ANÁLISE ACOPLADA DE TEMPERATURA E UMIDADE NO CONCRETO EM ALTAS TEMPERATURAS

Lais Amaral Alves

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Orientador: Fernando Luiz Bastos Ribeiro

Rio de Janeiro
Junho de 2014

ANÁLISE ACOPLADA DE TEMPERATURA E UMIDADE NO CONCRETO EM ALTAS TEMPERATURAS

Lais Amaral Alves

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Examinada por:

_____

Prof. Fernando Luiz Bastos Ribeiro, D.Sc.

_____

Prof. Romildo Dias Toledo Filho, D.Sc.

_____

Prof. Samir Maghous, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

JUNHO DE 2014

Alves, Lais Amaral

Análise Acoplada de Temperatura e Umidade no Concreto em Altas Temperaturas / Lais Amaral Alves. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2014.

XI, 65 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Fernando Luiz Bastos Ribeiro

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2014.

Referências Bibliográficas: p. 54-65.

1. Modelagem numérica. 2. Temperatura. 3. Umidade. I. Ribeiro, Fernando Luiz Bastos. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

ANÁLISE ACOPLADA DE TEMPERATURA E UMIDADE NO CONCRETO EM ALTAS TEMPERATURAS

Lais Amaral Alves

Junho/2014

Orientador: Fernando Luiz Bastos Ribeiro

Programa: Engenharia Civil

Apresenta-se nesse trabalho um modelo higro-térmico baseado no método dos elementos finitos, com aplicações em estruturas de concreto. O modelo matemático, composto por um sistema de duas equações de convecção-difusão, descreve os fenômenos de transferência de massa e calor em um meio poroso submetido a altas temperaturas. Os resultados obtidos são comparados com resultados encontrados na literatura.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

COUPLED HEAT AND MOISTURE ANALYSIS IN CONCRETE AT HIGH TEMPERATURES

Lais Amaral Alves

June/2014

Advisor: Fernando Luiz Bastos Ribeiro

Department: Civil Engineering

This work presents a hygro-thermal model based on the finite element method, with applications in concrete structures. The mathematical model consists of a system of two convection-diffusion equations that describe the phenomena of mass and heat transfer in a porous media subjected to high temperatures. The results obtained are compared with results observed in literature.

Com todo carinho e amor para as pessoas que fizeram tudo na vida para que eu pudesse alcançar meus sonhos, por me motivar e me dar a mão quando sentia que o caminho terminava, a vocês, para sempre, meu coração e meu agradecimento.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS ix

LISTA DE TABELAS xi

1. INTRODUÇÃO 1

1.1. Justificativa 1

1.2. Objetivos e metodologia 2

1.3. Revisão bibliográfica 2

1.4. Estrutura do trabalho 8

2. PROPRIEDADES DO CONCRETO EM ALTAS TEMPERATURAS 9

2.1. Propriedades térmicas do concreto 9

2.1.1. Densidade 9

2.1.2. Calor específico do concreto 10

2.1.3. Condutividade térmica do concreto 12

2.1.4. Coeficiente de dilatação térmica do concreto 13

2.1.5. Difusividade térmica 14

2.2. Porosidade do concreto 15

2.3. Coeficiente de permeabilidade do concreto 16

2.4. Efeitos da temperatura na água e na composição química 16

2.4.1. Diferentes combinações da água no concreto 16

2.4.2. Hidratação e desidratação no concreto 17

2.5. Propriedades mecânicas do concreto 18

2.5.1. Resistência à compressão 19

2.5.2. Resistência à tração 19

2.5.3. Módulo de elasticidade 20

2.5.4. Coeficiente de Poisson 21

2.6. Descrição do fenômeno *spalling* 21
3. MODELO MATEMÁTICO 25
3.1. Transferência de calor e umidade no concreto 25
3.2. Equações de estado 28
3.2.1. Concreto não-saturado 28
3.2.2. Concreto saturado 30
3.2.3. Transição entre os estados não-saturado e saturado 31
3.3. Hidratação e desidratação no concreto 32
3.4. Condições de contorno para transferência de calor e umidade 33
4. MODELO NUMÉRICO 34
4.1. Formulação do método dos elementos finitos 34
4.2. Cálculo dos coeficientes c_{pp}, c_{pT}, c_{Tp} e c_{TT} 39
5. RESULTADOS 42
5.1. Geometria, condições de contorno e condições iniciais 42
5.2. Propriedades físicas do problema 43
5.3. Apresentação dos resultados 44
5.3.1. Alteração da permeabilidade 47
5.3.2. Alteração da condutividade térmica 50
6. CONSIDERAÇOES FINAIS 53
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 54

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Formas diferentes da água no concreto (baseado em KHOURY *et. al.*, 2002). 17

Figura 2 – Aquecimento da face AB do concreto, adaptado de Consolazio *et. al.* (1997). 22

Figura 3 – Formação da zona seca, adaptado de Consolazio *et. al.* (1997)..... 22

Figura 4 – Fenômeno de *spalling* no concreto, adaptado de Consolazio *et. al.* (1997).. 22

Figura 5 - Ilustração da previsão de *spalling* no modelo proposto por Kodur (2009). .. 23

Figura 6 – Gráfico da pressão de saturação da água em função da temperatura, construído a partir das tabelas da *ASME* (ASME STEAM TABLES, 1967). 29

Figura 7 – Gráfico de w em função de p e T para $h \leq 0{,}96$. 30

Figura 8 – Gráfico de w em função de p e T para $h \geq 1{,}04$. 31

Figura 9 – Gráfico de w em função de p e T para $0{,}96 < h < 1{,}04$. 32

Figura 10 – Gráfico das funções para a pressão de saturação, construído a partir das tabelas da *ASME*, 1967. 41

Figura 11 – (a) Geometria e (b) malha do modelo. 43

Figura 12 – Curva de temperatura prescrita. 43

Figura 13 – Gráficos da evolução temperatura no domínio discretizado. 45

Figura 14 – Evolução da pressão no domínio. 45

Figura 15 – Gráficos da evolução da temperatura para uma seção transversal distante 17 cm da extremidade AB. 46

Figura 16 – Gráficos da evolução da pressão para uma seção transversal distante 17 cm da extremidade AB. 46

Figura 17 – Gráficos da evolução temperatura para a permeabilidade elevada. 47

Figura 18 – Evolução da pressão no domínio para a permeabilidade elevada. 48

Figura 19 – Gráficos da evolução da temperatura para uma seção transversal distante 22 cm da extremidade AB, para a permeabilidade elevada. 48

Figura 20 – Gráficos da evolução da temperatura para uma seção transversal distante 17 cm da extremidade AB, para a permeabilidade elevada. 49

Figura 21 – Gráficos comparando os valores de poro-pressão no domínio para a alteração da permeabilidade. 49

Figura 22 – Gráficos da evolução temperatura para a permeabilidade elevada. 50

Figura 23 – Evolução da pressão no domínio para a permeabilidade elevada. 51

Figura 24 – Gráficos da evolução da temperatura para uma seção transversal distante 40 cm da extremidade AB, para a permeabilidade elevada. 51

Figura 25 – Gráficos da evolução da temperatura para uma seção transversal distante 40 cm da extremidade AB, para a permeabilidade elevada. 52

Figura 26 – Gráficos comparando os valores de poro-pressão no domínio para a alteração da condutividade térmica. 52

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Condutividade térmica de concretos saturados a temperaturas entre 5°C e 25°C, adaptada de Blundell *et. al.*, 1976. 13

Tabela 2 – Difusividade térmica de agregados e concretos (segundo BLUNDELL *et. al.*, 1976). 15

Tabela 3 – Principais componentes do cimento Portland (BAZANT & KAPLAN, 1996). 18

Tabela 4 –Resistência à tração de vigas de concreto e vigas de argamassa em temperaturas de 20 °C até 400°C (SULLIVAN & POUCHER, 1973). 20

Tabela 5 – Parâmetros utilizados para o concreto. 44

1. INTRODUÇÃO

1.1. Justificativa

A principal motivação deste trabalho é o estudo do fenômeno de *spalling*. A causa principal do *spalling* é o aumento de poro-pressão nos poros do concreto durante o aquecimento rápido, que ocorre quando a tensão de tração devido ao aumento de poro-pressão excede a resistência à tração do concreto.

O concreto é um material poroso, cujos poros estão preenchidos com água e ar. Suas propriedades e comportamento são influenciados pelo teor de umidade, e altas temperaturas causam a evaporação da água nos poros do concreto. Quando a permeabilidade do concreto é baixa, a taxa de evaporação de água excede a taxa de transferência de vapor, aumentando a pressão nos poros do concreto e induzindo o fenômeno de *spalling* na superfície do concreto, que consiste em fissuras localizadas, que não permitam o alívio da pressão, seguidas, possivelmente, de explosões e remoção do material na superfície em regiões com pressões mais altas.

O fenômeno acarreta em perda de seção transversal e redução na capacidade de carga do concreto. Pode ocorrer em prédios e em locais de difícil acesso como túneis, construções subterrâneas, tubulações e tanques subterrâneos de concreto. Suas consequências aumentam a necessidade de prever e solucionar o problema ainda na fase de projeto.

A ocorrência do fenômeno de *spalling* no concreto pode ser observada em estruturas como o túnel *Storebaelt*, na Dinamarca, onde o *spalling* reduziu a estrutura de concreto em 25% da sua espessura original durante um incêndio em 1994 (CONNOLLY, 1997). Outra ocorrência observada foi o incêndio no *Channel Tunnel*, em 18 de novembro de 1996, com duração de 10 horas, onde foram destruídas partes dos anéis de concreto do túnel (de profundidade de 0,45 metros) devido ao *spalling* em altas temperaturas, em mais de 100 metros de comprimento, e os danos alcançaram uma média de 0,1 a 0,2 metros de profundidade (ULM *et al.*, 1999).

A previsão correta do fenômeno de *spalling* depende da solução do problema de fluxo de calor e de umidade em materiais porosos. Nesse contexto, o presente trabalho tem como proposta contribuir para modelagem do efeito de *spalling* e apresentar um modelo numérico para as equações de transferência de calor e umidade, que atuam como causa principal para a ocorrência do fenômeno.

1.2. Objetivos e metodologia

Este trabalho tem como objetivo desenvolver um modelo numérico higro-térmico, baseado no método dos elementos finitos com temperatura e pressão como incógnitas, com aplicações em estruturas de concreto.

O modelo matemático apresentado nesse estudo tem como base as diretrizes e definições presentes em Bazant *et al.* (1978), onde são apresentadas as etapas de cálculo e parâmetros pertinentes para análise de transferência de calor e umidade em um meio poroso. O modelo proposto por Bazant *et al.* (1978), macroscópico e simplificado, é capaz de resolver as equações de calor e umidade acopladas em meio sólido poroso, sujeito a alterações químicas e em sua microestrutura. Este modelo é obtido através dos princípios de conservação de massa, de conservação da energia e da hipótese de equilíbrio termodinâmico (equações de estado da água).

O modelo numérico resultante consiste na solução, por elementos finitos, de um sistema de duas equações de convecção e difusão. Neste trabalho utiliza-se um programa de elementos finitos desenvolvido no Laboratório de Estruturas da COPPE/UFRJ, capaz de resolver este sistema de equações diferenciais em duas dimensões. Foi selecionado um exemplo, baseado na literatura, para possibilitar a comparação dos resultados obtidos.

1.3. Revisão bibliográfica

Segundo Khoury *et al.* (2000), as primeiras observações do fenômeno de *spalling* foram feitas por Gary, em 1916, como parte de um estudo sobre os efeitos do incêndio em casas de concreto. O autor ressalta que Gary observou que ao atear fogo em um número de casas de concreto, o material apresentou uma série de falhas. Gary ainda reportou a deterioração dos degraus da escada e o aparecimento das armaduras nas

vigas, assim como explosão de pedaços de pilares, vigas e lajes, reconhecendo quatro tipos diferentes de *spalling*: de agregados; desplacamento de canto; desplacamento de superfície; e defragmentação explosiva. Essa categorização tem sido adotada pela maioria dos pesquisadores no estudo do fenômeno em concreto.

Luikov (1966) foi o primeiro a estudar de forma analítica e experimental a transferência de calor e umidade em meios porosos. Apresentou um sistema de equações diferenciais parciais acopladas para descrever a transferência de calor e umidade em meios porosos. Das derivadas das equações de conservação de massa e de conservação de energia, foram observadas duas premissas básicas para o problema, sendo elas: existe equilíbrio térmico entre todas as fases e a massa de líquido é igual a massa total envolvida, ou seja, as massas de líquido e de vapor não foram consideradas separadamente.

