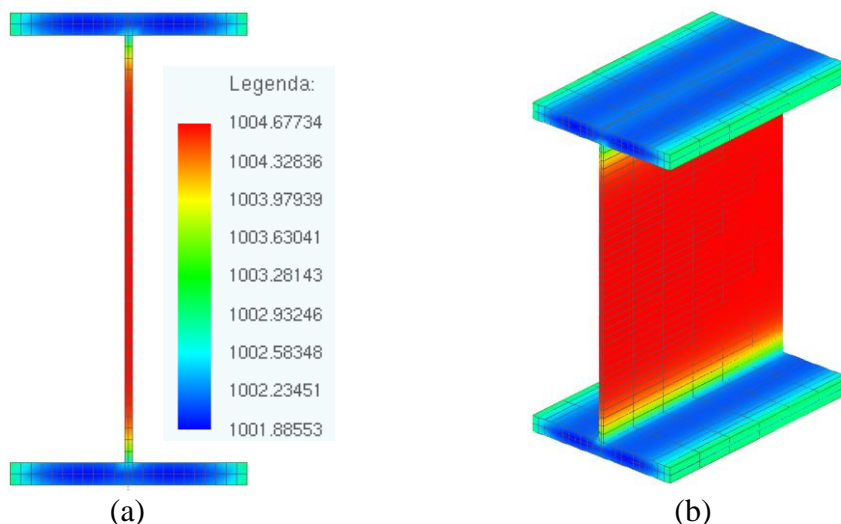


Figura 5.11: Campo de temperatura para o perfil sem revestimento contra o fogo.

Na Figura 5.11 nota-se que a variação de temperatura entre a região mais quente do perfil (alma) e as regiões mais frias não é muito significativa, chegando a apenas 2,8 °C.

Tabela 5.7: Temperatura nos pontos de interesse para TRRF de 30, 60 e 90 minutos do perfil sem revestimento contra o fogo.

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)			Diferença Relativa			
		FEMFIRE-3D	ANSYS	NBR 14323	ANSYS		NBR 14323	
					(°C)	(%)	(°C)	(%)
30	A	786,72	786,29	825,28	-0,42	<b>-0,05</b>	38,56	<b>4,67</b>
	B	777,04	776,83	825,28	-0,21	<b>-0,03</b>	48,24	<b>5,84</b>
	C	834,27	834,24	825,28	-0,03	<b>0,00</b>	-8,99	<b>-1,09</b>
	D	833,22	833,08	825,28	-0,14	<b>-0,02</b>	-7,94	<b>-0,96</b>
60	A	939,87	939,89	940,93	0,03	<b>0,00</b>	1,06	<b>0,11</b>
	B	938,70	938,75	940,93	0,04	<b>0,00</b>	2,23	<b>0,24</b>
	C	943,06	943,10	940,93	0,04	<b>0,00</b>	-2,13	<b>-0,23</b>
	D	943,02	943,06	940,93	0,04	<b>0,00</b>	-2,09	<b>-0,22</b>
90	A	1002,82	1002,94	1003,47	0,12	<b>0,01</b>	0,65	<b>0,06</b>
	B	1002,05	1002,21	1003,47	0,16	<b>0,02</b>	1,42	<b>0,14</b>
	C	1004,65	1004,69	1003,47	0,04	<b>0,00</b>	-1,18	<b>-0,12</b>
	D	1004,64	1004,67	1003,47	0,03	<b>0,00</b>	-1,17	<b>-0,12</b>

Observa-se que as diferenças encontradas entre FEMFIRE-3D e ANSYS apresentam valor máximo de 0,05% (correspondendo a 0,42 °C) para os 30 minutos iniciais da análise e que esta diferença reduz-se a praticamente 0,0% aos 90 minutos de exposição ao incêndio.

Em relação aos resultados obtidos com o procedimento simplificado da ABNT NBR 14323:2013, as diferenças chegam a 5,84% (comparando com o ponto B da seção) e -0,96%



(comparando com o ponto D da seção) para os 30 minutos iniciais da análise. A grande diferença encontrada se deve ao fato de a ABNT NBR 14323:2013 definir a temperatura como uniforme para toda a seção, não considerando de forma adequada os gradientes térmicos gerados ao longo da exposição ao incêndio, como é o caso da análise avançada realizada através do MEF.

Dessa forma, a comparação entre os resultados do FEMFIRE-3D e ANSYS com os do método simplificado estariam mais próximos caso a temperatura fosse comparada em termos de valores médios na seção.

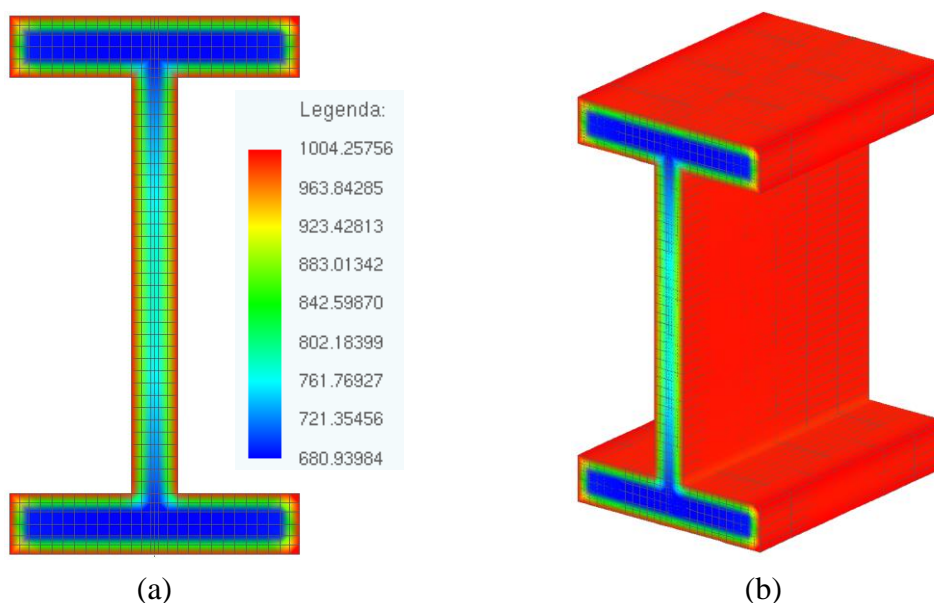


Figura 5.12: Campo de temperatura para o perfil com revestimento contra o fogo.

As temperaturas alcançadas pelo perfil com revestimento apresentam-se muito inferiores às determinadas para o perfil sem revestimento, como pode ser constatado na Tabela 5.8. Para o caso do perfil com proteção térmica as temperaturas obtidas com o FEMFIRE-3D e ANSYS novamente são bastante semelhantes, sendo a maior diferença encontrada da ordem de 0,95% (correspondendo a 2,36 °C) para os 30 minutos iniciais da análise. Essa diferença é reduzida para 0,06% (0,38 °C) aos 90 minutos de exposição ao incêndio.

Os resultados obtidos com o procedimento simplificado proposto pela ABNT NBR 14323:2013 apresentam diferenças relativas que variam de 0,34 % a 56,71 % em relação ao FEMFIRE-3D e ANSYS, dependendo onde é tomado o valor da temperatura.

Tabela 5.8: Temperatura nos pontos de interesse para TRRF de 30, 60 e 90 minutos do perfil com revestimento contra o fogo.

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)			Diferença Relativa			
		FEMFIRE-3D	ANSYS	NBR 14323	ANSYS		NBR 14323	
					(°C)	(%)	(°C)	(%)
30	A	255,77	253,49	251,26	-2,28	<b>-0,90</b>	-4,51	<b>-1,80</b>
	B	252,12	249,76	251,26	-2,36	<b>-0,95</b>	-0,86	<b>-0,34</b>
	C	393,75	391,34	251,26	-2,41	<b>-0,61</b>	-142,49	<b>-56,71</b>
	D	366,37	364,16	251,26	-2,21	<b>-0,61</b>	-115,11	<b>-45,81</b>
60	A	519,20	519,45	569,05	0,26	<b>0,05</b>	49,85	<b>8,76</b>
	B	515,28	515,38	569,05	0,10	<b>0,02</b>	53,77	<b>9,45</b>
	C	667,48	666,58	569,05	-0,90	<b>-0,13</b>	-98,43	<b>-17,30</b>
	D	637,90	637,14	569,05	-0,76	<b>-0,12</b>	-68,85	<b>-12,10</b>
90	A	687,93	688,32	775,31	0,38	<b>0,06</b>	87,38	<b>11,27</b>
	B	682,16	682,53	775,31	0,38	<b>0,06</b>	93,15	<b>12,02</b>
	C	776,65	776,48	775,31	-0,17	<b>0,02</b>	-1,34	<b>-0,17</b>
	D	754,33	754,51	775,31	0,17	<b>0,02</b>	20,98	<b>2,71</b>

Para os pontos C e D, localizados na alma do perfil, a diferença relativa entre os resultados numéricos e aqueles obtidos por meio do procedimento simplificado chegam a 56,71 % no início da análise (30 minutos). Na medida em que a temperatura da seção aumenta com o decorrer da exposição ao fogo, a diferença de temperatura nos referidos pontos entre FEMFIRE-3D e o procedimento simplificado diminui, chegando a 2,71 %.

No caso dos pontos localizados nas mesas do perfil (pontos A e B) a situação é a inversa: inicialmente as temperaturas do FEMFIRE-3D e do procedimento simplificado são bastante próximas (diferença de 4,5 °C) e, à medida que a seção transversal aquece a diferença entre as temperaturas nos referidos pontos para 90 minutos de análise chega a 12,02 %.

Destaca-se novamente que, a temperatura avaliada pelo procedimento simplificado da ABNT NBR 14323:2013 é constante em todos os pontos da seção transversal, de forma que o aquecimento gradual do exterior para o interior da seção não se processa da forma mais próxima da situação real, conduzindo a uma temperatura uniforme na seção transversal do elemento e, para este caso onde o elemento estrutural sofre ação térmica em toda a superfície da seção transversal, à ausência de gradientes térmicos.

A utilização do MEF por meio do FEMFIRE-3D e do ANSYS permite considerar o aquecimento gradual da seção transversal com a temperatura variando da superfície exposta até o ponto mais interior do elemento onde a temperatura é menor. Dessa forma é possível

observar a formação de gradientes térmicos, possibilitando determinar, em uma posterior análise termoestrutural, os esforços decorrentes da elevação de temperatura nos elementos e na estrutura como um todo.

A Figura 5.13 apresenta a curva de temperatura obtida para os perfis com e sem revestimento contra o fogo no ponto B, localizado na alma da seção. Nota-se que as temperaturas finais alcançadas pelo perfil sem revestimento contra o fogo (legenda “\_SR”) são consideravelmente mais elevadas do que aquelas alcançadas pelo perfil com revestimento do tipo contorno (legenda “\_CR”), chegando a valores 31,92% superiores (diferença de 319,90°C entre as temperaturas máximas determinadas no ponto B dos dois modelos).

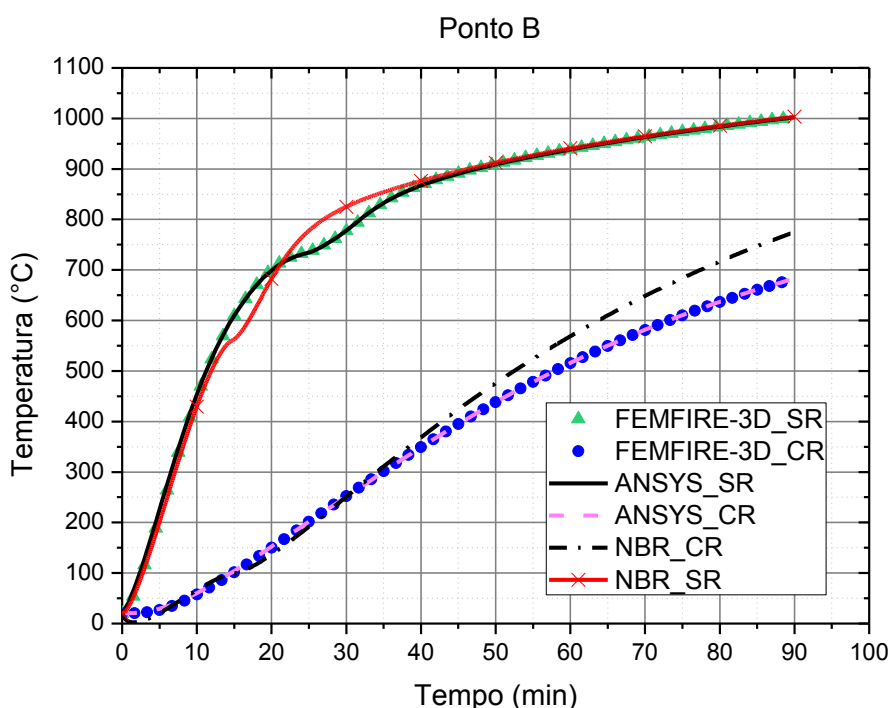


Figura 5.13: Comparação das temperaturas para os perfis com e sem revestimento contra o fogo.

A Figura 5.14 também apresenta a evolução da temperatura no ponto C para os modelos com revestimento contra o fogo do tipo contorno e sem revestimento. O ponto C localizado na alma do perfil apresentou elevação de temperatura superior àquelas determinadas nos demais pontos analisados (A, B e D), para os dois modelos em questão (perfil com e sem revestimento contra o fogo). Entretanto, no ponto C, a diferença de temperatura entre o perfil com revestimento e sem revestimento contra o fogo é inferior àquela encontrada para o ponto B, atingindo 22,69% (aproximadamente 228°C).

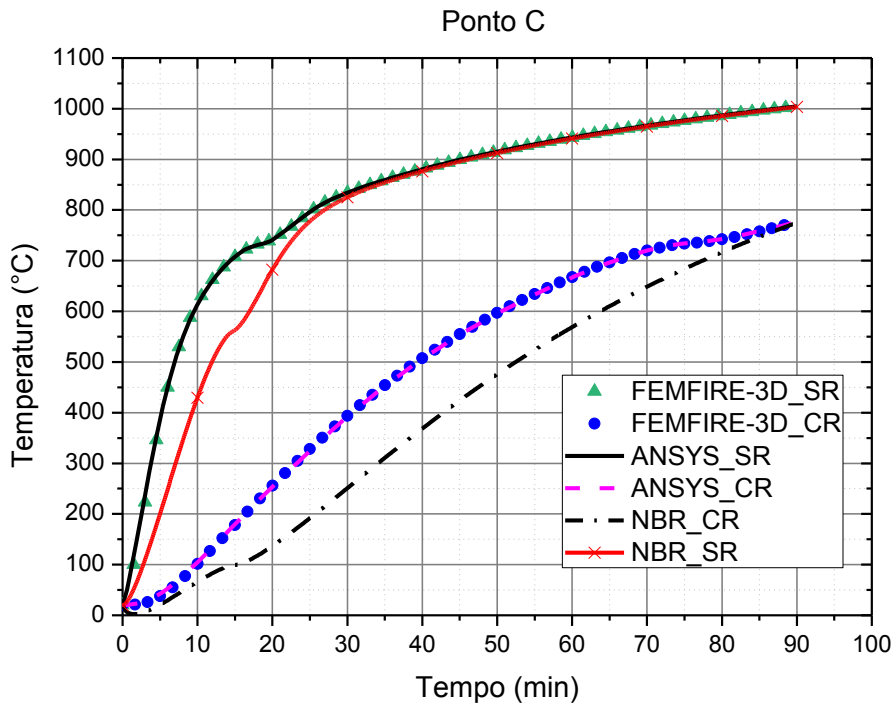


Figura 5.14: Evolução das temperaturas para os perfis com e sem revestimento contra o fogo.

Os resultados apresentados na Tabela 5.8 bem como na Figura 5.13 e Figura 5.14 mostram que, para alguns pontos analisados na seção transversal, a temperatura determinada pelos códigos computacionais (FEMFIRE-3D e ANSYS) se aproxima da temperatura determinada via procedimento simplificado. Porém, o fato do procedimento simplificado não considerar adequadamente um aquecimento não uniforme da seção transversal, resulta em temperaturas constantes ao longo da seção, gerando diferenças entre os resultados obtidos com os códigos computacionais, os quais determinam a variação de temperatura ponto a ponto na seção transversal dos elementos estruturais e, conseqüentemente, conduzem a resultados mais próximos da situação real (aquecimento não uniforme).

Vale destacar também a redução notável na temperatura dos elementos estruturais que apresentam revestimento contra o fogo. As propriedades térmicas dos materiais de revestimento, tais como baixa condutividade, baixa massa específica e alto calor específico permitem ao mesmo isolar parte do calor incidente sobre a superfície da estrutura, transmitindo menos calor ao perfil e, conseqüentemente, retardando a sua elevação de temperatura ou reduzindo os valores finais alcançados pelo elemento estrutural revestido.

### 5.3.2 *Viga com as Mesas em Contato com Paredes de Alvenaria*

O presente modelo consiste de viga metálica (Perfil VS 400x78) embutida em parede de alvenaria com espessura igual a 10 cm, de forma a simular e avaliar a compartimentação em um dado ambiente em chamas, uma vez que o incêndio ocorre em apenas um lado da parede de alvenaria, caracterizando uma distribuição de temperatura não uniforme na seção transversal.

O objetivo deste modelo é avaliar a evolução da temperatura ao longo da seção transversal do perfil metálico quando este, juntamente com a alvenaria, constitui uma situação de compartimentação, objetivando reproduzir situações que frequentemente ocorrem nas edificações atuais e permitindo verificar o efeito da elevação não uniforme de temperatura nestes elementos estruturais.

Com relação as condições de contorno do problema, as análises se processaram em dois modelos distintos: o primeiro modelo considera a superfície dos elementos estruturais e de vedação que não estão expostos a ação das chamas como superfície adiabática, ou seja, não há fluxo de calor nessas faces. No segundo modelo é considerada a troca de calor entre as superfícies dos elementos não expostas ao incêndio e o meio circundante através da utilização de um coeficiente de transferência de calor por convecção com valor igual a  $9 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ , seguindo recomendação do EUROCODE 1-Parte 1-2 (2002). Já para as faces expostas ao incêndio o coeficiente de transferência de calor por convecção para o aço e alvenaria adotado são aqueles definidos no item 5.1 do presente texto.

As propriedades térmicas dos tijolos da alvenaria, para fins de análise numérica, são consideradas constantes, tal como adotado em Correia *et al.* (2007), sendo a condutividade térmica dada por  $\lambda_{alv} = 0,7 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ , o calor específico ( $c_{alv}$ ) igual a  $840 \text{ J/Kg }^\circ\text{C}$  e a massa específica do material igual a  $1600 \text{ Kg/m}^3$ .

A Figura 5.15 apresenta o esquema de exposição ao incêndio para a viga metálica e alvenaria bem como os pontos de interesse nos quais são medidas as temperaturas para TRRF iguais a 30, 60 e 90 minutos. A altura da alvenaria (20 cm) é tomada igual à largura da mesa do perfil.

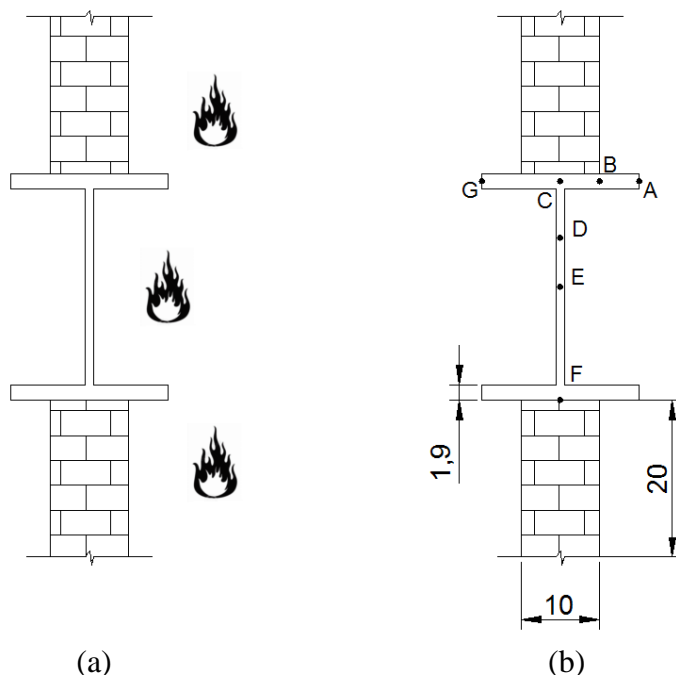


Figura 5.15: Perfil VS 400x78. (a) Esquema de exposição ao fogo (b) Pontos de interesse da análise.

Em ambos os modelos o perfil de aço está discretizado com elementos hexaédricos de dimensões que variam de 3,15 mm a 12 mm no plano da seção transversal e 20 mm ao longo do comprimento do perfil. A alvenaria, por ser um elemento secundário nesta análise, apresenta uma discretização suficiente para compatibilizar com a interface perfil-alvenaria e permitir obter resultados com precisão adequada. A discretização descrita pode ser observada na Figura 5.16.

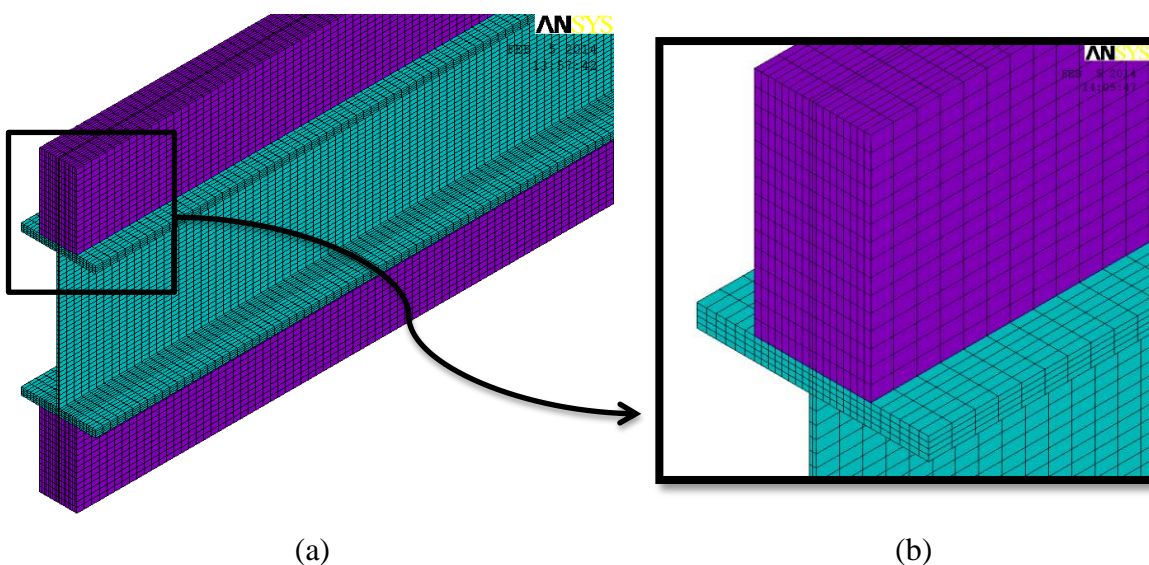


Figura 5.16: Discretização do modelo - (a) modelo completo e (b) detalhe da discretização.

O campo térmico obtido para TRRF de 90 minutos para o primeiro caso analisado, com superfície não exposta ao incêndio considerada como parede adiabática, está apresentado pela Figura 5.17.

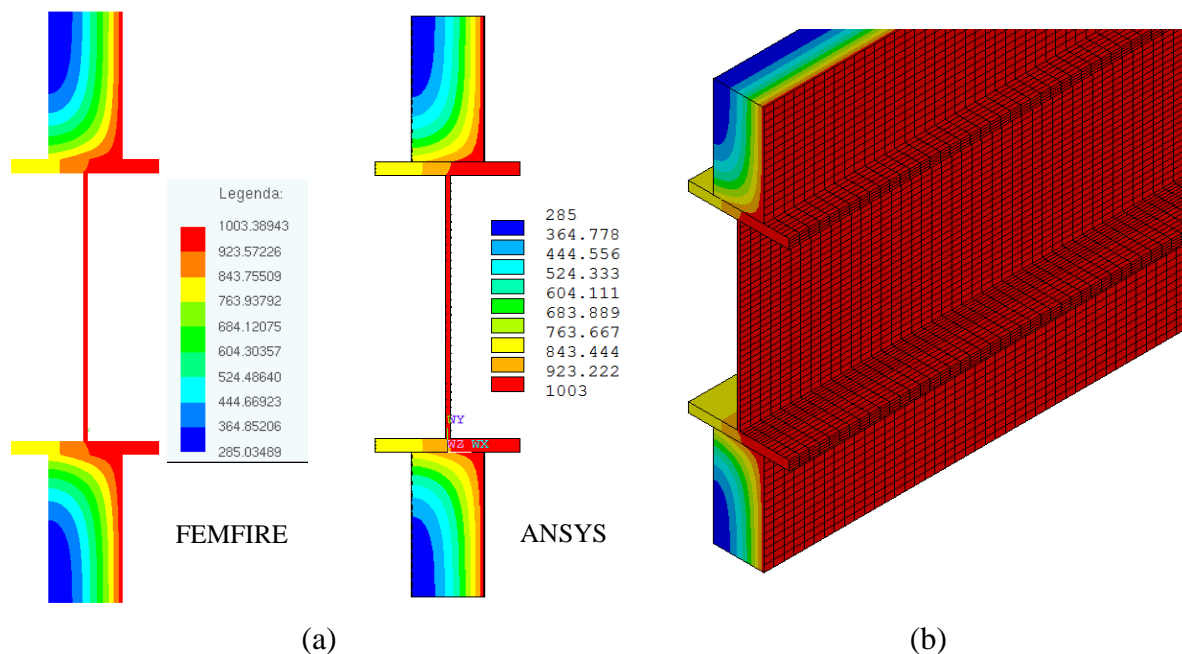


Figura 5.17: Campo térmico para TRRF de 90 min - (a) seção transversal e (b) perfil completo.

A Tabela 5.9 apresenta a comparação entre os resultados obtidos com o FEMFIRE-3D e o ANSYS para os pontos de interesse mencionados anteriormente. Nota-se a boa conformidade entre os valores obtidos nos diferentes períodos de tempo, sendo a maior diferença encontrada em torno de 0,30%, com os resultados obtidos no ANSYS, na maior parte do tempo, pouco superiores aos do FEMFIRE-3D.

O efeito da compartimentação do ambiente é observado claramente a partir da diferença de temperatura alcançada entre o ponto diretamente exposto ao incêndio (Ponto A) e o ponto mais distante da seção, localizado na face não exposta ao incêndio (Ponto G), chegando a aproximadamente 21,74 % (aproximadamente 216,85 °C) aos 90 minutos de análise, o que pode provocar um alongamento diferencial do elemento de aço e gerar esforços de flexão adicionais no caso de haver restrições de deslocamento entre o perfil e a estrutura.

A Figura 5.18 apresenta o campo térmico obtido para o segundo modelo analisado (com coeficiente de transferência de calor por convecção igual a 9 W/m<sup>2</sup> °C entre a superfície não exposta ao incêndio e o ambiente) considerando TRRF de 90 minutos.

Tabela 5.9: Temperatura nos pontos de interesse do modelo com superfície não exposta ao incêndio considerada adiabática para TRRF de 30, 60 e 90 minutos.

