

Fire behavior of shallow prestressed hollow core slabs from computational modeling

Análise do comportamento de lajes alveolares de altura reduzida em situação de incêndio via modelagem computacional



D. L. ARAÚJO ^a

dlaraujo@ufg.br

<https://orcid.org/0000-0002-6802-4637>

G. D. C. PINTO ^a

guilhermecosta.engcivil@gmail.com

<https://orcid.org/0000-0001-6559-7483>

Abstract

Prestressed hollow core slabs are one of the structural systems whose use has increased the most in recent years in Brazil due to its efficiency and versatility. They can be used in many types of structural systems, such as masonry, precast concrete, cast-in-place concrete and steel structures. However, there are few analytical models to evaluate the fire behavior of hollow core slabs. In a simplified way, the fire resistance is evaluated indirectly through the minimum distance of the surface in contact with fire to the reinforcement axis. In this paper, some numerical models in finite element software were developed to analyze the variation of temperature with fire exposure time of shallow hollow core slabs, focusing on the presence of voids in the transversal section of the slab. The 500 °C isotherm method applied to 20 cm high slabs confirmed the Standard Fire Resistance obtained from the tabular method. However, when applied to shallow prestressed hollow core slabs that are 16 cm high, the 500 °C isotherm method indicated that the Standard Fire Resistance of these slabs is lower than values obtained from tabular methods.

Keywords: shallow hollow-core slabs, fire resistance, precast concrete, computational modeling.

Resumo

As lajes alveolares protendidas são um dos sistemas estruturais que mais ganhou força nos últimos anos no Brasil devido a sua eficiência e versatilidade. Podem ser empregadas em vários tipos de sistemas construtivos como: alvenaria estrutural, concreto pré-moldado, concreto moldado in loco e estrutura metálica. Contudo, ainda há poucos modelos de cálculo racionais para avaliar o comportamento ao fogo das lajes alveolares, sendo que, de forma simplificada, sua resistência ao fogo é avaliada de forma indireta pela garantia de uma distância mínima do eixo da armadura até a face do elemento estrutural submetida ao fogo. Neste artigo são apresentados alguns modelos numéricos desenvolvidos em um programa de elementos finitos para analisar a distribuição da temperatura em lajes alveolares de altura reduzida quando em situação de incêndio, com foco na influência da presença dos alvéolos. O método das isotermais de 500 °C aplicado a lajes com 20 cm de altura confirmaram alguns dos Tempos Requeridos de Resistência ao Fogo (TRRF) indicados nos métodos tabulares. Contudo, quando aplicados a lajes alveolares com altura de 16 cm, o método das isotermais de 500 °C indicou que o TRRF dessas lajes é inferior ao indicado nos métodos tabulares.

Palavras-chave: laje alveolar, incêndio, pré-moldado, modelagem computacional.

^a Universidade Federal de Goiás, Goiânia, GO, Brasil.

1. Introdução

No setor de pré-moldados, a laje alveolar é um elemento estrutural que teve um grande crescimento devido à sua versatilidade e agilidade na execução e montagem. Essa laje pode ser usada em vários sistemas construtivos: estruturas de concreto moldado no local, estruturas de concreto pré-moldado, alvenaria estrutural e até em estruturas metálicas. Embora a utilização da laje alveolar no Brasil tenha aumentado significativamente, na Europa ela é produzida em escala bem superior devido aos processos de industrialização e otimização dos projetos desenvolvidos em países como Alemanha, França e Inglaterra.

A laje alveolar, por ser um sistema estrutural bastante difundido, tem sido objeto de vários estudos para determinar o seu comportamento em situação de incêndio. Há trabalhos, tanto experimentais como numéricos por meio do Método dos Elementos Finitos (MEF), que contemplam as várias situações das lajes quanto ao carregamento e às condições de apoio da estrutura.

Na Europa e nos Estados Unidos há normas e manuais para o dimensionamento de estruturas em situação de incêndio, como o Eurocode 1 [1] e o ASTM-E119 [2] que tratam das principais definições sobre incêndio e das curvas de aquecimento. O Eurocode 2 [3] e o ACI-216.1-M-07 [4] abordam os métodos de dimensionamento e trazem coeficientes de redução da resistência dos materiais com a elevação da temperatura. Especificamente com relação ao dimensionamento das lajes alveolares em situação de incêndio, têm-se as recomendações do manual do PCI [5] e da BS EN 1168 [6] que podem ser utilizados no projeto de estruturas de concreto com esse tipo de elemento estrutural.

No Brasil, o projeto de estruturas de concreto em situação de incêndio é abordado nas normas ABNT NBR 15200:2012 [7] e ABNT NBR 14432:2001 [8]. A norma ABNT NBR 15200:2012 [7] apresenta apenas um método tabular para o dimensionamento em situação de incêndio e não trata em suas tabelas do dimensionamento de lajes alveolares. Já a recente norma de estruturas pré-moldadas ABNT NBR 9062:2017 [9] apresenta critérios para dimensionamento de lajes alveolares em situação de incêndio, contudo esse critério baseia-se unicamente na recomendação de valores mínimos para a altura da laje alveolar e para a distância do eixo da armadura até a face do elemento estrutural submetida ao fogo.

Assim, este artigo tem como objetivo determinar o campo de temperatura em lajes alveolares protendidas de altura reduzida quando em situação de incêndio por meio de simulações computacionais em programas baseados no Método dos Elementos Finitos e considerando a presença dos alvéolos na seção transversal. As estratégias de modelagem térmica desenvolvidas são validadas por meio da comparação dos resultados de um modelo numérico termoestrutural com resultados de ensaios de lajes alveolares submetidas à flexão em situação de incêndio disponíveis na literatura. Ao final, é utilizado o método da isoterma de 500 °C para estimar a redução do momento fletor resistente em função do tempo de exposição ao fogo de uma laje alveolar de pequena altura. É importante que haja um maior aprofundamento do entedimento do comportamento de lajes alveolares em situação de incêndio. Há vários trabalhos na literatura que abordam o comportamento de vigas e pilares de concreto armado em situação de incêndio

[10-13], além de estruturas mistas aço-concreto [14-17]. Também há vários trabalhos que abordam o comportamento de lajes alveolares em situação de incêndio, seja por meio de ensaios ou de modelagem computacional [18-27]. Contudo, em sua grande maioria esses trabalhos abordam lajes de alturas maiores, sendo que a menor altura analisada nesses trabalhos é de 20 cm e na maioria com alvéolos circulares. Assim, ainda há uma lacuna de conhecimento sobre as lajes alveolares com alturas menores que 20 cm e que são empregadas em edificações de menores vãos.

2. Métodos de dimensionamento de estruturas de concreto armado em situação de incêndio

Segundo Costa [28], dimensionar uma estrutura em situação de incêndio é analisar as repostas térmicas e mecânicas da estrutura sob uma ação térmica transiente. Ao analisar uma estrutura em temperatura ambiente, isto é, considerando somente as cargas estáticas de serviço, o procedimento é mais simples por se conhecer o comportamento das peças – sejam elas vigas, lajes ou pilares – e quais são os seus mecanismos de ruptura.

Já em situação de incêndio, por ser uma ação excepcional, assim como terremotos ou explosões que impactam na dinâmica das estruturas, os elementos estruturais se comportam de uma maneira pouco conhecida. Há grande influência das propriedades térmicas dos materiais na forma como o calor é transferido na estrutura. Há, ainda, a questão de como a temperatura da estrutura aumenta com o passar do tempo e se o ambiente é compartimentado ou não.

Segundo Costa [28], a análise térmica quantifica a transmissão de calor da face exposta para o interior do elemento por meio do fenômeno de condução, estabelecendo-se a distribuição interna de temperaturas na seção transversal em cada instante. De forma mais ampla, a análise térmica de uma estrutura também é afetada pelos fenômenos de radiação e convecção. De posse da distribuição de temperatura na seção transversal, é possível determinar a resistência mecânica dos materiais constituintes, isto é, aço e concreto, em temperatura elevada. Ao se aplicar gradualmente o campo de temperaturas previamente determinado a um elemento estrutural solicitado por um carregamento mecânico, tem-se uma análise termoestrutural.

Um bom dimensionamento da estrutura de concreto em situação de incêndio garante os seguintes requisitos: as ligações entre os elementos estruturais suportam as ações térmicas na estrutura e o calor não consegue propagar rapidamente ao longo da estrutura para evitar que outros elementos estruturais sejam afetados pela ação do fogo.

Ao dimensionar uma estrutura em situação de incêndio, busca-se que os elementos estruturais tenham dimensões que possam suportar os esforços provenientes das cargas térmica e mecânica. O projetista deve garantir que a estrutura atenda ao Tempo Requerido de Resistência ao Fogo (TRRF) desejado [29]. A ABNT NBR 14432:2001 [8] define o TRRF como o tempo mínimo de resistência ao fogo de um elemento construtivo quando sujeito ao incêndio-padrão. Já a resistência ao fogo é a propriedade de um elemento de construção quando submetido ao fogo por determinado período manter a segurança estrutural, a estanqueidade e o

isolamento. Segundo Silva [30], o TRRF não significa a duração de um incêndio, nem tempo de desocupação ou tempo-resposta do Corpo de Bombeiros, mas sim um parâmetro para projeto.

2.1 Método tabular

Os métodos tabulares são os mais simples, tradicionais e mais utilizados para a prática de projetos estruturais. Por se tratar de uma maneira simples de dimensionar uma estrutura, esses métodos envolvem várias restrições e são bastante a favor da segurança. Para valores não tabelados, recorre-se a interpolações para se chegar aos resultados desejados. A aplicação é restrita a elementos usuais, de geometria bem definida e que consta nas tabelas. Essas tabelas baseiam-se no princípio de quanto mais longe o centro geométrico da armadura estiver da face de concreto exposta ao calor, menor será a sua temperatura e, conseqüentemente, mais segura será a estrutura em situação de incêndio. As temperaturas tendem a diminuir no centro da seção transversal do concreto devido à sua baixa capacidade de conduzir calor e, por isso, quanto maior a espessura das peças e a distância do eixo da armadura à face exposta ao calor, mais tempo decorrerá até o elemento estrutural atingir a ruína sob o carregamento atuante. No método tabular não há necessidade de se checar a capacidade resistente à flexão, ao cisalhamento, à torção e as condições de apoio (ancoragem na estrutura). Também não é considerada a verificação da desagregação do concreto (spalling).

A norma brasileira ABNT NBR 15200:2012 [7] é baseada no Eurocode 2 [3] e utiliza tabelas para o projeto de estruturas de concreto em situação de incêndio. Os valores mínimos de espessuras dos elementos estruturais e da distância do centro geométrico da armadura à face exposta ao fogo dependem do tipo de elemento estrutural e do TRRF, o qual é função do tipo de construção (resi-

dencial, comercial, industrial, educacional, etc). A Tabela 1 mostra a espessura mínima para lajes simplesmente apoiadas, levando em conta a distância mínima (c_1) do centro geométrico da armadura à face exposta ao fogo, segundo a ABNT NBR 15200:2012 [7]. As tabelas de dimensionamento foram elaboradas considerando os esforços solicitantes de cálculo na estrutura em situação de incêndio iguais a 70% das solicitações de cálculo à temperatura ambiente. Logo, as dimensões indicadas nas tabelas podem ser reduzidas para elementos nos quais o valor de cálculo da solicitação em situação de incêndio seja inferior a 70% do valor de cálculo em temperatura ambiente. A Tabela 2 mostra as dimensões mínimas para lajes nervuradas simplesmente apoiadas, de acordo com a NBR 15200:2012 [7]. Os valores de c_1 nas Tabelas 1 e 2 são válidos para armadura passiva e devem ser acrescidos de 15 mm para fios e cordoalhas protendidas.