Em seguida, estudos relacionados à análise acoplada de temperatura e umidade em meios porosos, baseados no trabalho de Luikov, Bazant *et al*. (1979, 1981) e Gong *et al*. (1991), desenvolveram modelos matemáticos para descrever o processo em concretos refratários, utilizando o método dos elementos finitos.

Bazant *et al.* (1979, 1981), com base na teoria proposta por Luikov (1966), apresentaram equações simplificadas para transferência de calor e umidade acoplada no concreto em altas temperaturas. Usando dados obtidos experimentalmente por Chapman *et al.* (1971), a equação do fluxo de massa foi apresentada de forma simplificada, em função apenas do gradiente de pressão.

As equações que regem a difusão de umidade no concreto sob altas temperaturas e os dados necessários para estes modelos podem ser observados em Bazant *et al.* (1996), Becker *et al.* (1977), Cheung *et al.* (1976), Dougill (1972), Fischer (1970), Harmarthy (1970), Hundt (1977), McDonald (1975), Neville (1973).

A formulação do método dos elementos finitos para as equações de Luikov (1966) foram utilizadas em Lewis *et. al.* (1983, 1996), Comini *et. al*. (1976), Thomas *et.* al. (1980), Liu *et al.* (1991), Irudayaraj *et al.* (1994), Gawin *et al.* (2001) e Benes *et al.* (2008), para solucionar os problemas de transferência de calor e massa, com o efeito da poro-pressão desconsiderado. O efeito da poro-pressão e da deformabilidade do meio poroso foi considerado em Zhou *et al.* (1998).

Formulações do método dos elementos finitos para o modelo proposto por Bazant *et al.* (1979,1981) para análise de transferência de calor e umidade no concreto podem ser observadas em Bazant *et al.* (1996) e Benes *et. al.* (2013), para meios porosos, e Li *et. al.* (2010), para concretos de alto desempenho.

Em Dotreppe *et al.* (1985) foram apresentados métodos numéricos baseados no método dos elementos finitos para análise de concreto armado e estruturas compósitas sob altas temperaturas. A estrutura exposta ao incêndio foi analisada utilizando o método de Newton-Raphson. Os autores apresentam uma comparação entre resultados numéricos e experimentais para concreto armado e estruturas compósitas.

Gawin *et. al.* (1999) e Dal Pont *et. al.* (2007), além da análise higro-térmica, acrescentam ao estudo o comportamento mecânico previsto em concretos expostos a altas temperaturas. Os autores afirmam que a avaliação dos processos de transferência de calor, umidade e massa do material, incluindo os efeitos de falha, dependem do conhecimento das equações de transferência de calor e massa. O trabalho apresenta a discretização das equações que governam o problema pelo método dos elementos finitos no espaço e pelo método das diferenças finitas no tempo.

Ichikawa (2000) apresenta em sua tese de doutorado, após uma revisão bibliográfica da literatura até o ano de elaboração, um modelo matemático e computacional para prever alterações em temperatura, umidade e poro-pressão, que levariam ao *spalling* do concreto. O sistema de equações para transferência de calor e umidade em uma dimensão no concreto e a hidratação do material, que depende da temperatura exposta, é resolvido pelo método dos elementos finitos. Na análise numérica, o autor analisa as propriedades da água, como pressão, densidade e viscosidade, por equações formuladas.

Phan *et al.* (1999) realiza um programa experimental para comprovar o efeito de altas temperaturas nas propriedades mecânicas do concreto. A formulação matemática do problema termo-higro-mecânico acoplado para meios porosos não-saturados pode ser observado em Obeid *et. al.* (2001). Em Phan et. al. (2011), o modelo é acoplado à critérios de flambagem para *spalling* progressivo. Davie *et. al*. (2012) investiga, através do modelo higro-térmico-mecânico, os aspectos da permeabilidade na modelagem do concreto em altas temperaturas. Segundo o mesmo modelo, Bosnjak *et*

al. (2013) estuda a adição de fibras de polipropileno em concretos de alto desempenho, comparando com o concreto de alto desempenho sem fibras.

A análise da transferência de calor e umidade acoplada em concreto sob altas temperaturas também é apresentada em Ahmed *et al.* (1995), Tenchev *et. al.* (2001) e Krejcí (2004). Os trabalhos apresentam como incógnitas temperatura, vapor de água e poro-pressão da mistura gasosa. A utilização da massa de água separada nos estados líquido e gasoso resulta em poro-pressões mais altas das apresentadas em estudos analíticos anteriores, onde são investigadas a influência de parâmetros iniciais, como permeabilidade, porosidade e nível de saturação inicial.

Como limitante dos estudos apresentados pode ser observado a temperatura máxima. Gawin et. al. (2002) apresenta um modelo para análise do comportamento do concreto em temperaturas excedendo o ponto crítico da água (374,15°C), onde a distinção entre fase a líquida e gasosa não existe. Como consequência, a pressão capilar não tem mais significado físico e água líquida só está presente como água hidratada (quimicamente ligada à pasta de cimento). Os autores consideram a dilatação térmica da água no estado líquido e o comportamento real do vapor de água próximo à temperatura crítica da água.

Em seguida, Gawin *et. al*. (2003) apresenta um modelo higro-térmico macroscópico considerando a degradação termoquímica e mecânica do concreto de alta-performance. O problema também é discretizado pelo método dos elementos finitos. Um modelo termo-mecânico baseado na degradação plástica no material é apresentado em Luccioni *et. al*. (2003).

Chung *et al.* (2005), Ichikawa *et al.* (2004) desenvolveram uma formulação do método das diferenças finitas para as equações de Luikov (1966) para estruturas de concreto.

Gawin *et. al.* (2006, 2006) apresentam um modelo higro-térmico-químico-mecânico incluindo o fenômeno de hidratação no concreto em idades iniciais. Neste modelo, todas as mudanças de propriedade no material são expressadas como função do grau de hidratação e são utilizadas como incógnitas a pressão de água no estado gasoso, a pressão capilar, temperatura e deformação. Os autores validam o modelo através de dados experimentais obtidos e são realizadas análises simplificadas de energia para

estimar a energia cinética de pedaços de concreto após *spalling*, permitindo previsões de defragmentação explosiva ou não-violenta.

Um modelo micro mecânico para investigar e simular os mecanismos de falhas em concreto em altas temperaturas foi desenvolvido por Grondin *et. al*. (2007). A formulação do método dos elementos finitos é baseada na microestrutura aleatória de materiais heterogêneos.

Em Witek *et. al.* (2007) é realizada uma análise por elementos finitos de métodos diferenciados para proteção de estruturas de concreto contra o *spalling* em situação de incêndio. Os autores apresentam um modelo matemático para o comportamento termo-higro-mecânico em materiais porosos heterogêneos. Algumas modificações necessárias para analisar o comportamento do concreto com fibras de polipropileno, como a influência na permeabilidade e nas propriedades térmicas, são introduzidas e validadas experimentalmente.

Um modelo macroscópico formulado pelo método dos elementos finitos para prever a resposta ao fogo de membros de estruturas de concreto armado é demonstrado em Kodur *et. al.* (2009). O modelo considera fatores críticos que devem ser previstos em cálculos para estruturas baseadas na resistência à altas temperaturas. Os autores sugerem que o *spalling* ocorre quando a poro-pressão em um elemento no material ultrapassa a sua resistência à tração. Este elemento então é retirado da seção transversal. A seção de concreto reduzida e as novas condições de contorno são consideradas nas análises térmicas e de deformações subsequentes.

Wu *et al.* (2009) estabeleceram um modelo para vigas de concreto armado sob altas temperaturas usando o princípio do trabalho virtual. Gawin *et al.* (2009) definem parâmetros de *spalling*, baseado em diferentes mecanismos de colapso apresentando resultados de simulações feitas através de modelo matemático, formulado em elementos finitos, para concreto de alto desempenho. Ozbolt *et. al.* (2010) acrescenta ao fenômeno de transporte, o efeito da degradação no concreto previsto em um modelo numérico 3D para o transporte de água capilar, oxigênio e cloreto.

Uma nova abordagem para a modelagem do fenômeno de *spalling* no concreto é proposta em Majorana *et. al.* (2010). O modelo micro-estrutural considera uma teoria de não-linear deslocamento/tensão, capaz de prever as interações mais complexas no âmbito higro-térmico-mecânico.

Para comprovar a influência do teor de água no concreto em relação à poro-pressão a altas temperatura, Mindeguia *et. al*. (2010) fornece dados experimentais para validar a variação de massa que ocorre no concreto exposto a altas temperaturas. Em seguida, Mindeguia *et. al.* (2011) apresentou dados experimentais em concretos normais e concretos de alta performance aquecidos a até 600°C.

No Brasil, Ferreira (2011), Barbosa (2011) utilizam o programa de código livre, denominado CAST3M, desenvolvido pelo DMT/CEA (*Département de Mécanique et de Technologie du Commissariat à l'Energie Atomique*), na França. Segundo Ferreira (2011), trata-se de um sistema de código aberto, em linguagem de programação GIBIANE, e gratuito, que permite a incorporação e adaptação de modelos por parte do usuário. Em Ferreira (2011), é estudado o comportamento termo-hídrico de estruturas compostas por bicamadas rocha-concreto, que podem ser encontradas em túneis e repositórios subterrâneos. A dissertação consiste em um programa experimental realizado para fornecer dados para implementação do modelo termo-hidrico. Barbosa (2011) realiza a análise computacional para concretos reforçados com fibras de polipropileno em um quarto de corpo-de-prova, comparando com estudos anteriores e com resultados experimentais.

Ferreira *et al.* (2014) continua o estudo em bicamadas rocha-concreto, utilizando o programa CAST3M, considerando, além da análise higro-térmica, as reações físicas e químicas desenvolvidas ao longo dos componentes do material heterogêneo utilizado. A autora afirma que esta abordagem tem como objetivo reproduzir o fluxo de umidade e os processos químicos, como hidratação e desidratação, no material.

Como experimentos no concreto em altas temperaturas possuem custos elevados (ICHIKAWA, 2000), se torna viável o desenvolvimento de um modelo de transferência de calor e umidade confiável para demostrar o comportamento devido a mudança de temperatura. O modelo deve considerar as propriedades do concreto, que se modificam em função do tempo e do calor, e as diferentes misturas que o concreto pode apresentar.

1.4. Estrutura do trabalho

O presente capítulo apresenta a justificativa, os objetivos, estrutura do trabalho e revisão bibliográfica dos principais temas referentes ao trabalho.

O segundo capítulo engloba a descrição do problema proposto e definições pertinentes. O referencial teórico compreende as teorias de base que deram suporte ao trabalho que foi desenvolvido e uma análise da literatura referente ao assunto tratado.

O terceiro capítulo compreende a descrição do modelo matemático, onde são apresentadas e analisadas as diferentes equações, objetivos de estudo do trabalho.

No capítulo 4 engloba a formulação em elementos finitos do modelo numérico implementado, no programa higro-térmico existente, que pertence ao Laboratório de Estruturas da COPPE/UFRJ (LabEST).

O capítulo 5 apresenta e analisa os resultados obtidos pelo modelo numérico proposto, através de simulação no programa higro-térmico do LabEST. Também apresenta resultados obtidos através da alteração de propriedades físicas, como permeabilidade e condutividade térmica, de forma a comprovar teorias estudadas na literatura.

O capítulo 6 traz as considerações finais retomando os aspectos mais importantes do trabalho, avaliando se o objetivo foi atingido, sugerindo aplicações futuras e abordando as limitações da pesquisa.

Em seguida são apresentas as referências bibliográficas utilizadas no presente trabalho.

2. PROPRIEDADES DO CONCRETO EM ALTAS TEMPERATURAS

As propriedades e o comportamento do concreto são influenciados pelo teor de umidade presente no material. Ichikawa (2000) observa que os gradientes de temperatura resultantes causam uma redistribuição da umidade interna ao material quando o concreto é submetido a altas temperaturas. O fluxo de transporte de água no concreto em altas temperaturas é definido pela interdependência entre temperatura, poro-pressão, teor de umidade e coeficiente de permeabilidade. Quando a temperatura ultrapassa 100°C, o fluxo de umidade é controlado pela poro-pressão. Devido à mudanças químicas e físicas que ocorrem ao aquecer o concreto, as propriedades térmicas dependem da taxa de aquecimento.

O concreto exposto a altas temperaturas pode sofrer *spalling*, definido como um fenômeno de falha que leva a quebras localizadas e redução da seção transversal. O *spalling* influencia à resistência ao fogo de estruturas de concreto. Quando elementos de concreto como colunas, vigas, lajes e paredes são expostas ao fogo, alguns pedaços podem descolar deixando a armação descoberta e, com a armadura exposta à altas temperaturas, reduzindo a capacidade de carga do concreto (ICHIKAWA, 2000).