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)		Diferença Relativa	
		FEMFIRE-3D	ANSYS	(°C)	(%)
30	A	748,35	749,09	0,73	<b>0,10</b>
	B	702,62	704,16	1,54	<b>0,22</b>
	C	591,77	593,18	1,41	<b>0,24</b>
	D	784,20	784,07	-0,13	<b>-0,02</b>
	E	805,02	804,97	-0,05	<b>-0,01</b>
	F	585,12	586,54	1,42	<b>0,24</b>
	G	432,18	433,41	1,23	<b>0,28</b>
60	A	927,81	927,96	0,16	<b>0,02</b>
	B	897,33	898,20	0,86	<b>0,10</b>
	C	806,18	807,27	1,09	<b>0,13</b>
	D	936,99	936,82	-0,16	<b>-0,02</b>
	E	940,58	940,54	-0,04	<b>0,00</b>
	F	800,29	801,38	1,09	<b>0,14</b>
	G	676,98	678,00	1,01	<b>0,15</b>
90	A	997,34	997,41	0,08	<b>0,01</b>
	B	979,20	979,79	0,58	<b>0,06</b>
	C	917,75	918,63	0,87	<b>0,10</b>
	D	1001,65	1001,55	-0,10	<b>-0,01</b>
	E	1003,30	1003,29	-0,01	<b>0,00</b>
	F	913,55	914,43	0,88	<b>0,10</b>
	G	780,49	781,82	1,33	<b>0,17</b>

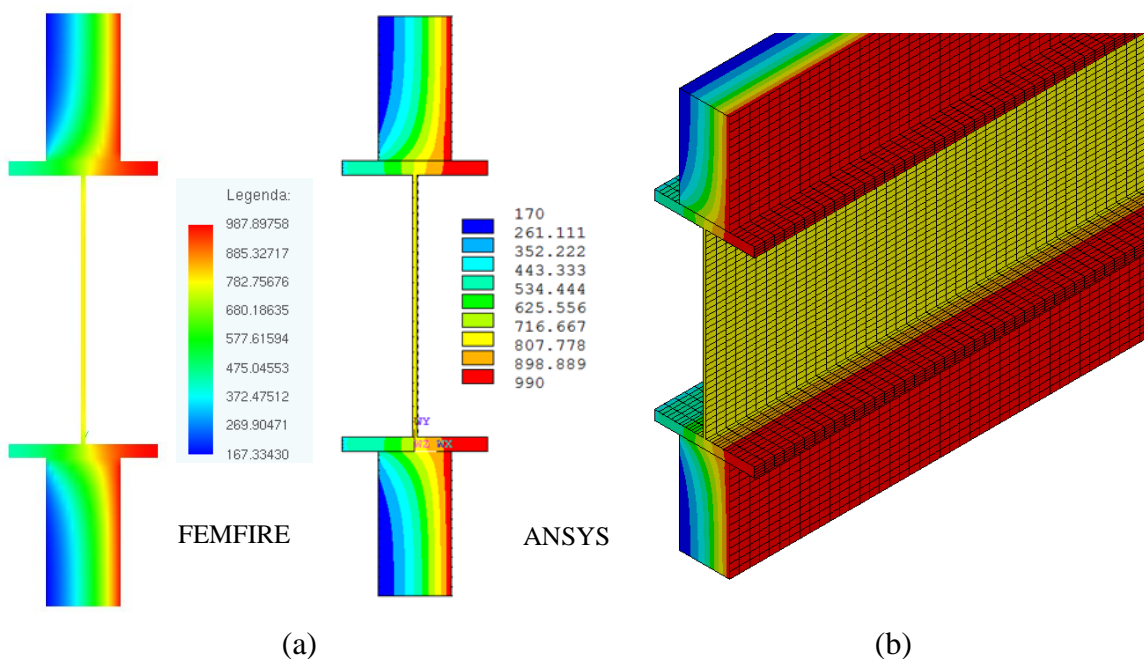


Figura 5.18: Campo térmico para TRRF de 90 min - (a) seção transversal e (b) perfil completo.



A Tabela 5.10 resume as temperaturas para o segundo modelo analisado. Novamente os resultados obtidos em ambos os códigos computacionais (FEMFIRE-3D e ANSYS) são praticamente coincidentes, com as diferenças máximas em torno de 0,10%.

O efeito da compartimentação do ambiente, para este caso em que há arrefecimento na face não exposta ao incêndio, é ainda mais evidente do que para o caso anterior, gerando gradientes térmicos bastante elevados que giram em torno de 55,25% (544,45 °C) entre as faces expostas e não expostas ao incêndio.

Tabela 5.10: Temperatura nos pontos de interesse do modelo com convecção na superfície não exposta ao incêndio para TRRF de 30, 60 e 90 minutos

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)		Diferença Relativa	
		FEMFIRE-3D	ANSYS	(°C)	(%)
30	A	743,42	743,82	0,41	<b>0,05</b>
	B	684,45	684,71	0,26	<b>0,04</b>
	C	527,08	527,44	0,36	<b>0,07</b>
	D	643,11	643,33	0,22	<b>0,03</b>
	E	649,01	649,23	0,22	<b>0,03</b>
	F	522,44	522,82	0,38	<b>0,07</b>
	G	324,80	325,12	0,32	<b>0,10</b>
60	A	915,55	915,52	-0,03	<b>0,00</b>
	B	854,22	853,99	-0,23	<b>-0,03</b>
	C	663,11	662,78	-0,34	<b>-0,05</b>
	D	733,99	734,05	0,06	<b>0,01</b>
	E	734,93	735,01	0,08	<b>0,01</b>
	F	659,59	659,23	-0,36	<b>-0,05</b>
	G	414,59	414,26	-0,33	<b>-0,08</b>
90	A	985,34	985,33	-0,01	<b>0,00</b>
	B	930,88	930,85	-0,03	<b>0,00</b>
	C	724,15	723,99	-0,17	<b>-0,02</b>
	D	794,30	794,30	0,00	<b>0,00</b>
	E	795,49	795,52	0,03	<b>0,00</b>
	F	720,91	720,84	-0,07	<b>-0,01</b>
	G	440,89	440,51	-0,38	<b>-0,09</b>

As diferenças entre as temperaturas determinadas nas superfícies expostas e não expostas dos modelos em função do tempo podem ser constatadas na Figura 5.19. Para o modelo 1 (com superfície não exposta considerada adiabática) as temperaturas máximas determinadas na superfície não exposta (curva G\_modelo1) são aproximadamente 216,85 °C (21,74%) inferiores àquelas medidas na superfície exposta ao incêndio (curva A\_modelo1), como mencionado anteriormente.

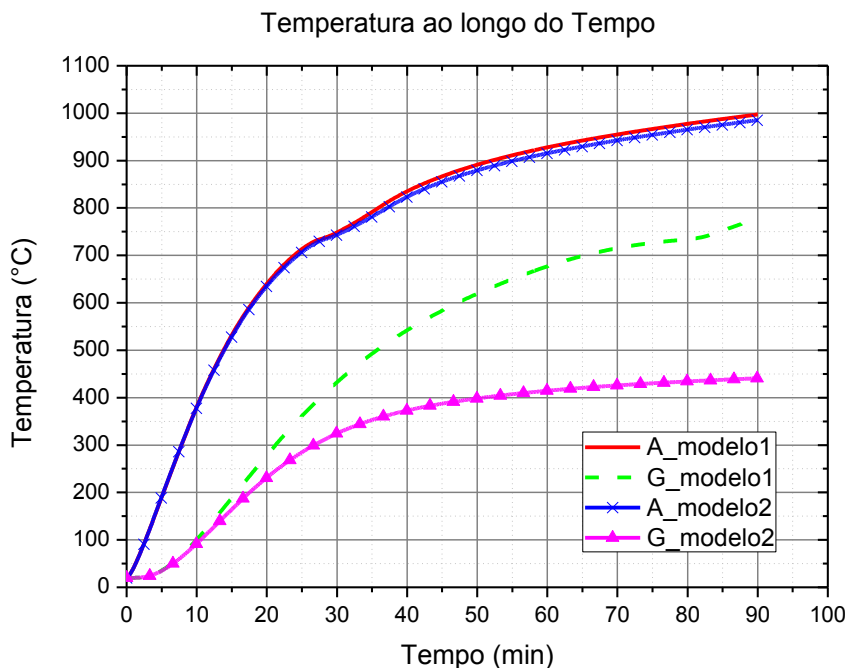


Figura 5.19: Comparação entre as temperaturas nas faces exposta e não exposta dos modelos.

No caso do modelo 2 (com  $\alpha_c = 9 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$  na superfície não exposta) o gradiente térmico é ainda mais severo, sendo as temperaturas máximas na superfície não exposta (curva G\_modelo2) cerca de 544,45 °C (55,25%) inferiores àquelas medidas na superfície diretamente exposta ao incêndio (curva A\_modelo2).

As diferenças de temperatura determinadas entre as superfícies expostas e não expostas dos modelos analisados pode gerar esforços adicionais de momentos que devem ser levados em consideração nas análises acopladas termoestruturais. Além disso, há ainda uma notável redução das propriedades mecânicas que os materiais sofrem em decorrência da elevação de temperatura alcançada pelo elemento estrutural.

Nota-se pelos resultados obtidos que as temperaturas alcançadas nas superfícies não expostas ao incêndio, para o modelo com arrefecimento, são inferiores aquelas alcançadas para o modelo com superfície considerada adiabática (sem fluxo de calor). Entretanto, o gradiente térmico gerado ao longo da seção do elemento estrutural quando há arrefecimento em uma das superfícies é bem mais severo, podendo esta situação ser mais desfavorável para o elemento estrutural do ponto de vista da geração de esforços solicitantes adicionais.

Percebe-se que a consideração de arrefecimento nas superfícies não expostas ao incêndio conduz a temperaturas mais brandas no elemento estrutural em virtude da perda de calor para o meio, aproximando o modelo de uma situação mais real. Por outro lado, a consideração de

superfícies sem fluxo de calor (adiabáticas) faz com que os elementos estruturais não percam calor para o meio circundante, utilizando esse calor acumulado para aumentar a sua temperatura.

Sendo assim, não considerar perdas de calor para o meio pode ser visto como conservador, do ponto de vista dos valores máximos de temperatura alcançada e não conservador do ponto de vista da geração de gradientes térmicos, uma vez que os gradientes são notadamente mais expressivos quando há arrefecimento no elemento estrutural. Os campos térmicos gerados nos modelos apresentados neste item, para TRRF de 30, 60 e 90 minutos, podem ser encontrados no anexo A deste texto.

### 5.3.3 Viga Mista de Aço e Concreto com Revestimento Térmico do Tipo Contorno

Este exemplo foi extraído de Rigobello (2011) e consiste em uma viga mista de aço e concreto constituída por um perfil VS 400x78 sobreposta por uma laje de concreto com espessura de 10 cm. O perfil possui um revestimento contra fogo do tipo contorno, constituído por uma camada de argamassa *Blaze Shield II* com 15 mm de espessura e propriedades apresentadas na Tabela 5.6.

O modelo tem como objetivo avaliar a precisão do FEMFIRE-3D com relação ao cálculo da distribuição de temperatura em elementos estruturais mistos de aço e concreto. Na Figura 5.20 está apresentado o esquema de exposição ao fogo adotado bem como as dimensões do modelo e os pontos de interesse onde são avaliadas as temperaturas para TRRF de 30, 60 e 90 minutos de exposição à curva de incêndio-padrão definida pela Equação (2.1).

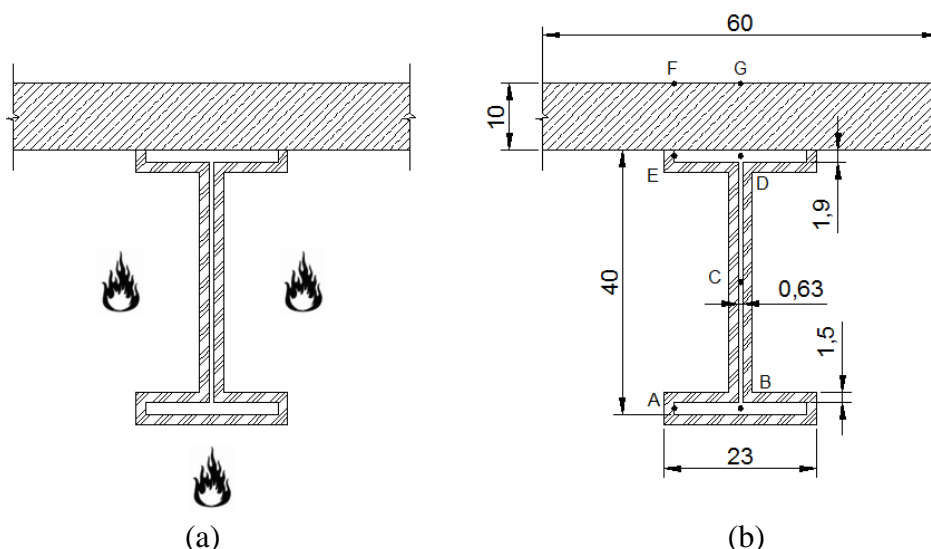


Figura 5.20: (a) Esquema de exposição ao fogo e (b) dimensões do modelo em centímetros.

A discretização do modelo segue as recomendações apresentadas para os modelos anteriores, ficando os elementos finitos dos materiais aço, concreto e proteção térmica com dimensões máximas iguais a 10 mm no plano da seção transversal e 20 mm ao longo do comprimento do modelo, como pode ser observado na Figura 5.21.

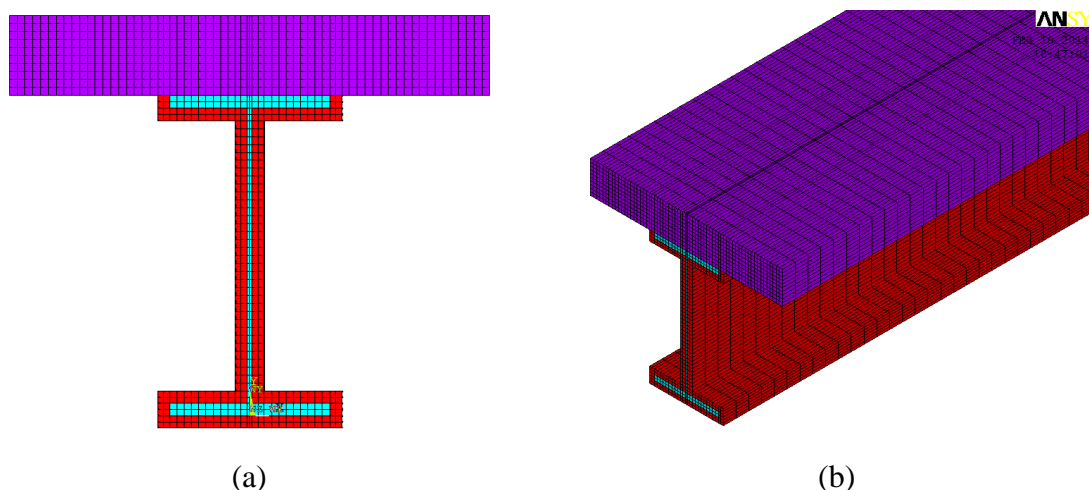


Figura 5.21: Discretização do modelo na (a) seção transversal e (b) longitudinalmente.

Os valores assumidos para as propriedades térmicas do aço e do concreto em função da temperatura são aqueles recomendados, respectivamente, pela ABNT NBR 14323:2013 e pelo EUROCODE 2-Parte 1-2 (2004), para concreto com umidade de 3%, e com a condutividade térmica representada pela equação referente ao limite inferior.

Como condições de contorno do problema, é adotado um coeficiente de transferência de calor por convecção  $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{°C}$  nas superfícies expostas ao incêndio e  $\alpha_c = 4 \text{ W/m}^2\text{°C}$  na superfície superior da laje, não exposta ao incêndio. O campo térmico no modelo numérico, para TRRF de 90 minutos, pode ser visto na Figura 5.22.

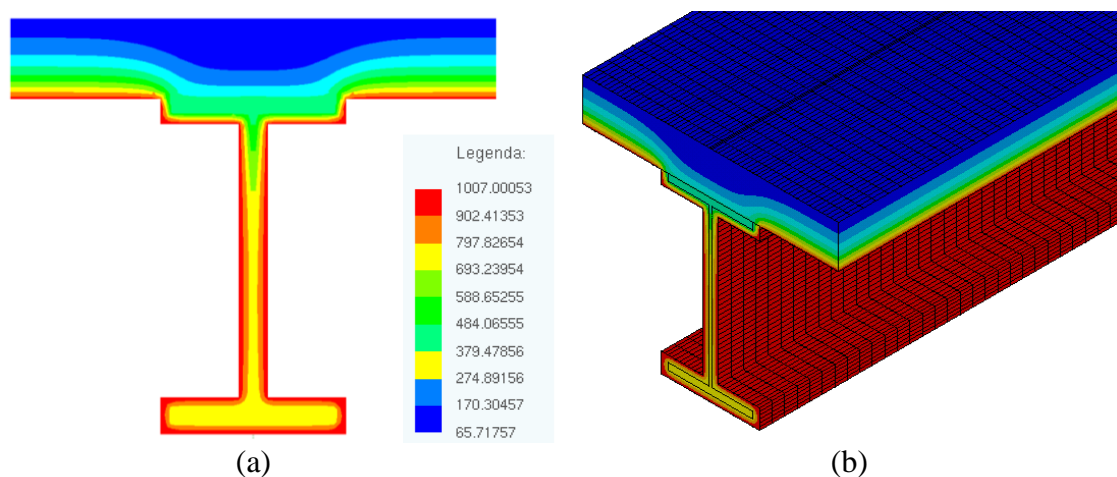


Figura 5.22: Campo térmico para TRRF de 90 min - (a) seção transversal e (b) perfil completo.

A Tabela 5.11 apresenta uma comparação entre os valores de temperatura obtidos através do FEMFIRE-3D e do ANSYS para os pontos de interesse definidos na Figura 5.20. Os resultados apresentam-se satisfatórios uma vez que a máxima diferença encontrada é de aproximadamente 1,34%, correspondendo a apenas 1,95 °C em valores absolutos. É possível observar o elevado gradiente térmico gerado na seção transversal da viga mista, com temperaturas que variam de 1007,0 °C na superfície diretamente exposta ao incêndio até valores da ordem de 65,5 °C na parte mais fria da laje de concreto.

A temperatura nos pontos pertencentes às mesas do perfil próximos a laje de concreto (pontos D e E) apresentam temperaturas bem inferiores àquelas determinadas nos demais pontos pertencentes ao perfil (pontos A, B e C).

Tabela 5.11: Temperatura nos pontos de interesse para TRRF de 30, 60 e 90 minutos.

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)		Diferença Relativa	
		FEMFIRE-3D	ANSYS	(°C)	(%)
30	A	276,83	280,02	3,20	<b>1,14</b>
	B	271,57	274,61	3,05	<b>1,11</b>
	C	385,23	389,86	4,63	<b>1,19</b>
	D	144,24	146,19	1,95	<b>1,34</b>
	E	148,64	146,37	-2,27	<b>-1,55</b>
	F	25,27	25,37	0,10	<b>0,40</b>
	G	21,07	21,08	0,02	<b>0,08</b>
60	A	557,70	557,61	-0,10	<b>-0,02</b>
	B	552,01	551,93	-0,07	<b>-0,01</b>
	C	655,37	653,71	-1,65	<b>-0,25</b>
	D	294,46	293,26	-1,19	<b>-0,41</b>
	E	291,00	290,58	-0,43	<b>-0,15</b>
	F	56,48	56,20	-0,28	<b>-0,50</b>
	G	37,87	37,42	-0,45	<b>-1,21</b>
90	A	718,75	718,02	-0,73	<b>-0,10</b>
	B	711,18	710,55	-0,63	<b>-0,09</b>
	C	762,38	760,19	-2,18	<b>-0,29</b>
	D	417,11	416,91	-0,20	<b>-0,05</b>
	E	413,97	414,39	0,42	<b>0,10</b>
	F	88,66	89,14	0,48	<b>0,54</b>
	G	65,72	65,88	0,16	<b>0,24</b>

#### 5.3.4 Pilar com Alma em contato com Paredes de Alvenaria

Este modelo numérico corresponde a um pilar metálico formado pelo perfil HEA 160 cuja alma está embutida perpendicularmente a superfície de uma parede de alvenaria. Tal situação

tem como objetivo verificar a precisão dos resultados obtidos com o FEMFIRE-3D para determinação da evolução de temperatura em elementos estruturais pertencentes à compartimentação e compará-los com resultados obtidos por meio de ensaios experimentais em escala real. Os referidos resultados experimentais foram obtidos em Correia *et al.* (2007) e Correia *et al.* (2010).

Segundo Correia *et al.* (2010), a distribuição de temperatura em elementos de aço estrutural submetidos a ação do fogo pode ser considerada praticamente uniforme poucos minutos depois que se inicia o incêndio. Dessa forma, é possível avaliar a evolução da temperatura em tais elementos de forma satisfatória através do método simplificado de cálculo proposto pela ABNT NBR 14323:2013 e pelo EUROCODE 3-Parte 1-2 (2005).

Entretanto, ainda de acordo com Correia *et al.* (2010), em cenários reais, a maioria dos pilares dos edifícios estão em contato ou embutidos em paredes, o que conduz a uma distribuição de temperatura não uniforme ao longo da seção transversal que não é corretamente avaliada pelo método simplificado de cálculo da ABNT NBR 14323:2013. Sendo assim, é de grande interesse analisar o comportamento dos elementos estruturais de aço embutidos ou em contato com elementos de vedação por meio de ensaios experimentais ou análises numéricas a fim de melhor entender o comportamento dos perfis nessas situações corriqueiras.

O modelo numérico analisado neste exemplo foi construído com base nos modelos experimentais em escala real apresentados em Correia *et al.* (2007) e Correia *et al.* (2010). A Figura 5.23 apresenta a vista superior do esquema de exposição ao incêndio bem como as dimensões do modelo analisado. A posição dos termopares na seção transversal bem como ao longo do comprimento do perfil metálico estão apresentadas na Figura 5.24.

A curva de aquecimento utilizada para a análise numérica se refere à curva de aquecimento do forno apresentada em Correia *et al.* (2010), e corresponde aos pares “temperatura x tempo” auferidos por termopares localizados no forno, o qual possui três queimadores em cada lado, totalizando seis queimadores. A ação térmica decorrente do incêndio atua somente em um lado da parede de alvenaria, configurando uma situação de compartimentação.

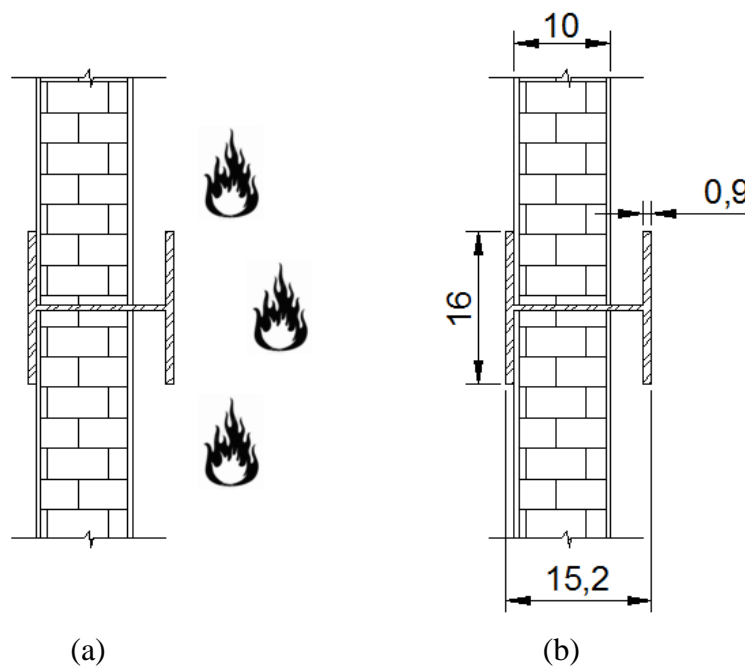


Figura 5.23: (a) Esquema de exposição ao fogo e (b) dimensões do modelo.

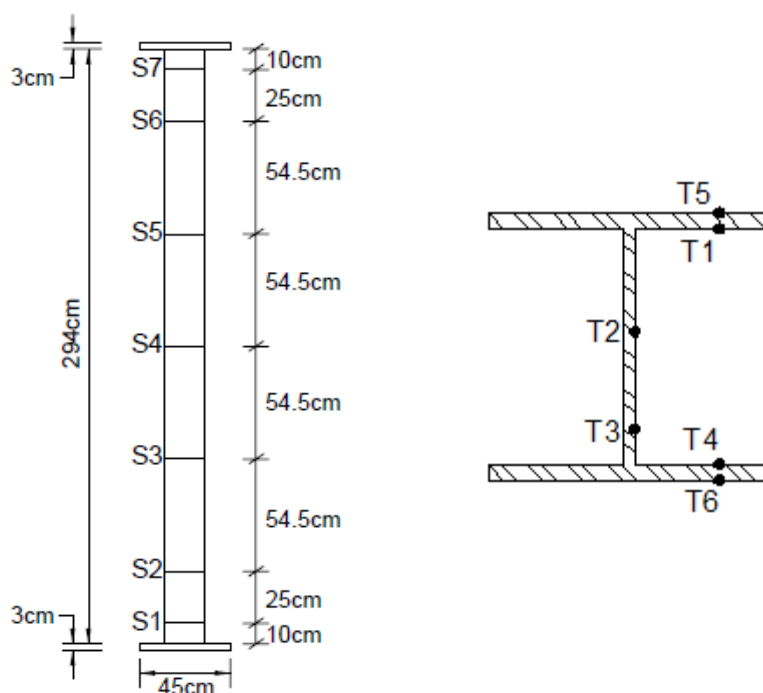


Figura 5.24: Posição das seções transversais definidas no perfil metálico e dos termopares instalados.  
Fonte: Correia *et al.* (2007).

As propriedades térmicas dos tijolos da alvenaria, tal como adotado em Correia *et al.* (2007) em seu modelo numérico, são consideradas constantes, sendo a condutividade térmica dada por  $\lambda_{alv} = 0,7 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ , o calor específico ( $c_{alv}$ ) igual a  $840 \text{ J/Kg }^\circ\text{C}$  e a massa específica do material igual a  $1600 \text{ Kg/m}^3$ .

A parede de alvenaria é coberta por uma camada de argamassa de cimento comum, com traço 1:3 (cimento: areia), cuja massa específica varia com a temperatura e tem valor inicial igual a  $2300 \text{ Kg/m}^3$ . As propriedades térmicas da argamassa são aquelas propostas no EUROCODE 2-Parte 1-2 (2004) considerando uma umidade de 1,5%. As propriedades térmicas do aço são aquelas definidas pela ABNT NBR 14323:2013 (as mesmas utilizadas nos exemplos anteriores).

Com relação às condições de contorno, nas regiões das faces diretamente expostas ao incêndio é adotado um coeficiente de transferência de calor por convecção  $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{C}$  e uma emissividade resultante dada por  $\varepsilon_{res} = 0,9$  para todos os materiais (aço, cimento e alvenaria). Para as faces não expostas, o coeficiente de transferência de calor por convecção e a emissividade resultante assumem, respectivamente, os valores  $\alpha_c = 9 \text{ W/m}^2\text{C}$  e por  $\varepsilon_{res} = 0$ .

A discretização do modelo é feita com elementos finitos hexaédricos de oito nós com dimensões máximas dos lados iguais a 10 mm para todos os materiais ao longo da seção transversal (espessura) e com dimensões de 40 mm longitudinalmente, na superfície exposta ao fogo, como pode ser observado na Figura 5.25. Em razão das grandes dimensões do modelo experimental, no modelo numérico construído para análise do referido caso foi utilizado apenas metade do conjunto pilar-parede de alvenaria, a fim de reduzir o custo computacional.