A mais recente versão da ABNT NBR 9062:2017 [9] traz recomendações para o dimensionamento de lajes alveolares em situação de incêndio e baseia-se na limitação da distância do centro geométrico da armadura à face exposta ao fogo (c_1) e na relação entre o momento solicitante em situação de incêndio (M_{sd}) e o momento resistente (M_{rd}) a temperatura ambiente. A Tabela 3 mostra as combinações entre espessura da laje (h) e distância c_1 para cada nível de carregamento (M_{sd}/M_{rd}). A espessura da laje indicada na Tabela 3 pode ser considerada como a soma da espessura da laje alveolar com a espessura da capa de concreto. Além disso, esses valores valem para lajes alveolares com índice de vazios (relação entre a espessura média e a altura da laje) maior ou igual a 0,5.

2.2 Método da isoterma de 500 °C

Este método foi idealizado na Suécia e é um dos mais conhecidos do meio técnico. Segundo Aguado *et al.* [21], conhecido o campo

Tabela 1

Espessura mínima (h) e distância mínima do eixo da armadura à face exposta ao fogo (c_1) para lajes simplesmente apoiadas [7]

TRRF (min)	h (mm)	c_1 (mm)		
		Laje armada em duas direções $l_x/l_y \leq 1.5$	Laje armada em duas direções $1.5 \leq l_x/l_y \leq 2.0$	Laje armada em uma direção $l_x/l_y \geq 2.0$
30	60	10	10	10
60	80	10	15	20
90	100	15	20	30
120	120	20	25	40
180	150	30	40	55

Tabela 2

Dimensões mínimas para lajes nervuradas simplesmente apoiadas em situação de incêndio [7]

TRRF (min)	Nervuras: combinações de b_{min}/c_1 (mm/mm) ¹			Capa: h/c_1 (mm/mm) ²
	1	2	3	
30	80/15	—	—	60/10
60	100/35	120/25	190/15	80/10
90	120/45	160/40	250/30	100/15
120	160/60	190/55	300/40	120/20
180	220/75	260/70	410/60	150/30

¹ b_{min} corresponde à largura mínima da nervura ao nível do centro geométrico das armaduras; ² h é a altura mínima da laje

Tabela 3
Dimensões mínimas para lajes alveolares biapoiadas [9]

TRRF (mín)	Espessura mínima total da laje (com ou sem capa) / distância c_1 mínima mm/mm			
	M_{sd}/M_{rd} (%)	M_{sd}/M_{rd} (%)	M_{sd}/M_{rd} (%)	M_{sd}/M_{rd} (%)
	30-39	40-49	50-59	> 60
30	—	—	—	Todas as lajes/30
60	—	—	—	150/30
90	—	200/35 265/35 320/35 400/35	200/40 265/40 320/40 400/40	200/40
120	—	200/40 265/40 320/40 400/40	—	200/50
180	200/50 265/50 320/50 400/50	200/60	265/60 320/60 400/60	—

de temperatura da seção transversal da estrutura, na região onde a temperatura for igual ou maior a 500 °C a seção transversal de concreto é desprezada, enquanto o restante da seção de concreto é considerado à temperatura ambiente para estimativa da resistência ao fogo do elemento estrutural. É importante salientar que mesmo que o aço se encontre na região com temperatura maior que 500 °C ele não é desprezado na análise, porém tem suas propriedades mecânicas reduzidas em função da temperatura.

Ensaio realizados com diferentes carregamentos e TRRF's confirmaram que a simplificação de desprezar a seção transversal que atingiu a temperatura de 500 °C é válida para concretos de densidade normal e agregados silicosos [28].

Segundo Klein Júnior [29], o método da isoterma de 500 °C pode ser aplicado para qualquer curva de incêndio, desde que os dados da seção transversal (altura, largura e posição do centro geométrico da armadura) em análise e a distribuição de temperatura sejam conhecidos. Esse modelo de cálculo é válido para elementos estruturais submetidos à flexão simples ou flexão normal composta. Os procedimentos básicos de cálculo desse método são: determinar a distribuição de temperatura na seção transversal da estrutura em função do TRRF; reduzir a seção transversal, desprezando as áreas de concreto com temperatura acima de 500 °C; determinar a temperatura na armadura; reduzir as propriedades mecânicas do aço em função da temperatura; estimar o esforço resistente da estrutura considerando a seção transversal e as propriedades do aço e do concreto reduzidas. Finalmente, deve-se comparar o esforço resistente estimado em temperatura elevada com o esforço solicitante em situação de incêndio.

3. Simulação computacional

O programa DIANA® 9.6 [31] é um código computacional baseado no Método dos Elementos Finitos que, além de aplicações em estruturas típicas de Engenharia Civil, é utilizado para soluções em casos da Engenharia Mecânica (máquinas, equipamentos, etc), Biomecânica, Genética, entre outras. No caso da análise termo-estrutural, o programa DIANA® 9.6 [31] possui um módulo com funções específicas para o processamento da estrutura. Trata-se

da junção do módulo estrutural não linear com o de fluxo térmico. Cada um deles possui seu próprio conjunto de elementos finitos, carregamentos e propriedade dos materiais.

Segundo Rocha [32], todos os dados devem ser considerados em apenas um modelo, pois em análises termoestruturais acopladas o programa DIANA® irá automaticamente converter os resultados da análise térmica em dados para a análise estrutural. O modelo térmico deve ser formado por elementos com interpolação linear, enquanto que no modelo estrutural os elementos podem ter interpolação quadrática, sendo o próprio programa responsável pela compatibilização dos elementos.

3.1 Lei constitutiva dos materiais

Dever ser definida uma lei constitutiva para representar o comportamento mecânico dos materiais em temperatura ambiente, bem como deve-se definir a variação dessas propriedades com a temperatura. Nesse artigo, a variação das propriedades mecânicas com a temperatura foi definida conforme mostrado na Figura 1, o que é semelhante ao recomendado no Eurocode 2 [3]. O aço foi considerado um material elastoplástico perfeito com critério de plastificação de von Mises, tanto à temperatura ambiente quanto em alta temperatura.

Em relação ao concreto, o programa DIANA® 9.6 [31] não permite considerar um modelo mecânico multilinear para o concreto, nas situações de compressão e tração, variando com a temperatura. Por isso, foram utilizados outros modelos constitutivos baseados na formulação de deformação total (*Total strain crack models*), com fissuração distribuída, que simulam o comportamento mecânico do concreto pelo seu diagrama tensão-deformação uniaxial. O programa DIANA® 9.6 [31] apresenta alguns modelos constitutivos para representar o comportamento do concreto à tração, tendo sido adotado neste artigo o modelo exponencial mostrado na Figura 2a. Para o regime de compressão foi adotado o modelo parabólico mostrado na Figura 2b. Os valores da energia no modo I fratura (G_I), bem como a variação do mesmo com a temperatura, seguiu o recomendado nos trabalhos de Rocha [32] e de Santos [33], mostrado na Figura 1, e que apresentaram bons resultados

quando comparados a resultados experimentais de vigas mistas aço-concreto. A energia na compressão (G_c), em todas as análises, foi tomada igual a cem vezes a energia no modo I de fra-

tura [34]. Assim, o valor da energia na compressão variou com a temperatura conforme a variação adotada para a energia no modo I de fraturamento.

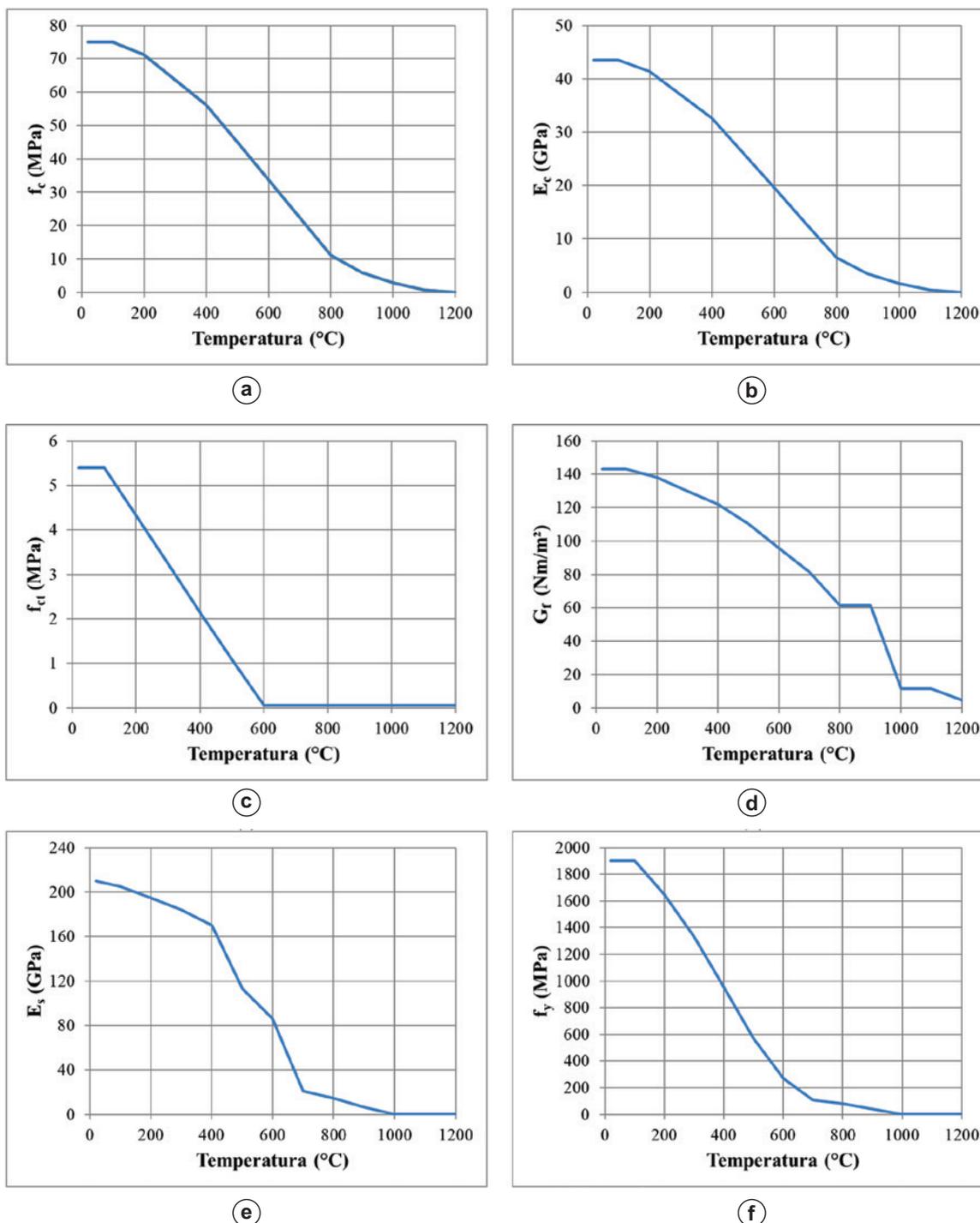


Figura 1

Variação das propriedades mecânicas do concreto e do aço com a temperatura: (a) Resistência à compressão do concreto (agregado silicoso); (b) Módulo de elasticidade do concreto; (c) Resistência à tração do concreto; (d) Energia no modo I de fratura do concreto; (e) Módulo de elasticidade do aço; (f) Resistência ao escoamento do aço de protensão