Neste capítulo, foram definidos os parâmetros necessários para o estudo e para entender o fenômeno. Em seguida é apresentado a definição completa do fenômeno de *spalling*, considerando o entendimento dos conceitos anteriores.

2.1. Propriedades térmicas do concreto

2.1.1. Densidade

A densidade é definida como a massa por unidade de volume do concreto. Mudanças no volume do concreto devido a exposição à temperaturas elevadas, pela expansão térmica e retração por secagem, e alterações na massa do concreto são causadas pela

transferência de umidade, desidratação e reações químicas que ocorrem a altas temperaturas (BAZANT *et al.*, 1996).

Segundo Ichikawa (2000), na faixa de temperatura entre 20°C e 150°C, a densidade depende do teor de umidade e da densidade dos agregados na composição do concreto. O autor acrescenta que a densidade do concreto diminui com o aumento da temperatura até 1200°C e 1400°C, quando o concreto derrete, e a taxa de redução depende no tipo de agregado utilizado.

2.1.2. Calor específico do concreto

A capacidade térmica de um material, também conhecida como calor específico, é a quantidade de calor por unidade de massa requerido para aumentar a temperatura do material em um grau. A unidade no Sistema Internacional (SI) para calor específico é J kg^{-1} K^{-1} (joule por quilograma por grau Kelvin).

Segundo Hamarthy *et al.* (1973), a pressão constante, o calor específico, c_p, pode ser definido como segue a equação (1).

$$c_p = \left(\frac{\partial H}{\partial T} \right)_p \tag{1}$$

onde H é a entalpia, T é a temperatura e p é a poro-pressão.

Segundo Browne (1967), o calor especifico de concretos está situada entre 0,5 e 1,13 kJ kg^{-1} K^{-1}. Carman *et al.* (1921) afirmam que mudanças no tipo de agregado, proporções da mistura e idade do concreto não têm grande efeito no calor específico à temperaturas ambientes.

Se o aquecimento do sólido for acompanhado de reações químicas, a entalpia é expressa em função do grau de conversão dos reagentes em produtos e em função da temperatura e a equação (1) assume a forma,

$$c_p = \left(\frac{\partial H}{\partial T} \right)_{p,\xi} + \left(\frac{\partial H}{\partial \xi} \right)_{p,T} \frac{d\xi}{dT} \tag{2}$$

onde ξ é o grau de conversão dos reagentes em produtos, $\xi (0 \leq \xi \leq 1)$, e c_p é chamado de calor específico aparente.

O primeiro termo na equação (2) representa a contribuição de calor para o calor específico devido a conversão dos reagentes. Logo, assumindo que ξ é função da temperatura, este termo pode ser escrito como $\bar{c}_p$,

$$\left(\frac{\partial H}{\partial T}\right)_{p,\xi} = \bar{c}_p \tag{3}$$

O segundo termo, $\left(\partial H/\partial \xi\right)_{p,T}$, é a contribuição para o calor específico devido o calor latente das reações de conversão,

$$\left(\frac{\partial H}{\partial \xi}\right)_{p,T} = \Delta H_p \tag{4}$$

Logo, a equação (2) pode ser escrita na forma,

$$c_p = \bar{c}_p + \Delta H_p \frac{d\xi}{dT} \tag{5}$$

Para temperaturas elevadas, Harmathy (1970) estimou o calor específico de pastas de cimento Portland idealizadas a partir de considerações teóricas e dados experimentais apresentados. As duas reações principais que ocorreram foram as desidratações do gel de tobermorite e de hidróxido de cálcio na pasta de cimento endurecida. O autor conclui através de seus resultados, que, nas temperaturas onde ocorre a desidratação, de 100°C a 850°C, a contribuição do calor latente para o calor específico é bastante significativa devido a absorção de calor nas reações de desidratação.

O calor específico do concreto depende da umidade da mistura devido ao alto calor específico da água, de 4,19 kJ kg^{-1} K^{-1} (ou 1,0 cal g^{-1} $°C^{-1}$). O calor específico de concretos saturados a 20°C está em torno de 0,8 a 1,0 kJ kg^{-1} K^{-1}. Reduzir a umidade, por exemplo, de 25% para 12,5% em volume, pode reduzir o calor específico em aproximadamente 25% (BROWNE, 1967)

Isto ocorre, segundo Blundell *et. al.* (1976), devido a vaporização rápida da água livre em concretos com maiores valores de umidade. Para concretos inicialmente úmidos, o aquecimento até aproximadamente 90°C pode causar uma elevação rápida e temporária do calor específico de duas a três vezes maior em magnitude que o valor inicial. Ao atingir aproximadamente 150°C, o calor específico é praticamente o

mesmo que o valor do concreto original, e, a partir desta temperatura, aumenta linearmente.

Logo, as reações físicas e químicas que ocorrem no concreto à temperaturas elevadas são endotérmicas e contribuem para a elevação aparente do calor específico. Com isso, Hamarthy (1970) e Hamarthy *et al.* (1973) concluem que o calor específico do concreto depende da temperatura e não pode ser descrito por uma relação específica, pois deve considerar o calor latente e procedimentos experimentais.

2.1.3. Condutividade térmica do concreto

A habilidade de um material de conduzir calor é definida pela sua condutividade térmica, normalmente apresentada em W m^{-1} $°C^{-1}$. Em média, segundo Zoldners (1971), a condutividade térmica do concreto comum está entre 1,4 e 3,6 W m^{-1} $°C^{-1}$.

De acordo com Bazant *et al.* (1996), é uma propriedade térmica definida pela razão do fluxo de calor pelo gradiente de temperatura, e representa o fluxo uniforme de calor que atravessa um concreto de espessura unitária sobre uma área unitária sujeita a diferença de temperatura entre as duas faces.

Schneider (1982) e Schneider *et al.* (1981) reuniram dados de diferentes pesquisadores de resultados experimentais para a condutividade térmica do concreto. Os autores concluíram que os resultados variam em cada estudo devido a alguns fatores como o tipo de agregado, o teor de umidade e os métodos de teste utilizados. Ferreira (2011) afirma também que a condutividade térmica do concreto depende da condutividade térmica do agregado, da umidade da mistura, densidade e temperatura do concreto.

Blundell *et. al.* (1976) ressalta que o efeito do aumento da temperatura na condutividade térmica do concreto depende do teor de umidade inicial do concreto, assim como alterações de umidade devido à variação da temperatura.

Browne (1967) afirma que agregados normalmente utilizados em concreto, como basalto e dolerites, possuem condutividade térmica entre 1,0 e 1,7 W m^{-1} $°C^{-1}$, granito e calcário entre 2,3 e 2,8 W m^{-1} $°C^{-1}$, e agregados de sílica e quartzito tem condutividades entre 3,3 e 4,2 W m^{-1} $°C^{-1}$. Consequentemente, conforme mostrado na Tabela 1, concreto que são constituídos de agregados de sílica possuem maior

condutividade térmica quando comparados à outros que possuem agregados de peso normal em sua mistura.

A condutividade térmica da pasta de cimento Portland entre 5°C e 25°C, segundo Bazant *et al.* (1996), está situada entre 1,1 e 1,6 W m^{-1} $°C^{-1}$, menor que a maioria dos agregados comuns. Desta forma, pode-se concluir que quanto maior o volume de agregados, maior a condutividade térmica do concreto.

A quantidade de ar nos poros também influencia na condutividade térmica. A condutividade térmica do ar a 20°C (0,0034 W m^{-1} $°C^{-1}$) é menor que a condutividade térmica da água (0,515 W m^{-1} $°C^{-1}$). Com o processo de desidratação e da perda de umidade em um meio originalmente saturado, o valor da condutividade térmica tende a diminuir (ZOLDNERS, 1971).

Tabela 1 – Condutividade térmica de concretos saturados a temperaturas entre 5°C e 25°C, adaptada de Blundell *et. al.*, 1976.

Tipo de agregado	Condutividade térmica (W m^{-1} $°C^{-1}$)
Rochas silicosas (e.g. quartzito e arenito)	2,4 – 3,6
Rochas ígneas cristalinas (e.g. granitos)	1,9 – 2,8
Rochas sedimentares (e.g. calcário e dolomita)	1,9 – 2,8
Rochas ígneas amorfas (e.g. basalto)	1,0 – 1,6

2.1.4. Coeficiente de dilatação térmica do concreto

O coeficiente de dilatação térmica linear, de unidade $°C^{-1}$, é a relação entre a variação de uma dimensão linear, por unidade de comprimento, causada por uma variação de temperatura (FERREIRA, 2011).

$$\Delta L = L \alpha \Delta T \tag{6}$$

onde ΔL é a variação de comprimento, dado em metro; L é o comprimento original da peça, em metro; α é o coeficiente de dilatação térmica linear, em $°C^{-1}$; e ΔT é a variação de temperatura, em °C.

De acordo com Klieger *et al.* (1994), a expansão do concreto ocorre devido à expansão dos sólidos de anidros e da expansão higro-térmica ou contração associada com o movimento da umidade interna dos poros. A pasta de cimento se dilata até 150°C, quando é iniciada a retração por secagem, acentuada a partir de 300°C, que ocorre até 850°C.

Naus (2005) apresenta como limites para a dilatação térmica do concreto os valores $2{,}2 \times 10^{-6}$ e $3{,}9 \times 10^{-6}$ mm/mm/°C. Além dos limites, o autor apresenta o valor $3{,}1 \times 10^{-6}$ mm/mm/°C como o mais comum.

2.1.5. Difusividade térmica

A difusividade térmica, *D*, indica como o calor se difunde através de um material, ou seja, a taxa na qual as mudanças na temperatura podem ocorrer. Normalmente, é encontrada em $m^2\ s^{-1}$ (metro quadrado por segundo) e pode ser calculada pela fórmula,

$$D = \frac{k}{c\rho} \tag{7}$$

onde, k é a condutividade térmica; c é o calor específico; e ρ é a densidade do material.

A difusividade térmica no concreto é afetada diretamente pela difusividade térmica dos agregados. Segundo Blundell *et. al.* (1976), a difusividade térmica do concreto está entre $0{,}69 \times 10^{-6}$ $m^2\ s^{-1}$, para concreto com basalto com o agregado, e $1{,}89 \times 10^{-6}$ $m^2\ s^{-1}$, para concreto com agregado quartzo, como pode ser observado na Tabela 2.

A difusividade térmica para pasta de cimento endurecida é menor do que a difusividade térmica dos agregados. A 21°C Blundell *et. al.* (1976) reportou que os valores para difusividade térmica da pasta de cimento variavam entre $0{,}31 \times 10^{-6}$ $m^2\ s^{-1}$e $0{,}50 \times 10^{-6}$ $m^2\ s^{-1}$. Logo, segundo Bazant *et al.* (1996), os valores para concretos comuns são aproximadamente 15% menores do que concretos que utilizaram agregados na faixa apresentada na Tabela 2.

A difusividade térmica do concreto diminui com o aumento da temperatura. Entre 20°C e 100°C reduções de até 30% foram reportadas por Carman *et al.* (1921). Os

autores também observaram que a mudança no traço do concreto não surtiu grandes alterações no valor da difusividade térmica.

Tabela 2 – Difusividade térmica de agregados e concretos (segundo BLUNDELL *et. al.*, 1976).

Tipo de rocha	Difusividade térmica (10^{-6} m^2 s^{-1})	
	Agregado	Concreto
Basalto	0,69	0,69
Mármore	1,11	0,83
Feldspato	1,17	0,89
Calcário A	1,39	0,97
Calcário B	1.61	1,11
Quartzo	2,78	1,89

2.2. Porosidade do concreto

A porosidade de um material é a sua propriedade de apresentar poros ou vazios. Pode ser representada pela fração do volume total de uma amostra porosa, que é ocupada por poros ou por espaços vazios.

No concreto, a porosidade está diretamente relacionada com a durabilidade do material. É uma propriedade do concreto como meio poroso e tende a aumentar com a elevação da temperatura. Segundo Ferreira (2011), este aumento pode ser devido a desidratação da pasta de cimento e a evolução da micro-fissuração.

Segundo Reinhardt (1992), quanto maior a relação água/cimento, maior a quantidade de poros e maior o volume de poros de diâmetros maiores. Rostasy *et al.* (1980) concluiu que a porosidade tem grande influência nas propriedades mecânicas do concreto.