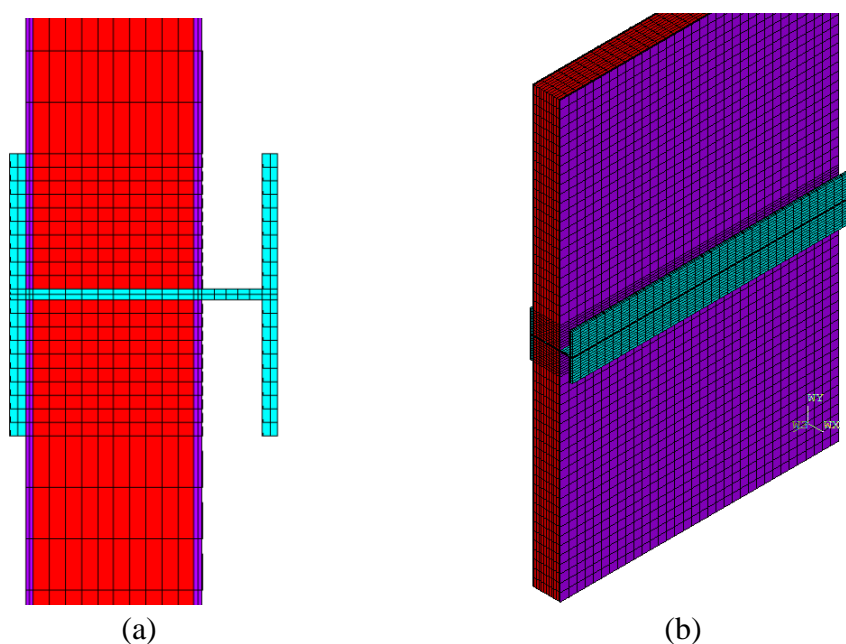


Figura 5.25: Discretização do modelo (a) na seção transversal e (b) longitudinalmente.



O campo térmico determinado na seção transversal e ao longo do comprimento do perfil e da parede de alvenaria, para TRRF de 60 minutos, pode ser visto na Figura 5.26. Nota-se que as temperaturas alcançadas nas faces diretamente expostas à ação térmica, da ordem de 940 °C são bastante superiores às alcançadas nas faces do modelo não expostas ao fogo, as quais chegam a apenas 36 °C na alvenaria e 338 °C na mesa do perfil metálico.

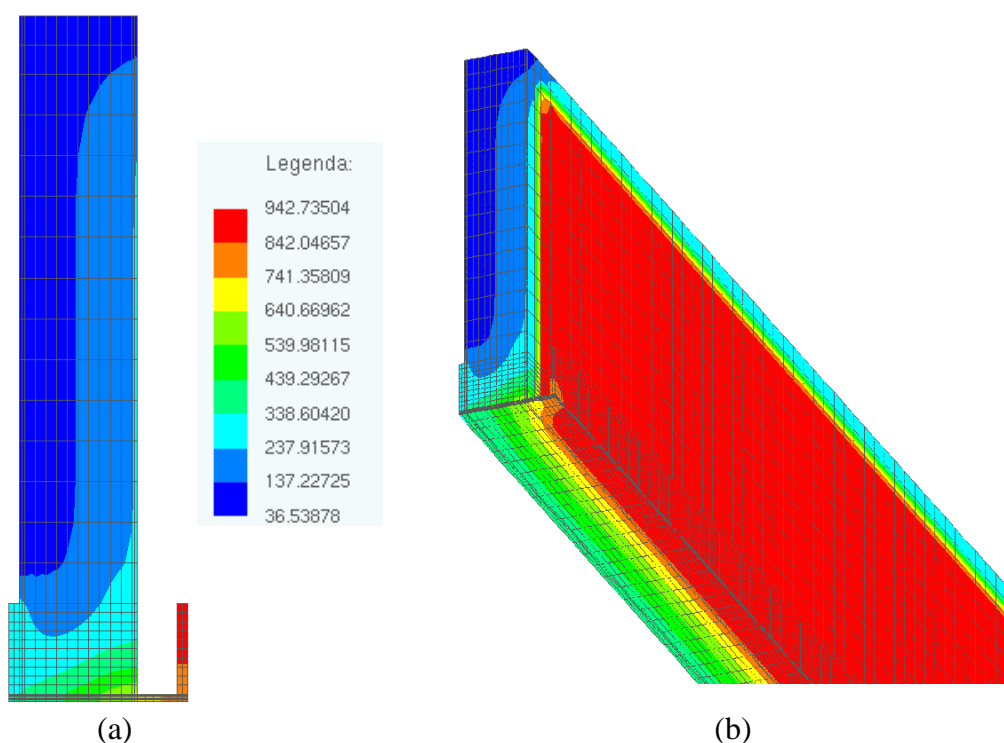


Figura 5.26: Campo de temperaturas na (a) seção transversal e (b) longitudinalmente.

A evolução de temperatura obtida com FEMFIRE-3D e ANSYS via simulação numérica, bem como os valores de temperatura capturados na posição de fixação dos termopares instalados nos pontos definidos na Figura 5.24, para uma análise também considerando um TRRF igual a 60 minutos, estão apresentados para as seções 3, 4 e 5, respectivamente, pela Figura 5.27, Figura 5.28 e Figura 5.29, juntamente com as curvas de incêndio ISO 834 e do forno.

Observa-se que os valores obtidos com o FEMFIRE-3D e ANSYS são mais elevados do que aqueles obtidos nos testes experimentais, em todas as seções analisadas. As maiores diferenças encontradas entre os resultados numéricos e experimentais ocorrem na seção 3 (seção inferior do forno) e se reduzem na medida em que a temperatura é tomada em uma seção com altura mais elevada no forno.

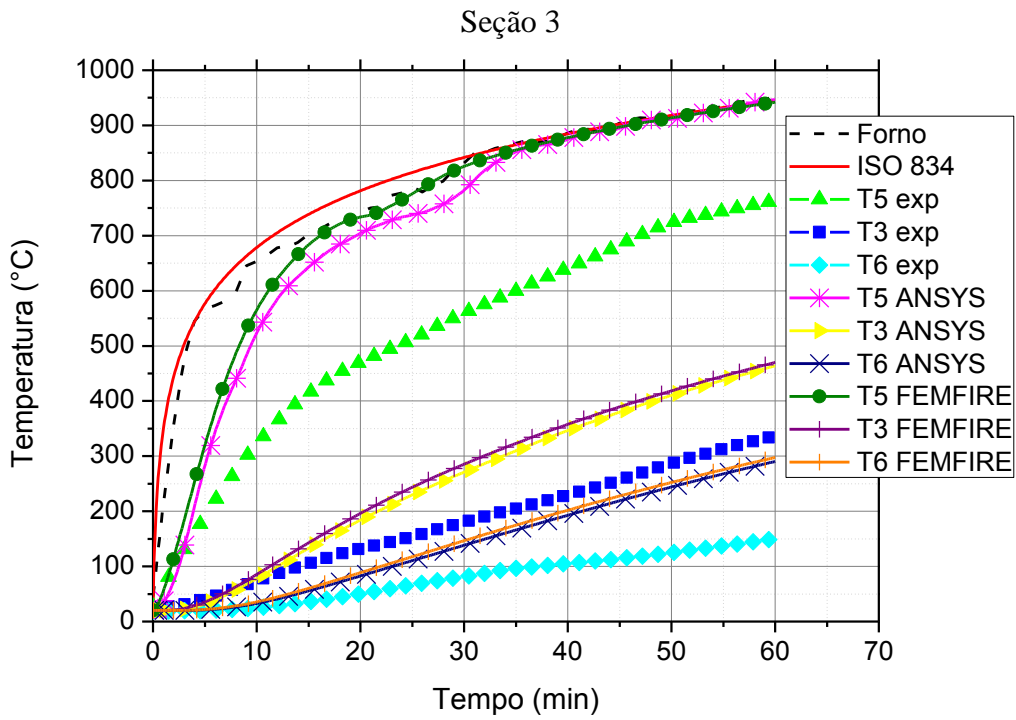


Figura 5.27: Evolução de temperatura na seção inferior do forno.

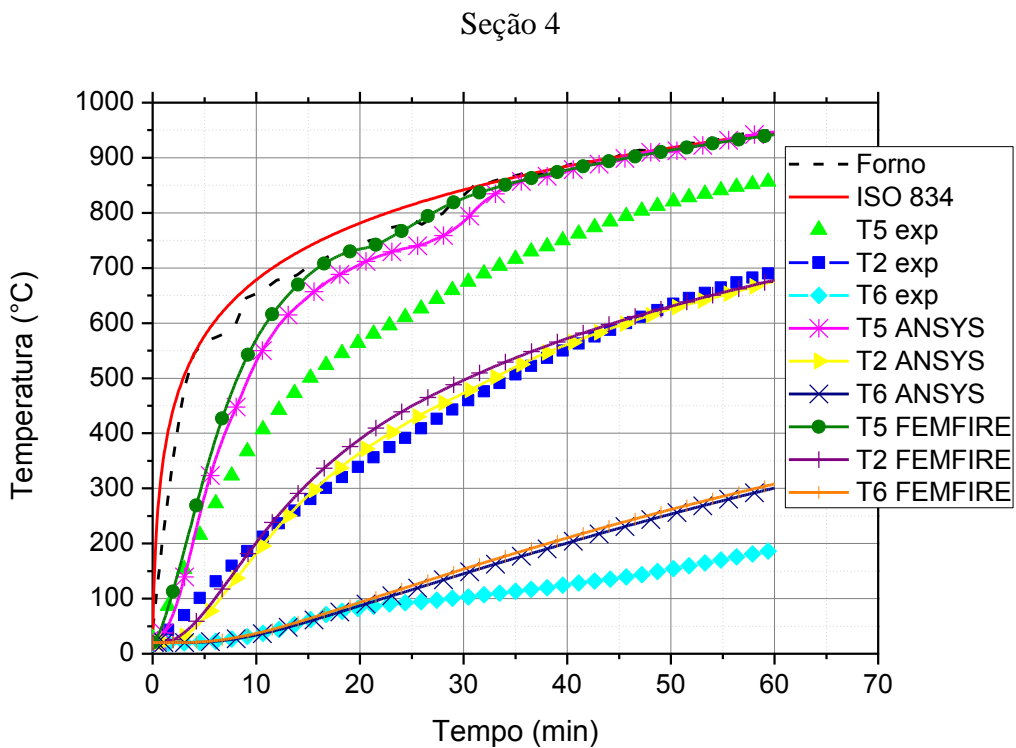


Figura 5.28: Evolução de temperatura na seção central do forno.

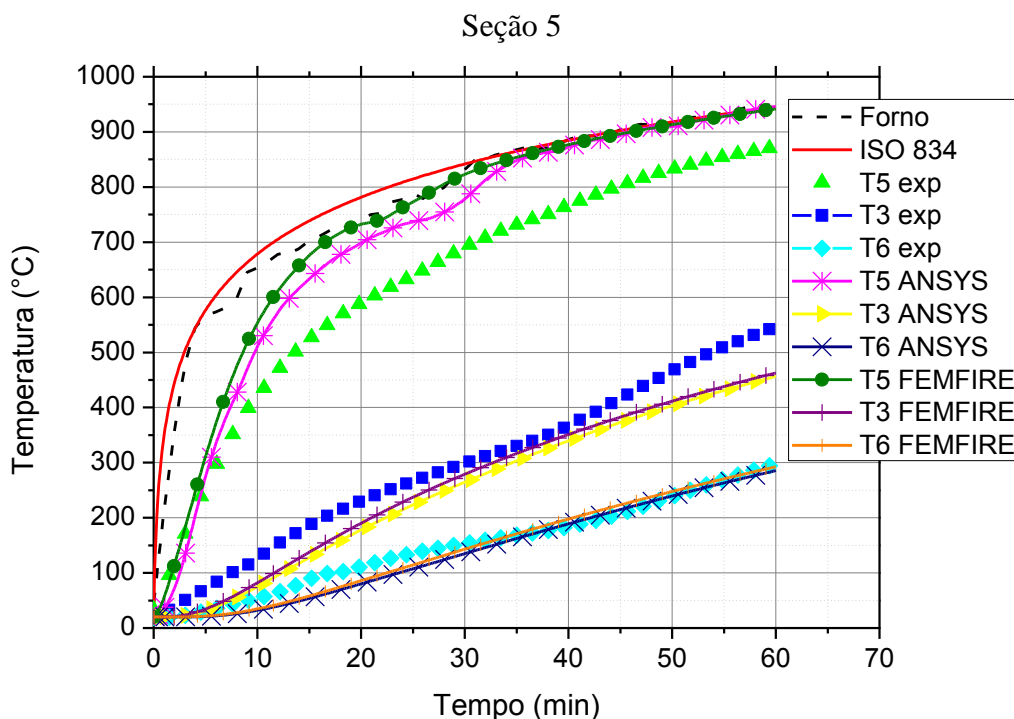


Figura 5.29: Evolução de temperatura na seção superior do forno.

A diferença entre os resultados numéricos e experimentais apresentados acima está relacionada, provavelmente, com a forma de aplicação do carregamento térmico na região do forno nos dois casos. Observando a Tabela 5.12, notam-se diferenças entre os valores de temperatura medidos pelos termopares localizados nas seções inferior, central e superior da região do forno durante o ensaio experimental realizado por Correia *et al.* (2007). Essas diferenças mostram que, apesar dos queimadores do forno estarem distribuídos de forma a aplicar o carregamento térmico de uma maneira uniforme, a movimentação dos gases quentes (devido a diferença de densidade) faz com que o calor que efetivamente chega às regiões inferior, central e superior do forno e atinge o perfil e a alvenaria seja diferente, gerando um gradiente térmico ao longo do comprimento do pilar.

Tabela 5.12: Temperaturas capturadas na análise experimental.

Posição	Seção inferior	Seção central	Seção superior
Face exposta	762,90	858,30	872,10
Face não exposta	150,60	188,10	297,60

No modelo numérico construído, entretanto, a aplicação do calor nas faces expostas ao fogo é feita de maneira uniforme, ou seja, em toda a região do forno (seções superior, central e inferior) o calor é aplicado igualmente, de modo que todas as seções ao longo do perfil metálico no interior do forno recebem a mesma quantidade de energia térmica, diferentemente

do que ocorre no caso experimental. Por esse motivo, nos resultados numéricos observa-se que não há um gradiente térmico expressivo ao longo do comprimento do pilar, sendo as temperaturas medidas nas três seções (superior, central e inferior) muito próximas.

Dessa forma, a grande diferença encontrada em algumas seções se manifestou como reflexo das condições de contorno referentes à aplicação do calor que foram adotadas nos modelos numéricos, condições estas que, obviamente por uma questão de simplificação não reproduzem fielmente aquelas encontradas no cenário experimental.

Na seção inferior (seção 3), por exemplo, a quantidade de calor que atinge o pilar é, para o modelo numérico, cerca de 23,46% superior aquela medida no ensaio experimental, o que conduz a diferença significativa de temperatura alcançada por esta seção do elemento estrutural aos 60 minutos de análise. No caso da seção superior (seção 5), a diferença entre a temperatura determinada no modelo numérico na face exposta ao fogo é apenas de 7,97% superior aquela alcançada na mesma região do modelo experimental, resultando em temperaturas mais próximas nesta seção quando confrontados os resultados numéricos e experimentais.

Para a face do perfil diretamente exposta ao fogo (termopar T5) verifica-se que a diferença entre os resultados numéricos (obtidos via FEMFIRE-3D) e experimentais são iguais a 178,98 °C (23,46% na seção inferior), 83,63°C (9,74% na seção central) e 69,50°C (7,97% na seção superior). Essa redução pode ser verificada também para os demais pontos analisados (T2, T3, T6), obtendo-se diferenças relativamente pequenas entre os resultados numéricos obtidos com o FEMFIRE-3D (e com o ANSYS) e experimentais. As diferenças máximas relativas entre os resultados do FEMFIRE-3D e ANSYS alcançam apenas 2,49%, mostrando que ambos os modelos numéricos estão bastante semelhantes.

Ressalta-se ainda que a partir dos 35 minutos de análise as temperaturas determinadas na mesa exposta ao fogo, tanto no FEMFIRE-3D quanto no ANSYS, são praticamente coincidentes com as curvas de incêndio ISO 834 e a curva do forno em todas as seções analisadas.

Assim como observado no item 5.3.2 pode-se notar novamente que as alvenarias utilizadas como compartimentação de ambientes, nas quais existem elementos estruturais de aço embutidos (pilares ou vigas), há uma redução na temperatura máxima alcançada pelo elemento estrutural. Essa redução ocorre devido ao papel da alvenaria, a qual absorve parte do

calor que incide sobre o elemento estrutural, funcionando, dessa forma, como uma proteção contra o aquecimento excessivo.

Entretanto, devido à proteção e absorção resultante do contato da alvenaria com os elementos estruturais, a distribuição de temperatura ao longo da seção transversal se processa de modo não uniforme, resultando, como já foi dito anteriormente, em gradientes térmicos que podem conduzir ao surgimento de esforços adicionais (tensões e momentos) nos elementos estruturais e, conseqüentemente, na estrutura como um todo.

### 5.3.5 Pilar e Laje de Concreto

Este modelo foi construído com base em modelo semelhante apresentado em Ribeiro (2004) e tem como objetivo verificar a distribuição de temperatura ao longo do comprimento de um pilar de concreto situado entre duas lajes correspondentes a dois pavimentos consecutivos. Neste modelo é avaliada também se há influência da laje na temperatura alcançada pelo pilar de concreto.

O modelo corresponde a um pilar de concreto com seção transversal quadrada de lados iguais a 30 cm. O pilar tem comprimento de 200 cm e interliga duas lajes de concreto com 12 cm de espessura, como pode ser observado na Figura 5.30. Devido à dupla simetria física e geométrica apenas a quarta parte do modelo é utilizada na análise.

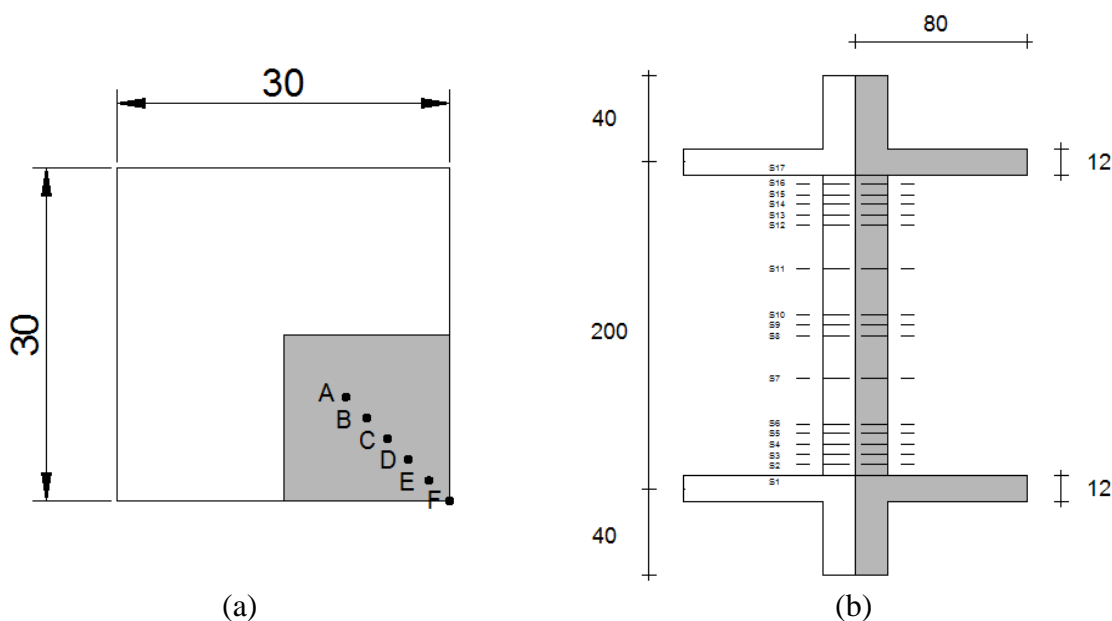


Figura 5.30: Esquema do modelo analisado – (a) seção transversal e (b) perfil longitudinal com dimensões em centímetros.

A Figura 5.30 (a) apresenta os pontos de interesse em uma seção transversal qualquer do pilar onde são determinadas as temperaturas. A fim de verificar a precisão do FEMFIRE-3D com relação à determinação do campo térmico ao longo do comprimento do pilar, seções de interesse são escolhidas ao longo do comprimento do mesmo, como mostra a Figura 5.30 (b). Nestas seções são analisadas as temperaturas obtidas nos pontos de A até F para tempos de exposição à curva de incêndio-padrão definida pela Equação (2.1), para os tempos de 30 e 60 minutos.

Na discretização do modelo são utilizados elementos finitos hexaédricos com dimensões máximas dos lados iguais a 20 mm, conforme definido anteriormente para a modelagem de elementos estruturais de concreto. Na Figura 5.31 (a) e Figura 5.31 (b) estão apresentadas, respectivamente, a laje superior e inferior do modelo analisado.

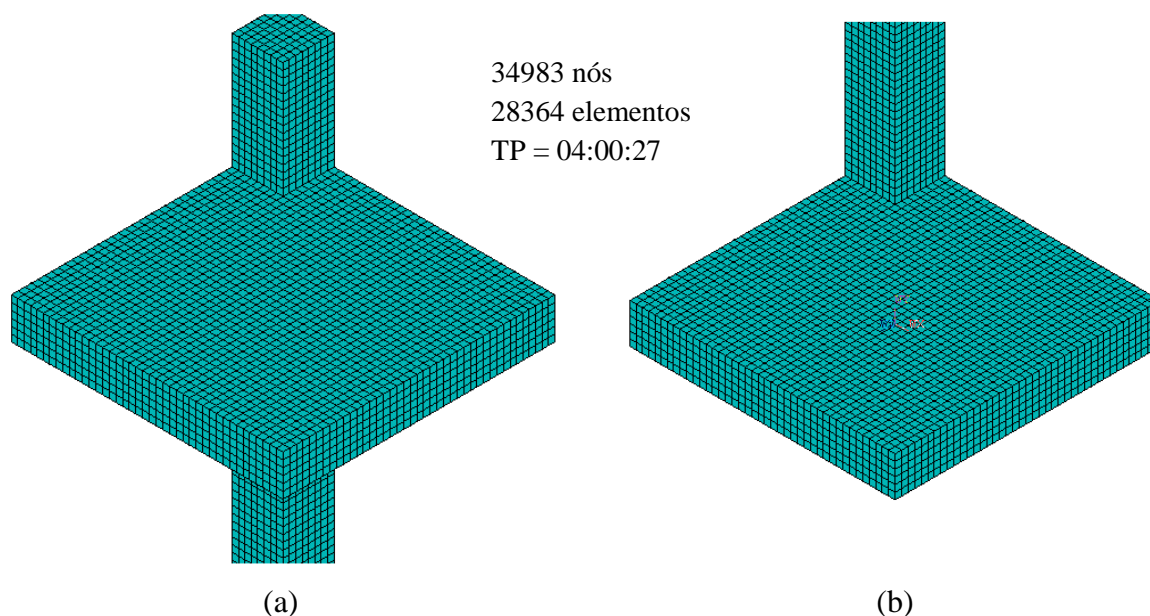


Figura 5.31: Discretização do modelo – (a) laje superior e (b) laje inferior.

Com relação à aplicação do efeito térmico considerou-se o pilar localizado entre as duas lajes de concreto exposto ao incêndio-padrão pelos quatro lados, sendo o coeficiente de transmissão de calor por convecção  $\alpha = 25 W/m^2\text{°C}$  e a emissividade resultante do material  $\epsilon_{res} = 0,7$ , para as faces diretamente expostas ao incêndio. Para as superfícies da laje e do pilar não expostas a ação do fogo foi considerada uma situação de arrefecimento, sendo a emissividade resultante dada por  $\epsilon_{res} = 0$  e o coeficiente de transmissão de calor por convecção  $\alpha = 9 W/m^2\text{°C}$ .

Os campos térmicos obtidos com o FEMFIRE-3D para tempos de exposição ao fogo de 30 e 60 minutos estão apresentados na Figura 5.32. As temperaturas nas faces da laje expostas ao incêndio chegam a 937 °C aos 60 minutos de análise enquanto que nas faces não expostas (com arrefecimento) permanecem inalteradas para o mesmo tempo de exposição.

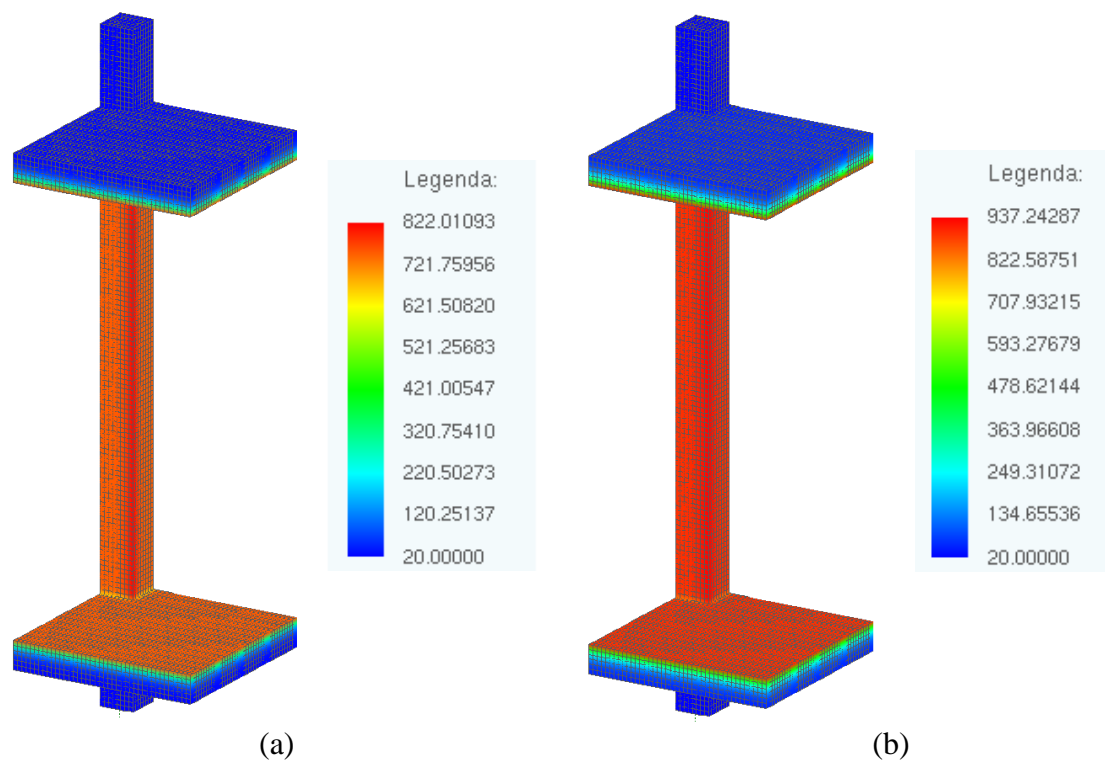


Figura 5.32: Campos térmicos do modelo: (a) 30 minutos e (b) 60 minutos.

As temperaturas obtidas nos pontos de interesse na seção transversal do pilar estão apresentadas ao longo do comprimento do mesmo (nas seções transversais definidas na Figura 5.30(b)) pela Figura 5.33 e Figura 5.34, respectivamente, para os tempos de exposição ao fogo iguais a 30 e 60 minutos. Os valores apresentados foram obtidos com o FEMFIRE-3D.