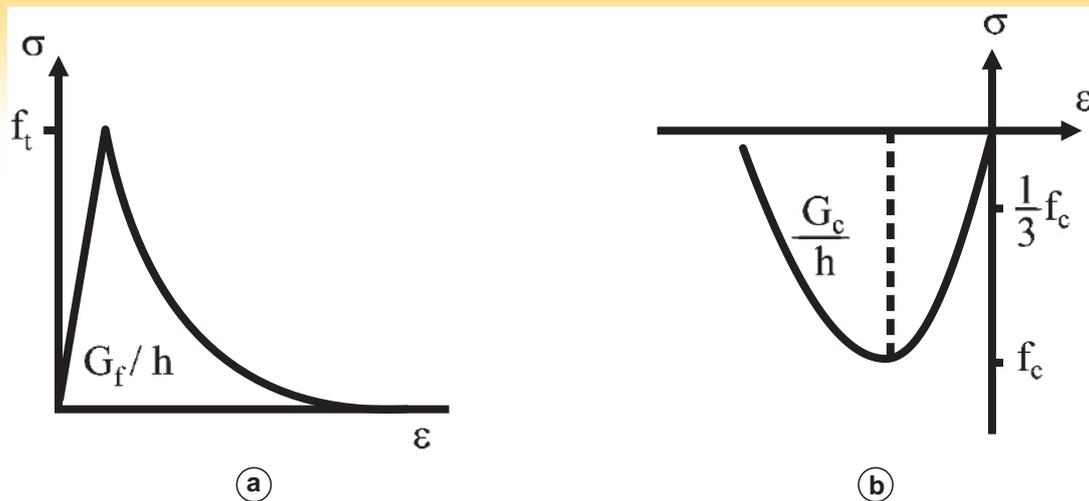


Figura 2
Modelos constitutivos do concreto [31]

3.2 Malha de elementos finitos

Para a análise de uma estrutura submetida a uma fonte externa de calor são necessários dois tipos de elementos finitos: um para representar o volume do elemento estrutural e outro para as regiões onde são aplicadas as cargas térmicas, também chamadas de regiões de contorno, para que o calor seja transferido ao longo da estrutura. Nas modelagens térmicas de lajes alveolares em duas dimensões foi utilizado, para representar a seção transversal das lajes, o elemento finito Q4HT, que é um elemento plano, quadrilateral isoparamétrico de 4 nós, de interpolação linear e integração de Gauss, mostrado

na Figura 3. Para as regiões de contorno, foi utilizado o elemento de linha B2HT que é linear isoparamétrico de dois nós, de interpolação linear e integração de Gauss, mostrado na Figura 4.

Para as análises termoestruturais tridimensionais foi utilizado, para representar a laje alveolar, o elemento CHX60 que é um elemento sólido, isoparamétrico de 20 nós, de interpolação quadrática e integração de Gauss, mostrado na Figura 5. Para os elementos de contorno que fazem a transferência de calor para a estrutura, foi utilizado o elemento BQ4HT que é um elemento quadrilateral plano de quatro nós,

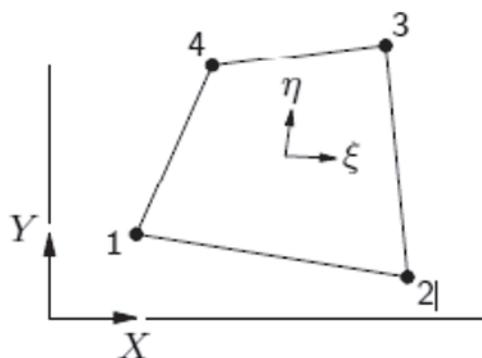


Figura 3
Elemento finito Q4HT [31]

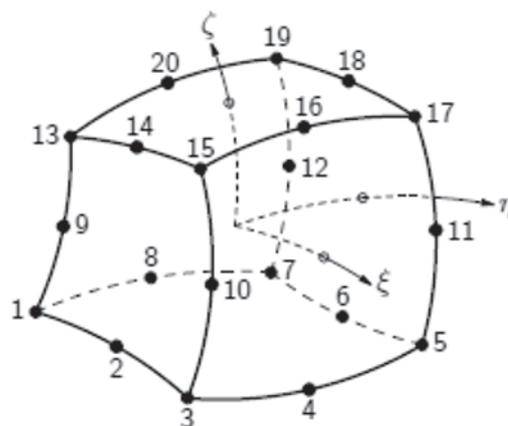


Figura 5
Elemento finito CHX60 [31]

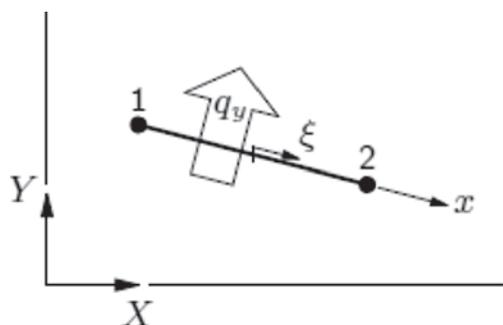


Figura 4
Elemento finito B2HT [31]

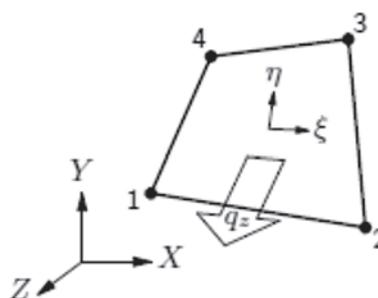


Figura 6
Elemento finito BQ4HT [31]

de interpolação linear e integração de Gauss, mostrado na Figura 6. Nesse caso, como o elemento de contorno é linear e não possui nós intermediários em sua estrutura, ele é, inicialmente, incompatível com o elemento CHX60. O programa DIANA® 9.6 faz internamente a compatibilização do elemento estrutural com o elemento de transferência de calor [31]. A temperatura ambiente foi definida como 20 °C nas faces não expostas ao calor.

As cordoalhas de protensão foram representadas por elementos do tipo *embedment reinforcement* que simulam a presença da armadura na malha de concreto com aderência perfeita. A protensão foi aplicada no modelo como condição inicial de carregamento.

3.3 Carregamentos e condições de contorno

Foram desenvolvidos dois tipos de modelagem computacional, isto é, uma modelagem térmica bidimensional e uma modelagem termoestrutural tridimensional. Nas modelagens térmicas no DIANA® 9.6 [31] foi considerada a transferência de calor por convecção e radiação. A carga mecânica, no modelo termoestrutural em três dimensões, foi aplicada em forma de pressão na região de aplicação do carregamento.

Para a análise térmica, as condições de contorno são definidas nos locais onde ocorrem ou perda ou ganho de calor para o meio externo. No caso da laje alveolar, a face inferior está diretamente em contato com a fonte de calor. A face superior e as faces laterais estão isoladas da fonte de calor e não transferem calor para o meio

externo. Já no interior dos alvéolos há transferência de calor de sua face inferior para a face superior por meio do aquecimento do ar presente nos alvéolos. Assim, a transferência de calor ao longo da seção transversal da laje dá-se por convecção e radiação.

No caso da modelagem termoestrutural, a análise é realizada em três etapas. Na primeira etapa é feita a introdução do campo inicial de tensões devido às cordoalhas de protensão, o qual se mantém inalterado ao longo do tempo. Isto é, não se considera a perda de protensão com o aumento da temperatura, mas apenas aquela ocorrida antes da fase de aquecimento. Na segunda etapa é aplicado o carregamento mecânico, de serviço, à laje. Este é aplicado de forma incremental, caracterizando uma análise mecânica não linear. Finalmente, na terceira etapa, o campo de temperatura é importado da análise térmica e é realizada uma análise transiente, visando representar o comportamento da laje alveolar carregada quando submetida a um aquecimento oriundo de um incêndio padrão. Nessa etapa, as propriedades mecânicas dos materiais variam em função do campo térmico da seção transversal ao longo do tempo de exposição ao fogo seguindo a lei constitutiva anteriormente definida. Essa metodologia é semelhante à realizada em pesquisas anteriores [20].

4. Validação do modelo computacional

Neste item é apresentado o resultado da validação da simulação computacional no programa DIANA® por meio da comparação dos resultados numéricos com valores experimentais obtidos por

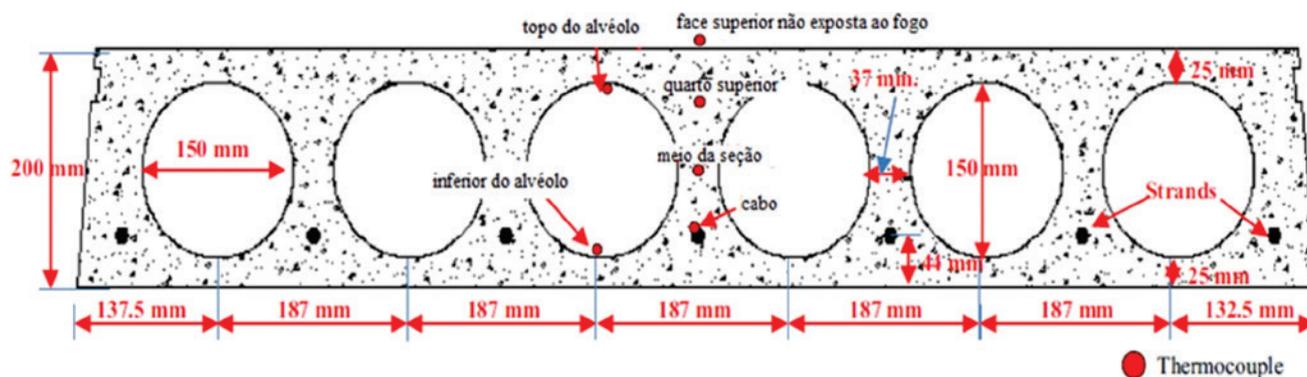


Figura 7
Seção transversal da laje alveolar utilizada na validação do modelo computacional [26]

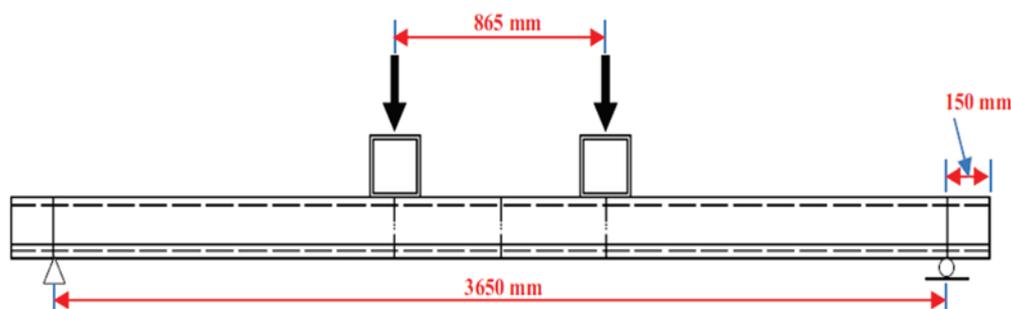


Figura 8
Esquema de carregamento da laje alveolar utilizada na validação do modelo computacional [26]

Tabela 4

Propriedades térmicas e mecânicas¹ do concreto e do aço

Propriedade	Concreto	Aço
Condutividade térmica (W/m·°C)	1,33	5,33
Capacitância (W/kg·°C)	2,16 × 10 ⁶	3,45 × 10 ⁶
Módulo de elasticidade (MPa)	43500	210000
Resistência à compressão (MPa)	75	—
Resistência à tração (MPa)	5,40	1900
Energia de fratura (N/m)	143	—
Coefficiente de condutividade (W/m ² ·°C)	25	—
Emissividade	0,7	—

¹ As propriedades mecânicas do concreto e do aço não especificadas por Shakya e Kodur [26] foram retiradas da referência [36]

Shakya e Kodur [26] de lajes alveolares submetidas a um incêndio-padrão segundo a curva da ASTM-E119.