2.3. Coeficiente de permeabilidade do concreto

O coeficiente de permeabilidade expressa a velocidade de percolação da água no concreto, definido através da Lei de Darcy, aplicável a fluxos de fluido viscoso, em meio poroso, em regime laminar e permanente, que atravessa uma seção do concreto (NBR 10786:1989).

Segundo Powers (1958), a permeabilidade do concreto de agregado de peso normal é influenciada pela porosidade e pela relação água/cimento da pasta de cimento. Além disso, o autor conclui que para a mesma relação água/cimento, a permeabilidade reduz conforme o grau de hidratação aumenta.

A permeabilidade aumenta com a elevação da temperatura e, segundo Choinska *et. al.* (2006), a fissuração e o crescimento da porosidade geralmente interconectam os canais de fluxo, resultando no aumento da permeabilidade.

2.4. Efeitos da temperatura na água e na composição química

Quando o concreto é exposto ao aquecimento, uma série de transformações e reações ocorrem. Estas transformações ocorrem principalmente na pasta de cimento endurecida. Segundo Ichikawa (2000), em temperaturas de até 800°C, as reações ocorrem, em sua maior parte, como desidratação e reações de liberação de água. A decabornatação ocorre, se o concreto conter em sua mistura agregados calcários, entre 600°C e 900°C. Entre 1200°C e 1300°C, alguns dos componentes do concreto começam a derreter. Acima de 1300°C o concreto existe na forma derretida, por exemplo, no estado líquido.

2.4.1. Diferentes combinações da água no concreto

O concreto é considerado um meio multifásico que pode ter seus vazios (poros) cheios de combinações diferentes entre as fases líquida e gasosa da água. A água capilar (Figura 1) é a água que permanece nos vazios do concreto após todo o cimento ser hidratado. É mantida pela tensão capilar em vazios menores (vazios capilares com 0,005 a 0,05 μm), diferente da água denominada água livre, que constitui 70 a 80% da umidade e representa a parte da água referenciada nas tabelas termodinâmicas, presente nos vazios maiores (>0,05 μm) (FERREIRA, 2011). Enquanto a remoção da

água livre não causa alteração no volume de concreto, a remoção da água capilar causa a retração do sistema. Uma das principais conclusões do trabalho de Bazant (1978) é que os espaços dos poros disponíveis para água livre aumentam com a temperatura e com a pressão. Isto ocorre, em parte, pelo aumento no espaço total nos poros, devido à diminuição da parcela de água adsorvida.

A água adsorvida (Figura 1) é consiste nas moléculas de água mais próximas das superfícies sólidas, fisicamente ligadas a esta superfície sob a influência de forças atrativas, por exemplo, através de pontes de hidrogênio. A perda desta água é a principal causa da retração por secagem. A água hidratada, observada na Figura 1, é parte da composição química dos hidratos da pasta de cimento. Essa água não se perde por secagem, apenas por decomposição dos hidratos aquecidos.

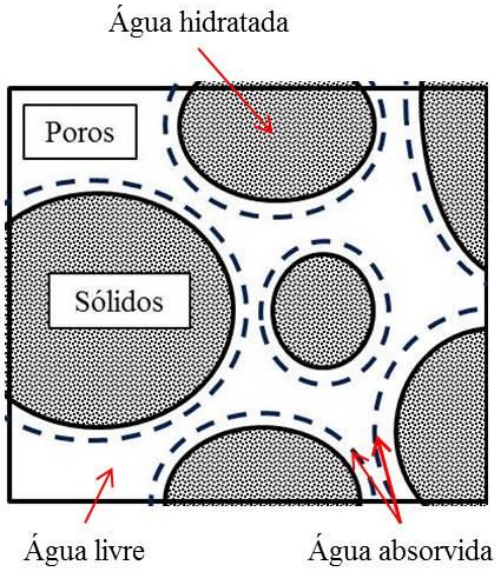

Figura 1 - Formas diferentes da água no concreto (baseado em KHOURY *et. al.*, 2002).

2.4.2. Hidratação e desidratação no concreto

O concreto é composto de pasta hidratada de cimento e agregados. As propriedades do concreto são determinadas pelas propriedades dos seus componentes e as interfaces entre eles. Inicialmente como partículas de cimento em suspensão na água, o endurecimento é resultado de reações químicas e físicas entre os componentes do

cimento e da água (POWERS *et al.*, 1946). Na Tabela 3, podem ser observados os principais componentes do cimento Portland.

Na Tabela 3 As seguintes abreviações foram adotadas: C para CaO, S para SiO_2, A para Al_2O_3, F para Fe_2O_3. Os principais hidratos da pasta de cimento são o silicato de cálcio hidratado, ou CSH e o hidróxido de cálcio, ou $Ca(OH)_2$, representando, segundo Ferreira (2011), 60% e 25%, respectivamente, do volume de sólidos da pasta de cimento hidratado.

Tabela 3 – Principais componentes do cimento Portland (BAZANT *et al.*, 1996).

Componente	Fórmula	Abreviação
Silicato tricálcico	$3CaO.SiO_2$	C_3S
Silicato dicálcico	$2CaO.SiO_2$	C_2S
Aluminato tricálcico	$3CaO.Al_2O_3$	C_3A
Aluminoferrite tetracálcico	$4CaO.Al_2O_3.Fe_2O_3$	C_4AF

Com o aumento da temperatura, a pasta de cimento perde primeiro a água adsorvida e, em seguida, a água quimicamente ligada, causando uma decomposição dos hidratos CSH na pasta. A desidratação no concreto inicia em torno dos 100°C e acontece até aproximadamente 850°C (HAMARTHY, 1993 *apud* ICHIKAWA, 2000). Ao chegar aos 105°C a água só é encontrada de forma não-evaporável. Ferreira (2011) afirma que a desidratação da pasta de cimento interfere nas propriedades mecânicas do concreto, uma vez que o CSH é o prinicpal elemento que confere resistência a matriz cimentícia.

2.5. Propriedades mecânicas do concreto

As propriedades mecânicas do concreto à altas temperaturas dependem das propriedades da pasta de cimento e da ligação entre a pasta e os agregados. Quanto o concreto é aquecido, são geradas tensões na interface pasta de cimento/agregados, resultando em micro-fissuras no concreto e, consequentemente, uma redução em sua resistência (BLUNDELL *et al.*, 1976).

2.5.1. Resistência à compressão

Segundo Ichikawa (2000), a resistência à compressão do concreto reduz em função do aumento da temperatura. Um dos fatores principais que afetam a resistência à compressão do concreto sob altas temperaturas é o tipo de agregado. Por exemplo, concretos compostos de agregados de calcário tendem a mostrar uma redução na resistência à compressão a temperaturas elevadas menor do que concretos compostos de agregados de sílica.

Bazant *et al.* (1996) compilaram os resultados de experimentos de diferentes estudos na resistência à compressão do concreto de corpos-de-prova aquecidos, não-selados, feitos com cimento Portland comum e agregados convencionais. Os autores afirmam que para temperaturas de até aproximadamente 90°C pode ser notada uma redução na resistência à compressão. Estas reduções variam de 10 a 35% na faixa de temperatura de 80°C a 90°C. Para temperaturas mais altas que 90°C, a resistência à compressão aumenta em relação a faixa de temperatura anterior. A 200°C, a resistência à compressão pode variar de 15% a menos até 10% a mais em relação à sua resistência inicial. Após 200°C até 500°C, a redução da resistência à compressão é praticamente linear.

Phan *et al.* (1996) caracterizou três estágios para a relação resistência à compressão-temperatura. O primeiro sendo o estágio de perda de resistência inicial, entre a temperatura ambiente até uma temperatura entre 100°C e 200°C; o segundo, chamado estágio de recuperação e estabilização, está na faixa de entre 100°C a 200°C até entre 400°C e 450°C; e o terceiro estágio de perda permanente de resistência inicia entre 400°C e 450°C.

2.5.2. Resistência à tração

Bazant *et al.* (1996) também apresentam uma compilação de resultados de estudos de resistência à tração por diferentes autores em concreto de cimento Portland comum e agregados convencionais. Pode ser observado que a 100°C a redução na resistência à tração varia entre 0 e 30%. Com o aumento da temperatura além de 100°C, a resistência à tração diminui em função do aumento da temperatura. Para temperaturas

acima de 700°C foram observadas reduções de 80 a 90% nos valores de resistência à tração.

Sullivan *et al.* (1973) realizaram experimentos de resistência à tração em vigas com agregados de silica e arenito, na faixa de temperatura de 20°C a 400°C. Os resultados obtidos são apresentados na Tabela 4, e, através destes resultados, é possível observar a tendência descrita por Bazant *et al.* (1996) na redução da resistência à tração em função do aumento da temperatura.

Segundo Ichikawa (2000), a resistência à tração é mais sensível ao aumento de temperatura que a resistência à compressão. De acordo com resultados experimentais, as reduções relativas dos valores da resistência à tração se mostraram maiores que as reduções dos valores da resistência à compressão. O autor também afirma que o tipo de agregado tem grande influência na resistência à tração de concretos em altas temperaturas.

Tabela 4 –Resistência à tração de vigas de concreto e vigas de argamassa em temperaturas de 20 °C até 400°C (SULLIVAN *et al.*, 1973).

Temperatura (°C)	Resistência à tração (porcentagem em relação à resistência à tração original, do corpo-de-prova não-aquecido)	
	Vigas de argamassa	Vigas de concreto
20	100	100
125	105	95
200	95	80
300	75	55
400	45	20

2.5.3. Módulo de elasticidade

O módulo de elasticidade do concreto é determinado pela quantidade e tipo de agregado utilizado, pela relação água/cimento, e pela resistência à compressão do concreto. Segundo Ichikawa (2000), o módulo de elasticidade aumenta equanto à resistência à compressão aumenta.

Em relação a temperatura, Phan *et al.* (1996) afirma que o módulo de elasticidade diminui com o aumento da temperatura. Isto ocorre, de acordo com Bazant *et al.* (1996) devido à quebra das ligações químicas na microestrutura da pasta de cimento.

2.5.4. Coeficiente de Poisson

Segundo Neville (1995), dependendo das propriedades do agregado utilizado, o coeficiente de Poisson do concreto deve estar situado entre 0,15 e 0,22. Blundell *et. al*. observa que a temperatura, assim como a carga aplicada, não apresenta grande efeito sobre o coeficiente de Poisson. De acordo com Marechal (1972), o coeficiente de Poisson para concreto de peso normal deve reduzir seu valor de maneira aproximadamente linear com o aumento da temperatura.

2.6. Descrição do fenômeno *spalling*

Ichikawa (2000) afirma que quando o concreto é submetido a um aquecimento rápido e altas temperaturas, como em situações de incêndio, acontecem fissuras localizadas seguidas, possivelmente, de explosões e remoção do material na superfície. Este fenômeno é chamado de *spalling*.

Ao aumentar a temperatura na superfície A-B (Figura 2), é gerado um gradiente de temperatura que cria um gradiente de pressão. O gradiente de pressão conduz a umidade de uma zona de alta pressão para uma zona de baixa pressão, ou seja, para dentro da estrutura evitando a superfície aquecida. Desta forma, o pico de pressão é localizado no interior do elemento (Figura 3). A umidade próxima à zona aquecida diminui rápido criando uma zona seca que aumenta com o tempo, onde a taxa de umidade é menor que a necessária para manter a pressão de saturação do vapor, na temperatura local. Quando a taxa de umidade na faixa após a zona seca atinge a capacidade de umidade do concreto, uma zona de saturação é criada (Figura 3), onde a água só aparece no estado líquido, restringindo o fluxo de umidade. Desta forma, a pressão na zona de saturação se eleva rapidamente, proporcional à temperatura, levando à ocorrência do fenômeno de *spalling* (Figura 4) (ICHIKAWA, 2000).

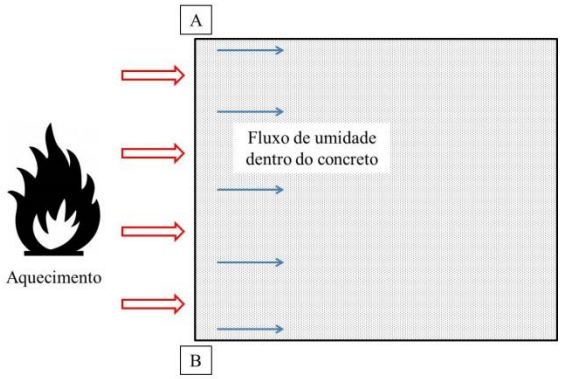

Figura 2 – Aquecimento da face AB do concreto, adaptado de Consolazio *et al.* (1998).