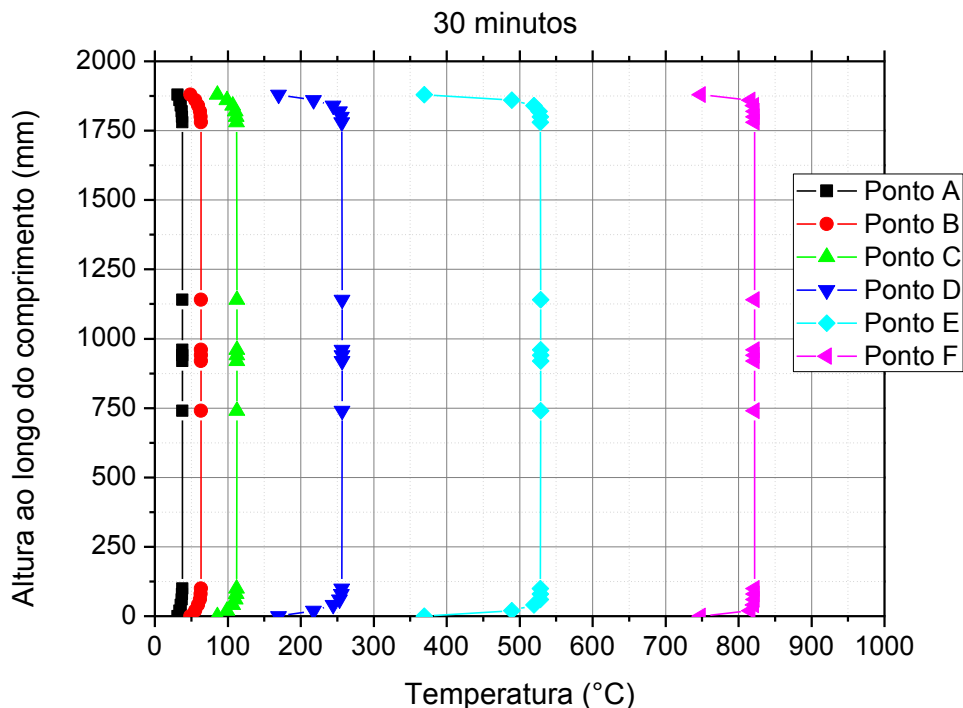


Figura 5.33: Evolução de temperatura nos pontos de interesse.

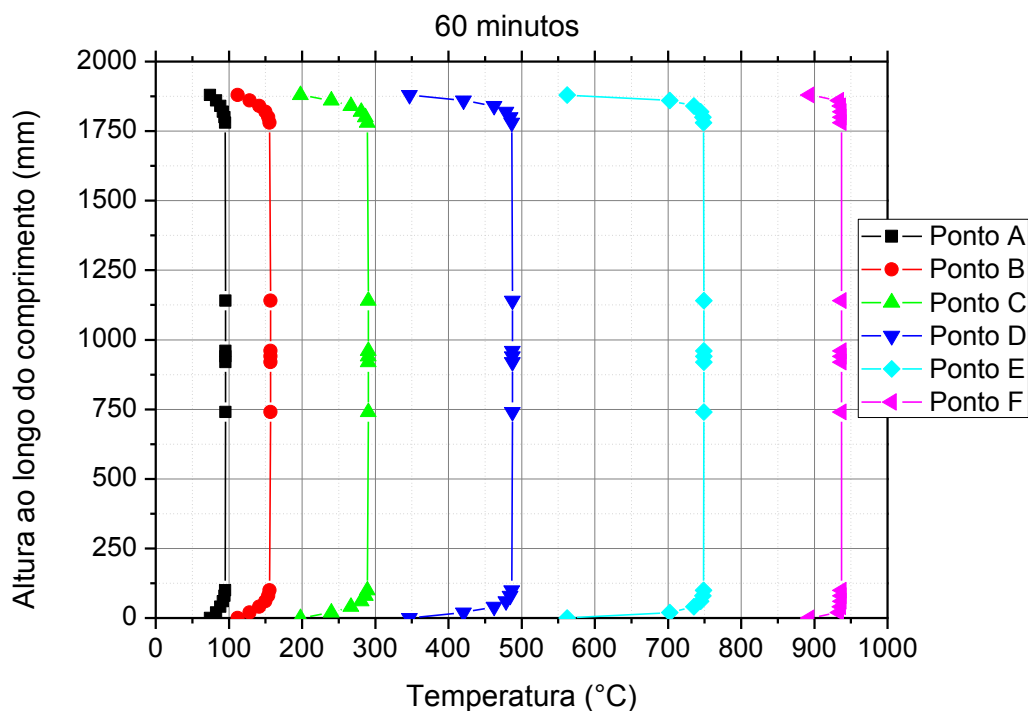


Figura 5.34: Evolução de temperatura nos pontos de interesse.

Pode-se observar que a influência das lajes na temperatura da face do pilar exposta ao incêndio (ponto F) é muito pequena, resultando em um resfriamento apenas nos trechos do pilar que estão próximos às faces das lajes superior e inferior. Ao longo do comprimento restante do pilar as temperaturas alcançadas pelas faces expostas são praticamente constantes.



A comparação entre os resultados obtidos com o FEMFIRE-3D e ANSYS está apresentada na Tabela 5.13.

Tabela 5.13: Temperatura nos pontos de interesse da seção 1 para TRRF de 30 e 60 minutos.

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)		Diferença Relativa	
		FEMFIRE-3D	ANSYS	(°C)	(%)
30	A	748,03	746,31	-1,72	<b>-0,23</b>
	B	369,33	368,88	-0,46	<b>-0,12</b>
	C	169,61	171,50	1,90	<b>1,10</b>
	D	85,78	84,84	-0,94	<b>-1,11</b>
	E	48,95	48,85	-0,11	<b>-0,22</b>
	F	31,32	31,33	0,02	<b>0,05</b>
60	A	893,34	892,57	-0,77	<b>-0,09</b>
	B	562,34	564,65	2,31	<b>0,41</b>
	C	346,72	346,08	-0,64	<b>-0,19</b>
	D	197,60	197,12	-0,48	<b>-0,24</b>
	E	112,19	112,35	0,16	<b>0,14</b>
	F	74,51	74,11	-0,40	<b>-0,54</b>

Os resultados apresentados na Tabela 5.13 para a seção 1 (localizada na extremidade do pilar em contato com a laje de concreto) mostram-se bastante concordantes, com diferença máxima de 1,12 %. A Tabela 5.14 apresenta os resultados obtidos nos pontos de interesse na seção intermediária do pilar (seção 9).

Tabela 5.14: Temperatura nos pontos de interesse da seção 9 para TRRF de 30 e 60 minutos.

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)		Diferença Relativa	
		FEMFIRE-3D	ANSYS	(°C)	(%)
30	A	822,01	821,87	-0,14	<b>-0,02</b>
	B	528,63	527,09	-1,54	<b>-0,29</b>
	C	256,51	254,29	-2,22	<b>-0,87</b>
	D	112,32	112,52	0,20	<b>0,18</b>
	E	63,29	62,74	-0,55	<b>-0,87</b>
	F	37,75	37,73	-0,03	<b>-0,07</b>
60	A	937,24	936,76	-0,49	<b>-0,05</b>
	B	749,21	747,71	-1,49	<b>-0,20</b>
	C	487,55	485,50	-2,05	<b>-0,42</b>
	D	290,46	288,92	-1,55	<b>-0,54</b>
	E	156,91	157,32	0,42	<b>0,26</b>
	F	95,59	94,56	-1,03	<b>-1,09</b>

Novamente observa-se que os resultados obtidos com os dois códigos computacionais (FEMFIRE-3D e ANSYS) apresentam diferenças relativas pouco significativas, da ordem de

1,09%. Para as demais seções transversais apresentadas na Figura 5.30(b), as diferenças encontradas entre os resultados obtidos com o FEMFIRE-3D e ANSYS também foram pouco expressivas. Na Figura 5.33 e Figura 5.34, como mencionado anteriormente, pode-se notar que o campo térmico nas seções transversais ao longo do comprimento do pilar é praticamente constante na extensão do mesmo, sofrendo variações apenas nos trechos superior e inferior próximos as lajes de concreto (onde a temperatura determinada foi menor).

Dessa forma, os campos térmicos obtidos com o FEMFIRE-3D para as demais seções transversais do modelo (que foram omitidos aqui por representarem um grande volume de dados) também apresentaram resultados satisfatórios, o que permite concluir que o FEMFIRE-3D também é eficiente na determinação de temperaturas tanto nas seções transversais quanto ao longo do comprimento de determinado elemento estrutural.

### **5.3.6 *Pilar Misto e Laje de Concreto***

Este modelo também foi construído com base em Ribeiro (2004) e é semelhante ao modelo apresentado no item 5.3.5, diferenciando-se daquele pelas dimensões do pilar misto de aço e concreto utilizado. O presente exemplo permite verificar a distribuição de temperatura ao longo do comprimento do pilar misto de aço e concreto situado entre duas lajes correspondentes a dois pavimentos consecutivos, observando a temperatura alcançada pelo concreto de revestimento do pilar e do perfil metálico interno ao pilar.

O modelo corresponde a um pilar misto de aço e concreto constituído por um perfil CS 300 x 149, parcialmente preenchido com concreto de densidade normal. Da mesma forma que no exemplo anterior, o pilar tem comprimento de 200 cm e interliga duas lajes de concreto com 12 cm de espessura, como pode ser observado na Figura 5.35. Novamente, devido à dupla simetria física e geométrica, apenas a quarta parte do modelo é utilizada na análise.

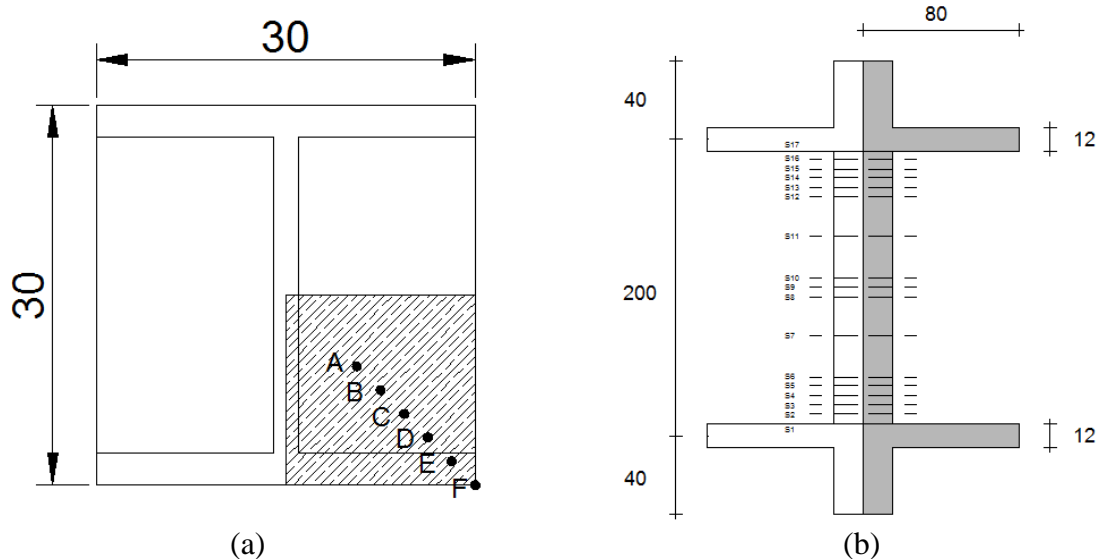


Figura 5.35: Esquema do modelo analisado – (a) seção transversal e (b) perfil longitudinal.

Na Figura 5.35(a) estão apresentados os pontos de interesse em uma seção transversal qualquer do pilar onde são determinadas as temperaturas e na Figura 5.35(b) está o esquema do modelo com as posições das seções transversais de interesse onde são determinadas as temperaturas. Nestas seções são analisadas as temperaturas obtidas nos pontos de A até F para tempos de exposição à curva de incêndio-padrão definida pela Equação (2.1), para os tempos de 30 e 60 minutos.

Com relação à discretização do modelo são utilizados elementos finitos hexaédricos com dimensões máximas dos lados iguais a 20 mm (conforme definido anteriormente para a modelagem de elementos estruturais de concreto). Na Figura 5.36(a) e Figura 5.36(b) estão apresentadas, respectivamente, a laje superior e inferior do modelo analisado.

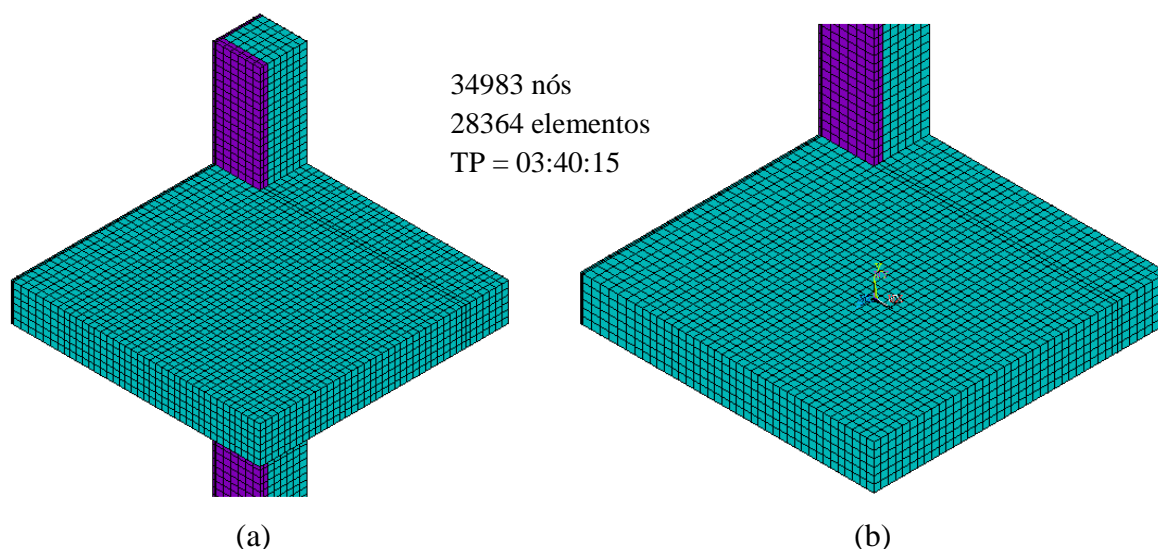


Figura 5.36: Discretização do modelo numérico: (a) laje superior e (b) laje inferior

Da mesma forma que no modelo do item 5.3.5, a aplicação da ação térmica ocorre nos quatro lados do pilar misto, sendo o coeficiente de transmissão de calor por convecção  $\alpha = 25 \text{ W/m}^2\text{°C}$  e a emissividade resultante de ambos os materiais (aço e concreto)  $\varepsilon_{res} = 0,7$ , para as faces diretamente expostas ao incêndio. Nas superfícies da laje e do pilar não expostas a ação do fogo, tanto para o aço quanto para concreto, foi considerada uma situação de arrefecimento, sendo a emissividade resultante dada por  $\varepsilon_{res} = 0$  e o coeficiente de transmissão de calor por convecção  $\alpha = 9 \text{ W/m}^2\text{°C}$ .

Na Figura 5.37 estão apresentados os campos térmicos obtidos com o FEMFIRE-3D para tempos de exposição ao fogo de 30 e 60 minutos. As temperaturas nas faces da laje expostas ao incêndio chegam a aproximadamente 916 °C aos 60 minutos de análise enquanto que nas faces não expostas (com arrefecimento) sofrem elevação inferiores a 1 °C. Nota-se que nas extremidades do pilar próximas às lajes de concreto as temperaturas obtidas são um pouco menores do que ao longo do comprimento do mesmo.

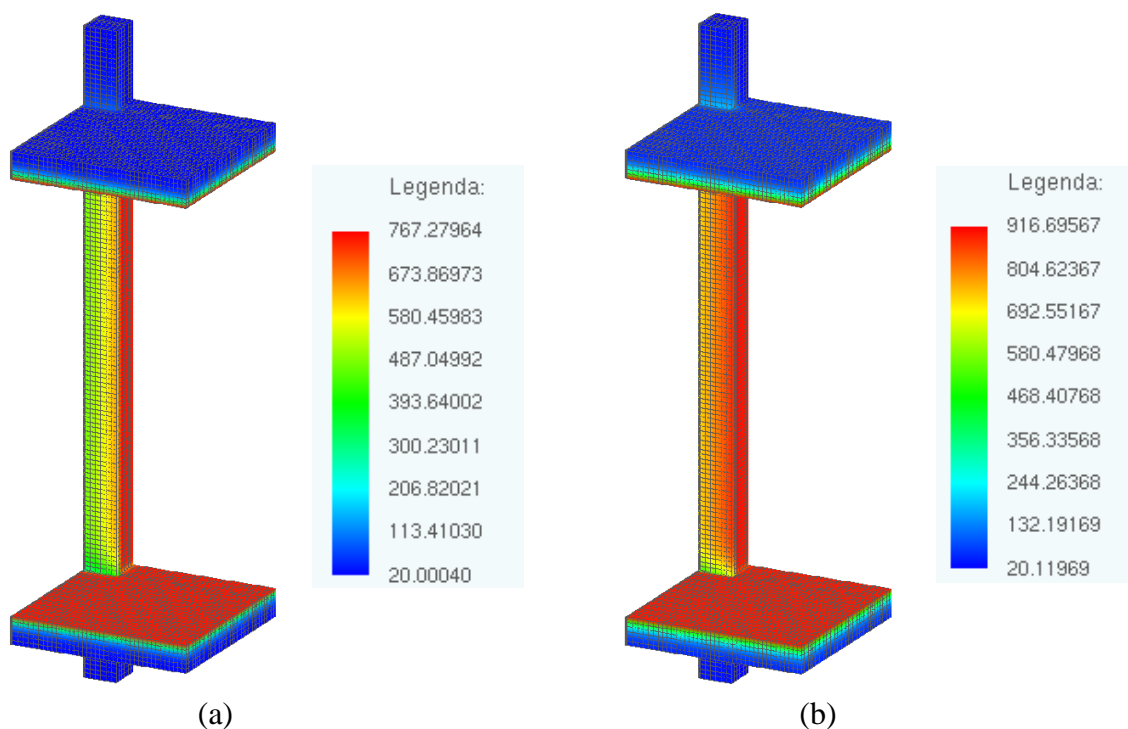


Figura 5.37: Campos térmicos para TRRF iguais a (a) 30 minutos e (b) 60 minutos.

As temperaturas obtidas com o FEMFIRE-3D nos pontos de interesse localizados nas seções transversais do pilar misto estão apresentadas ao longo do comprimento do mesmo (nas seções transversais definidas na Figura 5.30(b)) pela Figura 5.38 e Figura 5.39, respectivamente, para os tempos de exposição ao fogo iguais a 30 e 60 minutos.

Observa-se que as temperaturas alcançadas neste modelo são um pouco inferiores às alcançadas no pilar de concreto apresentado no item 5.3.5. Esta diferença ocorre, provavelmente, devido às propriedades térmicas do aço, o qual apresenta condutividade térmica mais elevada do que o concreto resultando assim em uma distribuição de temperatura diferente ao longo do perfil. A baixa condutividade térmica do concreto gera elevados gradientes térmicos ao longo de uma seção transversal enquanto que o aço absorve e conduz o calor que incide na superfície do pilar e transmite para o interior do elemento estrutural.

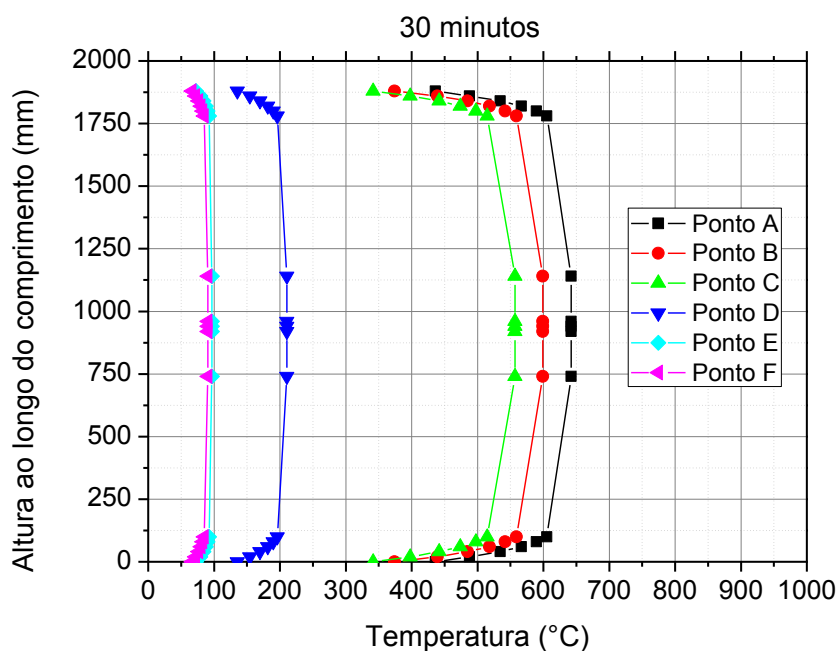


Figura 5.38: Evolução de temperatura nos pontos de interesse.

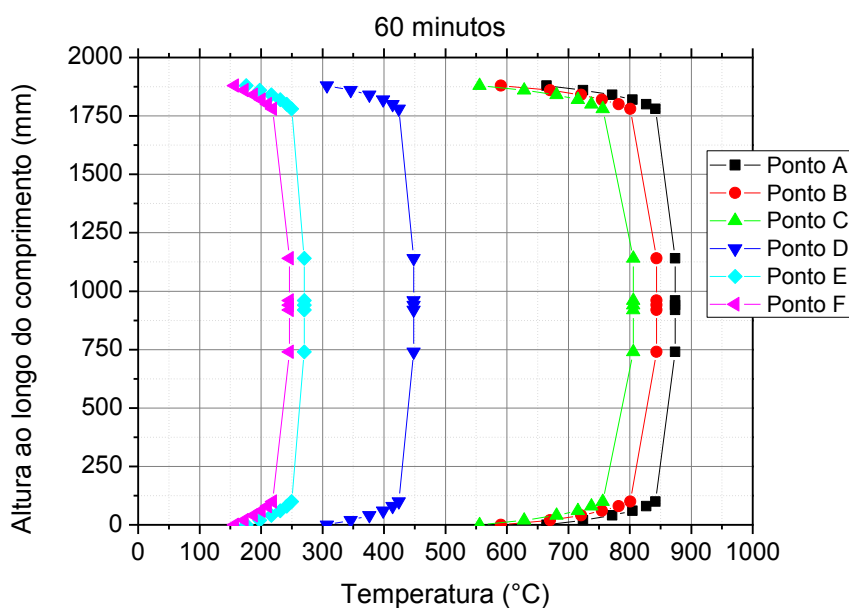


Figura 5.39: Evolução de temperatura nos pontos de interesse.

Observando a Figura 5.39 é evidente a redução na temperatura alcançada pelas extremidades do pilar em contato com as lajes de concreto. A temperatura alcançada na seção transversal central do pilar misto de aço e concreto (na face diretamente exposta a ação térmica) é cerca de 23,96% superior aquela alcançada nas extremidades próximas as lajes de concreto para um tempo de análise igual a 30 minutos. A utilização do pilar de aço em conjunto com o pilar de concreto torna mais nítida a redução de temperatura encontrada nas extremidades do pilar em contato com a laje de concreto quando comparada com o modelo apresentado no item 5.3.5 (pilar de concreto sem aço exposto ao incêndio).

A comparação entre os resultados obtidos com o FEMFIRE-3D e ANSYS para tempos de exposição iguais a 30 e 60 minutos estão apresentados na Tabela 5.15, para a seção 1 (localizada na extremidade do pilar em contato com a laje de concreto) mostra que as temperaturas obtidas com ambos os códigos estão bastante próximas, sendo a diferença máxima encontrada igual a 2,56% (com a temperatura do FEMFIRE-3D ligeiramente superior a do ANSYS) aos 30 minutos. Essa diferença é reduzida para 1,31% aos 60 minutos de análise.

Tabela 5.15: Temperatura nos pontos de interesse da seção 1 para TRRF de 30 e 60 minutos.

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)		Diferença Relativa	
		FEMFIRE-3D	ANSYS	(°C)	(%)
30	A	436,15	425,29	-10,87	<b>-2,56</b>
	B	373,91	367,41	-6,50	<b>-1,77</b>
	C	341,69	336,44	-5,26	<b>-1,56</b>
	D	135,43	138,68	3,25	<b>2,34</b>
	E	72,34	71,47	-0,88	<b>-1,23</b>
	F	66,50	65,84	-0,66	<b>-1,01</b>
60	A	664,52	655,91	-8,61	<b>-1,31</b>
	B	590,28	584,79	-5,49	<b>-0,94</b>
	C	555,82	550,81	-5,01	<b>-0,91</b>
	D	307,04	304,50	-2,54	<b>-0,84</b>
	E	175,63	175,04	-0,59	<b>-0,34</b>
	F	156,82	157,12	0,30	<b>0,19</b>

A Tabela 5.16 apresenta os resultados obtidos nos pontos de interesse na seção intermediária do pilar (seção 9). Novamente observa-se que os resultados obtidos com os dois códigos computacionais (FEMFIRE-3D e ANSYS) apresentam diferenças relativas pouco significativas, da ordem de 2,52%, registradas na parte mais fria do concreto.

Tabela 5.16: Temperatura nos pontos de interesse da seção 9 para TRRF de 30 e 60 minutos.

TRRF (min)	Ponto	Temperatura (°C)		Diferença Relativa	
		FEMFIRE-3D	ANSYS	(°C)	(%)
30	A	642,10	639,72	-2,37	<b>-0,37</b>
	B	599,29	596,85	-2,44	<b>-0,41</b>
	C	556,94	554,76	-2,18	<b>-0,39</b>
	D	210,52	207,90	-2,62	<b>-1,26</b>
	E	96,87	95,66	-1,21	<b>-1,27</b>
	F	90,40	88,18	-2,22	<b>-2,52</b>
60	A	873,90	872,65	-1,25	<b>-0,14</b>
	B	843,33	841,74	-1,60	<b>-0,19</b>
	C	805,67	803,79	-1,89	<b>-0,24</b>
	D	448,27	447,05	-1,23	<b>-0,27</b>
	E	270,23	269,83	-0,41	<b>-0,15</b>
	F	246,25	244,80	-1,46	<b>-0,60</b>

Na Figura 5.38 e Figura 5.39 pode-se notar que o campo térmico nas seções transversais ao longo do comprimento do pilar sofre variações relativamente pequenas ao longo da extensão do mesmo, de forma que apenas nos trechos superior e inferior do pilar a temperatura determinada sofre maior influência do resfriamento devido à laje de concreto.

Os resultados obtidos em todos os modelos analisados mostram que o FEMFIRE-3D permite determinar o campo térmico de forma satisfatória em diferentes condições de exposição ao fogo, tanto no caso de distribuição uniforme quanto no caso mais realista em que há um aquecimento não uniforme dos elementos estruturais. Os resultados mostram ainda que é possível determinar a variação de temperatura em diferentes materiais comumente utilizados na construção civil, tais como o aço, concreto, alvenaria e revestimento térmico, bastando para isso fornecer os pares “temperatura x propriedade” de cada material de interesse.





# *CAPÍTULO 6*

## **CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

---

### *6.1 CONCLUSÕES*

Neste trabalho foram apresentados diversos casos envolvendo elementos estruturais de aço, de concreto, e mistos de aço e concreto em condições de incêndio. Nos modelos apresentados utilizou-se ainda materiais como revestimento de proteção contra o fogo e alvenaria de tijolos, a fim de tentar reproduzir cenários de incêndio (considerando a compartimentação, por exemplo) mais próximos das situações reais.