4.1 Propriedades geométricas da laje

Shakya e Kodur [26] ensaiaram e simularam computacionalmente seis lajes alveolares submetidas a carregamento de serviço e diferentes curvas de incêndio. Neste artigo, escolheu-se para validar o modelo computacional uma das lajes ensaiadas por esses autores, confeccionada com agregado graúdo do tipo carbonato, e que foi submetida ao aquecimento segundo a curva de incêndio-padrão definida pela ASTM E-119 [2]. As lajes ensaiadas pelos autores possuíam 4,0 m de vão, 1,20 m de largura, 20 cm de altura, seis alvéolos circulares e sete cordoalhas de protensão de 12,7 mm. Nas Figuras 7 e 8 são mostradas a seção transversal das lajes alveolares e o esquema de carregamento mecânico, respectivamente. As lajes alveolares possuíam concreto com resistência à compressão de 75 MPa e foram projetadas conforme o Manual do PCI [5]. Os apoios estavam liberados para a rotação. Foi aplicado um carregamento mecânico à laje de 69,4 kN, o que correspondia a 60% da resistência à flexão da laje em temperatura ambiente. Além dos ensaios, Shakya e Kodur [26] desenvolveram modelos numéricos em um programa de elementos finitos para representar o comportamento das lajes alveolares em situação de incêndio. Maiores informações sobre os ensaios podem ser obtidas na referência [26].

4.2 Propriedades dos materiais

A Tabela 4 apresenta as propriedades térmicas e mecânicas do aço e do concreto utilizadas na modelagem computacional. Vale ressaltar que Shakya e Kodur [26] informaram em seu trabalho apenas as propriedades mecânicas do concreto e do aço em temperatura ambiente, não informando a variação dessas propriedades com a temperatura. A variação das propriedades mecânicas

Tabela 5

Propriedades térmicas do ar

Condutividade térmica (W/m·°C)	Capacitância (W/kg·°C)
0,023	1210

do concreto e do aço com a temperatura utilizada nas modelagens deste artigo são mostradas na Figura 1.

4.3 Malha de elementos finitos e estratégia de modelagem

Na construção do modelo computacional no DIANA® 9.6 foram realizadas três estratégias de modelagem para determinação do campo de temperatura na seção transversal da laje: a primeira com carga térmica somente na região inferior da laje, a segunda preenchendo os alvéolos com ar (admitindo as propriedades de condutividade térmica e capacitância do ar mostradas na Tabela 5), ao invés de deixar somente os vazios, e a terceira aplicando carga térmica de convecção e radiação também na face superior dos alvéolos (Figura 9). A Figura 10 mostra a malha final utilizada na modelagem da laje alveolar considerando o ar no interior dos alvéolos.

A primeira estratégia de modelagem é a tipicamente utilizada em vários trabalhos, ou seja, é feita a modelagem da laje alveolar sem considerar o fluxo de calor na região interna dos alvéolos [35]. A segunda estratégia de modelagem considera uma laje maciça, porém na região dos alvéolos as propriedades térmicas são alteradas para as do ar. O objetivo é verificar se o fluxo de calor transferido por essa região representaria a situação observada na modelagem realizada por Shakya e Kodur [26]. Essa estratégia é semelhante a utilizada em outras pesquisas [27].

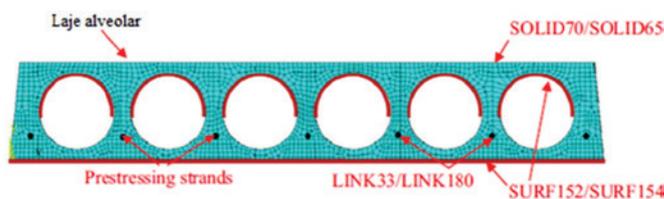


Figura 9

Laje alveolar discretizada em elementos finitos por Shakya e Kodur considerando o fluxo de calor no interior dos alvéolos [26]

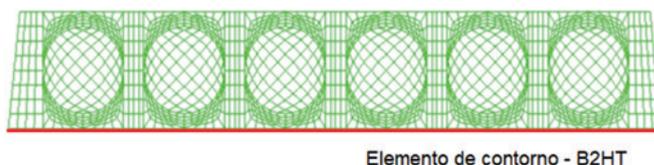


Figura 10

Laje alveolar representada com a malha de elementos finitos Q4HT e alvéolos preenchidos com as propriedades térmicas do ar

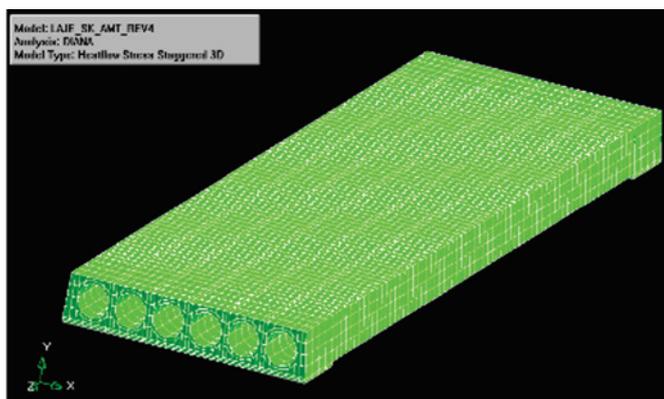


Figura 11
Malha de elementos finitos da laje alveolar para modelagem tridimensional termoestrutural

Já na terceira estratégia de modelagem, semelhante ao realizado por Shakya e Kodur [26] e Aguado *et al.* [20], há elementos de contorno para transferência do calor tanto na face inferior da laje quanto na metade superior dos alvéolos. No ensaio não foi determinado com exatidão como o calor se propaga dentro do alvéolo. Para

simular essa propagação de calor no interior dos vazios, Shakya e Kodur [26] propuseram que fosse definida uma curva de aquecimento específica para a face superior dos alvéolos que difere da curva de aquecimento da face inferior da laje. Neste trabalho, tal curva foi construída a partir das médias das temperaturas em cada nó da malha de elementos finitos que compõem a metade inferior do alvéolo para cada intervalo de tempo. Essa curva foi aplicada aos elementos de contorno na metade superior dos alvéolos para simular a transferência de calor por convecção e radiação no interior dos alvéolos com o aquecimento da face inferior da laje. Essa metodologia é semelhante à utilizada por Aguado *et al.* [20].

Para validação dessas estratégias de modelagem térmica, foi realizada uma modelagem termoestrutural tridimensional (Figura 11), cujo resultado foi comparado com os resultados obtidos por Shakya e Kodur [26] de modelagens computacionais no programa ANSYS. Os principais resultados analisados são o deslocamento vertical da laje e o seu panorama de fissuração ao longo do tempo.

4.4 Resultados da modelagem térmica

Os resultados encontrados para o campo de temperatura a partir das três estratégias de modelagem térmica bidimensional realizadas no DIANA® 9.6 são mostrados nas Figuras 12, 13 e 14. Na primeira estratégia, na qual considerou-se a carga térmica apenas



Figura 12
Campo de temperatura na seção transversal da laje alveolar - primeira estratégia: a) 60 minutos; b) 120 minutos

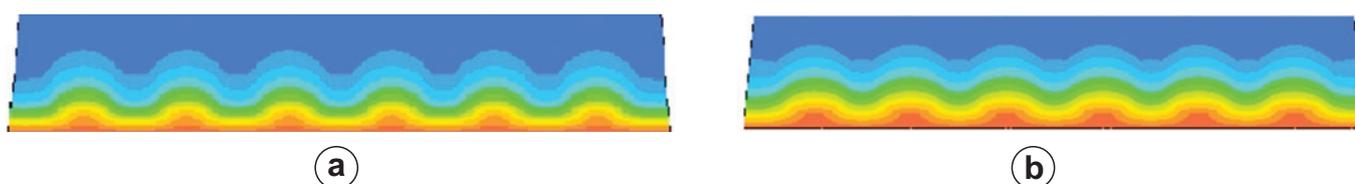


Figura 13
Campo de temperatura na seção transversal da laje alveolar - segunda estratégia: a) 60 minutos; b) 120 minutos



Figura 14
Campo de temperatura na seção transversal da laje alveolar - terceira estratégia: a) 60 minutos; b) 120 minutos

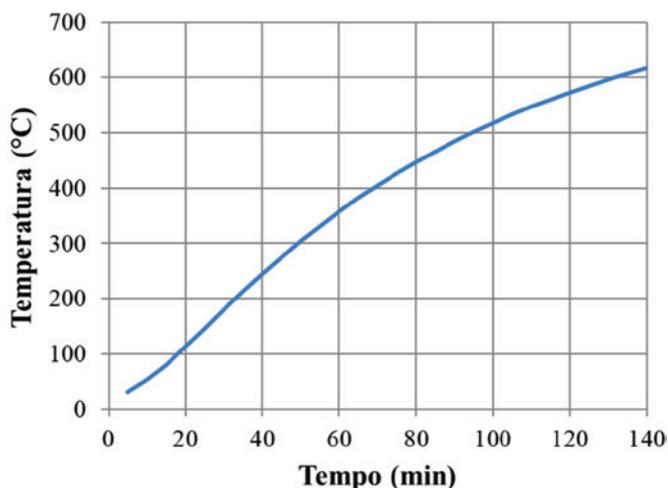


Figura 15
Curva de aquecimento aplicada na face superior do alvéolo para laje de 20 cm de altura com alvéolos circulares

na face inferior da laje, a temperatura máxima encontrada na face inferior foi de 876 °C e 998 °C após 60 e 120 minutos, respectivamente (Figura 12). A temperatura encontrada nas cordoalhas de protensão inferiores foi, aproximadamente, igual a 271 °C e 504 °C após 60 e 120 minutos, respectivamente. Na modelagem realizada por Shakya e Kodur [26] os valores obtidos foram de, aproximadamente, 300 °C após 60 minutos e 500 °C após 120 minutos de incêndio. A diferença de temperatura observada nas cordoalhas nessa estratégia de modelagem foi de 9,7% a menos para 60 minutos e 8,4% a mais para 120 minutos de incêndio. Na face superior da laje, não exposta à carga térmica, a temperatura obtida na primeira estratégia de modelagem foi igual a 42 °C, valor 82,7% menor que a obtida na modelagem feita por Shakya e Kodur [26]. Considerando-se o ar como um meio contínuo preenchendo todo o alvéolo (segunda estratégia), o campo de temperatura obtido

é mostrado na Figura 13. A temperatura máxima na face inferior após 60 e 120 minutos de incêndio foi de 908 °C e 1000 °C, respectivamente. Esses valores são maiores que os obtidos na primeira estratégia de modelagem. O campo de temperatura resultou com um formato ondulado ao longo da laje e a temperatura máxima encontrada na região das cordoalhas foi de 273 °C e 494 °C após 60 e 120 minutos, respectivamente. Isso representa uma diferença de 5,9% a menos para 60 minutos e 6,2% a mais para 120 minutos de incêndio em relação aos valores obtidos na modelagem de Shakya e Kodur [26]. Isso mostra que o fluxo de calor no interior dos alvéolos de fato afeta a distribuição de temperatura na seção transversal, implicando em maiores valores de temperatura em algumas regiões da seção transversal da laje.