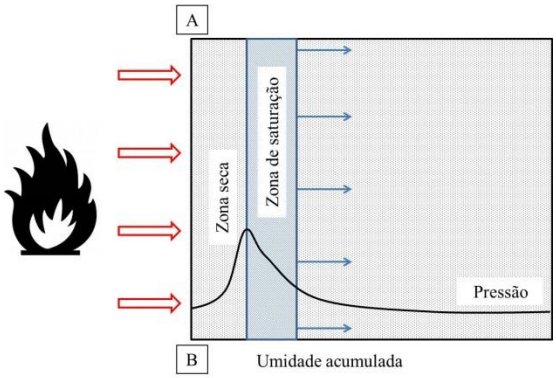

Figura 3 – Formação da zona seca, adaptado de Consolazio *et al.* (1998).

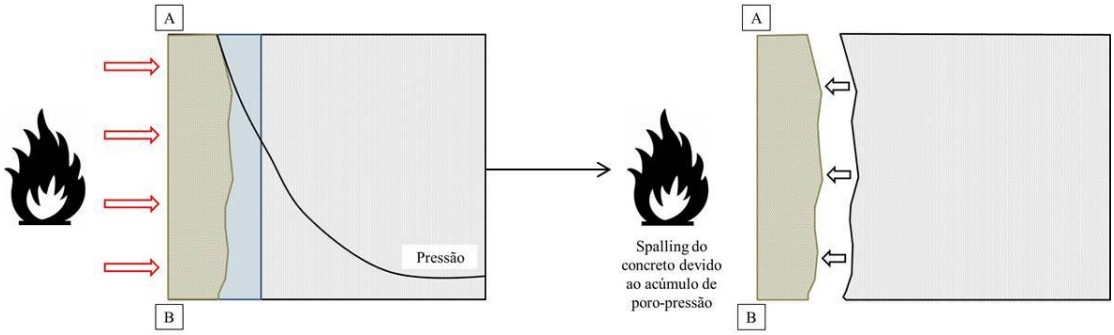

Figura 4 – Fenômeno de *spalling* no concreto, adaptado de Consolazio *et al.* (1998).

Logo, segundo Mindeguia *et al.* (2010), o *spalling* é um processo termo-hídrico, onde os fluidos movem-se devido aos gradientes de pressão e concentração molar (Lei de Darcy e Lei de Fick), para as zonas mais internas e frias do concreto. Assim, o vapor d`água começa a condensar e uma obstrução da umidade, através da zona de saturação, é gradualmente criada perto da superfície exposta. Como esta obstrução

atua como barreira para o escoamento do fluido, a pressão nos poros aumenta. Estas pressões podem localmente ultrapassar a resistência à tração do concreto e iniciar o *spalling* (Figura 5). De acordo com Ichikawa (2000), a taxa de aquecimento, permeabilidade e o teor inicial de umidade afetam diretamente o acúmulo de poro-pressão.

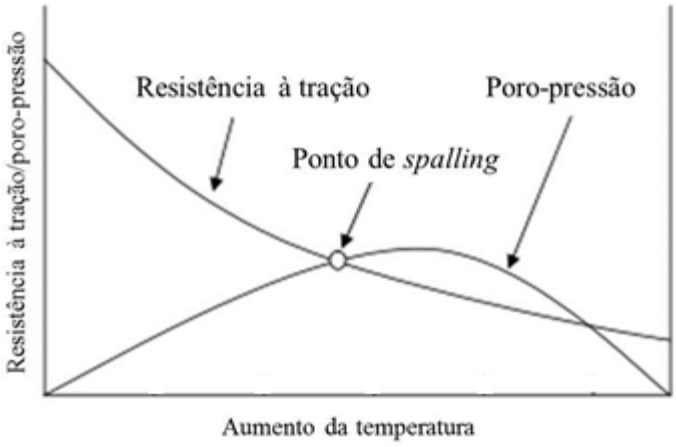

Figura 5 - Ilustração da previsão de *spalling* no modelo proposto por Kodur *et al.* (2009).

Quanto menor a permeabilidade e a porosidade do concreto, maior o risco de ocorrência do fenômeno de *spalling*, como pode ser observado em concretos de alto desempenho. Devido ao escoamento dos fluidos ocorrerem de forma mais lenta, o desenvolvimento de pressões é maior no interior dos poros quanto menores forem os valores das propriedades térmicas.

Dal Pont *et al.* (2004) definem o fenômeno de *spalling* considerando a desidratação do concreto. Ao aquecer uma das superfícies do concreto, a umidade, sob forma de água líquida e de vapor, se desloca em direção à zona fria do concreto por difusão. A ebulição da água começa quando a temperatura atinge 100°C e o calor latente requerido retarda o aumento da temperatura. Após a ebulição, o vapor se desloca para as zonas frias, onde ocorre a condensação e a ligação ao cimento não-hidratado. Nesta fase, a formação de novos CSH (silicato de cálcio hidratado) promove geralmente uma melhora nas propriedades mecânicas do concreto. O aumento da temperatura provoca também a desidratação, onde, a partir de 105°C, as ligações químicas que formam o CSH começam a se desfazer, transformando os produtos hidratados em

produtos anidros e água. A água livre que é liberada absorve calor e entra em ebulição. A reação de desidratação atinge progressivamente vários produtos hidratados que formam o concreto – conforme a temperatura aumenta, a quantidade de água livre cresce e mais água passa para o estado de vapor. Devido a baixa permeabilidade do concreto, a taxa de formação de água após a desidratação supera o deslocamento da água líquida e do vapor d'água. Desta forma, a pressão nos poros aumenta, formando a base para o fenômeno de *spalling*, que causa o deslocamento da camada externa do material. Observa-se também que o pico de pressão se desloca na direção da menor temperatura, aumentando progressivamente o seu valor.

3. MODELO MATEMÁTICO

O modelo descrito a seguir foi proposto inicialmente por Bazant *et al.* (1978), aprimorado por Bazant *et al.* (1996) e Tenchev *et al.* (2001), e tem como base os fenômenos de transferência de umidade e calor em meios porosos. Consiste em um modelo macroscópico simplificado para prever os fenômenos de transferência de calor e umidade no concreto.

3.1. Transferência de calor e umidade no concreto

Em um meio sólido poroso, como o concreto, os fenômenos de transferência de calor e umidade são acoplados, e devem ser analisados levando em consideração mudanças químicas e micro-estruturais devido ao aumento de temperatura. As deformações do esqueleto sólido também tem influência no fenômeno, porém estes efeitos são desprezados no modelo descrito a seguir.

O fluxo J de umidade no concreto, em kg/m^3·s, é composto por uma parcela de fluxo devido ao gradiente de concentração de umidade w e uma parcela de fluxo devido ao gradiente de temperatura T,

$$J = -a_{ww}\nabla w - a_{wT}\nabla T \tag{8}$$

Analogamente, o fluxo de calor q, deve considerar o fluxo devido ao gradiente de temperatura, e o fluxo devido ao gradiente de concentração de umidade,

$$q = -a_{Tw}\nabla w - a_{TT}\nabla T \tag{9}$$

A umidade w é dada pela massa de água livre (nas fases líquido e vapor, não hidratada) por m^3 de concreto, ou seja, toda água que pode ser evaporada a uma determinada temperatura. Os coeficientes a_{ww}, a_{wT}, a_{Tw} e a_{TT} dependem de *w* e *T*, sendo $a_{wT} \neq a_{Tw}$ (DEGROOT *et al.*, 1962).

Assumindo a umidade *w* como função da temperatura T e da poro-pressão p, ou seja, $w = w(p,T)$, e aplicando a regra da cadeia, a equação (8) pode ser escrita da forma,

$$J = -a_{ww}\left(\frac{\partial w}{\partial p}\right)\nabla p - \left[a_{wT} + a_{ww}\left(\frac{\partial w}{\partial T}\right)\right]\nabla T \tag{10}$$

Fazendo, $a = a_p / g = a_{ww}(\partial w/\partial p)$ e $a_1 = a_{wT} + a_{ww}(\partial w/\partial T)$, obtém-se,

$$J = -a\nabla p - a_1\nabla T \tag{11}$$

Na equação acima, o gradiente de contribuição térmica, $a_1\nabla T$, segundo Bazant *et al.* (1978), é pequeno e pode ser desprezado. Sendo assim, $a_1 \approx 0$ e a equação (10) assume a forma da lei de Darcy para escoamento em meio poroso,

$$J = -a\nabla p \tag{12}$$

onde a é a permeabilidade do concreto, em m/s.

A lei de Darcy pode ser aplicada em meios saturados e não-saturados, desde que a pressão nos poros do concreto não-saturado seja interpretada como a pressão de vapor, e não a pressão de água no estado líquido.

Desta forma, justifica-se a escolha da poro-pressão p como incógnita, ao invés da massa de água livre w, devido a possibilidade de eliminar o efeito de ∇T no fluxo total J (BAZANT *et al.*, 1978).

Aplicando a regra da cadeia também na equação (9), o fluxo de calor pode ser escrito na forma,

$$q = -a_{Tw}\frac{\partial w}{\partial p}\nabla p - \left(a_{Tw}\frac{\partial w}{\partial T} + a_{TT}\right)\nabla T \tag{13}$$

onde a parcela $a_{Tw}(\partial w/\partial p)\nabla p$ também pode ser desconsiderada.

Observando-se que $b = a_{Tw}(\partial w/\partial T) + a_{TT}$ é a condutividade térmica da Lei de Fourier, obtém-se,

$$q = -b\nabla T \tag{14}$$

As equações dos fluxos devem ser complementadas pelas equações de conservação de massa e energia. A conservação de massa de água é dada pela expressão,

$$\frac{\partial w}{\partial t} - \frac{\partial w_d}{\partial t} + \nabla \cdot J = 0 \tag{15}$$

onde w_d representa a massa de água liberada nos poros como resultado da desidratação dos sólidos na pasta de cimento por aquecimento. Para temperaturas acima de 120°C, $\partial w_d / \partial t$ é positivo e para temperaturas inferiores a 100°C acontece o processo de hidratação e $\partial w_d / \partial t$ deve ser considerado como sendo negativo, representando a massa de água livre que foi agregada à pasta de cimento.

A equação de conservação de calor é dada por,

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} - C_a \frac{\partial w}{\partial t} - C_w J \cdot \nabla T + \nabla \cdot q = 0 \tag{16}$$

onde ρ e C são, respectivamente, a densidade e o calor específico do concreto (por quilograma de concreto) incluindo a água hidratada (combinada quimicamente) e excluindo a água livre.

A parcela $C_a \partial w / \partial t$ representa a variação de temperatura devido à variação de massa de água livre nos poros, e a parcela $C_w J \nabla T$ representa a convecção de calor pelo fluxo de umidade. As constantes C_a e C_w são respectivamente o calor específico da água livre (por quilograma de água livre) e o calor latente de vaporização da água. Exceto em situações em que o concreto é aquecido muito rapidamente, a parcela $C_w J \nabla T$ pode ser desprezada (BAZANT *et al.*, 1978 e TENCHEV *et. al.*, 2001).

Substituindo o termo $\partial w / \partial t$ por derivadas de *w* em relação a p e T, e introduzindo as os fluxos J, equação (12), e q, equação (13), nas equações (15) e (16), as equações diferenciais acopladas que regem o problema, escritas em temperatura e pressão, são,

$$-\frac{\partial w}{\partial p}\frac{\partial p}{\partial t} - \frac{\partial w}{\partial T}\frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot \left(a \nabla p \right) = -\frac{\partial w_d}{\partial t} \tag{17}$$

$$C_a \frac{\partial w}{\partial p}\frac{\partial p}{\partial t} + \left(C_a \frac{\partial w}{\partial T} - \rho C \right) \frac{\partial T}{\partial t} - aC_w \nabla p \cdot \nabla T - \nabla \cdot \left(b \nabla T \right) = 0 \qquad (18)$$

3.2. Equações de estado

Apresentam-se a seguir as estado que relacionam a poro-pressão p, teor de água w e temperatura T. A hipótese de equilíbrio termodinâmico é considerada para as fases da água livre (vapor e líquido) em um elemento infinitesimal de concreto. Os valores apresentados nos eixos foram escolhidos para melhor visualização da superfície obtida para cada caso.

Para temperaturas abaixo do ponto crítico da água (374,15°C), deve-se diferenciar o concreto entre saturado e não-saturado (parcialmente saturado). Para temperaturas acima de 374,15°C não existe tal distinção pois a fase líquida da água não existe, sob nenhuma pressão aplicada.