Para analisar os referidos modelos foram realizadas implementações computacionais baseadas no Método dos Elementos Finitos, os quais permitiram resolver as equações que regem os processos de transferência de calor e, dessa forma, determinar o campo térmico nos elementos estruturais nas situações de interesse.

O código computacional FEMFIRE-3D apresentado neste trabalho consiste em um aperfeiçoamento do Código para Análise Térmica (CAT), desenvolvido e apresentado em Rigobello (2011) no departamento de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos. As alterações acrescentadas ao CAT correspondem à implementação dos elementos finitos sólido hexaédrico tridimensional e quadrilátero bidimensional, ambos com interpolação linear.

Com as modificações realizadas neste trabalho, o programa que inicialmente realizava apenas análises bidimensionais (CAT) foi aqui denominado FEMFIRE-3D (Finite Element Method in Fire-3D), e agora permite a realização de análises térmicas em regime transiente e campo tridimensional, sendo o elemento hexaédrico responsável pela modelagem da estrutura e o elemento bidimensional pela aplicação dos efeitos térmicos de convecção e radiação inerentes das situações de incêndio. Também como aperfeiçoamento do CAT foi desenvolvida uma interface gráfica para a etapa de pré-processamento da análise de forma a facilitar montagem do modelo numérico.

Os resultados obtidos através da análise numérica com o código desenvolvido, denominado FEMFIRE-3D, foram comparados e validados a partir dos resultados obtidos com programas computacionais reconhecidos internacionalmente em análise de problemas térmicos (ANSYS e ABAQUS), bem como com o procedimento de cálculo para determinação de temperatura nos elementos estruturais proposto pelas normas ABNT NBR 14323:2013 e EUROCODE 3-Parte 1-2 (2005). Em caráter complementar, os resultados obtidos com o FEMFIRE-3D foram comparados com resultados de ensaios experimentais em escala real apresentado em Correia *et al.* (2010). Em todos os modelos analisados obtiveram-se resultados satisfatórios.

Verificou-se com as análises que o FEMFIRE-3D apresentou resultados satisfatórios quando comparado com ANSYS e ABAQUS, uma vez que esses resultados, na maior parte dos casos, correspondem a diferenças inferiores a 4%. Verificou-se também que o método simplificado de cálculo definido na ABNT NBR 14323:2013, na maioria das vezes, apresentam resultados de temperatura relativamente conservadores quando comparados com a análise numérica, sendo as maiores diferenças relativas encontradas entre FEMFIRE-3D e o método simplificado para o caso em que o perfil metálico possui revestimento térmico. Essas diferenças variam de 0,17 a 12,0%, dependendo do ponto onde é tomada a temperatura. Ressalta-se que essas diferenças são consequências da forma como a temperatura é determinada pelo método simplificado, o qual não permite avaliar o gradiente térmico da seção transversal como é possível nas análises numéricas, gerando campos térmicos uniformes nas seções transversais.

Com relação à determinação das temperaturas em elementos de concreto pode-se perceber que, devido à baixa condutividade térmica do material, os gradientes térmicos gerados ao longo da seção transversal dos elementos estruturais são bastante elevados. Os campos térmicos para um pilar de concreto determinados via simulação numérica com o FEMFIRE-3D apresentaram-se bastante próximos das isotermas definidas no EUROCODE 2-Parte 1-2 (2004) para a mesma estrutura, mostrando que o código computacional permite obter resultados satisfatórios na determinação da temperatura em elementos estruturais de concreto.

Com relação aos resultados obtidos para os perfis metálicos pode-se observar a influência da utilização de materiais de revestimento contra o fogo. Os perfis revestidos com a argamassa *blaze shield II* apresentaram redução considerável de temperatura ao final das análises quando comparados com os mesmos perfis expostos diretamente ao incêndio. Em contrapartida, o

gradiente térmico para perfis sem revestimento térmico são muito menores, sendo as diferenças entre as regiões mais aquecidas e mais frias inferiores a 0,5%.

Para o perfil com revestimento térmico as temperaturas obtidas com o FEMFIRE-3D apresentaram uma elevação mais rápida do que aquelas obtidas com o método simplificado, porém, ao final da análise, as temperaturas resultaram bastante próximas para a maioria dos pontos analisados. Devido à pequena espessura da alma do perfil, para o caso com revestimento, as mesas sofreram um aquecimento um pouco mais lento nos primeiros 30 minutos de análise, o que, juntamente com o efeito da proteção, resultou em uma diferença de aproximadamente 12,17% entre ambas as regiões (mesa e alma) ao final da análise.

Para as vigas mistas em situação de incêndio verificou-se que a laje de concreto leva a um arrefecimento da mesa superior do perfil, diminuindo a temperatura no mesmo, fato desconsiderado pela ABNT NBR 14323:2013, que supõe a inexistência de transferência de calor entre a laje e o perfil metálico.

No caso de vigas mistas com o perfil protegido contra incêndio, devido a ABNT NBR 14323:2013 desconsiderar o acoplamento da laje ao perfil, essa diminuição não é levada em conta e torna o dimensionamento da viga mista um pouco conservador, principalmente no caso do perfil protegido com o tipo caixa.

No que se refere às situações de pilares de aço pertencentes à compartimentação, pode-se observar que os resultados obtidos com o FEMFIRE-3D ficaram bastante próximos daqueles obtidos em ensaios experimentais, apresentados em Correia *et al.* (2010). Mostraram ainda que, a partir do fornecimento de pares “temperatura x tempo”, qualquer curva de incêndio pode ser fornecida ao FEMFIRE-3D, como foi o caso da curva do forno utilizada no modelo do item 5.3.4. Os resultados dos itens 5.3.2 e 5.3.4 mostraram ainda a importância de se considerar os gradientes térmicos gerados em situações de compartimentação uma vez que as temperaturas entre as faces diretamente expostas ao incêndio e as faces não expostas atingiram diferenças bastante significativas, gerando esforços adicionais que podem afetar significativamente a estabilidade do arranjo estrutural.

## **6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

A fim de aperfeiçoar o código computacional desenvolvido bem como obter novos conhecimentos acerca do comportamento de estruturas de aço, concreto e mistas de aço e concreto em situação de incêndio, seguem as seguintes sugestões:

- Paralelizar o código a fim reduzir o seu tempo de processamento uma vez que as análises tridimensionais viabilizadas no FEMFIRE-3D com a implementação do elemento sólido hexaédrico (que possui oito graus de liberdade) permite análises mais robustas e, conseqüentemente, com maior custo computacional;
- Implementar o elemento finito tetraédrico com interpolação linear ou quadrática para permitir a construção de modelos que possuem geometria irregular, tais como componentes de ligações metálicas, pilares de concreto circulares com suas respectivas armaduras de aço no interior ou mesmo lajes mistas de aço e concreto.
- Criação de rotina para consideração do efeito de sombra (“*shadow effect*”) que ocorre em certas situações de exposição ao incêndio;
- Criação de um gerador de malha para tornar o código mais independente com relação à etapa de pré-processamento dos modelos, evitando a necessidade de utilização dos geradores externos como o ANSYS e ABAQUS, por exemplo.

## REFERÊNCIAS

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 10636**: Paredes divisórias sem função Estrutural – Determinação da Resistência ao Fogo. Rio de Janeiro, 1989.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 5628**: Componentes Construtivos Estruturais – Determinação da Resistência ao Fogo. Rio de Janeiro, 2001.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 14432**: Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações – Procedimento. Rio de Janeiro, 2001.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 15200**: Projeto de Estruturas de Concreto em Situação de Incêndio – Procedimento. Rio de Janeiro, 2004.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 14323**: Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios em Situação de Incêndio. Rio de Janeiro, 2013.

BAILEY, C. G (2011). One Stop Shop in Structural Fire Engineering by Manchester University. Disponível em:

<http://www.mace.manchester.ac.uk/project/research/structures/strucfire/Design/performance/fireModelling/default.htm>. Acesso em 09 mar.2014.

CORREIA, A. M.; RODRIGUES, J. P. C.; SILVA, V. P. A simplified calculation method for temperature evaluation of steel columns embedded in walls, Wiley online library, Nov 23.

CORREIA, A. M.; RODRIGUES, J. P. C.; SILVA, V. P. Studies on the fire behavior of steel columns embedded on walls, 2007.

COSTA, C. N.; ONO, R.; SILVA, V. P. A importância da compartimentação e suas implicações no dimensionamento das estruturas de concreto para situação de incêndio. v.3, p.1-26, Anais do IBRACON, Set. 2005.

COSTA, C. N.; SILVA, V. P. **Revisão histórica das curvas padronizadas de incêndio**. In: Seminário Internacional NUTAU'06 Tecnologia e Durabilidade, 2006, São Paulo. Nutau'06.

São Paulo: Núcleo de Tecnologia em Arquitetura e Urbanismo da Universidade de São Paulo, 2006.

FIGUEIREDO JUNIOR, F. P. **Simulação via método dos elementos finitos da distribuição de temperatura em estruturas metálicas e mistas em caso de incêndio**. 128 p. Dissertação de Mestrado – Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2002.

KIMURA, E. F. A. **Análise termoestrutural de pilares de aço em situação de incêndio**. 225 p. Dissertação de Mestrado – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2009.

LEWIS, R. W.; NITHIARASU, P.; SEETHARAMU, N. K (2004). **Fundamentals of the finite element method for heat and fluid flow**. Chichester: John Wiley & Sons.

LIENHARD IV, J. H.; LIENHARD V, J. H. (2005). **A heat transfer textbook**. Massachusetts: Phlogiston Press.

LIU, G. R.; QUEK, S. S. (2003). **The finite element method: A practical course**. 1. ed, Singapura, Butterworth-Heinemann, p. 347.

MENDES, C. L. **Estudo teórico sobre perfis formados a frio em situação de incêndio**. 160 p. Dissertação de Mestrado – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2004.

OZONE v2.2. Disponível em:

<[http://www.constructalia.com/repository/transfer/en/01550634ENLACE\\_PDF.pdf](http://www.constructalia.com/repository/transfer/en/01550634ENLACE_PDF.pdf)>. Acesso em 20 abr.2014.

PROENÇA, S. P. B. Material de aulas – SET-5875: Introdução aos Métodos Numéricos. Notas de aula. São Carlos, 2009

PURKIS, J. A. (2007). **Fire Safety Engineering - Design of Structures**. Second Edition. Butterworth-Heinemann: 1-13.

REGOBELLO, R. **Análise numérica de seções transversais e de elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto em situação de incêndio**. 254 p. Dissertação de Mestrado – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

RIBEIRO, J. C. L. **Simulação via método dos elementos finitos da distribuição tridimensional de temperatura em estruturas em situação de incêndio**. 178 p. Dissertação de Mestrado – Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2004.

RIGOBELLO, R. **Desenvolvimento e aplicação de código computacional para análise de estruturas de aço aporticadas em situação de incêndio**. 272 p. Tese de Doutorado – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2011.

ROCHA, F. M. **Modelos numéricos de vigas mistas de aço e concreto pertencentes a sistemas de pisos mistos de pequena altura em situação de incêndio**. 269 p. Dissertação de Mestrado – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2012.

SOUZA JUNIOR, V. **Simulação computacional do comportamento de estruturas de aço sob incêndio**. 147 p. Tese de Doutorado – Departamento de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2004.

SORIANO, H. L. (2003). **Método dos elementos finitos em análise de estruturas**. Edusp, p105 – 159.

VILA REAL, P. J. M. M. F. **Modelação por elementos finitos do comportamento térmico e termo-elástico de sólidos sujeitos a elevados gradientes térmicos**. 186 p. Dissertação de Mestrado – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, 1988.

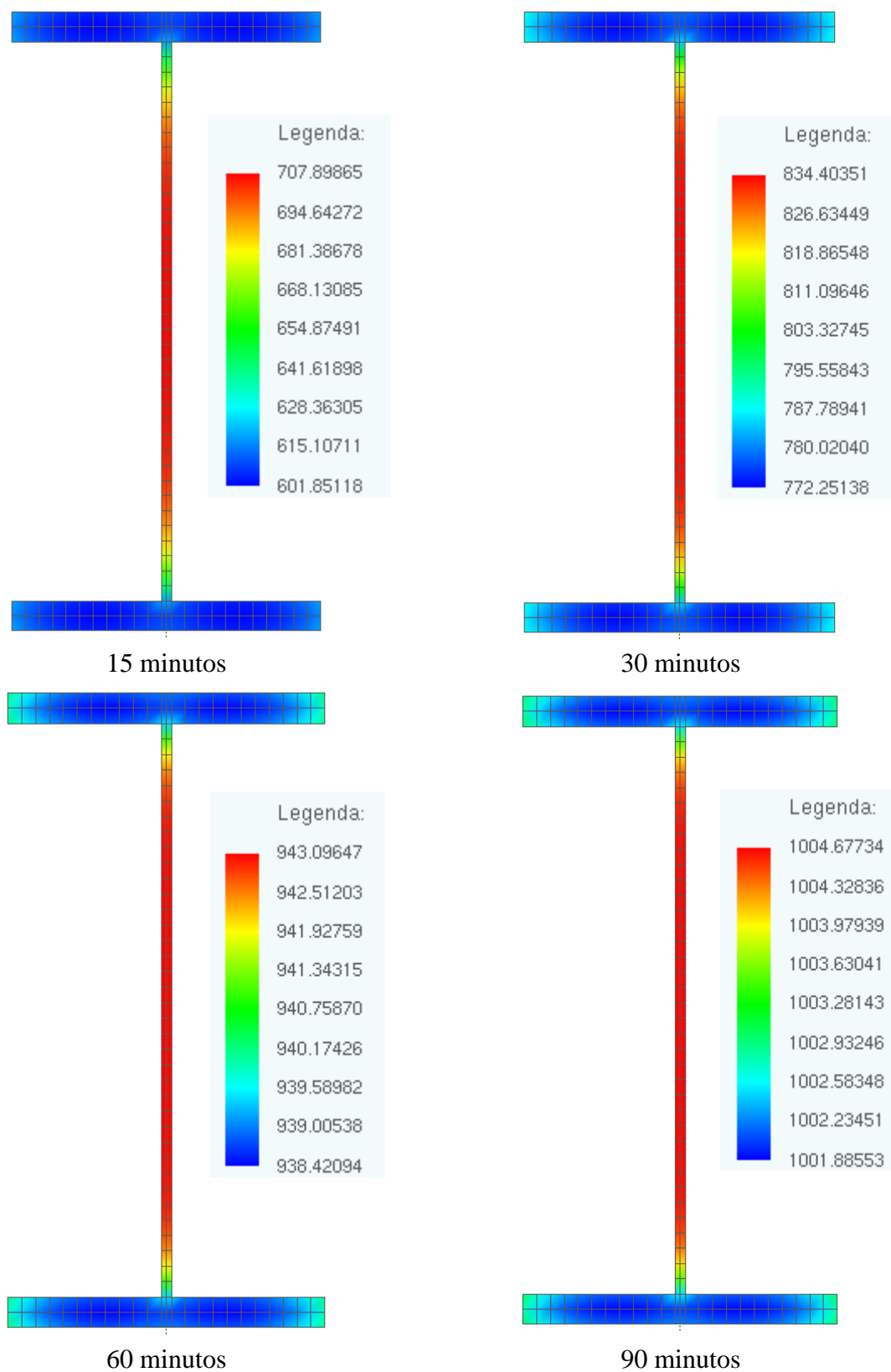
## **ANEXO A - CAMPOS TÉRMICOS**

Neste anexo estão apresentados os campos de temperatura obtidos por meio do FEMFIRE-3D para os estudos de caso representados pelos itens 5.3.1, 5.3.2, 5.3.3, 5.3.4, 5.3.5 e 5.3.6, nas quais foram realizadas análises térmicas transientes. As figuras mostram a evolução de temperatura nas seções transversais e longitudinalmente aos modelos para 30 e 60 minutos de análise e, em alguns casos, também para 15 e 90 minutos. Para a visualização de tais resultados utilizou-se o código para pós-processamento denominado AcadView, desenvolvido no Departamento de Estruturas da EESC.

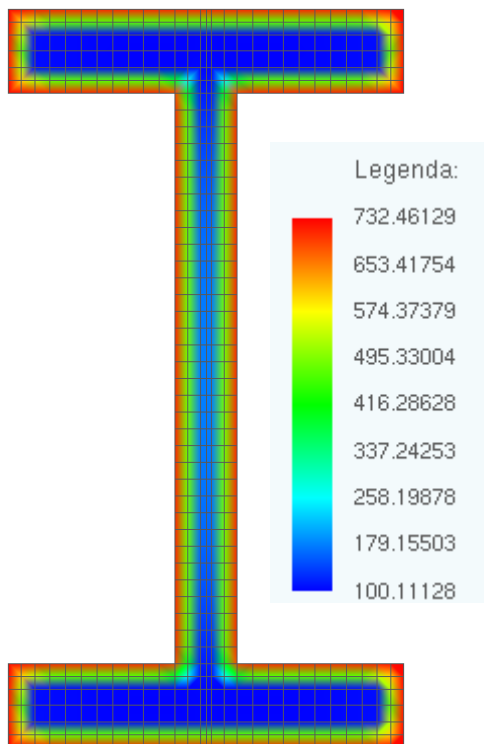


**A.1 – Exemplo 5.3.1**

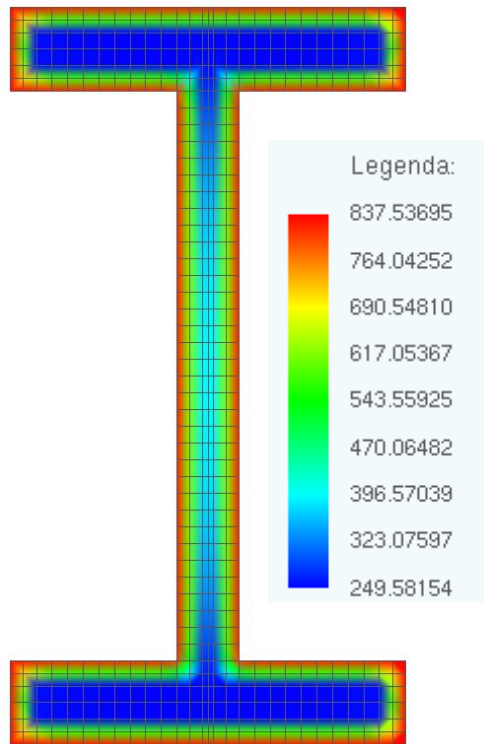
Perfil sem revestimento contra o fogo exposto ao incêndio pelos quatro lados.



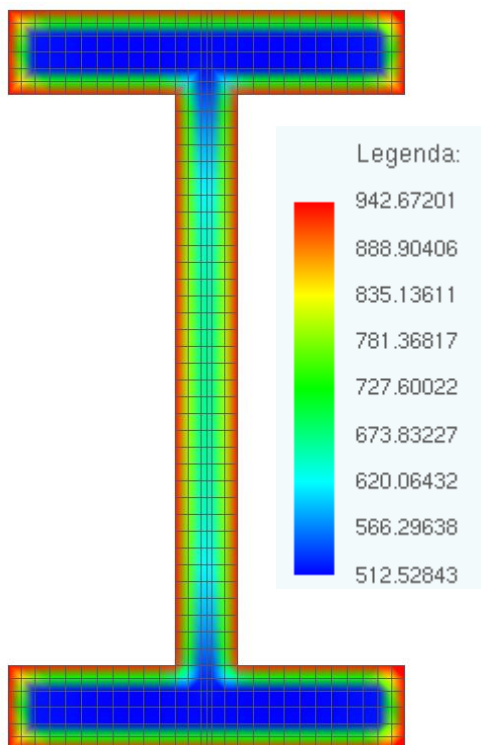
Perfil com revestimento contra o fogo exposto ao incêndio por todos os lados.