O campo de temperatura obtido da terceira estratégia de modelagem é mostrado na Figura 14. A Figura 15 mostra a curva de aquecimento utilizada para aplicação da carga térmica na face superior dos alvéolos. A temperatura máxima encontrada na face inferior da laje foi praticamente a mesma da primeira estratégia de modelagem. Contudo, na região das cordoalhas a temperatura máxima subiu para 281 °C, após 60 minutos, e para 553 °C, após 120 minutos. A diferença em relação aos valores obtidos por Shakya e Kodur [26] em sua modelagem foi de 3,1% a menos para 60 minutos e 18,9% a mais para 120 minutos de incêndio, mostrando novamente a influência do fluxo de calor no interior dos alvéolos. Em relação à temperatura na face superior da laje, os resultados da terceira estratégia de modelagem são mais próximos dos valores obtidos por Shakya e Kodur [26] em sua modelagem e nos ensaios. A temperatura máxima obtida no DIANA® 9.6 foi de 296 °C, valor 19,5% maior que o valor obtido por Shakya e Kodur [26]. A Figura 16 apresenta os gráficos de evolução da temperatura em função do tempo em alguns pontos da seção transversal da laje para a primeira, segunda e terceira estratégias de modelagem. Esses pontos foram escolhidos pois são aqueles que foram monitorados no ensaio da laje em situação de incêndio. Comparando os resultados obtidos na modelagem feita no DIANA® 9.6 com os obtidos por Shakya e Kodur [26], nota-se que a terceira estratégia de modelagem é a que melhor representa a evolução da temperatura na região interna da laje. Por exemplo, a temperatura na face superior da laje na primeira estratégia depois de 140 minutos de

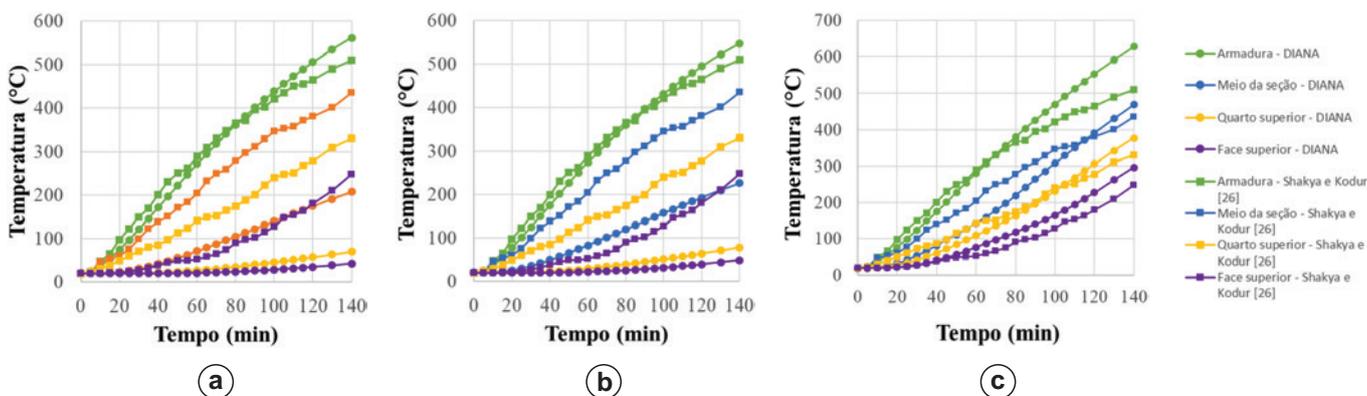
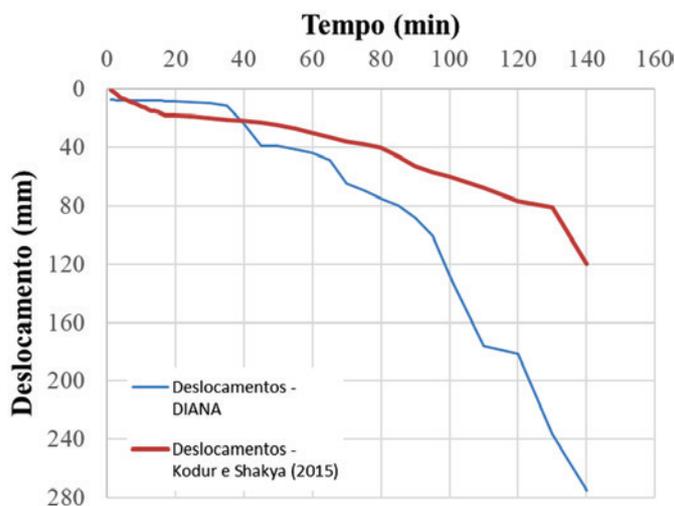


Figura 16
Evolução da temperatura ao longo do tempo: a) primeira estratégia; b) segunda estratégia; c) terceira estratégia

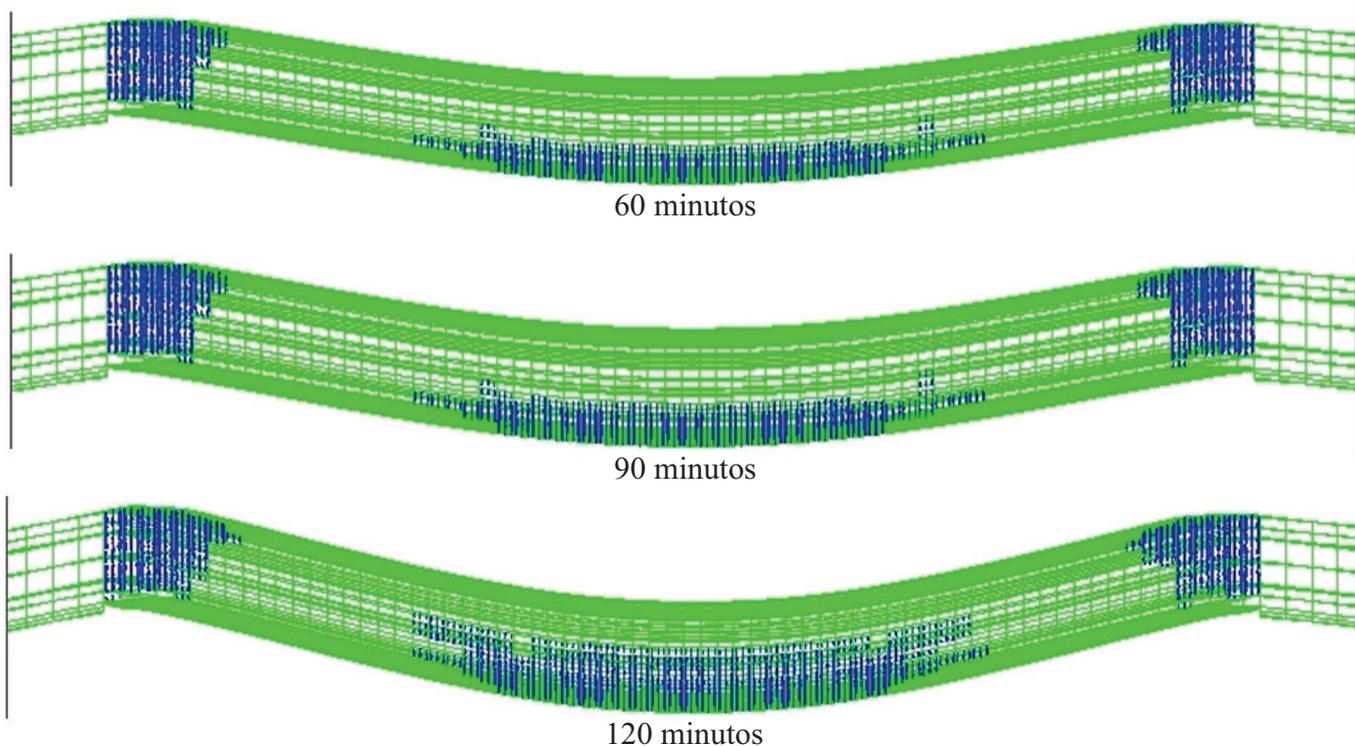
incêndio foi de apenas 42 °C, enquanto no trabalho de Shakya e Kodur [26] a temperatura nessa região foi de 248 °C. Na segunda estratégia de modelagem essa temperatura foi de apenas 49 °C. Em ambos os casos, houve uma diferença de cerca de 200 °C para o valor obtido por Shakya e Kodur [26].

Da mesma forma, a temperatura no ponto do meio da seção transversal da laje alveolar na primeira estratégia foi mais de 50%

inferior ao valor encontrado por Shakya e Kodur [26], enquanto o valor obtido da segunda estratégia foi 93% inferior. Por outro lado, a diferença de temperatura entre o valor obtido da terceira estratégia de modelagem no DIANA® 9.6 e o valor obtido por Shakya e Kodur [26] no ponto do meio da seção transversal foi de apenas 7,8%. Nessa estratégia, contudo, foi observada uma maior temperatura na região da cordoalha depois de 90 minutos de incêndio quando comparado



(a)



(b)

Figura 17

(a) Deslocamento em função do tempo; (b) panorama de fissuração da laje após 60, 90 e 120 minutos

aos valores obtidos da modelagem de Shakya e Kodur [26]. Isso evidencia que essa estratégia, aliada à curva de quecimento no alvéolo mostrada na Figura 15, representou melhor a variação de temperatura na região interna da laje alveolar, a despeito da maior temperatura na cordoalha depois de 90 minutos de exposição ao fogo.

4.5 Resultados da modelagem termoestructural

O modelo termoestructural procurou avaliar, além do campo de temperatura na seção transversal, os deslocamentos e o processo de formação de fissuras na laje durante o processo de exposição ao fogo. A laje alveolar foi considerada biapoiada, com dois apoios do 2º gênero, ou seja, com restrições na horizontal e na vertical.

A tensão de protensão nas cordoalhas utilizada na modelagem foi de 1305 MPa, o que dá uma força de 13,18 kN em cada cordoalha de 12,7 mm. Essa tensão representa 70% da resistência ao escoamento do aço de protensão e foi o valor aplicado na fabricação da laje [26]. O carregamento mecânico foi aplicado por meio de duas forças concentradas, conforme o esquema de ensaio mostrado na Figura 8, cada uma com valor igual a 69,4 kN. Esse carregamento corresponde a 60% do carregamento que provocaria a ruína da laje no Estado Limite Último a temperatura ambiente.

A partir da análise termoestructural foi obtida a variação do deslocamento vertical no meio do vão mostrada na Figura 17a. Esse resultado foi comparado com o obtido da simulação computacional de Shakya e Kodur [26]. Observa-se que o resultado da modelagem no código DIANA® 9.6 apresentou maiores deslocamentos após 40 minutos de incêndio. Isso ocorre mesmo com a temperatura nas cordoalhas obtida da terceira estratégia de modelagem térmica sendo igual a obtida da modelagem de Shakya e Kodur [26] até, aproximadamente, 90 minutos de incêndio. Uma possível razão da divergência dos resultados pode ser devido à diferença da lei constitutiva do concreto utilizada nesse artigo e no trabalho de Shakya e Kodur [26].

Apesar da diferença de resultados das duas modelagens, até 90 minutos de incêndio obtém-se uma taxa de deslocamento vertical

pequena e semelhante entre as modelagens, isto é, de aproximadamente 0,6 mm/min da modelagem de Shakya e Kodur [26] e de 0,9 mm/min da modelagem deste artigo. Segundo a norma UNI-EN 1363-1 [27], uma laje de concreto atinge o colapso após 90 minutos de incêndio quando a taxa de deslocamento vertical atinge o valor de:

$$v = \frac{dz}{dt} = \frac{L^2}{9000 d} \quad (\text{mm/min}) \quad (1)$$

sendo L o vão da laje e d a altura da laje. Para a laje alveolar em análise, a taxa limite vale, portanto, $v = 8,9$ mm/min. Esse valor não foi atingido em nenhuma das modelagens, o que indica que essa laje suportaria até 140 minutos de incêndio sem atingir o colapso. Para confirmar essa conclusão, a resistência residual da laje alveolar em situação de incêndio foi avaliada pelo método analítico apresentado no próximo item.

A Figura 17b apresenta o panorama de fissuração da laje alveolar após 60, 90 e 120 minutos. Esse panorama de fissuração encontrado pela modelagem no código DIANA® 9.6 foi bem próximo do obtido no trabalho de Kodur e Shakya [26]. As fissuras no sentido longitudinal surgiram após 20 minutos, assim como no modelo computacional. Aos 60 minutos as fissuras de flexão são bem visíveis e aos 75 minutos aparecem as fissuras de cisalhamento.