3.2.1. Concreto não-saturado

O concreto não-saturado, por definição (BAZANT *et al.*, 1978), é aquele em que a poro-pressão satisfaz a relação $p \leq p_s(T)$, ou seja, a poro-pressão p é menor ou igual a pressão de saturação da água $p_s(T)$ a uma determinada temperatura. A pressão de saturação, em função da temperatura T, pode ser obtida através da tabela da *American Society of Mechanical Engineers* (*ASME Steam Tables*), cujo gráfico é reproduzido na Figura 6.

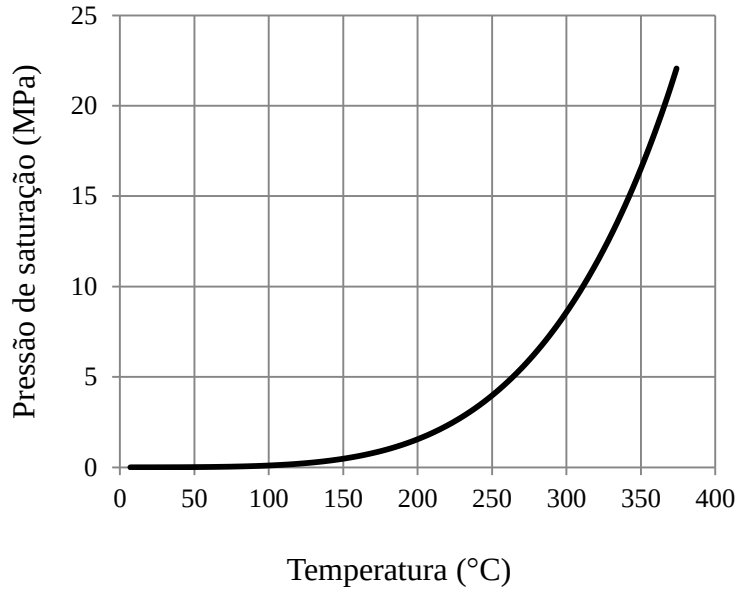

Figura 6 – Gráfico da pressão de saturação da água em função da temperatura, construído a partir das tabelas da *ASME* (ASME STEAM TABLES, 1967).

A partir de dados experimentais obtidos por England *et al.* (1970) e Zhukov *et. al.* (1971), Bazant *et al.* (1978) propõe uma equação de estado da água, para $h = p/p_s(T) \leq 0{,}96$, considerando que a geometria dos poros não varia e desprezando a quantidade de água adsorvida,

$$\frac{w}{c} = \left(\frac{w_1}{c} h \right)^{1/m(T)} \tag{19}$$

onde,

$$m(T) = 1{,}04 - \frac{(T+10)^2}{22{,}34(T_0+10)^2 + (T+10)^2} \tag{20}$$

e T é a temperatura em °C; $T_0 = 25°C$; c é a massa de cimento anidro por m^3 de concreto; e w_1 é o grau de saturação a 25°C, que pode ser determinado se a mistura de concreto for especificada.

O gráfico desta equação de estado, equação (19), está apresentado na Figura 7, com a umidade w no eixo vertical e a temperatura T e a pressão p nos eixos horizontais.

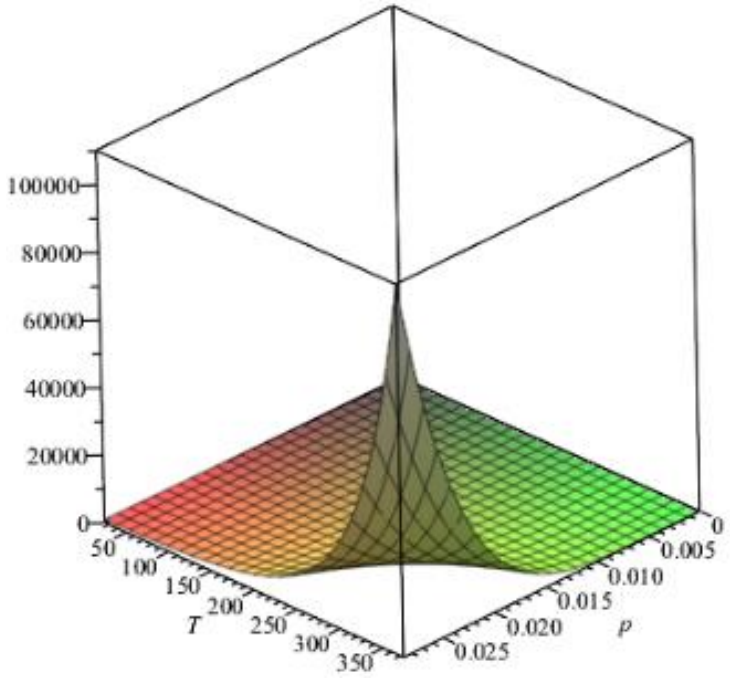

Figura 7 – Gráfico de *w* em função de *p* e *T* para $h \leq 0{,}96$.

3.2.2. Concreto saturado

Para $h \geq 1{,}04$, a relação água/cimento pode ser determinada a partir da equação obtida por Tenchev *et al.* (2001) com base em dados experimentais,

$$\frac{w}{c} = \frac{w_1}{c}\left[1 + 0{,}12\left(h - 1{,}04\right)\right] \tag{21}$$

A equação (21) tem a forma de um plano, como mostra a Figura 8.

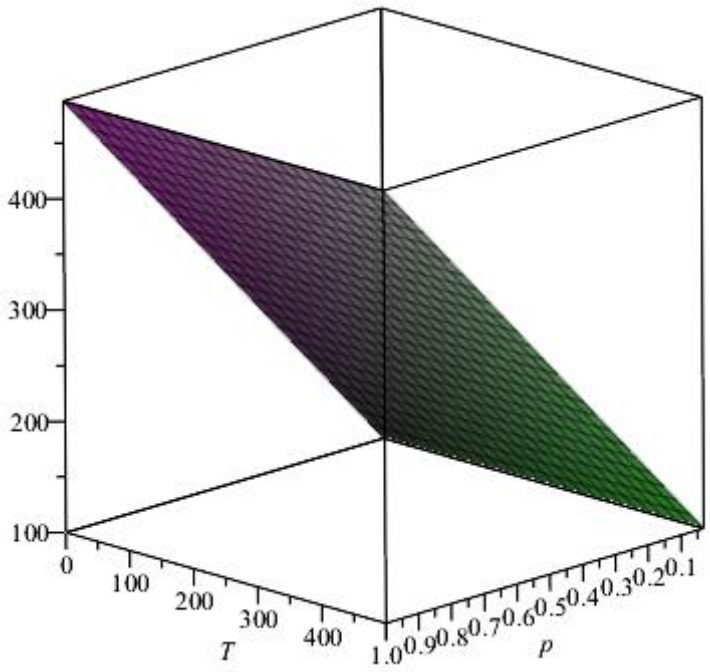

Figura 8 – Gráfico de *w* em função de *p* e *T* para $h \geq 1{,}04$.

3.2.3. Transição entre os estados não-saturado e saturado

Devido à grande variedade no tamanho dos poros no concreto e a troca lenta de água entre os poros maiores e menores, é provável que pressões de saturação maiores se desenvolvam antecipadamente em poros menores. Desta forma, deve-se prever uma região de transição entre os estados não-saturado e saturado no concreto.

Para $0{,}96 < h < 1{,}04$, Tenchev *et al.* (2001) introduz uma equação de estado para as regiões de transição,

$$\frac{w}{c} = \frac{w_{96}}{c}(h - 0{,}96)\frac{\left(\frac{w_{104}}{\rho} - \frac{w_{96}}{\rho}\right)}{1{,}04 - 0{,}96} \tag{22}$$

onde ρ é a densidade da água.

Esta equação, cujo gráfico da umidade em função da temperatura e da pressão pode ser observado na Figura 9, é obtida conectando os valores w da equação (19) quando $h = 0{,}96$ e w da equação (21) quando $h = 1{,}04$, para uma mesma temperatura,

$$w_{96} = c\left(\frac{w_1}{c}0,96\right)^{1/m(T)} \tag{23}$$

$$w_{104} = c\left(\frac{w_1}{c}\right)\left[1+0,12\left(1,04-1,04\right)\right] = w_1 \tag{24}$$

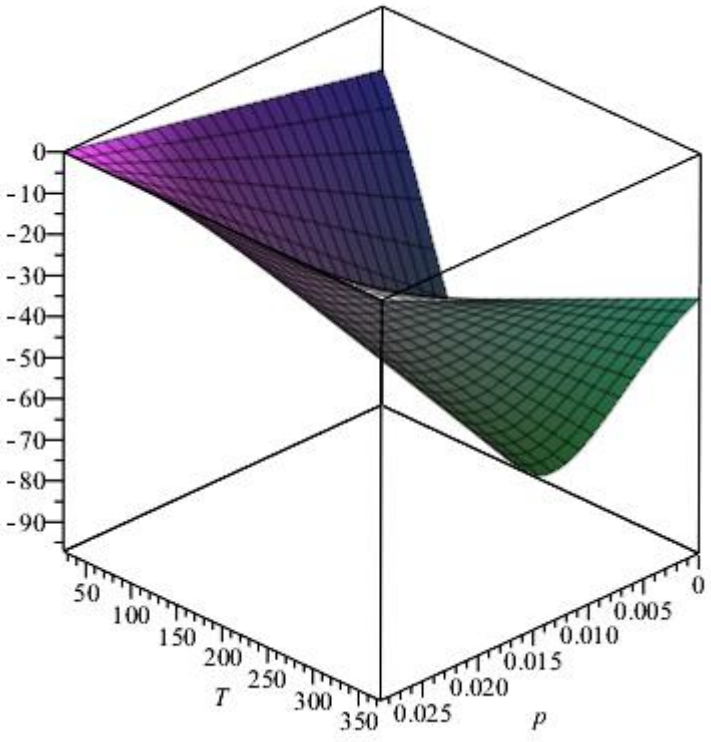

Figura 9 – Gráfico de *w* em função de *p* e *T* para 0,96 < *h* < 1,04.

3.3. Hidratação e desidratação no concreto

A desidratação da água no concreto inicia quando a temperatura excede 100°C, e a quantidade de água desidratada é obtida experimentalmente por medições de perda de peso em corpos-de-prova aquecidos. A massa de água desidratada pode ser escrita em função da temperatura, e Tenchev *et al.* (2001) sugere as equações,

$$w_d = 0, \quad para \quad T < 100°C \tag{25}$$

$$w_d = 0,04\left(\frac{T}{100}-1\right)\cdot c, \quad para \quad 100°C \le T \le 700°C \tag{26}$$

$$w_d = 0,24\cdot c, \quad para \quad T > 700°C \tag{27}$$

3.4. Condições de contorno para transferência de calor e umidade

Considerando que as equações diferenciais que regem o problema, equações (15) e (16), sejam válidas em um domínio Ω de contorno $\Gamma = \Gamma_1 \cup \Gamma_2$, as condições de contorno são,

$$\begin{cases} p = \overline{p} \\ T = \overline{T} \end{cases} \; em \; \Gamma_1 \qquad \left(\text{condi}\c{c}\text{ões de contorno essenciais}\right) \tag{28}$$

$$\begin{cases} \underline{J} \cdot \underline{n} = B_w \left(p_b - p_{en} \right) \\ \underline{q} \cdot \underline{n} = B_T \left(T_b - T_{en} \right) + C_w J \cdot \underline{n} \end{cases} \; em \; \Gamma_2 \quad \left(\text{condi}\c{c}\text{ões de contorno naturais}\right) \tag{29}$$

onde B_w é o coeficiente de transferência de vapor de água; B_T é o coeficiente de transferência de calor por convecção; p_b é a pressão de vapor d'água logo abaixo da superfície; p_{en} é a pressão de vapor d'água no ambiente; T_b é a temperatura na superfície; T_{en} a temperatura ambiente; e $\boldsymbol{n}$ o vetor normal à superfície.

As condições iniciais são,

$$\begin{cases} p = p_0 \\ T = T_0 \end{cases} \; para \; t = 0 \tag{30}$$

Uma superfície selada de concreto ($J = 0$ e $q = 0$) é um caso limitante para $B_w = 0$ e $B_T = 0$. Se a transferência de umidade na superfície for ideal, têm-se $B_w \to \infty$ e $p_b = p_{en}$. A transmissão térmica ideal na superfície é obtida para $B_T \to \infty$ e $T_b = T_{en}$. A parcela $C_w J \cdot \underline{n}$ corresponde ao fluxo de calor no contorno devido ao calor latente no fluxo de umidade existente.