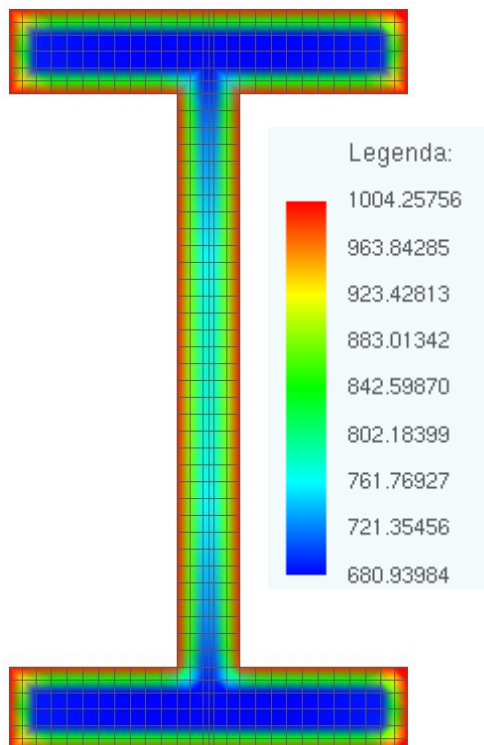
15 minutos



30 minutos



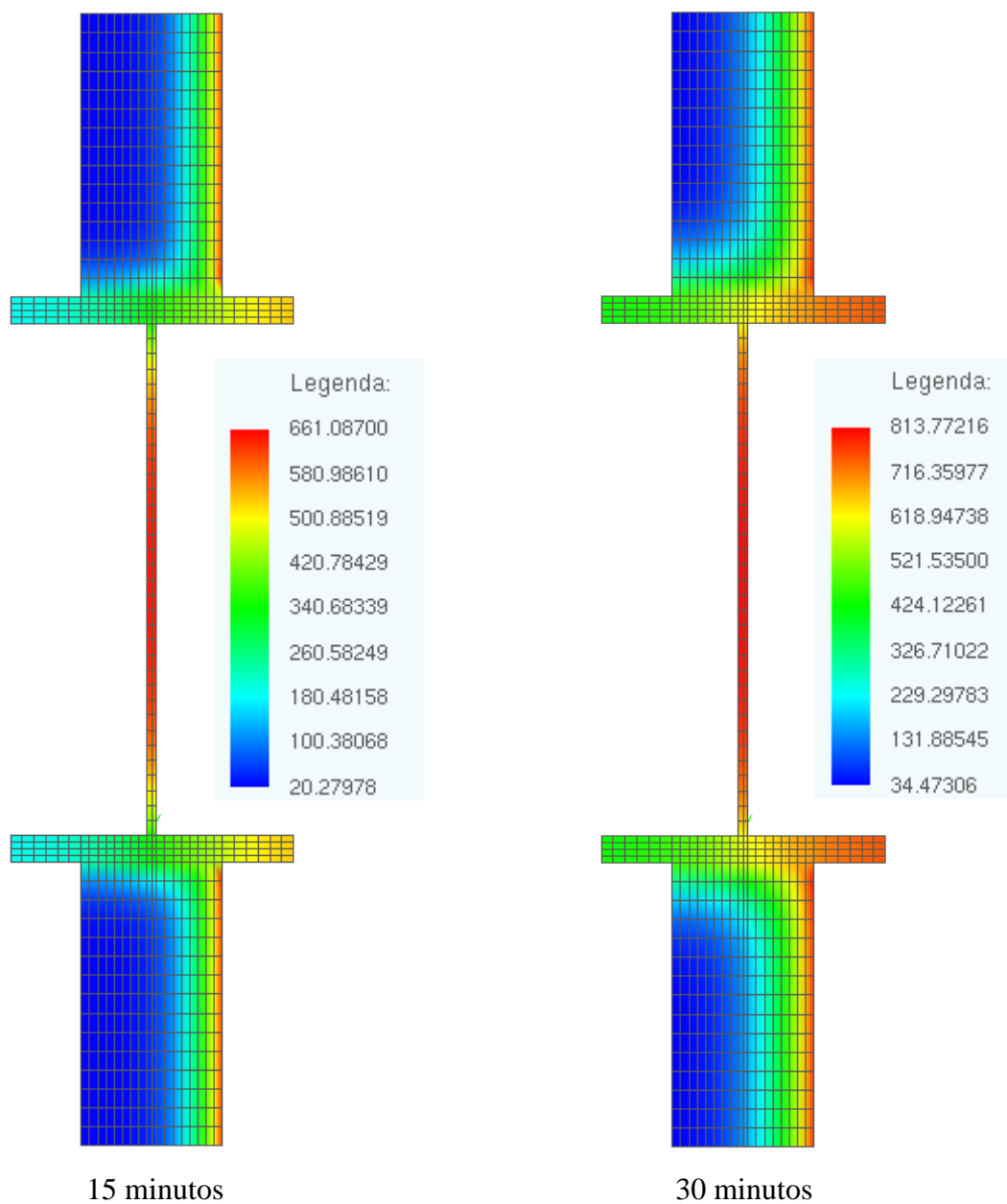
60 minutos

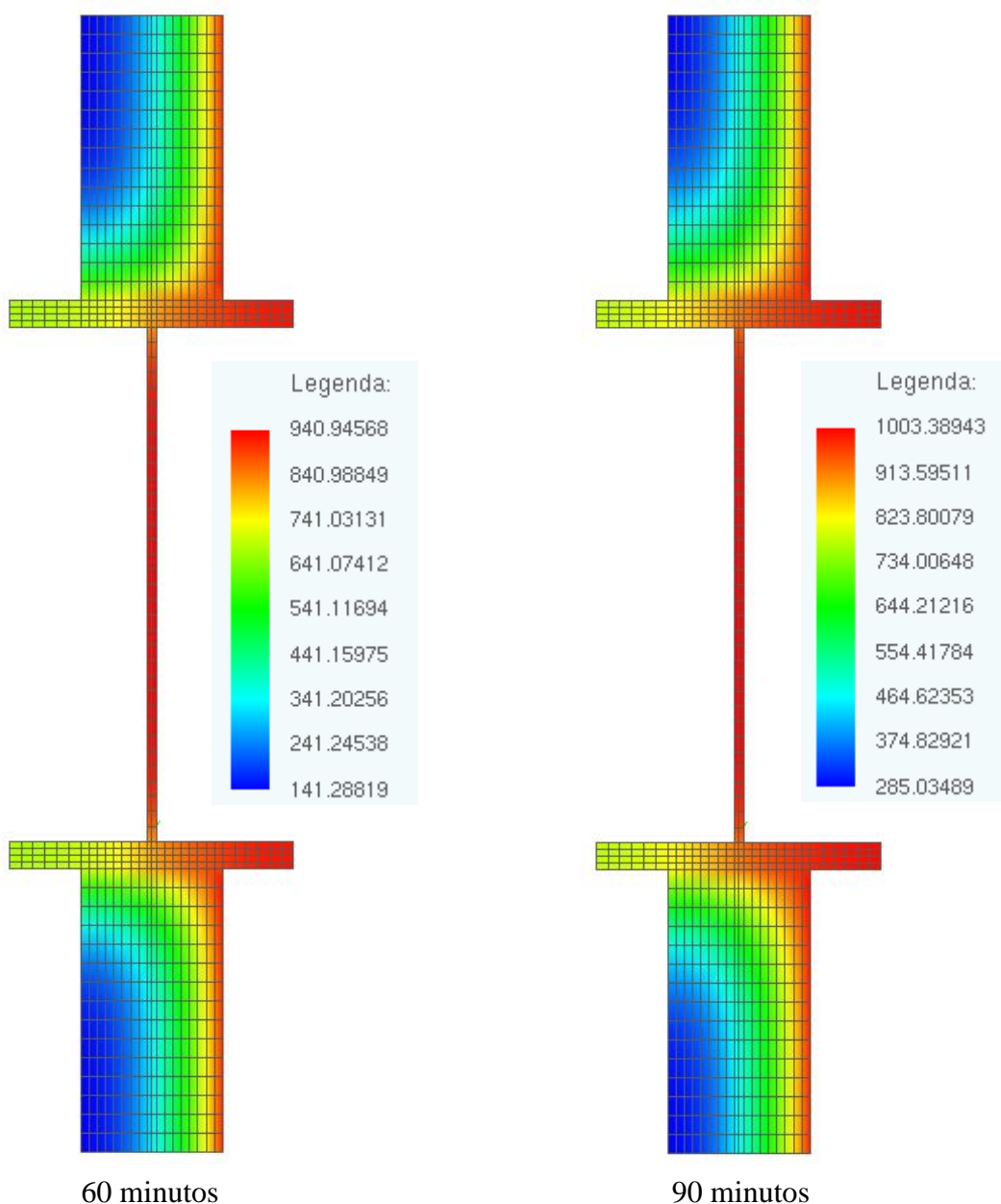


90 minutos

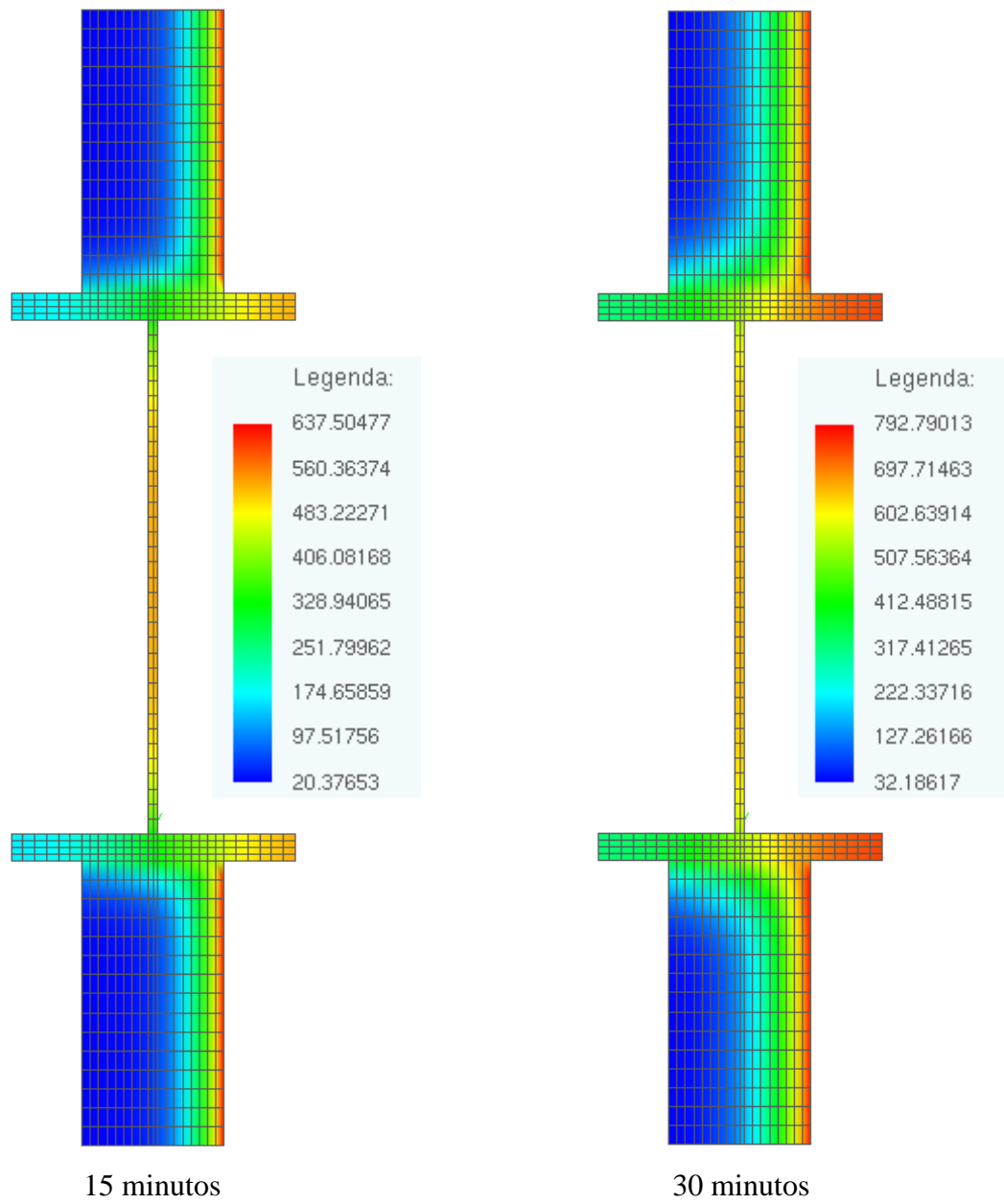
**A.2 – Exemplo 5.3.2**

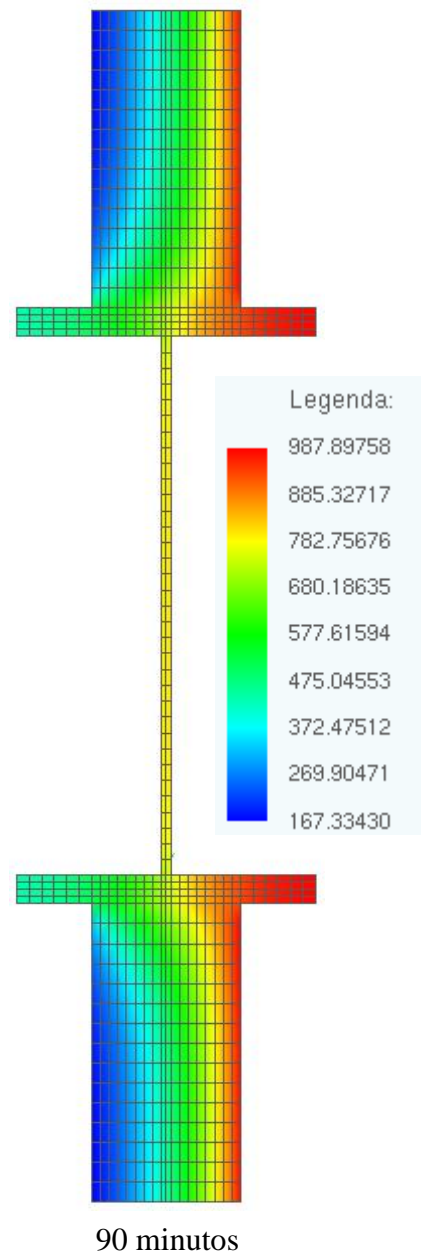
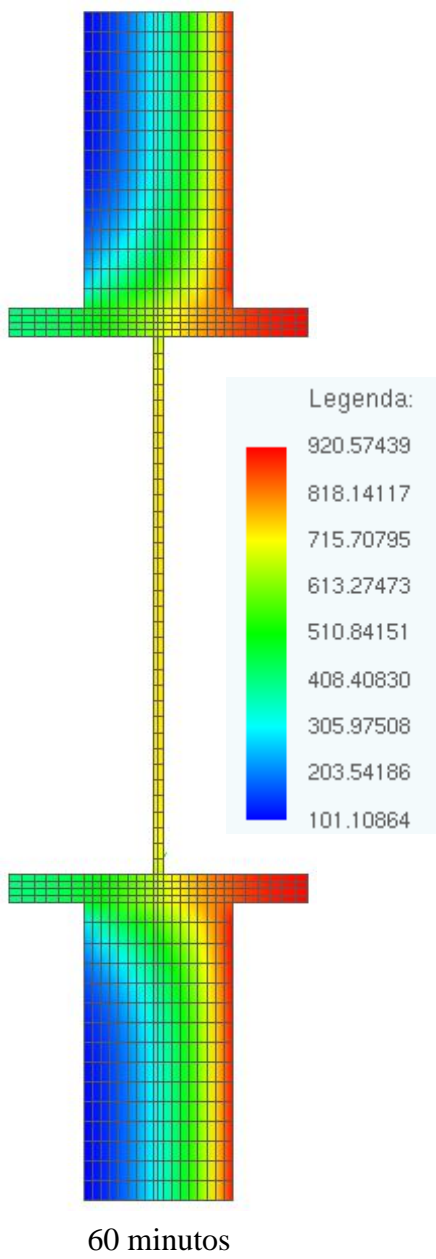
Perfil pertencente à compartimentação exposto ao incêndio por apenas um lado da alvenaria. A superfície não exposta ao incêndio é considerada adiabática (não há fluxo de calor).





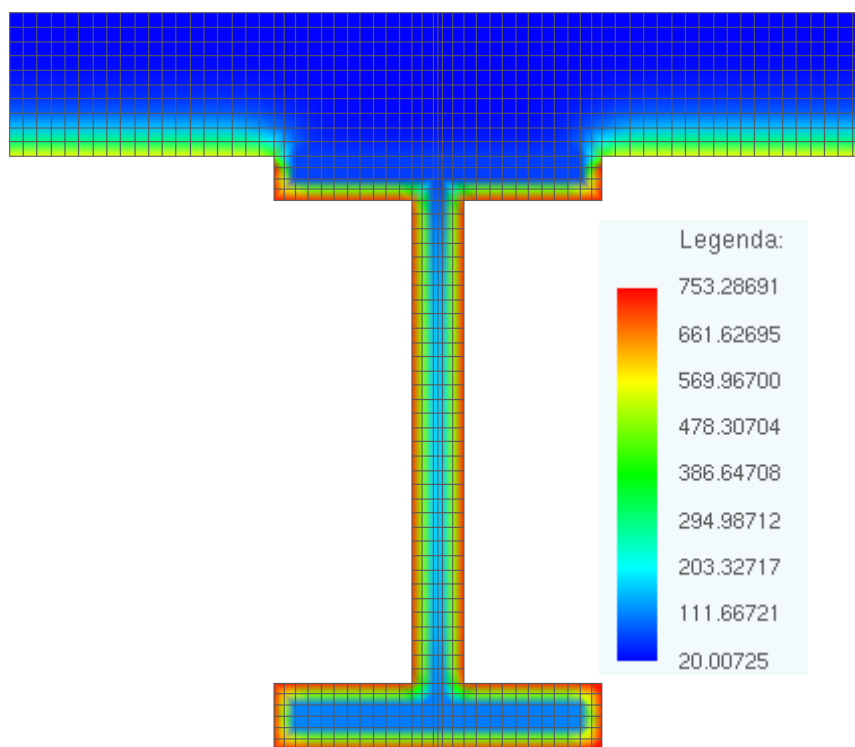
Perfil pertencente à compartimentação exposto ao incêndio por apenas um lado da alvenaria. Na superfície não exposta ao incêndio ocorre o arrefecimento, ou seja, há a troca de calor com o meio circundante.



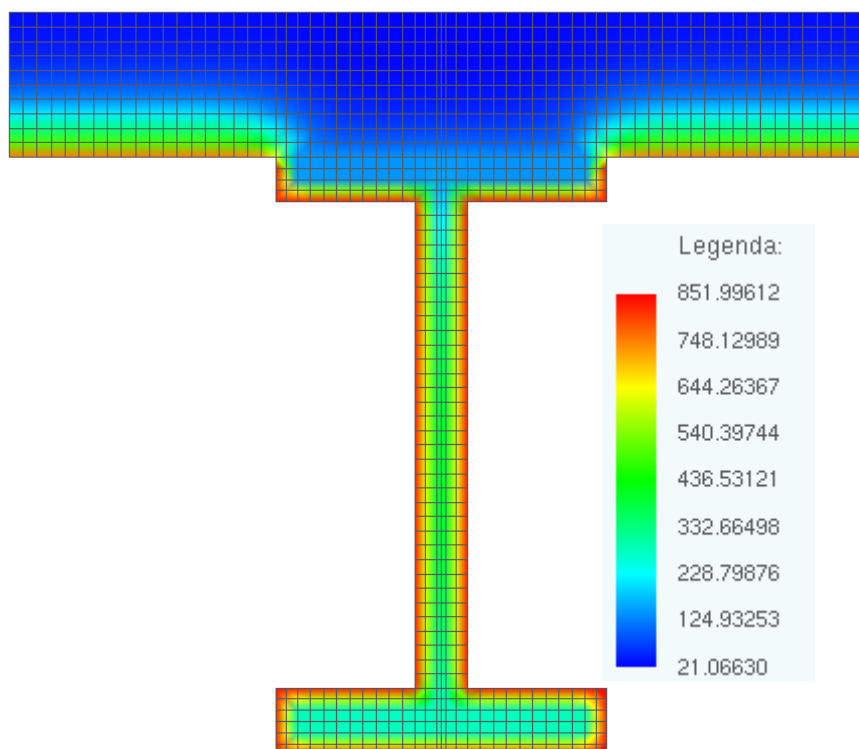


**A.3 – Exemplo 5.3.3**

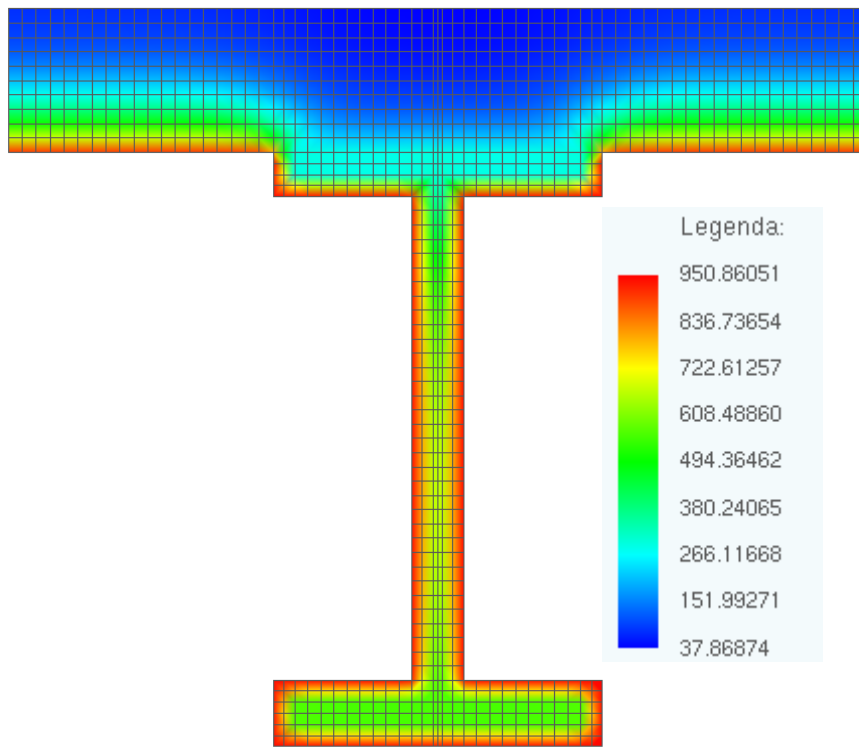
Viga mista de aço e concreto com arrefecimento na superfície da laje não exposta ao incêndio.



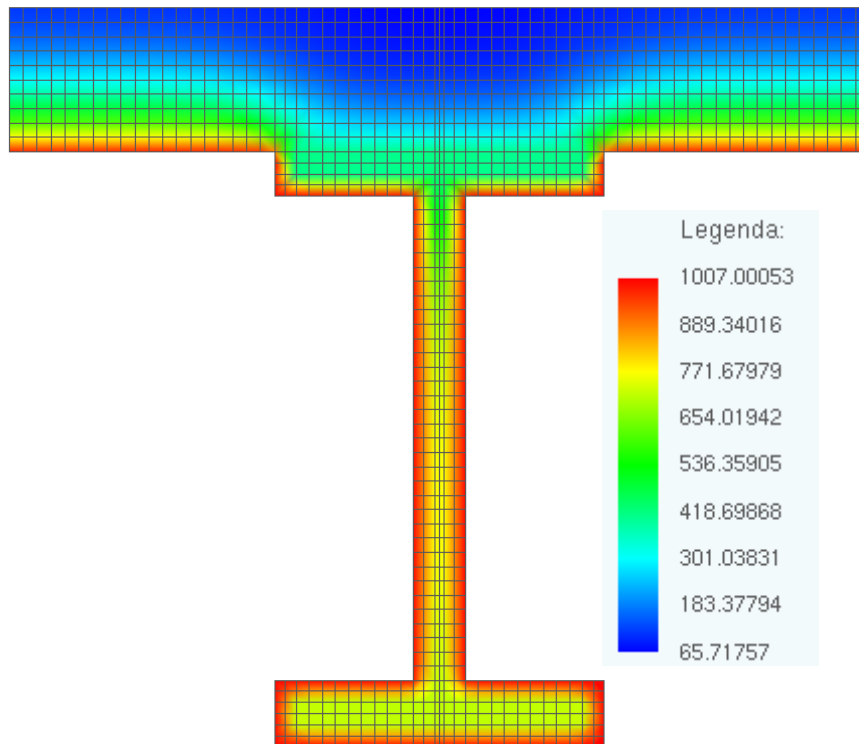
15 minutos



30 minutos



60 minutos

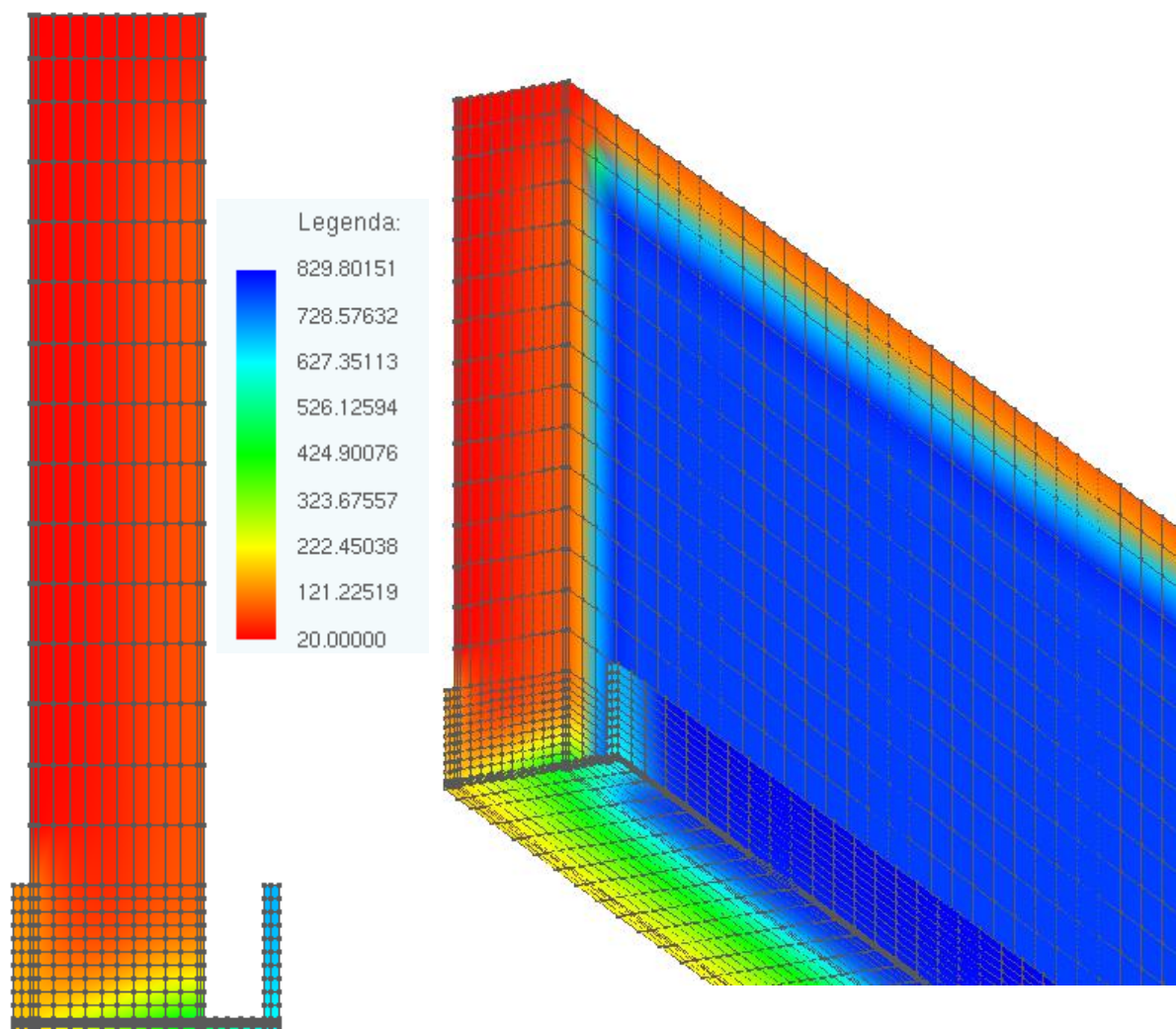


90 minutos

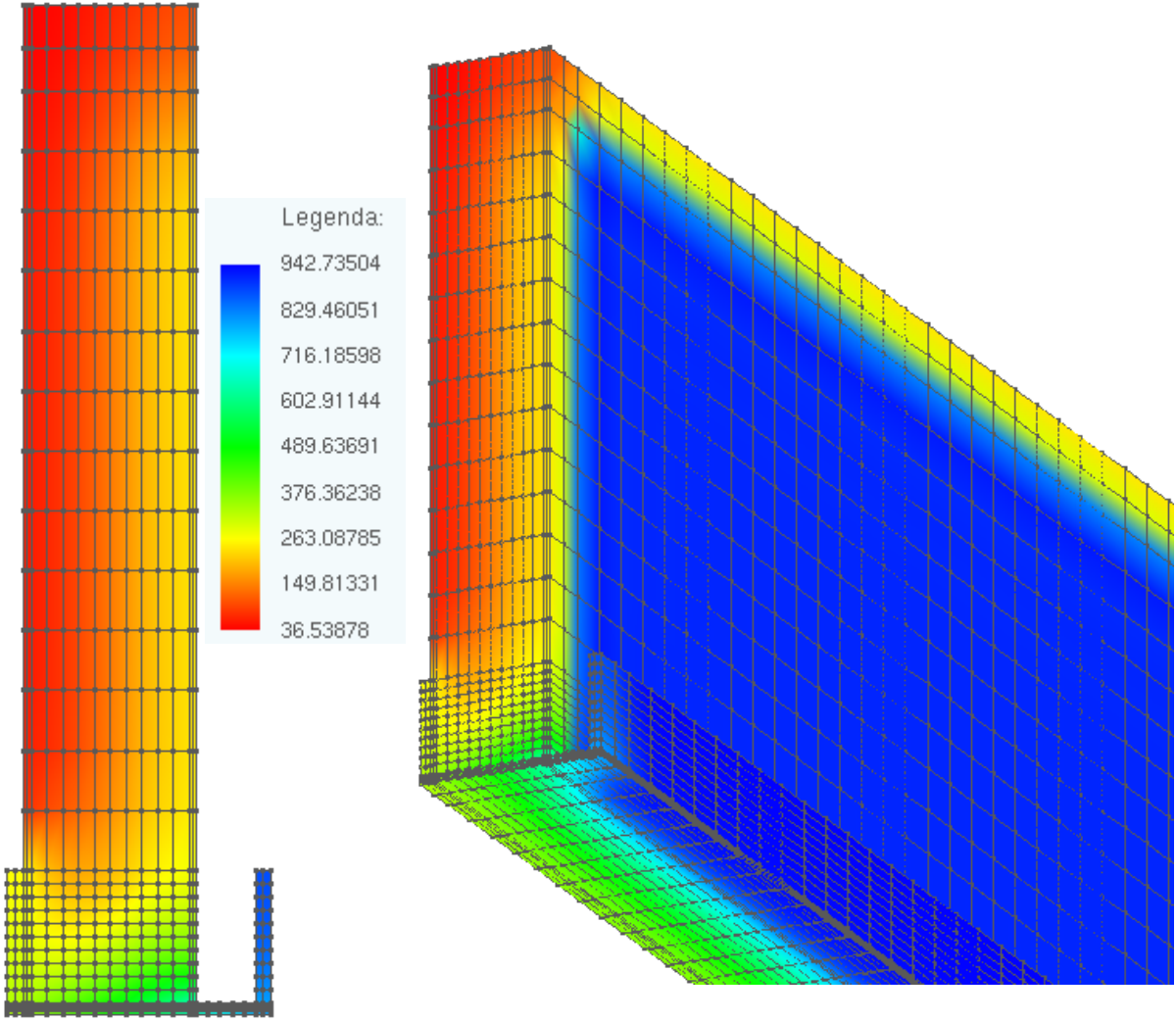


#### A.4 – Exemplo 5.3.4

Perfil pertencente à compartimentação exposto ao incêndio por apenas o lado interno do forno. Nas superfícies não expostas ao incêndio é considerada a troca de calor com o meio.