4.6 Avaliação da resistência à flexão por meio de modelos analíticos simplificados

O momento fletor resistente da laje alveolar em função do tempo de exposição ao fogo, ou resistência residual, pode ser determinado a partir das equações de equilíbrio na seção do meio do vão da laje e utilizando o Método das isotermas de 500 °C descrito no item 2.2. Conhecido o campo de temperatura na seção transversal e a evolução da temperatura na cordoalha, a resistência ao escoamento do aço em temperatura elevada é determinada por meio da Figura 1f, recomendada pelo Eurocode 2 [3] para armadura de protensão. Para cada intervalo de tempo, o momento fletor resistente é determinado a partir das equações clássicas da teoria de concreto armado e protendido por meio do equilíbrio das forças normais de compressão no concreto e de tração na armadura, considerando os domínios de ruptura para o Estado Limite Último definidos pela norma NBR 6118:2014 [37] para elementos lineares submetidos à flexão. O campo de temperatura utilizado nessa análise foi o determinado para a primeira e terceira estratégias de modelagem mostradas no item 4.4. Os resultados obtidos desse processo de cálculo analítico são comparados com os obtidos da modelagem computacional desenvolvida por Shakya e Kodur [26], conforme apresentado na Figura 18. Nota-se dessa figura que o momento fletor resistente à temperatura ambiente para essa laje é estimado em 160 kNm por Shakya e Kodur [26] e em 179 kNm pelo método analítico. Conclui-se, assim, que o método analítico estimou um momento fletor resistente apenas 12% superior ao valor obtido da modelagem mecânica não linear.

Com o aumento da temperatura, há a redução da resistência ao escoamento da cordoalha, o que implica na redução do momento fletor resistente da laje alveolar. Vale observar que nesse cálculo foram adotados valores unitários para os coeficientes de redução da resistência dos materiais aço e concreto e não foi considerada a redução da resistência à compressão do concreto sob carregamento de longa

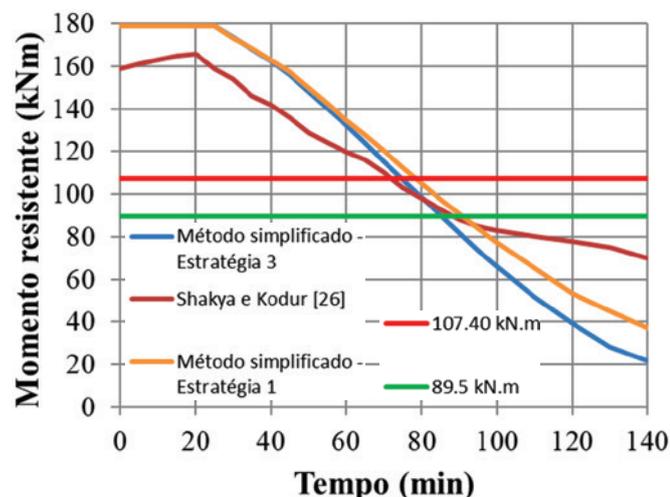


Figura 18
Momento resistente da laje alveolar em função do tempo

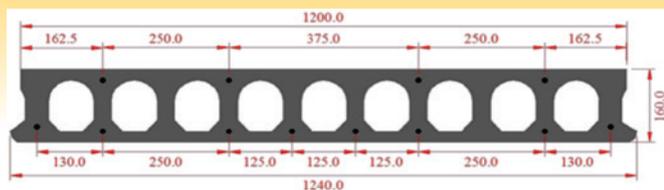


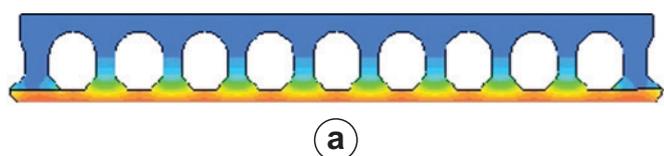
Figura 19
Seção transversal de projeto da laje de pequena altura analisada – dimensões em milímetro [36]

duracão (fluência) pelo fato do incêndio ser uma ação excepcional. Observa-se da Figura 18 que a taxa de redução do momento fletor resistente da laje alveolar pelo método analítico é ligeiramente maior que o previsto por Shakya e Kodur [26] até cerca de 80 minutos de incêndio-padrão. Após esse tempo, o método analítico com a primeira estratégia de modelagem tende a fornecer valores para o momento fletor resistente próximos dos obtidos da modelagem mecânica não linear, enquanto a terceira estratégia de modelagem do campo térmico tendo a fornecer momentos fletores resistentes menores.

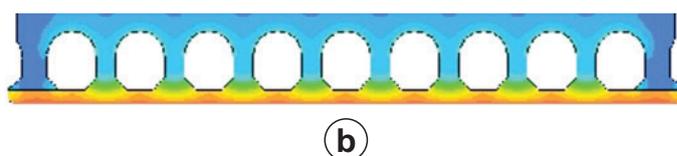
Segundo a Tabela 3, essa laje poderia atender a um TRRF de 90 a 120 minutos, dependendo da relação entre o momento fletor solicitante em temperatura elevada e o momento fletor resistente a temperatura ambiente (M_{sd}/M_{rd}). Como essa laje foi carregada com uma carga equivalente a 60% da sua resistência à flexão, tem-se que a relação M_{sd}/M_{rd} dessa laje é igual a 0,6, de onde conclui-se da Tabela 3 que essa laje atenderia a um TRRF de 90 minutos. Adotando M_{sd} igual a 96 kNm na Figura 18, o que corresponde a 60% do momento fletor resistente à temperatura ambiente estimado por Shakya e Kodur [26] e 54% do valor estimado pelo método analítico, conclui-se que essa laje poderia resistir a um incêndio-padrão por um período que varia de 80 a 90 minutos, apresentando relativa concordância com a resistência ao fogo prevista na Tabela 3. Neste caso, não há influência da estratégia de modelagem térmica, uma vez que a temperatura nas cordoalhas é a mesma nas três estratégias até cerca de 90 minutos de exposição ao fogo. Ainda segundo a Tabela 3, caso seja necessário que essa laje atenda a um TRRF de 120 minutos, a relação M_{sd}/M_{rd} pode ser de até 0,49, isto é, o momento fletor solicitante em situação de incêndio pode ser de até 78 kNm. Neste caso, o método analítico indica que a laje atinge esse valor de momento fletor resistente para um tempo de exposição ao fogo que varia de 90 a 100 minutos, sendo o maior tempo obtido da primeira estratégia de modelagem térmica. Isso indica que o método tabular, neste caso, superestima o TRRF da laje em análise.

5. Laje alveolar de pequena altura em situação de incêndio

Na sequência foi analisada uma laje alveolar de pequena altura, isto é com 16 cm, comumente utilizada em obras com baixa carga



a)



b)

Figura 22
Campo de temperatura após 60 minutos – Laje de 16 cm: a) primeira estratégia de modelagem; b) terceira estratégia de modelagem

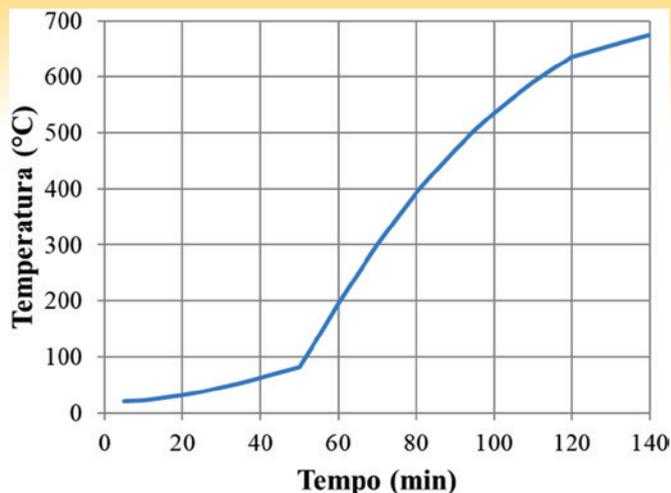


Figura 20
Curva de aquecimento para aplicação da carga térmica no alvéolo para a laje de 16 cm de altura

variável ou com pequenos vãos, cuja geometria é mostrada na Figura 19 [36]. Para a modelagem térmica dessa laje, a fonte de calor foi aplicada na sua face inferior e seguiu a curva de incêndio-padrão recomendada pela ISO 834 [38]. Vale ressaltar que essa curva é muito próxima da curva recomendada pela ASTM E-119 [2] utilizada na modelagem da laje de 20 cm de altura.

5.1 Propriedades dos materiais

Os modelos constitutivos dos materiais utilizados foram os mesmos descritos no item 4.2, ou seja, modelo elastoplástico perfeito com critério de plastificação de von Mises e patamar de escoamento de 1900 MPa para o aço de protensão. Já para o concreto utilizou-se o modelo *Total strain crack* com decaimento exponencial (Figura 2a) para o comportamento à tração e a curva parabólica (Figura 2b) para o comportamento à compressão. A redução da resistência dos materiais com o aumento da temperatura foi tomada semelhante ao mostrado na Figura 1. As propriedades térmicas do concreto e do aço usadas na modelagem são as mostradas na Tabela 4, enquanto as propriedades mecânicas foram obtidas da referência [36].

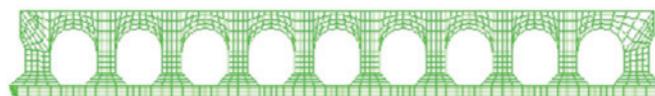


Figura 21
Seção transversal da laje alveolar de 16 cm de altura com representação da malha de elementos finitos

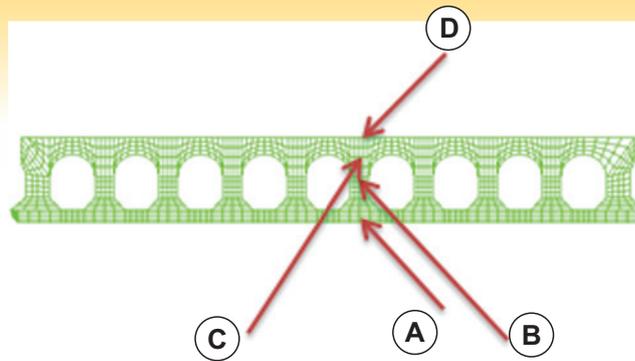
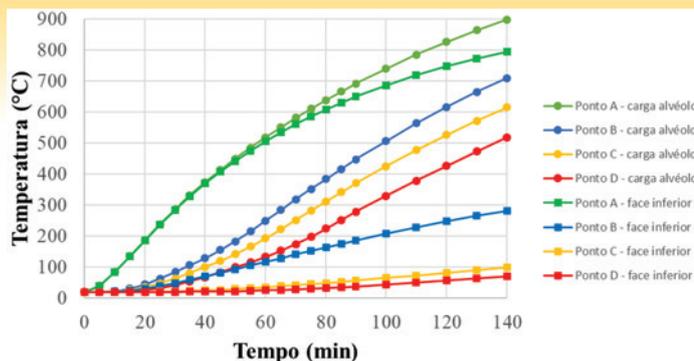


Figura 23
Evolução da temperatura ao longo do tempo – laje de 16 cm

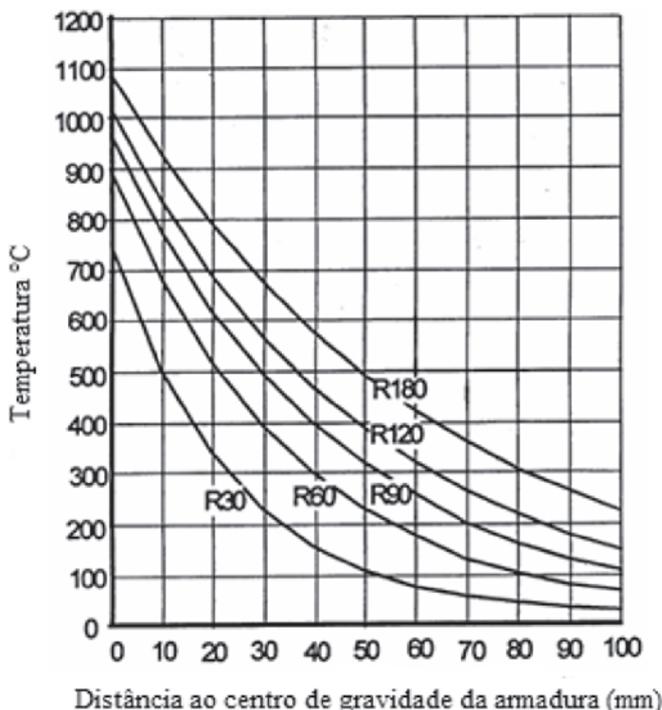


Figura 24
Evolução da temperatura na armadura em função da distância à face exposta ao fogo [6]