4. MODELO NUMÉRICO

4.1. Formulação do método dos elementos finitos

O modelo numérico higro-térmico, baseado no método dos elementos finitos, para resolver o problema regido pelas equações (17) e (18) deve ser capaz de resolver um sistema acoplado de duas equações de convecção-difusão, com incógnitas em p e T,

$$c_{pp}\frac{\partial p}{\partial t}+c_{pT}\frac{\partial T}{\partial t}+v_{pp}\cdot\nabla p+v_{pT}\cdot\nabla T+\nabla\cdot q_{pp}+\nabla\cdot q_{pT}=Q_p \tag{31}$$

$$c_{Tp}\frac{\partial p}{\partial t}+c_{TT}\frac{\partial T}{\partial t}+v_{Tp}\cdot\nabla p+v_{TT}\cdot\nabla T+\nabla\cdot q_{Tp}+\nabla\cdot q_{TT}=Q_T \tag{32}$$

onde os coeficientes c_{pp}, c_{pT}, c_{Tp} e c_{TT} são iguais a,

$$c_{pp}=-\partial w/\partial p \tag{33}$$

$$c_{pT}=-\partial w/\partial T \tag{34}$$

$$c_{Tp}=C_a\,\partial w/\partial p \tag{35}$$

$$c_{TT}=C_a\,\partial w/\partial p-\rho C \tag{36}$$

As velocidades de convecção são iguais a,

$$v_{pp}=v_{pT}=v_{Tp}=\mathbf{0} \tag{37}$$

$$v_{TT}=aC_w\begin{bmatrix}\dfrac{\partial p}{\partial x}\\[2ex]\dfrac{\partial p}{\partial y}\end{bmatrix} \tag{38}$$

os fluxos são iguais a,

$$q_{pp}=J \tag{39}$$

$$q_{TT}=q \tag{40}$$

$$q_{pT}=q_{Tp}=0 \tag{41}$$

e os termos fontes são,

$$Q_p = \frac{\partial w_d}{\partial t} \tag{42}$$

$$Q_T = 0 \tag{43}$$

As equações (31) e (32) podem ser escritas de forma compacta,

$$M\dot{\phi} + A \cdot \nabla\phi - \nabla \cdot \left(K \nabla\phi\right) = Q \tag{44}$$

onde são consideradas as notações,

$$\phi = \begin{bmatrix} p \\ T \end{bmatrix} \tag{45}$$

$$\dot{\phi} = \begin{bmatrix} \dfrac{\partial p}{\partial t} \\ \dfrac{\partial T}{\partial t} \end{bmatrix} \tag{46}$$

$$M = \begin{bmatrix} -\dfrac{\partial w}{\partial p} & -\dfrac{\partial w}{\partial T} \\ C_a \dfrac{\partial w}{\partial p} & C_a \dfrac{\partial w}{\partial p} - \rho C \end{bmatrix} \tag{47}$$

$$A = \begin{bmatrix} A^x & A^y \end{bmatrix};\ A^x = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & -aC_w \dfrac{\partial p}{\partial x} \end{bmatrix};\ A^y = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & -aC_w \dfrac{\partial p}{\partial y} \end{bmatrix} \tag{48}$$

$$\nabla\phi = \begin{bmatrix} \dfrac{\partial \phi}{\partial x} \\ \dfrac{\partial \phi}{\partial y} \end{bmatrix};\quad \frac{\partial \phi}{\partial x} = \begin{bmatrix} \dfrac{\partial p}{\partial x} \\ \dfrac{\partial T}{\partial x} \end{bmatrix};\quad \frac{\partial \phi}{\partial y} = \begin{bmatrix} \dfrac{\partial p}{\partial y} \\ \dfrac{\partial T}{\partial y} \end{bmatrix} \tag{49}$$

$$K\nabla\phi = \begin{bmatrix} K \dfrac{\partial \phi}{\partial x} \\ K \dfrac{\partial \phi}{\partial y} \end{bmatrix};\qquad K = \begin{bmatrix} -a & 0 \\ 0 & -b \end{bmatrix} \tag{50}$$

$$Q = \begin{bmatrix} -\dfrac{\partial w_d}{\partial t} \\ 0 \end{bmatrix} \tag{51}$$

Após a introdução das aproximações típicas de elementos finitos para uma discretização de n nós,

$$\phi = \begin{bmatrix} p \\ T \end{bmatrix} = \sum_{j=1}^{n} N_j \begin{bmatrix} p_j \\ T_j \end{bmatrix} \tag{52}$$

e considerando o resíduo,

$$R(\phi) = \begin{bmatrix} R_p(\phi) \\ R_T(\phi) \end{bmatrix} = M\dot{\phi} + A \cdot \nabla\phi - \nabla \cdot (K\nabla\phi) - Q \tag{53}$$

a formulação de *Galerkin* consiste em resolver a formulação variacional,

$$\begin{aligned} &\int_{\Omega} R(\phi) \cdot \phi^{w} d\Omega = \int_{\Omega} \left(R_p(\phi) p^{w} + R_T(\phi) T^{w} \right) d\Omega = \\ &= \int_{\Omega} \left(M\dot{\phi} + A \cdot \nabla\phi - \nabla \cdot (K\nabla\phi) - Q \right) \cdot \phi^{w} d\Omega = 0 \end{aligned} \tag{54}$$

onde,

$$\phi^{w} = \begin{bmatrix} p^{w} \\ T^{w} \end{bmatrix} \tag{55}$$

são as funções de ponderação de *Galerkin*. O procedimento acima resulta no sistema de equações,

$$\mathbf{M}^{G}\dot{\boldsymbol{\phi}} + \mathbf{K}^{G}\boldsymbol{\phi} = \mathbf{F}^{G} \tag{56}$$

onde,

$$M_{ij}^{G} = \int_{\Omega} \begin{bmatrix} c_{pp} N_i N_j & c_{pT} N_i N_j \\ c_{Tp} N_i N_j & c_{TT} N_i N_j \end{bmatrix} d\Omega; \tag{57}$$

$$K_{ij}^{G} = \int_{\Omega} \begin{bmatrix} \nabla N_i \cdot k_{pp} \nabla N_j + N_i v_{pp} \cdot \nabla N_j & \nabla N_i \cdot k_{pT} \nabla N_j + N_i v_{pT} \cdot \nabla N_j \\ \nabla N_i \cdot k_{Tp} \nabla N_j + N_i v_{Tp} \cdot \nabla N_j & \nabla N_i \cdot k_{TT} \nabla N_j + N_i v_{TT} \cdot \nabla N_j \end{bmatrix} d\Omega; \tag{58}$$

$$F_i^G = \begin{bmatrix} \int_\Omega Q_p N_i d\Omega - \int_\Gamma N_i (q_{pp} \cdot n + q_{pT} \cdot n) d\Gamma \\ \int_\Omega Q_T N_i d\Omega - \int_\Gamma N_i (q_{Tp} \cdot n + q_{TT} \cdot n) d\Gamma \end{bmatrix} \tag{59}$$

Com a presença dos termos convectivos nas equações (31) e (32), a utilização pura e simples do método de *Galerkin* conduz a oscilações numéricas, que podem ser estabilizadas adicionando-se à forma variacional (54) os termos de ponderação de *Petrov-Galerkin*, resultando na formulação estabilizada *Streamline Upwind Petrov-Galerkin* (SUPG),

$$\int_\Omega R(\phi) \cdot \phi^w d\Omega + \mathop{\mathrm{A}}_{e=1}^{nel} \int_{\Omega_e} R(\phi) \cdot \tau \bar{\nabla} R(\phi^w) d\Omega = 0 \tag{60}$$

onde, o símbolo $\mathop{\mathrm{A}}_{e=1}^{nel}$ significa montagem de matrizes de elementos, τ é a matriz de parâmetros de *upwind* (SHAKIB, 1988).

$$\tau = \begin{bmatrix} \tau_{pp} & \tau_{pT} \\ \tau_{Tp} & \tau_{TT} \end{bmatrix} \tag{61}$$

e,

$$\bar{\nabla} R(\phi) = \begin{bmatrix} \bar{\nabla} R_p(\phi) \\ \bar{\nabla} R_T(\phi) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{pp} \cdot \nabla p^w + v_{pT} \cdot \nabla T^w \\ v_{Tp} \cdot \nabla p^w + v_{TT} \cdot \nabla T^w \end{bmatrix} \tag{62}$$

A formulação estabilizada SUPG resulta no sistema,

$$\left(\mathbf{M}^G + \mathbf{M}^{supg}\right)\dot{\boldsymbol{\phi}} + \left(\mathbf{K}^G + \mathbf{K}^{supg}\right)\boldsymbol{\phi} = \mathbf{F}^G + \mathbf{F}^{supg} \tag{63}$$

onde,

$$M_{ij}^{supg} = \mathop{\mathrm{A}}_{e=1}^{nel} \int_{\Omega_e} \begin{bmatrix} m_{pp} & m_{pT} \\ m_{Tp} & m_{TT} \end{bmatrix} d\Omega \tag{64}$$

Sendo,

$$m_{pp} = \bar{c}_{pp}\left(v_{pp} \cdot \nabla N_i\right) N_j + \bar{c}_{pT}\left(v_{Tp} \cdot \nabla N_i\right) N_j \tag{65}$$

$$m_{pT} = \bar{c}_{Tp}\left(v_{pp} \cdot \nabla N_i\right) N_j + \bar{c}_{TT}\left(v_{Tp} \cdot \nabla N_i\right) N_j \tag{66}$$

$$m_{Tp} = \overline{c}_{pp}\left(v_{pT}\cdot\nabla N_i\right)N_j + \overline{c}_{pT}\left(v_{TT}\cdot\nabla N_i\right)N_j \tag{67}$$

$$m_{TT} = \overline{c}_{Tp}\left(v_{pT}\cdot\nabla N_i\right)N_j + \overline{c}_{TT}\left(v_{TT}\cdot\nabla N_i\right)N_j \tag{68}$$

e,

$$\overline{c}_{pp} = c_{pp}\tau_{pp} + c_{Tp}\tau_{Tp} \tag{69}$$

$$\overline{c}_{pT} = c_{pp}\tau_{pT} + c_{Tp}\tau_{TT} \tag{70}$$

$$\overline{c}_{Tp} = c_{pT}\tau_{pp} + c_{TT}\tau_{Tp} \tag{71}$$

$$\overline{c}_{TT} = c_{pT}\tau_{pT} + c_{TT}\tau_{TT} \tag{72}$$

Os termos estabilizadores da matriz de rigidez são iguais a,

$$K_{ij}^{supg} = \mathop{\mathrm{A}}_{e=1}^{nel}\int_{\Omega_e}\begin{bmatrix} k_{pp} & k_{pT} \\ k_{Tp} & k_{TT} \end{bmatrix} d\Omega \tag{73}$$

onde,

$$\begin{aligned} k_{pp} &= \left(\tau_{pp}v_{pp}\cdot\nabla N_i + \tau_{pT}v_{Tp}\cdot\nabla N_i\right)\left(v_{pp}\cdot\nabla N_j\right) + \\ &+\left(\tau_{Tp}v_{pp}\cdot\nabla N_i + \tau_{TT}v_{Tp}\cdot\nabla N_i\right)\left(v_{Tp}\cdot\nabla N_j\right) \end{aligned} \tag{74}$$

$$\begin{aligned} k_{pT} &= \left(\tau_{pp}v_{pp}\cdot\nabla N_i + \tau_{pT}v_{Tp}\cdot\nabla N_i\right)\left(v_{pT}\cdot\nabla N_j\right) + \\ &+\left(\tau_{Tp}v_{pp}\cdot\nabla N_i + \tau_{TT}v_{Tp}\cdot\nabla N_i\right)\left(v_{TT}\cdot\nabla N_j\right) \end{aligned} \tag{75}$$

$$\begin{aligned} k_{Tp} &= \left(\tau_{pp}v_{pT}\cdot\nabla N_i + \tau_{pT}v_{TT}\cdot\nabla N_i\right)\left(v_{pp}\cdot\nabla N_j\right) + \\ &+\left(\tau_{Tp}v_{pT}\cdot\nabla N_i + \tau_{TT}v_{TT}\cdot\nabla N_i\right)\left(v_{Tp}\cdot\nabla N_j\right) \end{aligned} \tag{76}$$

$$\begin{aligned} k_{22} &= \left(\tau_{pp}v_{pT}\cdot\nabla N_i + \tau_{pT}v_{TT}\cdot\nabla N_i\right)\left(v_{pT}\cdot\nabla N_j\right) + \\ &+\left(\tau_{Tp}v_{pT}\cdot\nabla N_i + \tau_{TT}v_{TT}\cdot\nabla N_i\right)\left(v_{TT}\cdot\nabla N_j\right) \end{aligned} \tag{77}$$