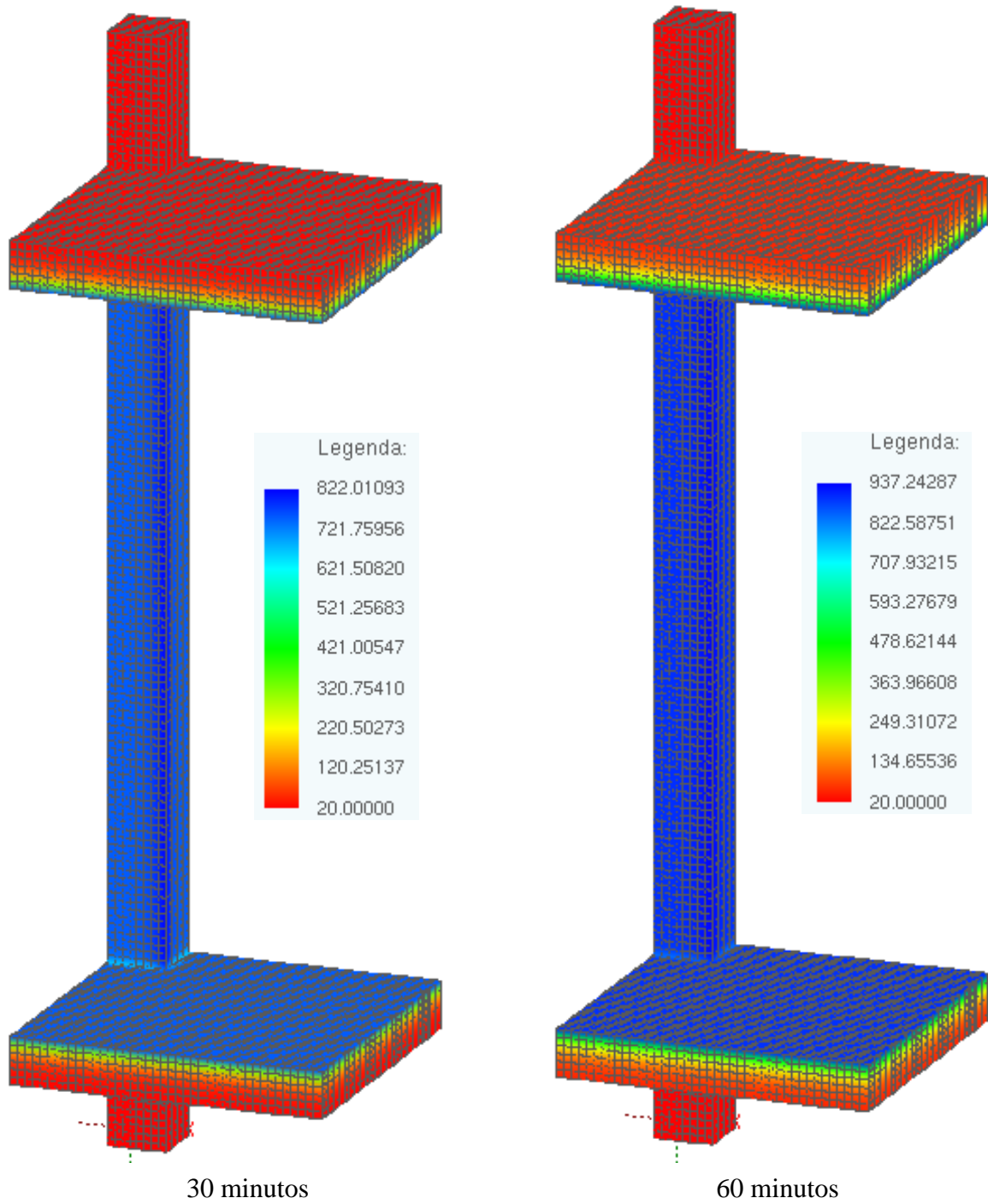
30 minutos



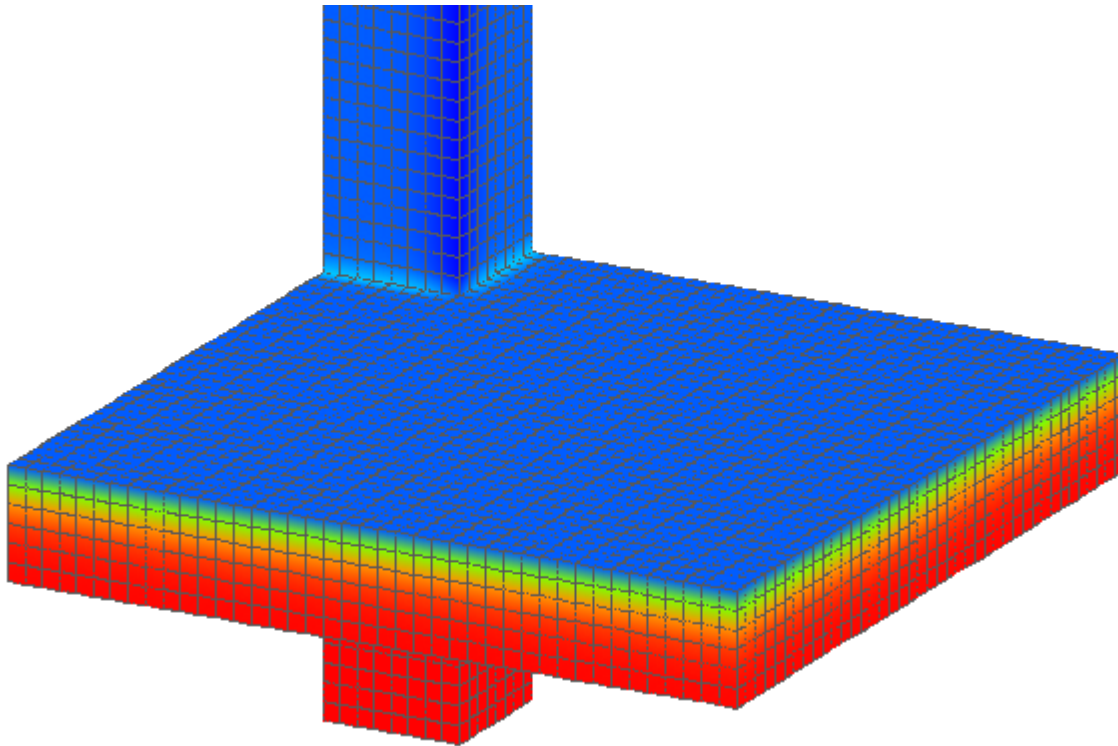
60 minutos

**A.5 – Exemplo 5.3.5**

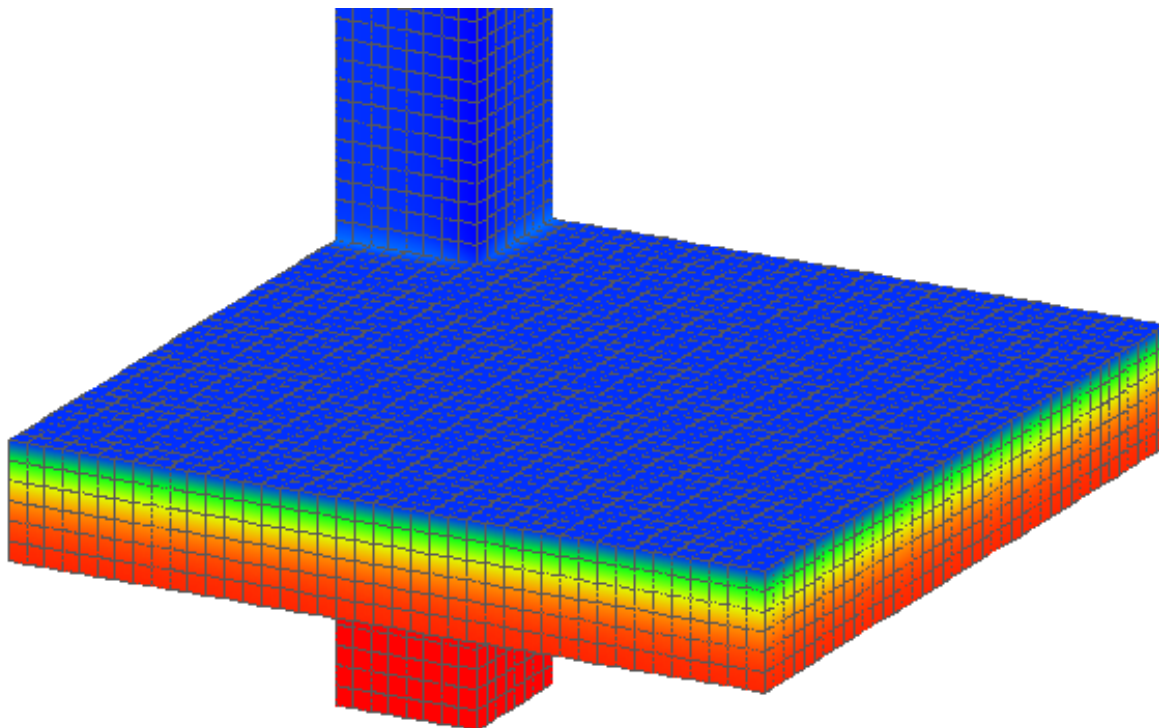
Campo térmico na laje de concreto e no pilar entre os pavimentos inferior e superior.



Detalhes dos campos térmicos na laje inferior para tempo de análise igual a 30 e 60 minutos.



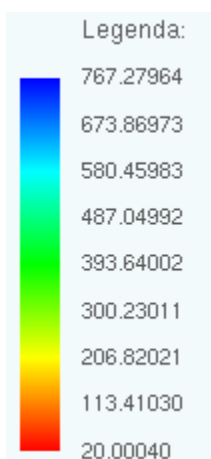
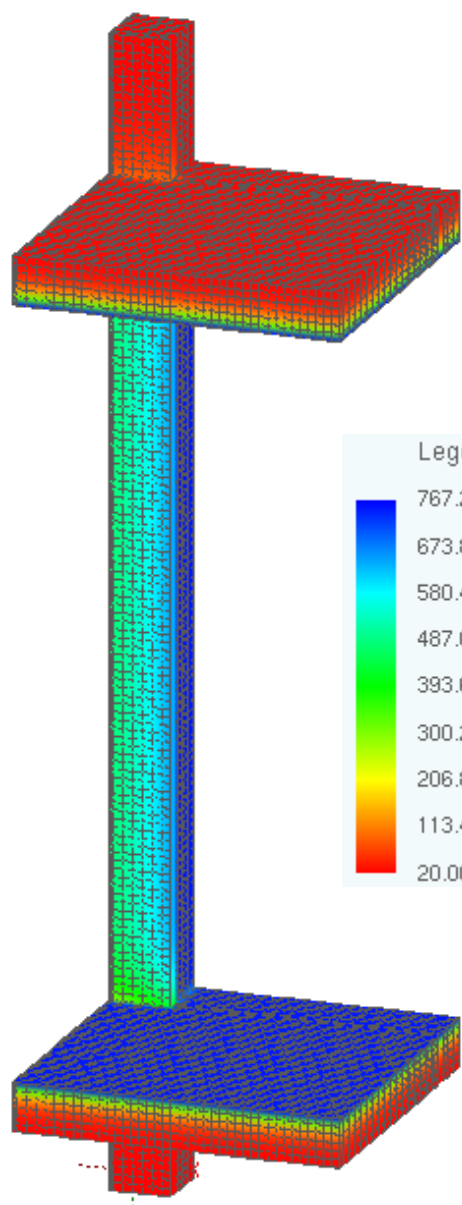
30 minutos



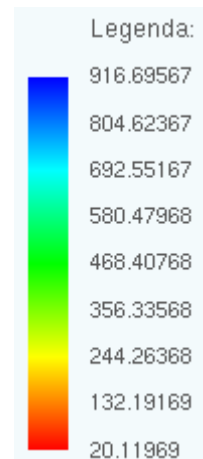
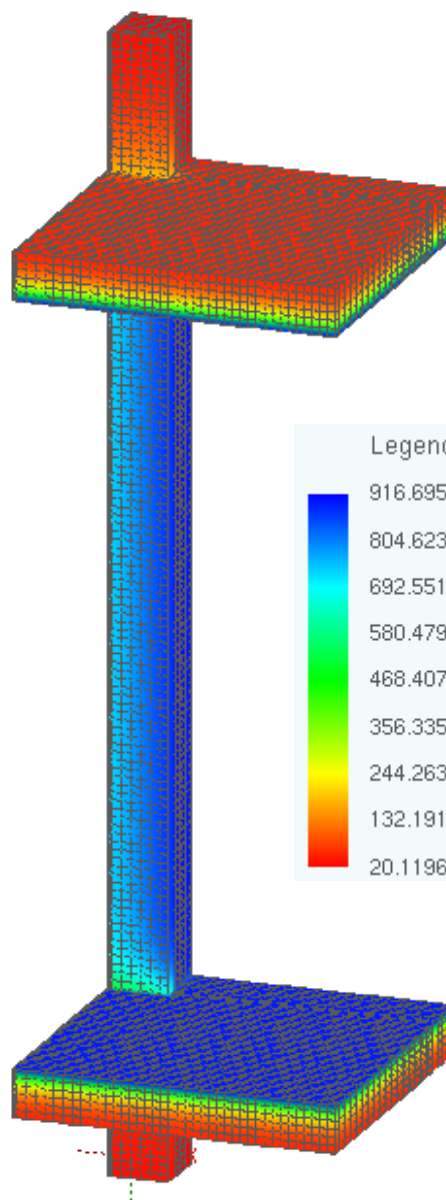
60 minutos

**A.6 – Exemplo 5.3.6**

Campo térmico na laje de concreto e no pilar misto de aço e concreto entre os pavimentos inferior e superior.

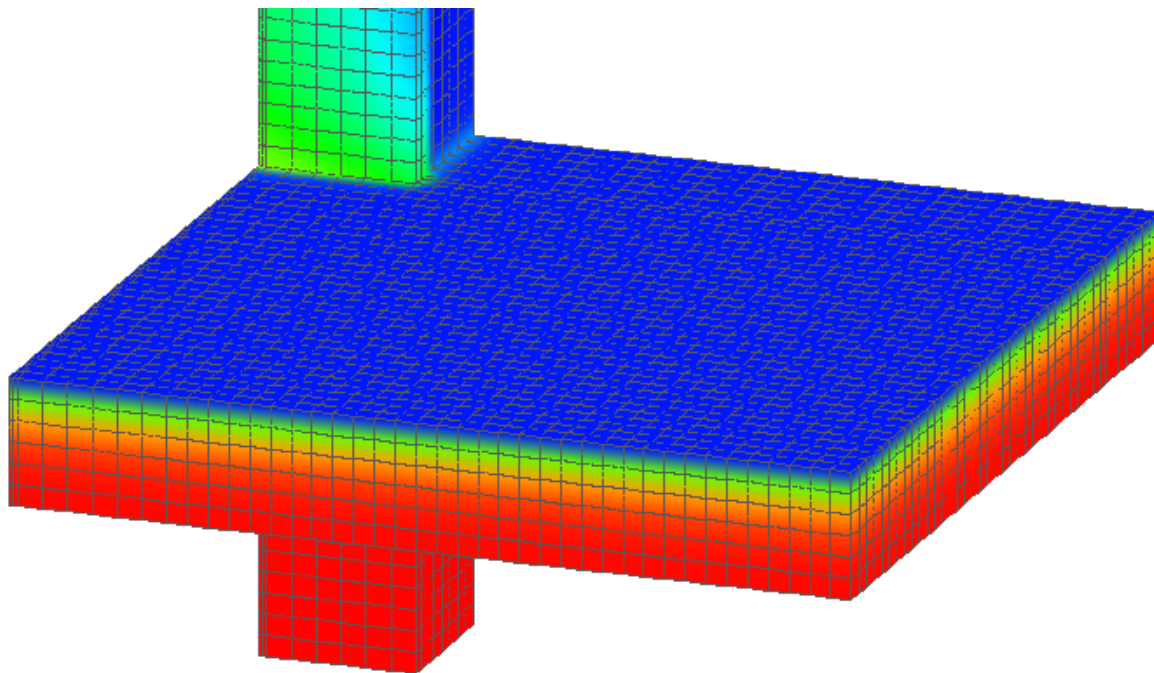


30 minutos

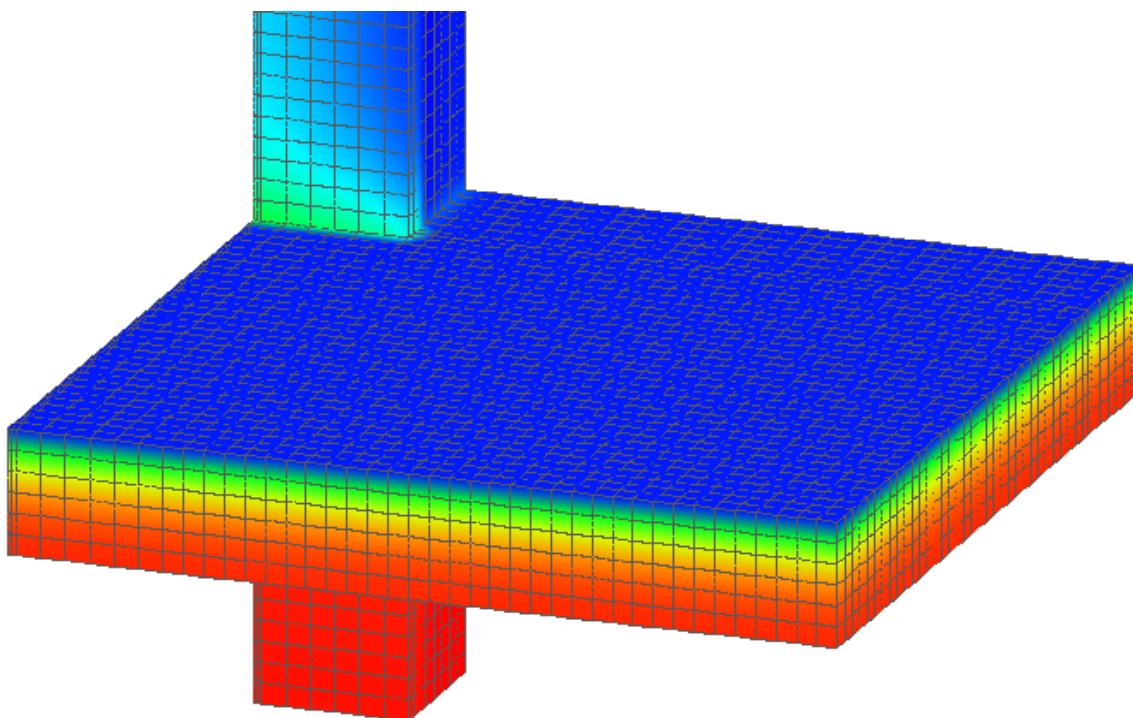


60 minutos

Detalhes dos campos térmicos na laje inferior para tempo de análise igual a 30 e 60 minutos.



30 minutos



60 minutos

## ANEXO B - PROPRIEDADES DOS MATERIAIS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

Nos itens anteriores deste texto foi mencionado que em situações de incêndio, as propriedades dos materiais constituintes das estruturas sofrem variações. As propriedades sujeitas a tais variações podem ser classificadas como *térmicas* (condutividade térmica, calor específico e alongamento térmico) ou *mecânicas* (resistência e módulo de elasticidade) e o seu comportamento necessita ser entendido a fim de que as estruturas sejam dimensionadas de forma segura, já considerando as alterações dos esforços resistentes decorrentes de variações das propriedades de seus materiais constituintes.

A seguir estão apresentadas recomendações para o comportamento das propriedades térmicas e mecânicas, baseadas em normas brasileiras e internacionais. É necessário destacar que tais propriedades descritas pela ABNT NBR 14323:2013 são aplicáveis apenas para os tipos de aço descritos na ABNT NBR 8800:2008 e na ABNT NBR 14762:2010. Da mesma forma, para o concreto, é aplicada a norma ABNT NBR 15200:2004 somente se os cálculos estruturais estiverem de acordo com a ABNT NBR 6118:2003. Com relação à madeira foram adotadas recomendações presentes na proposta de anexo para a ABNT NBR 7190 e no EN 1995-1-2:2004, os quais se aplicam a estruturas de madeira em situação de incêndio.

### ***B.1 – Propriedades Térmicas do Aço***

#### **B.1.1 – Alongamento Térmico**

O alongamento térmico é expresso definido como a relação entre a expansão térmica ( $\Delta l$ ) sofrida por uma barra unidimensional de comprimento  $l$  (a temperatura inicial de 20°C), sem restrição ao deslocamento axial, quando submetida a uma temperatura ( $T_a$ ). O EN 1993-1-2:2005 apresenta a Equação B.1 para definir esta propriedade.

$$\frac{\Delta l}{l} = 1,2 \times 10^{-5} T_a + 0,4 \times 10^{-8} T_a^2 - 2,416 \times 10^{-4} \quad (20^\circ C \leq T_a \leq 750^\circ C)$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 1,1 \times 10^{-2} \quad (750^\circ C \leq T_a \leq 860^\circ C) \quad (B.1)$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 2 \times 10^{-5} T_a - 6,2 \times 10^{-3} \quad (860^\circ C \leq T_a \leq 1200^\circ C)$$

A ABNT NBR 14323:2013 apresenta também uma expressão linear entre o alongamento térmico e a temperatura, que pode ser utilizada para cálculos simplificados (Equação B.2). A Figura B.1 mostra a curva de variação da elongação do aço definida pela Equação B.3 e Equação B.2.

$$\frac{\Delta l}{l} = 14 \times 10^{-6} (T_a - 20) \quad (B.2)$$

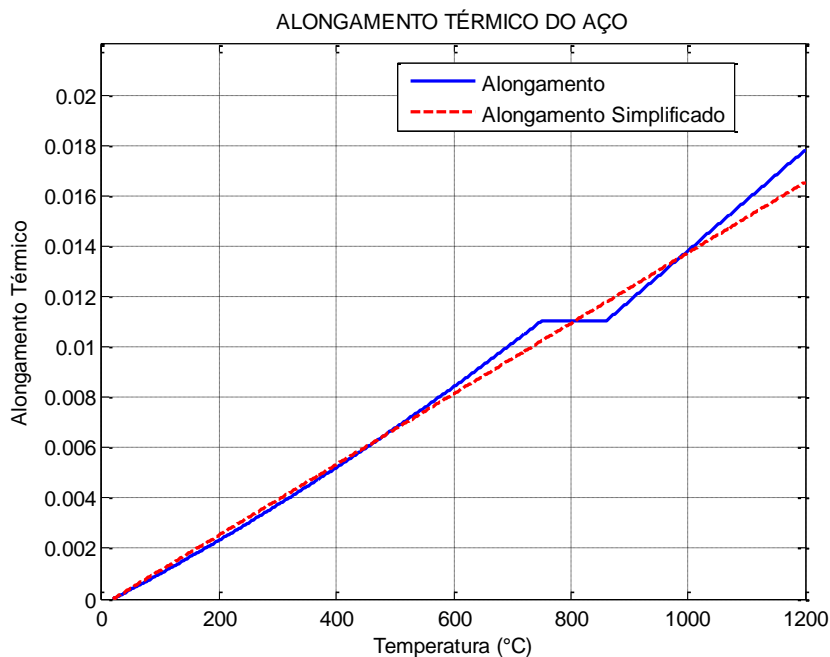


Figura B.1: Alongamento térmico do aço devido à variação térmica.

### B.1.2 – Calor Específico

Calor específico ( $c_a$ ) é definido como a quantidade de calor necessária para elevar em um grau a temperatura de uma unidade de massa de determinado material. Ele é dado, segundo a ABNT NBR 14323:2013 e o EN 1993-1-2:2005, pela Equação B.3 em (J/Kg°C).

$$c_a = 425 + 0,773T_a - \frac{1,69}{10^3} T_a^2 + \frac{2,22}{10^6} T_a^3 \quad (20^\circ C \leq T_a < 600^\circ C)$$

$$c_a = 666 + \frac{13002}{738 - T_a} \quad (600^\circ C \leq T_a < 735^\circ C)$$

(B.3)



$$c_a = 545 + \frac{17820}{T_a - 731} \quad (735^\circ\text{C} \leq T_a < 900^\circ\text{C})$$

$$c_a = 650 \quad (900^\circ\text{C} \leq T_a \leq 1200^\circ\text{C})$$

De acordo com a ABNT NBR 14323:2013, pode-se ainda empregar o método simplificado definido nesta norma, sendo o calor específico adotado com valor constante igual a 600 J/kg°C, independente da temperatura do aço. As curvas de variação do calor específico bem como o valor simplificado estão apresentadas na Figura B.2.

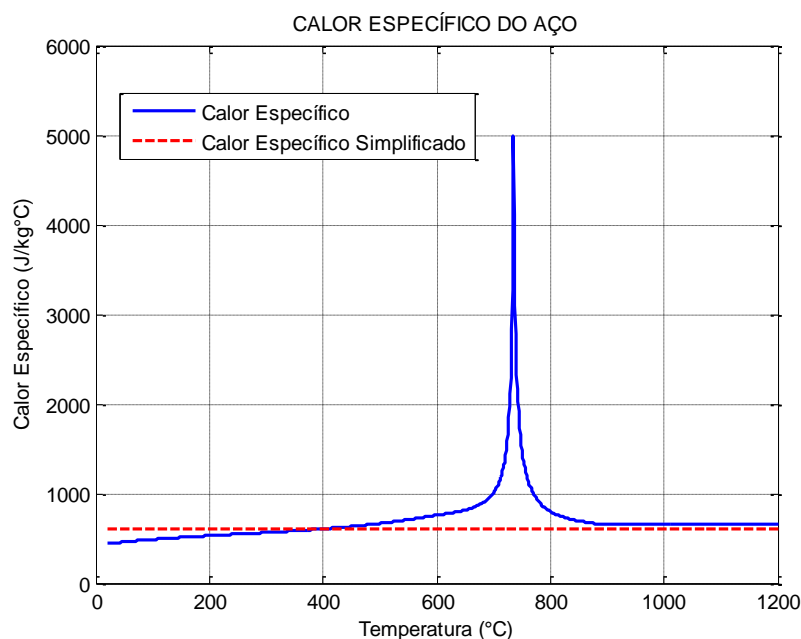


Figura B.2: Calor específico do aço sujeito a variação térmica.

### B.1.3 – Condutividade Térmica

A condutividade térmica (expressa em W/m°C) é a capacidade que o material tem de conduzir calor e está definida, segundo a ABNT NBR 14323:2013 e o EN 1993-1-2:2005, pela Equação B.4.

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2}T_a \quad (20^\circ\text{C} \leq T_a < 800^\circ\text{C}) \quad (\text{B.4})$$

$$\lambda_a = 27,3 \quad (800^\circ\text{C} \leq T_a \leq 1200^\circ\text{C})$$

Para análise simplificada pode-se assumir o valor da condutividade térmica igual a 45W/m°C, para qualquer faixa de temperatura. A Figura B.3 mostra a curva da condutividade térmica para o aço sujeito a variação térmica. É esta propriedade que define se o material é condutor

ou isolante. Deve-se notar que os metais são muito melhores condutores do que os líquidos e gases. Isto porque suas moléculas estão rigidamente ligadas, e muito mais próximas umas das outras (alta densidade), facilitando a difusão de calor. Materiais isolantes geralmente tem uma densidade muito baixa, razão pela qual não conduzem bem o calor.

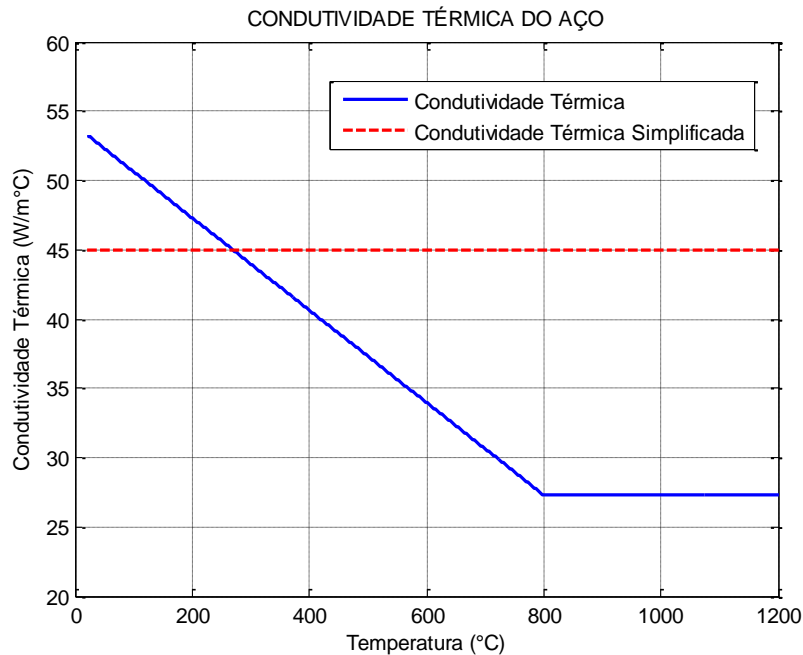


Figura B.3: Variação da condutividade térmica do aço.

### B.1.4 – Relação Tensão X Deformação

A determinação da redução na resistência ao escoamento do aço bem como do seu módulo de elasticidade são consequências da elevação da temperatura que estão previstas pelo EN 1993-1-2:2005 e apresentados pela Figura B.4. Essa redução é determinada por meio de fatores de redução específicos, os quais estão apresentados pelas Equações B.5, B.6 e B.7. O modelo constitutivo da Figura B.4 refere-se a taxas de aquecimento do aço entre 2 e 50°C/min.

$$k_{y,\theta} = f_{y,\theta} / f_y \quad (\text{B.5})$$

$$k_{p,\theta} = f_{p,\theta} / f_y \quad (\text{B.6})$$

$$k_{E,\theta} = E_{a,\theta} / E_y \quad (\text{B.7})$$

Os fatores ponderadores apresentados anteriormente são: a *resistência efetiva ao escoamento* ( $k_{y,\theta}$ ), o fator redutor do *limite de proporcionalidade* ( $k_{p,\theta}$ ) e o fator redutor para o *módulo de elasticidade* ( $k_{E,\theta}$ ), todos em relação à temperatura de 20°C.