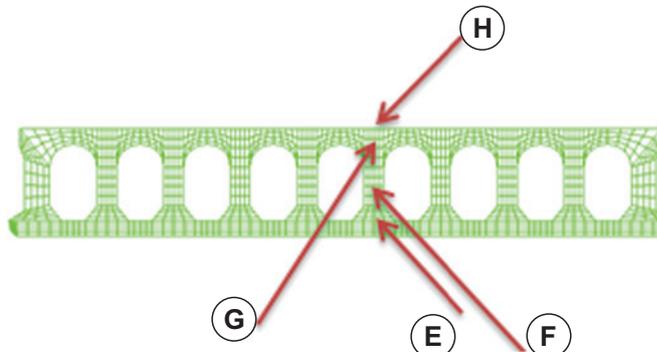
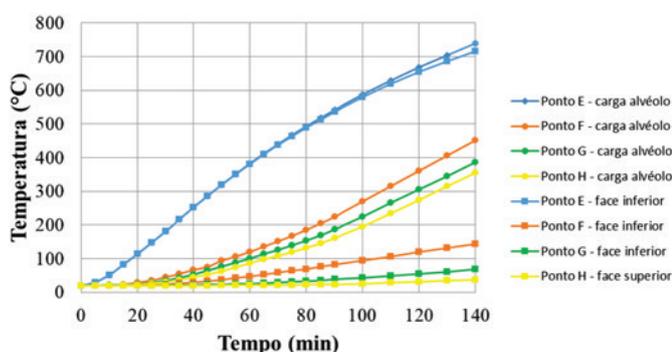


Figura 25
Evolução da temperatura ao longo do tempo – laje de 20 cm

5.2 Malha de elementos finitos e estratégias de modelagem

Foram utilizadas duas estratégias de modelagem para determinação do campo de temperaturas: a primeira com carga térmica aplicada somente na face inferior da laje e a segunda com carga térmica aplicada tanto na face inferior quanto na metade superior do interior do alvéolo. Para definir a curva de aquecimento no interior do alvéolo, foi feita a média das temperaturas em cada nó da malha de elementos finitos na metade inferior do alvéolo. A curva de temperatura aplicada na face superior dos alvéolos é mostrada na Figura 20.

A Figura 21 mostra a seção transversal com a malha de elementos finitos, os quais possuem dimensão aproximada de 5 mm, o que resultou em uma malha com 1266 elementos. Foram utilizados os elementos finitos QU4 Q4HT para a seção transversal da laje e B2HT para o elemento de contorno nas faces onde se aplica a carga térmica. Nas faces laterais e na face superior da laje não havia troca de calor com o meio externo.

5.3 Resultados da modelagem térmica

Os resultados do campo de temperatura após 60 minutos de incêndio são mostrados na Figura 22. A Figura 23 apresenta o gráfico de evolução da temperatura ao longo do tempo nos pontos A (cordoalha de protensão, localizada a 32 mm da face inferior), B (altura média da laje), C (40 mm abaixo da face superior) e D (face superior). Comparando as duas estratégias de modelagem (com carga térmica somente na face inferior e carga térmica também nos alvéolos) nota-se que a temperatura nas cordoalhas pelas duas estratégias é parecida até 90 minutos de incêndio, mostrando uma maior tem-

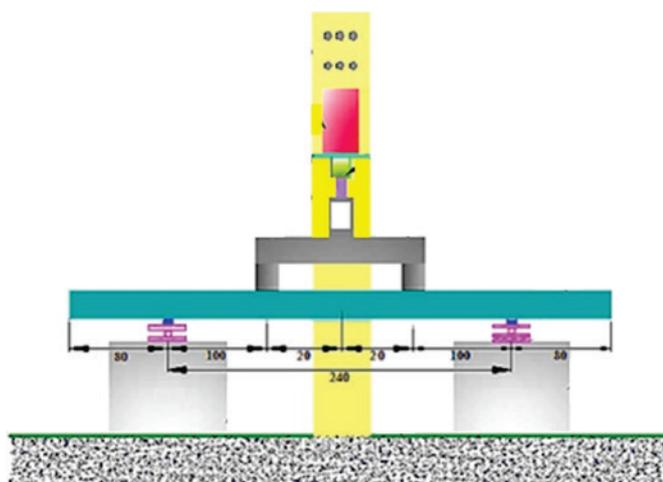


Figura 26
Esquema de ensaio à flexão da laje alveolar com altura de 16 cm [36] – dimensões em cm

peratura pela estratégia de carga térmica nos alvéolos após esse tempo de exposição ao fogo. Porém, a temperatura no concreto ao longo da altura da laje é bem maior na segunda estratégia de modelagem, alcançando uma temperatura de 117 °C na face superior da laje com 60 minutos de incêndio. Nesse tempo, a temperatura na cordoalha alcança 505 °C, valor bem superior ao previsto na Figura 24 e em outras literaturas técnicas [39], nas quais essa temperatura é alcançada apenas com 120 minutos de exposição ao fogo.

Em sua grande maioria, o campo de temperatura na literatura técnica foi determinado para lajes alveolares com altura maior que 20 cm. Quando a laje em estudo tem sua altura aumentada para 20 cm, a temperatura na cordoalha, depois de 60 minutos de exposição ao fogo, atinge uma temperatura menor, de 380 °C (Figura 25), mostrando que além da distância da armadura à face inferior, a altura da laje

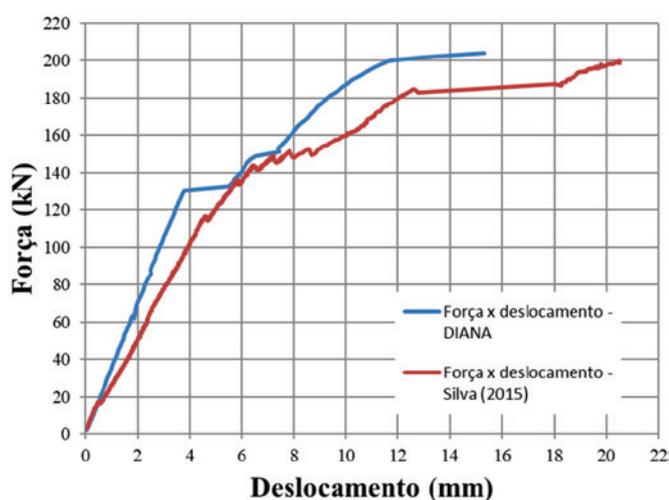


Figura 27
Força versus deslocamento para a laje alveolar de 16 cm de altura a temperatura ambiente [36]

alveolar influencia na temperatura da cordoalha de protensão. Esse valor de temperatura é semelhante ao previsto pela Figura 24.

5.4 Avaliação da resistência à flexão

Inicialmente foi determinado o momento fletor resistente da laje alveolar em temperatura ambiente. Para isso, foi realizada uma modelagem mecânica não linear, conforme esquema mostrado na Figura 26, cujo resultado é mostrado na Figura 27. Observa-se que o momento fletor último obtido da modelagem foi igual a 102 kNm, enquanto o momento fletor último obtido do ensaio foi igual a 99,6 kNm [36], uma diferença de apenas 2,4%. Já o momento fletor resistente à temperatura ambiente estimado pelo método analítico foi igual a 110,1 kNm, uma diferença de apenas 10% com relação ao valor obtido do ensaio. Isso mostra a eficiência do método analítico na estimativa da resistência à flexão da laje alveolar em estudo.

A Figura 28 apresenta a redução do momento fletor resistente da laje alveolar em função do tempo de exposição ao fogo obtido do método da isotermia de 500 °C, descrito no item 2.2, com a primeira estratégia de modelagem térmica. Vale ressaltar que neste caso houve pouca influência da estratégia de modelagem térmica na variação de temperatura da cordoalha até 90 minutos de exposição da laje ao fogo. Nessa figura também é destacado o momento fletor de 66,1 kNm, o que equivale a 60% do momento fletor resistente à temperatura ambiente.

Segundo a Tabela 3, essa laje alveolar poderia atender a um TRRF de 60 minutos para uma relação M_{sd}/M_{rd} maior que 0,6. Contudo, como visto na Figura 28, essa relação de M_{sd}/M_{rd} é alcançada após 35 minutos de exposição ao incêndio-padrão. Após 60 minutos de exposição ao incêndio-padrão, o momento fletor resistente é de apenas 29% do momento fletor resistente à temperatura ambiente. Esse resultado mostra que, para essa laje de pequena altura, o método tabular superestimou a resistência da laje quando submetida a 60 minutos de exposição ao incêndio-padrão.

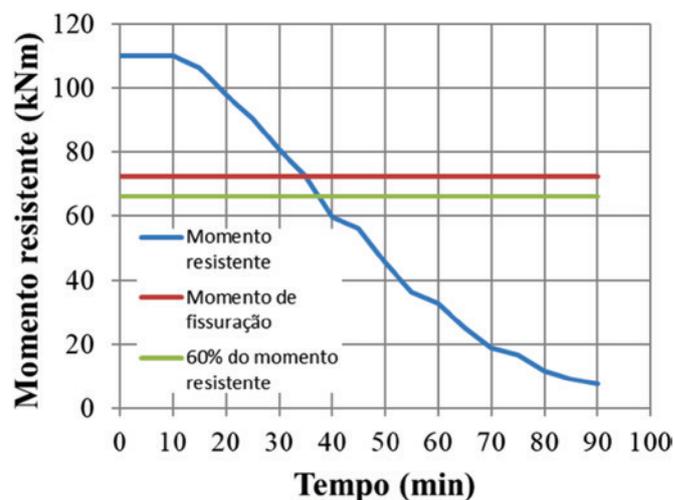


Figura 28
Momento resistente da laje alveolar em função do tempo – laje de 16 cm

6. Conclusões

As principais conclusões obtidas desse trabalho são:

- Das três estratégias de modelagem térmica analisadas, constatou-se que a melhor representação da variação da temperatura ao longo da altura da laje alveolar, na nervura de concreto, se dá ao considerar uma carga térmica na face inferior dos alvéolos. Contudo, essa estratégia tende a superestimar a temperatura na cordoalha para períodos de exposição ao fogo superiores a 90 minutos quando se analisou uma laje alveolar com altura de 20 cm e alvéolos circulares;
- Na falta de um critério mais preciso para estimar a carga térmica nos alvéolos, a metodologia adotada de se obter uma curva média de temperatura na face inferior do alvéolo e transferi-la para a face superior do alvéolo mostrou-se adequada para representar a variação de temperatura ao longo do tempo no concreto. Metodologias semelhantes são encontradas em outros trabalhos da literatura, contudo esses trabalhos não apresentam as curvas térmicas utilizadas na modelagem das lajes alveolares para comparação com as curvas obtidas neste artigo;
- A análise das curvas térmicas obtidas nesse trabalho mostra um claro atraso no aquecimento dos alvéolos da laje de 16 cm com alvéolos oblongos quando comparada com a curva térmica obtida para a laje alveolar de 20 cm com alvéolos circulares. Esse atraso, apesar de não ter reduzido a temperatura final na superfície interna do alvéolo depois de 140 minutos, deve-se à maior distância do alvéolo à face inferior na laje de 16 cm de altura, isto é, 35 mm nessa laje contra 25 mm na laje com alvéolos circulares;
- Segundo o método tabular da norma NBR 9062, baseado em recomendações internacionais, o TRRF da laje de 20 cm de altura analisada neste trabalho (com $c_1 = 44$ mm) é de 90 minutos quando a relação entre o momento fletor solicitante em temperatura elevada e o momento fletor resistente a temperatura ambiente (M_{sd}/M_{rd}) é igual ou maior que 0,6 e de 120 minutos quando a relação M_{sd}/M_{rd} varia de 0,4 a 0,49. Do método analítico com a isoterma de 500 °C, associado ao campo de temperatura obtido tanto da primeira quanto da terceira estratégia de modelagem térmica, conclui-se que o TRRF dessa laje varia de 80 a 90 minutos para uma relação M_{sd}/M_{rd} igual a 0,6 e varia de 90 a 100 minutos para uma relação M_{sd}/M_{rd} igual a 0,49. Assim, o TRRF estimado pelo método tabular mostrou-se adequado para uma relação M_{sd}/M_{rd} igual a 0,6 e superestimado quando a relação M_{sd}/M_{rd} é igual a 0,49;
- A modelagem térmica da laje alveolar de altura reduzida, isto é, com 16 cm de altura e $c_1 = 32$ mm, mostrou que a variação de temperatura na cordoalha é maior que a prevista na literatura técnica, independentemente da estratégia térmica adotada. Neste caso, aos 60 minutos de exposição ao incêndio-padrão é atingida uma temperatura na cordoalha que seria atingida apenas aos 120 minutos segundo a literatura técnica. Esse efeito está relacionado com a altura da laje alveolar, uma vez que a mesma laje, porém com altura de 20 cm, apresenta uma temperatura menor na cordoalha e semelhante aos resultados previstos na literatura;
- Segundo o método tabular da norma NBR 9062, uma laje alveolar com 16 cm de altura e $c_1 = 32$ mm poderia atender a um TRRF de 60 minutos para uma relação M_{sd}/M_{rd} maior que

0,6. Contudo, do método analítico com a isoterma de 500 °C associado ao campo de temperatura obtido tanto da primeira quanto da terceira estratégia de modelagem térmica, a relação de M_{sd}/M_{rd} igual a 0,6 é alcançada após 35 minutos de exposição ao incêndio-padrão. Após 60 minutos de exposição ao incêndio-padrão, o momento fletor resistente é de apenas 29% do momento fletor resistente à temperatura ambiente. Esse resultado mostra que, para essa laje de pequena altura, o método tabular superestima o seu TRRF. Isso deve-se ao fato de que a maior parte dos resultados de campo térmico disponíveis na literatura foram obtidos para lajes alveolares com altura maior que 20 cm.

Os resultados aqui apresentados mostram a importância de se adotar no projeto processos mais refinados para a estimativa da segurança das lajes alveolares em situação de incêndio, uma vez que parâmetros como a geometria dos alvéolos e a distância dos mesmos à face inferior da laje podem influenciar na variação da temperatura nas cordoalhas, e não apenas a distância das cordoalhas até a face aquecida. O método da isoterma de 500 °C associado a um campo de temperatura obtido de uma modelagem térmica fornece estimativas mais realistas de TRRF, devendo, sempre que possível, ser adotado no projeto de lajes alveolares em situação de incêndio.

7. Agradecimentos

Os autores agradecem ao CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico) pelo apoio financeiro dessa pesquisa (projeto nº 442716/2014-1). Agradecem também à FAP-PEG (Fundação de amparo à pesquisa do Estado de Goiás) pela concessão da bolsa de estudos durante a vigência da pesquisa.

8. Referências bibliográficas

- [1] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Eurocode 1 — Actions on structures — Part 1-2: General actions — Actions on structures exposed to fire. 2002.
- [2] ASTM International. ASTM E119-15 — Standard test methods for fire tests of building construction and materials. U.S.A, 2015.
- [3] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Eurocode 2 — Design of concrete structures — Part 1-2: General rules — Structural fire design, 2004.
- [4] AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. ACI 216.1M-07 — Code requirements for determining fire resistance of concrete masonry construction assemblies (metric). U.S.A, 2007.
- [5] PRECAST/PRESTRESSED CONCRETE INSTITUTE. PCI Manual for design of hollowcore slabs. 2. ed. Chicago, 1998.
- [6] BRITISH STANDARDS. BS EN 1168:2005. Precast concrete products — Hollow core slabs. 2005.
- [7] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 15200: Fire design of concrete structures. Rio de Janeiro, 2012 (in Portuguese).
- [8] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 14432: Fire-resistance requirements for building

- construction elements — Procedure. Rio de Janeiro, 2001 (in Portuguese).
- [9] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 9062: Design and execution of precast concrete structures. Rio de Janeiro, 2017 (in Portuguese).
- [10] SILVA, V.P. Concrete beams fire design. Enhancement of some recommendations of the Eurocode. *Ibracon Structures and Materials Journal*, v. 4, n. 2, 277–303, 2011.
- [11] SUAZNABAR, J.S., SILVA, V.P. Combined axial and flexural loads in short reinforced concrete columns in fire: ultimate limit state curves using 500°C isotherm method. *Ibracon Structures and Materials Journal*, v. 11, n. 7, 163–182, 2018.
- [12] CHEREM, M., SILVA, V.P. Determination of the ULS, for columns with small dimensions, under biaxial bending and symmetrical fire conditions. *Ibracon Structures and Materials Journal*, v. 10, n. 2, 451–476, 2017.
- [13] SILVA, V.P. Fire design of reinforced concrete columns. An alternative to the tabular method presented by the Brazilian standard NBR 15200:2004. *Ibracon Structures and Materials Journal*, v. 1, n. 4, 331–392, 2008.
- [14] ROCHA, F. M., MUNAIAR NETO, J. Analysis of slim floor beams in fire: emphasis on the concrete constitutive models. *Ibracon Structures and Materials Journal*, v. 7, n. 1, 158–177, 2014.
- [15] SIMÕES, Y.S., ROCHA, F. M., MUNAIAR NETO, J. Numerical comparison between the thermo-structural behavior of steel and partially encased steel and concrete composite columns in fire. *Ibracon Structures and Materials Journal*, v. 11, n. 4, 876–901, 2018.
- [16] PIERIN, I., SILVA, V.P. Fire design of composite ribbed slabs. *Ibracon Structures and Materials Journal*, v. 7, n. 2, 178–207, 2014.
- [17] RIGOBELLO, R., ALMEIDA, S.J.C., MUNAIAR NETO, J., MALITE, M., SILVA, V.P. The Influence of end conditions on numerical models of cold formed steel and concrete composite beams in fire. *Ibracon Structures and Materials Journal*, v. 3, n. 3, 357–373, 2010.
- [18] HERTZ, K., GIULIANI, L., SØRENSEN, L. S. Fire resistance of extruded hollow-core slabs. *Journal of Structural Fire Engineering*, v. 8, p. 324–336, 2017.
- [19] KAKOGIANNIS, D., PASCUALENA, F., REYMEN, B., PYL, L., NDAMBI, J. M., SEGERS, E., LECOMPTE, D., VANTOMME, J., KRAUTHAMMER, T. Blast performance of reinforced concrete hollow core slabs in combination with fire: Numerical and experimental assessment. *Fire Safety Journal*, v. 57, p. 69–82, 2013.
- [20] AGUADO J. V., ALBERO, V., ESPINOS, A., HOSPITALER, A., ROMERO, M. L. A 3D finite element model for predicting the fire behavior of hollow-core slabs. *Engineering Structures*, v. 108, p. 12–27, 2016.
- [21] AGUADO, J.V., ESPINOS, A., HOSPITALER, A., ORTEGA, J., ROMERO, L. Influence of reinforcements arrangement in flexure fire behavior of hollow core slabs. *Fire Safety Journal*, v. 53, p. 72–84, 2012.
- [22] KODUR, V. K. R., SHAKYA, A. M. Factors governing the shear response of prestressed concrete hollowcore slabs under fire conditions. *Fire Safety Journal*, v. 88, p. 67–88, 2017.
- [23] KODUR, V. K. R., SHAKYA, A. M. Modelling the response of precast, prestressed concrete hollow-core slabs exposed to fire. *PCI Journal*, v. 78, p. 78–94, 2014.
- [24] MIN, J., DHAKAL, R. P., MOSS, P. J., BUCHANAN, A. H., ABU, A. K. Modelling the fire resistance of prestressed concrete floors using multi-spring connection elements. *Journal of Structural Fire Engineering*, v. 3, p. 1–18, 2012.
- [25] SHAKYA, A. M., KODUR, V. K. R. Modelling shear failure in precast prestressed concrete hollowcore slabs under fire conditions. *Journal of Structural Engineering*, v. 143(9), 2017.
- [26] SHAKYA A.M, KODUR, V.K.R. Response of precast prestressed concrete hollowcore slabs under fire conditions. *Engineering Structures*, v. 87, p. 126–138, 2015.
- [27] VENANZI, I., BRECCOLOTTI, M., D’ALESSANDRO, A., MATEREZZI, A. L. Fire performance assessment of HPLWC hollow core slabs through full-scale furnace testing. *Fire Safety Journal*, v. 69, p. 12–22, 2014.
- [28] COSTA, C.N. Dimensionamento de elementos de concreto armado em situação de incêndio. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas), Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2008. doi:10.11606/T.3.2008.tde-04092008-155911.
- [29] KLEIN JÚNIOR, O. Pilares de concreto armado em situação de incêndio submetidos à flexão normal composta. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas), Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2011. doi:10.11606/D.3.2011.tde-17082011-154210.
- [30] SILVA, V.P. Projeto de estruturas de concreto em situação conforme a ABNT NBR 15200:2012, São Paulo, Blucher, 1 ed., 2012.
- [31] TNO. DIANA: Finite Element Analysis – User’s Manual i DIANA. Release 9.6, 1 ed., Netherlands: TNO DIANA, 2015.
- [32] 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. Dissertação (Mestrado em Estruturas), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2012. doi:10.11606/D.18.2012.tde-19032012-090525.
- [33] SANTOS, D.B.R. Modelagem numérica de lajes mistas de aço e concreto em situação de incêndio. Dissertação (Mestrado em Estruturas), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014. doi:10.11606/D.18.2014.tde-04062014-153311.
- [34] FEENSTRA, P. H., BORST, R. Aspects of robust computational modelling for plain and reinforced concrete. *Heron*, v. 38, n. 4, p. 3–76, 1993.
- [35] PIERIN, I., SILVA, V. P. Análise térmica de laje hollow core protendida em situação de incêndio. In: 51º Congresso Brasileiro do Concreto, 2009, Curitiba. Anais: Concreto para obras de infraestrutura Sustentáveis. São Paulo: IBRACON, 2009. p. 1–17.
- [36] SILVA, R.P.M. Resistência à força cortante de lajes alveolares preenchidas de pequena altura, Goiânia, 2015,

- Dissertação (mestrado) – Escola de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade Federal de Goiás, 201p.
- [37] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6118: Design of concrete structures — Procedure. Rio de Janeiro, 2014 (in Portuguese).
- [38] INTERNATIONAL ORGANIZATION STANDARDIZATION. ISO 834-1:1999 Fire-resistance tests — Elements of building construction — Part 1: General requirements. Geneva, 1999.
- [39] ASSOCIATION OF MANUFACTURERS OF PRE-STRESSED HOLLOW CORE FLOORS — ASSAP. The Hollow Core Floor Design and Applications. 1 ed. Verona: Offset Print Veneta. 2002.