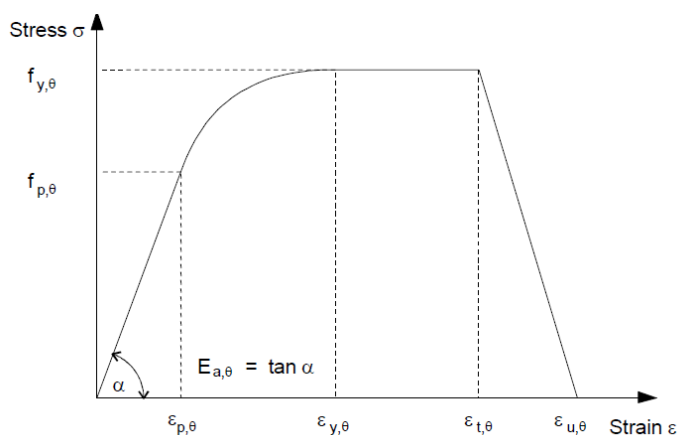


Figura B.4: Tensão x deformação do aço submetido à variação térmica. Fonte: EN 1993-1-2:2005.

A seguir estão as definições das variáveis apresentadas na Figura B.4.

$f_{y,\theta}$  – Resistência ao escoamento;

$f_{p,\theta}$  – Tensão limite de proporcionalidade;

$E_{a,\theta}$  – Módulo de elasticidade na fase elástica;

$\varepsilon_{p,\theta}$  – Deformação relativa à tensão limite de proporcionalidade;

$\varepsilon_{y,\theta}$  – Deformação no início do escoamento;

$\varepsilon_{t,\theta}$  – Deformação limite para a resistência ao escoamento;

$\varepsilon_{u,\theta}$  – Deformação última.

A curva de variação dos fatores de redução referente às Equações B.5, B.6 e B.7 está apresentada na Figura B.5.

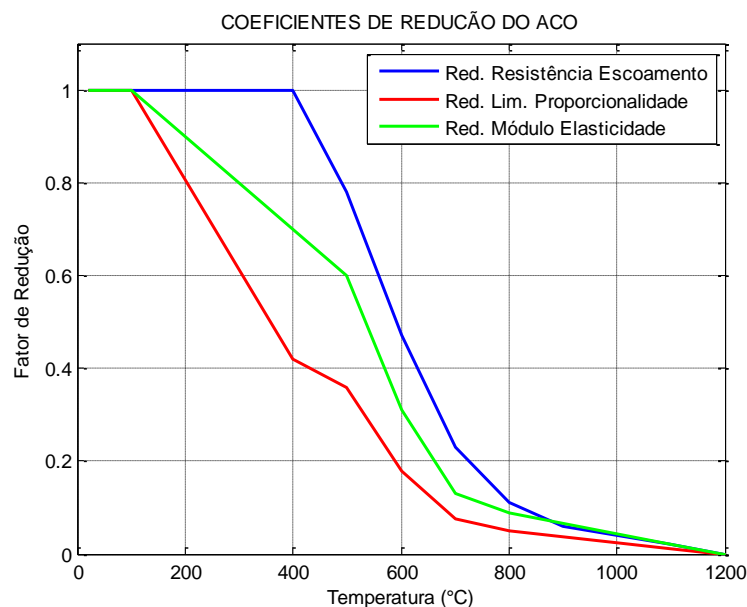


Figura B.5: Fatores de redução para o aço sujeito a temperaturas elevadas.

## ***B.2 – Propriedades Térmicas do Concreto***

Assim como feito para o aço, nesta seção as propriedades térmicas e mecânicas do concreto serão apresentadas de acordo com as definições e recomendações adotadas pelo EN 1994-1-2:2005 e pela ABNT NBR 14323:2013. Destaca-se para o concreto o fato de que as suas propriedades dependem de sua massa específica e do tipo de agregado utilizado.

### **B.2.1 – Alongamento Térmico**

Os EN 1994-1-2:2005 e EN 1992-1-2:2004 apresentam relações para o alongamento do concreto com densidade normal e concreto com baixa densidade quando sujeito a variações térmicas. As Equações B.8 e B.9 referem-se, respectivamente, ao alongamento do concreto com densidade normal composto por agregados silicosos e calcários enquanto que as Equações B.10 e B.11 referem-se às curvas simplificadas e com agregados de baixa densidade, respectivamente.

#### **a) Concreto com densidade normal e agregados silicosos:**

$$\frac{\Delta l}{l} = -1,8 \times 10^{-4} + \frac{9}{10^6} T_c + \frac{2,3}{10^{11}} T_c^3 \quad (20^\circ C \leq T_c \leq 700^\circ C) \quad (\text{B.8})$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 14 \times 10^{-3} \quad (700^\circ C < T_c \leq 1200^\circ C)$$

#### **b) Concreto com densidade normal e agregado calcário:**

$$\frac{\Delta l}{l} = \frac{-1,2}{10^4} + \frac{6}{10^6} T_c + \frac{1,4}{10^{11}} T_c^3 \quad (20^\circ C \leq T_c \leq 805^\circ C) \quad (\text{B.9})$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 12 \times 10^{-3} \quad (805^\circ C < T_c \leq 1200^\circ C)$$

De maneira simplificada pode-se ainda adotar uma relação linear entre o alongamento térmico e a temperatura (Equação B.10). A Figura B.6 apresenta a curva de variação do alongamento térmico em função da temperatura.

$$\frac{\Delta l}{l} = 18 \times 10^{-6} (T_c - 20) \quad (\text{B.10})$$

c) Concreto com baixa densidade:

$$\frac{\Delta l}{l} = 8 \times 10^{-6}(T_c - 20) \quad (\text{B.11})$$

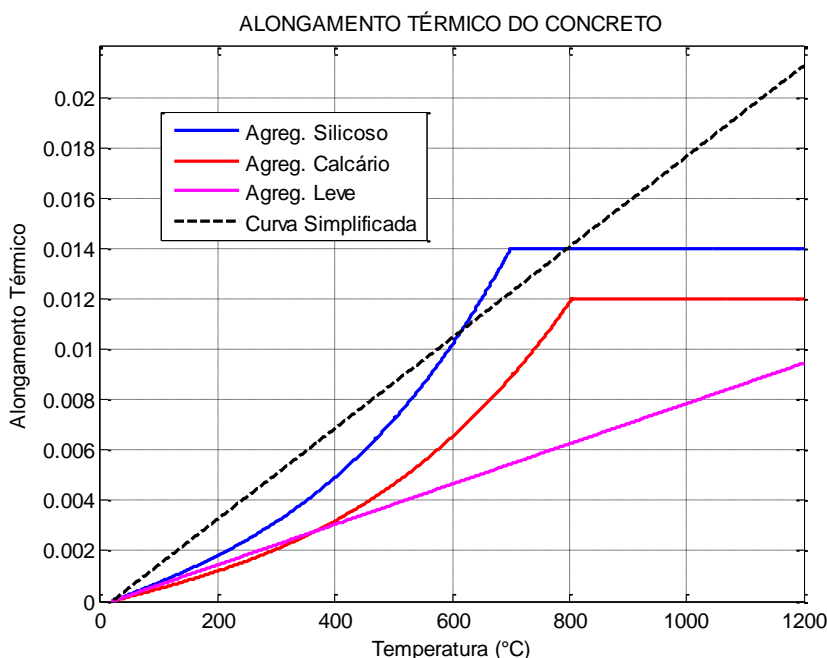


Figura B.6: Alongamento do concreto de densidade normal submetida à variação térmica.

**B.2.2 – Calor Específico**

O calor específico para concreto de densidade normal e seco (umidade = 0%) de acordo o EN 1994-1-2:2005, é determinado através da Equação B.12.

$$\begin{aligned}
 c_p(\theta) &= 900 & (20^\circ\text{C} \leq \theta \leq 100^\circ\text{C}) \\
 c_p(\theta) &= 900 + (\theta - 100) & (100^\circ\text{C} < \theta \leq 200^\circ\text{C}) \\
 c_p(\theta) &= 1000 + (\theta - 200)/2 & (200^\circ\text{C} < \theta \leq 400^\circ\text{C}) \\
 c_p(\theta) &= 1100 & (400^\circ\text{C} < \theta \leq 1200^\circ\text{C})
 \end{aligned} \quad (\text{B.12})$$

A umidade do concreto permite definir três valores distintos para o calor específico do material ( $c_{p,peak}$ ) no intervalo de temperatura que varia entre 100°C e 115°C, o qual decresce linearmente quando a temperatura varia entre 115°C e 200°C.

$$c_{p,peak} = 900 \text{ J/kgK para umidade de 0\% do peso do concreto}$$

$c_{p,peak} = 1470 \text{ J/kgK}$  para umidade de 1,5% do peso do concreto

$c_{p,peak} = 2020 \text{ J/kgK}$  para umidade de 3,0% do peso do concreto

Para concretos com baixa densidade, o calor específico é considerado independente da temperatura e com valor igual a  $840 \text{ J/kgK}$ . É permitida também a utilização de um valor simplificado (para concreto com densidade normal) correspondente a  $1000 \text{ J/kgK}$ . As curvas com o comportamento do calor específico para o concreto estão apresentadas na Figura B.7.

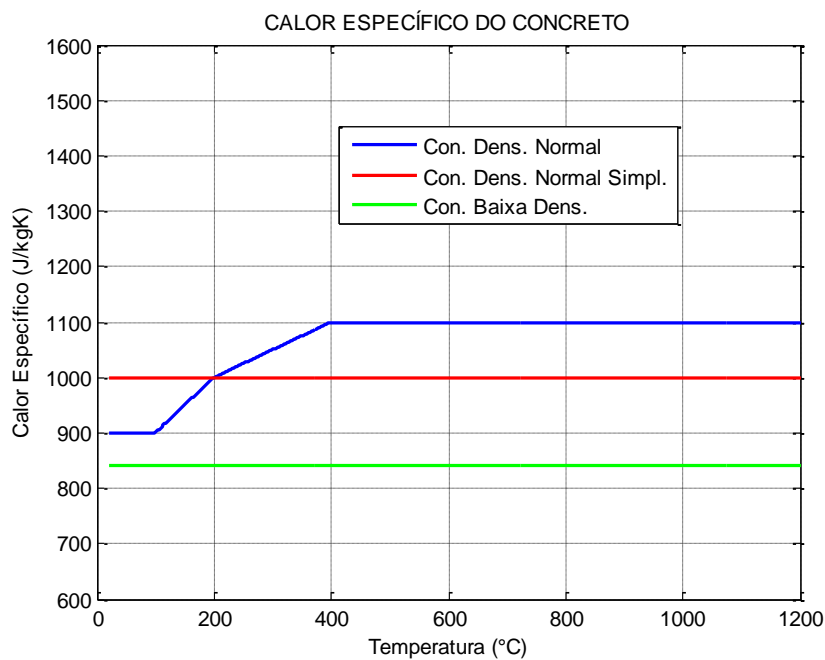


Figura B.7: Variação do calor específico do concreto com a temperatura.

### B.2.3 – Condutividade Térmica

O EN 1994-1-2:2005 apresenta um intervalo de valores para a condutividade térmica ( $\text{W/mK}$ ) do concreto com densidade normal dado pelo limite superior e inferior, definidos, respectivamente, pelas Equações B.13 e B.14.

**d) Limite superior:**

$$\lambda_c = 2 - 0,2451(T_c/100) + 0,0107(T_c/100)^2 \quad (20^\circ\text{C} \leq T_c \leq 1200^\circ\text{C}) \quad (\text{B.13})$$

**e) Limite inferior:**

$$\lambda_c = 1,36 - 0,136(T_c/100) + 0,0057(T_c/100)^2 \quad (20^\circ\text{C} \leq T_c \leq 1200^\circ\text{C}) \quad (\text{B.14})$$

A referida norma permite também o uso do valor da condutividade térmica constante com a temperatura e igual a 1,60 W/mK, para modelos de cálculos simplificados. Caso seja utilizado concreto de baixa densidade, pode-se obter a condutividade térmica por meio da Equação (B.15).

$$\lambda_c = 1,0 - (T_c/1600) \quad (20^\circ C \leq T_c \leq 800^\circ C) \quad (B.15)$$

$$\lambda_c = 0,5 \quad (T_c \geq 800^\circ C)$$

As curvas de variação da condutividade para o concreto submetido a variações térmicas estão apresentadas pela Figura B.8.

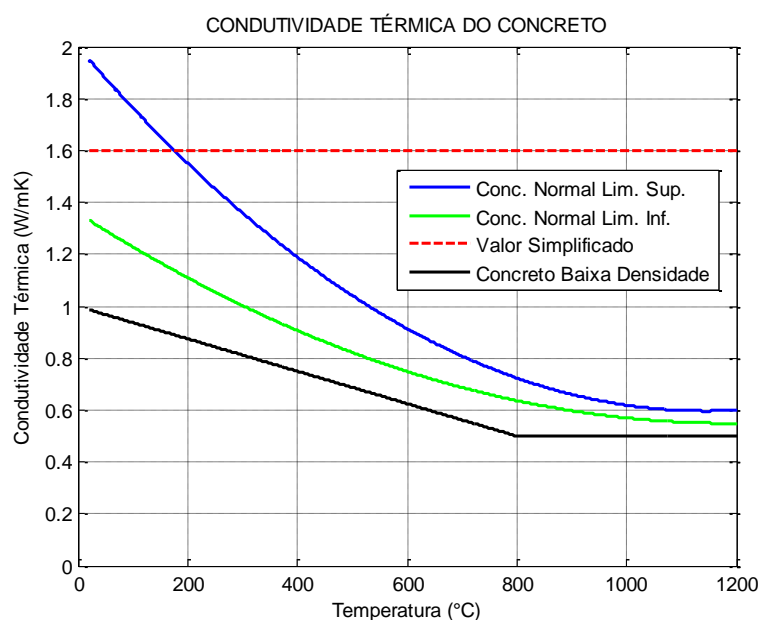


Figura B.8: Variação da condutividade térmica do concreto com a temperatura.

### B.3 – Propriedades Térmicas da Madeira

Assim como exposto anteriormente para o aço e concreto, neste item são apresentadas as propriedades térmicas da madeira consideradas no EN 1995-1-2:2004 e na proposta de anexo da ABNT NBR 7190. O EN 1995-1-2:2004 apresenta métodos avançados para o calculista no que se refere a projetos de madeira em situação de incêndio enquanto que na proposta de anexo da ABNT NBR 7190 são definidos meios simplificados para este mesmo fim.

A avaliação da resistência das estruturas em situação de exposição a incêndio é baseada no conceito de diminuição da seção transversal dos elementos que ocorre devido a carbonização

do material. Através da taxa de carbonização (expressa em mm/minuto) é verificada a perda de seção dos elementos que efetivamente contribuem para o equilíbrio da estrutura.

O EN 1995-1-2:2004 apresenta valores para a condutividade térmica, para o calor específico e para a proporção de densidade de madeira macia expostas ao fogo de acordo com o modelo de incêndio-padrão. A curva de variação da condutividade térmica para a madeira está apresentada pela Figura B.9.

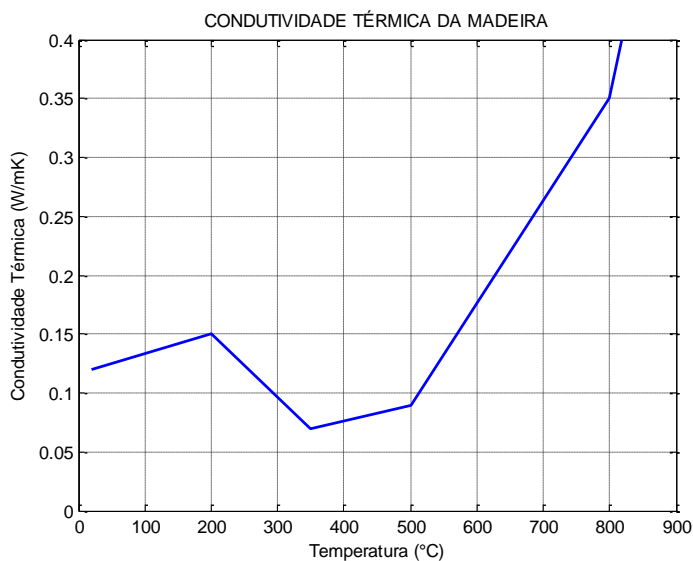


Figura B.9: Variação da condutividade térmica da madeira com a temperatura.

A curva de variação térmica para o calor específico da madeira e do carvão vegetal está apresentada pela Figura B.10.

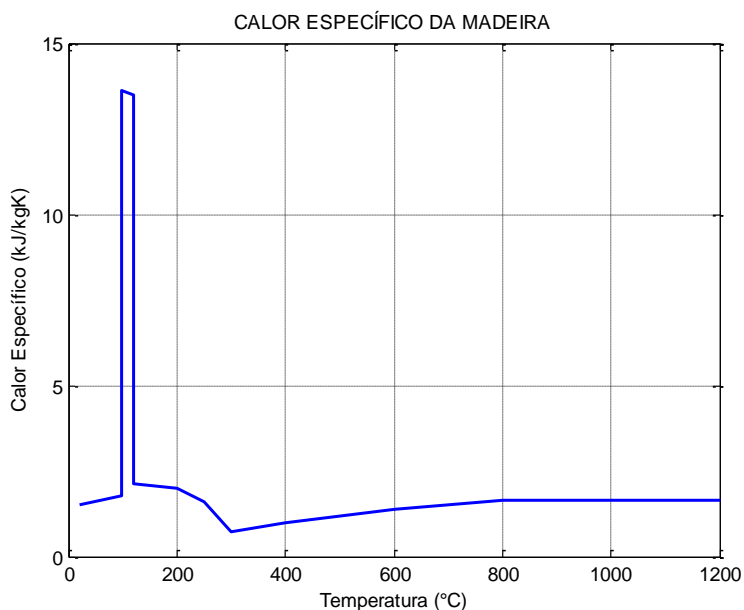


Figura B.10: Variação do calor específico da madeira devido à temperatura.



O EN 1995-1-2:2004 apresenta também a taxa de variação da densidade da *madeira macia* (*softwood*). Esta taxa depende da umidade da madeira e a curva da Figura B.11 corresponde a uma madeira com 12% de umidade.

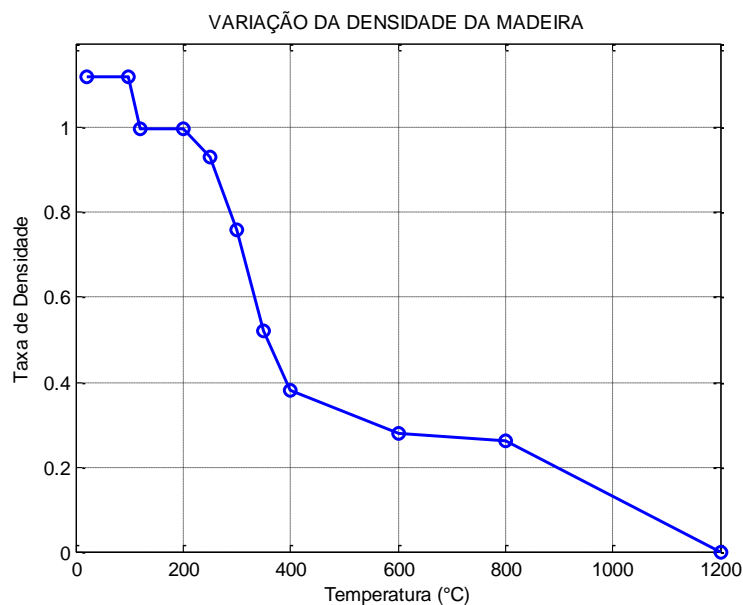


Figura B.11: Taxa de variação da densidade da madeira com a temperatura.

Com relação às propriedades mecânicas da madeira o EN 1995-1-2:2004 afirma que os valores calculados para a resistência local e módulo de elasticidade devem ser multiplicados por fatores de redução de temperatura apresentados pela Figura B.12 e Figura B.13.

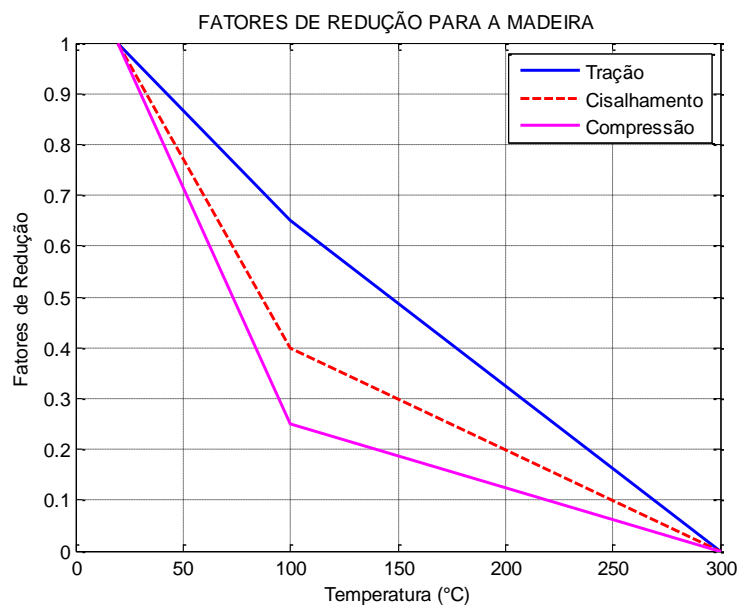


Figura B.12: Fatores de redução para carregamentos paralelos à fibra da madeira.

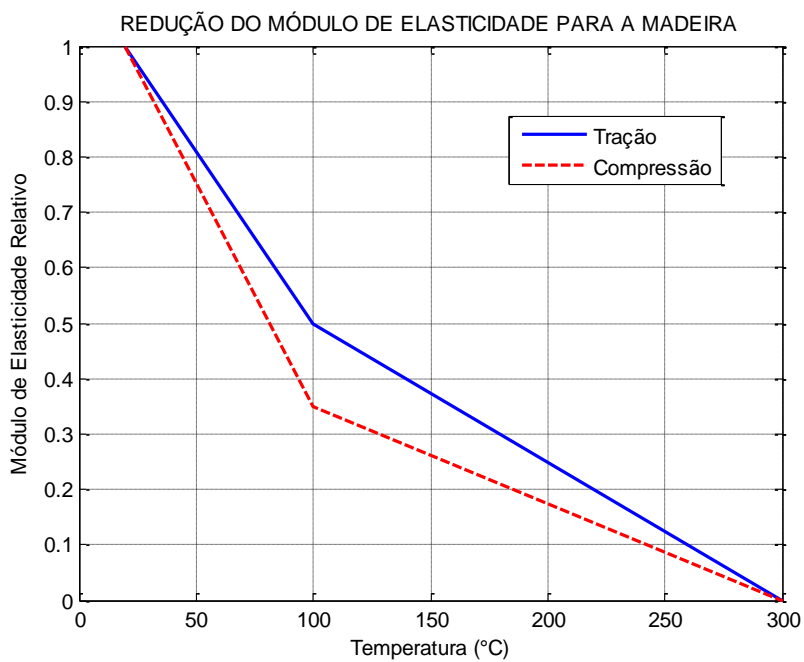


Figura B.13: Efeito da temperatura no módulo de elasticidade paralelo as fibras.

## ANEXO C – PROCESSO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR POR RADIAÇÃO

Segundo Wang (2002), a *radiação* é o processo de transferência de calor por meio de ondas eletromagnéticas que podem ser *absorvidas, transmitidas ou refletidas* em uma superfície. A quantidade de radiação de cada uma dessas parcelas depende da temperatura, do comprimento de onda eletromagnética e das propriedades do corpo atingido pela radiação. Nesse contexto, termos como absorvância ( $\chi$ ), refletividade ( $\Psi$ ) e transmitância ( $\tau$ ) são utilizados para representar cada uma das parcelas de radiação que o corpo absorve, reflete e transmite, respectivamente (Equação B.1).

$$\chi + \Psi + \tau = 1 \quad (\text{B.1})$$

Existe um caso particular em que toda a radiação incidente é absorvida pelo corpo (não há parcelas de transmissão nem de reflexão), ou seja,  $\chi = 1$ . Quando isso ocorre esse corpo é chamado de “corpo negro” e, além da perfeita absorção ele é também um perfeito emissor, resultando no fato de que nenhum outro corpo pode emitir mais radiação térmica (por unidade de área) do que um corpo negro.

A quantidade de radiação emitida por uma superfície de corpo negro ( $E_b$ ) é dada pela lei de *Stefan-Boltzmann* (Equação B.2), na qual  $\sigma$  é a constante de *Stefan-Boltzmann* (com valor igual a  $5,67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}^4)$ ) e  $T$  é a temperatura em Kelvin (Lienhard IV e Lienhard V, 2005).

$$E_b = \sigma T^4 \quad (\text{B.2})$$

Deve-se ressaltar que nenhum corpo real pode emitir ou absorver toda radiação como se fosse um corpo negro. Dessa forma à Equação B.2 é adicionado um novo parâmetro denominado emissividade ( $\varepsilon$ ), que representa a relação entre a radiação total emitida pela superfície de um corpo qualquer e aquela emitida pela superfície do corpo negro (sendo que  $0 < \varepsilon \leq 1$ ). Assim, a radiação total emitida por uma superfície de um corpo qualquer é dada pela Equação (B.3).

$$E = \varepsilon \sigma T^4 \quad (\text{B.3})$$

De forma geral a emissividade é dependente do comprimento de onda da energia radiante, da temperatura da superfície e do ângulo de incidência da radiação. Porém, para casos em que a emissividade é independente desses fatores, a superfície radiante é denominada *superfície de corpo cinza*. Para problemas de engenharia de segurança contra incêndio é adotada a *superfície de corpo cinza* ao invés de serem utilizadas as considerações de corpo negro.

Segundo Wang (2002) a solução analítica para problemas de troca de calor entre *superfícies de corpo cinza*, assim como boa parte dos problemas de engenharia que envolve incêndio, somente existe para casos simples, tais como o exemplo de duas placas infinitas paralelas separadas por uma distância pequena comparada ao comprimento das mesmas, permitindo a consideração das perturbações nos cantos das placas como desprezíveis.

O fluxo de calor por radiação, para situações de estruturas em situação de incêndio, pode ser determinado a partir da lei de Kirchhoff, resultando na Equação B.4.

$$q = \varepsilon_r \sigma (T_1^4 - T_2^4) A \quad (\text{B.4})$$

Na Equação B.4,  $A$  é a área da superfície,  $T_1$  e  $T_2$  são as temperaturas das superfícies 1 e 2, respectivamente, e  $\varepsilon_r$  é a emissividade resultante, que pode ser calculada pela Equação B.5, na qual  $\varepsilon_1$  e  $\varepsilon_2$  são as emissividades das superfícies 1 e 2, respectivamente.

$$\varepsilon_r = \frac{1}{1/\varepsilon_1 + 1/\varepsilon_2 - 1} = \frac{\varepsilon_1 \varepsilon_2}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 - \varepsilon_1 \varepsilon_2} \quad (\text{B.5})$$

Porém, nem todos os casos a serem analisados tratam de superfícies paralelas. Nesse caso é necessário usar um fator de configuração ( $\Phi$ ) e o fluxo de calor passa a ser dado pela Equação B.6, segundo o EN 1991-1-2:2002.

$$q = \Phi \varepsilon_r \sigma (T_1^4 - T_2^4) A \quad (\text{B.6})$$

$$q = \Phi \varepsilon_m \varepsilon_f \sigma (T_1^4 - T_2^4) A \quad (\text{B.7})$$

Nas Equações B.6 e B.7,  $\varepsilon_m$  e  $\varepsilon_f$  são as emissividades da superfície do material de construção e do fogo, respectivamente, podendo adotar  $\Phi = 1$ ,  $\varepsilon_m = 0,8$  e  $\varepsilon_f = 1,0$ .