Para os termos fontes,

$$F_i^{supg} = \int_{\Omega}\begin{bmatrix} f_p \\ f_T \end{bmatrix} d\Omega \tag{78}$$

onde,

$$f_p = Q_p\left(\tau_{pp}v_{pp}\cdot\nabla N_i + \tau_{pT}v_{Tp}\cdot\nabla N_i\right) + Q_T\left(\tau_{Tp}v_{pp}\cdot\nabla N_i + \tau_{TT}v_{Tp}\cdot\nabla N_i\right), \tag{79}$$

$$f_T = Q_p\left(\tau_{pp} v_{pT} \cdot \nabla N_i + \tau_{pT} v_{TT} \cdot \nabla N_i\right) + Q_T\left(\tau_{Tp} v_{pT} \cdot \nabla N_i + \tau_{TT} v_{TT} \cdot \nabla N_i\right) \qquad (80)$$

Somando as contribuições de *Galerkin* e SUPG obtém-se o sistema discreto não simétrico, não linear e dependente do tempo,

$$\mathbf{M}\dot{\boldsymbol{\phi}} + \mathbf{K}\boldsymbol{\phi} = \mathbf{F} \qquad (81)$$

cuja solução é obtida através do seguinte algoritmo preditor-multicorretor,

$$\left.\begin{array}{l} \boldsymbol{\phi}_{n+1} = \boldsymbol{\phi}_n + (1-\alpha)\Delta t\, \dot{\boldsymbol{\phi}}_n \\ i = 0 \\ \boldsymbol{\phi}^i_{n+1} = \boldsymbol{\phi}_{n+1} \\ \dot{\boldsymbol{\phi}}^i_{n+1} = \mathbf{0} \end{array}\right\} \ (\textit{preditor})$$

$$\left.\begin{array}{l} \mathbf{R}^i = \mathbf{F}_{n+1} - \mathbf{M}\,\dot{\boldsymbol{\phi}}^i_{n+1} - \mathbf{K}\,\boldsymbol{\phi}^i_{n+1} \\ \Delta\dot{\boldsymbol{\phi}}^{i+1}_{n+1} = \left(\mathbf{M}^*\right)^{-1}\mathbf{R}^i \\ \dot{\boldsymbol{\phi}}^{i+1}_{n+1} = \dot{\boldsymbol{\phi}}^i_{n+1} + \Delta\dot{\boldsymbol{\phi}}^{i+1}_{n+1} \\ \boldsymbol{\phi}^{i+1}_{n+1} = \boldsymbol{\phi}^i_{n+1} + \alpha\Delta t\,\Delta\dot{\boldsymbol{\phi}}^{i+1}_{n+1} \\ i = i+1 \\ \mathbf{M}^* = M + k\alpha\Delta t \end{array}\right\} \ (\textit{fase corretora}) \qquad (82)$$

Se no algoritmo acima $\alpha = 1$, a discretização temporal corresponde ao método *Euler-backward*, $\alpha = 1/2$ corresponde ao método *Crank-Nicolson* e para $\alpha = 0$ o algoritmo é explícito.

4.2. Cálculo dos coeficientes c_{pp}, c_{pT}, c_{Tp} e c_{TT}

Para calcular dos coeficientes c_{pp}, c_{pT}, c_{Tp} e c_{TT}, é necessário calcular as derivadas $\partial w/\partial p$ e $\partial w/\partial T$, derivando as equações 19, 21 e 22, válidas respectivamente para $h \le 0{,}96$, $0{,}96 < h < 1{,}04$ e $h \ge 1{,}04$,

$$\left.\begin{array}{l} \dfrac{\partial w}{\partial p} = \dfrac{c \times s^{1/d_4}}{d_4 \times p} \\ \dfrac{\partial w}{\partial T} = c \times s^{1/d_4}\left[d_6 \times \dfrac{\ln(s)}{d_4^2} - \dfrac{\left(\partial p_s/\partial T\right)}{d_4 \times p_s}\right] \end{array}\right\} \quad h \le 0{,}96 \qquad (83)$$

$$\left.\begin{aligned}\frac{\partial w}{\partial p} &= \frac{12,5\times c\times w_{096}\left(\frac{w_1}{\rho}-\frac{w_{096}}{\rho}\right)}{p_s}\\ \frac{\partial w}{\partial T} &= \frac{1}{d_4^2}\times d_8+\frac{1}{d_4^2\times\rho}\times d_9\end{aligned}\right\}\quad 0,96<h<1,04 \tag{84}$$

$$\left.\begin{aligned}\frac{\partial w}{\partial p} &= \frac{0,12\times w_1}{p_s}\\ \frac{\partial w}{\partial T} &= -\left(\frac{0,12\times w_1\times p\times\left(\partial p_s/\partial T\right)}{p_s^2}\right)\end{aligned}\right\}\quad h\geq 1,04 \tag{85}$$

considerando as variáveis auxiliares,

$$d_1=\left(T+10\right)^2 \tag{86}$$

$$d_2=\left(T_0+10\right)^2 \tag{87}$$

$$d_3=22,34\times d_2+d_1 \tag{88}$$

$$d_4=1,04-\left(\frac{d_1}{d_3}\right) \tag{89}$$

$$d_5=-\frac{2T+10}{d_3}+\frac{d_1\left(2T+10\right)}{d_3^2} \tag{90}$$

$$d_6=-\frac{2(T+10)}{d_3}+\frac{d_1\times\left(2T+20\right)}{d_3^2} \tag{91}$$

$$d_7=h-0,96 \tag{92}$$

$$d_8=12,5\times w_{096}\times d_5\times\ln\left(l\right)\times d_7\times\left(\frac{w_1}{\rho}-\frac{w_{096}}{\rho}\right) \tag{93}$$

$$d_9=12,5\times c^2\times\left(\frac{w_{096}}{c}\right)^2\times d_7\times d_6\times\ln\left(l\right) \tag{94}$$

$$s=\frac{\left(w_1\times p\right)}{\left(c\times p_s\right)} \tag{95}$$

$$l=\frac{\left(0,96\times w_1\right)}{c} \tag{96}$$

As expressões acima dependem da derivada de p_s em relação a T. Isto pode ser feito dividindo-se a curva da figura 6 em sete faixas, como ilustrado na Figura 10, onde cada intervalo é considerado como um polinômio de segundo e terceiro grau, conforme as equações abaixo,

$$p_s = \begin{cases} 0,0738T^3 - 0,2384T^2 + 62,139T + 584,28, & T \le 50°\text{C} \\ 0,267T^3 - 30,804T^2 + 1730T - 30567, & 50°\text{C} < T \le 100°\text{C} \\ 0,5574T^3 - 118,55T^2 + 10658T - 336241, & 100°\text{C} < T \le 150°\text{C} \\ 0,8567T^3 - 253,01T^2 + 30886T - 1\times10^6, & 150°\text{C} < T \le 200°\text{C} \\ 345,42T^2 - 107215T + 9\times10^6, & 200°\text{C} < T \le 250°\text{C} \\ 536,89T^2 - 203314T + 2\times10^7, & 250°\text{C} < T \le 300°\text{C} \\ 3,4077T^2 - 2516,9T + 7\times10^7, & 300°\text{C} < T \le 374,15°\text{C} \end{cases} \quad (97)$$

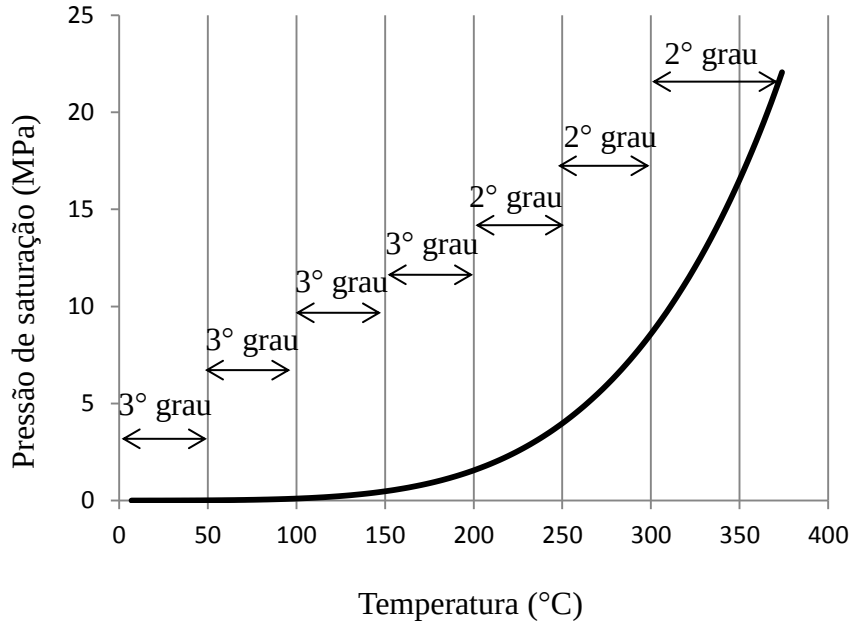

Figura 10 – Gráfico das funções para a pressão de saturação, construído a partir das tabelas da *ASME*, 1967.

5. RESULTADOS

Para a verificação do modelo proposto estudou-se um exemplo encontrado na literatura (TENCHEV *et al.*, 2001). Este exemplo consiste em um pilar de seção quadrada exposto a altas temperaturas em duas faces opostas. Verifica-se a sensibilidade do modelo à variação dos parâmetros de permeabilidade e condutividade térmica do concreto. Os resultados numéricos foram obtidos a partir de um programa de elementos finitos desenvolvido pelo laboratório de Estruturas da COPPE/UFRJ (LabEst) para a solução bidimensional de problemas regidos por equações de convecção e difusão com duas incógnitas.

O problema escolhido para a simulação do problema e o programa em elementos finitos desenvolvidos são bi-dimensionais, porém, para simplificação, os resultados da distribuição de poro-pressão e temperatura são apresentados ao longo do eixo x, tornando o problema unidimensional.

5.1. Geometria, condições de contorno e condições iniciais

A Figura 11 mostra a seção transversal do pilar de seção quadrada analisado. Considerando-se que a distribuição de temperatura é constante ao longo da altura, além da simetria no plano horizontal, e assumindo a hipótese de que os lados AD e BC são selados, pode-se discretizar apenas a faixa retangular indicada.

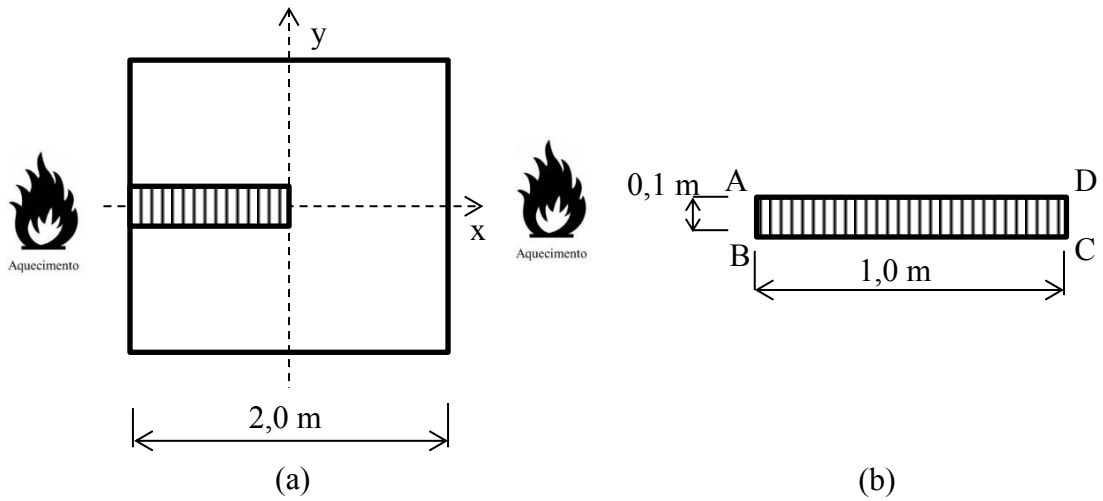

Figura 11 – (a) Geometria e (b) malha do modelo.

A malha de elementos finitos, apresentada na Figura 11 é composta de 100 elementos quadriláteros e 202 nós. Como condições iniciais para o problema foram adotados os valores $p_0 = 1\ atm$ e $T_0 = 25\ ^\circ\mathrm{C}$.

As condições de contorno são,

$$\begin{cases} p = 1\ atm \\ T = 0,5333t + 25 \end{cases} \quad no\ lado\ AB \tag{98}$$

A curva de temperatura prescrita representa um acréscimo de 32°C por minuto até o valor de 500°C e permanece constante até o final da análise, conforme a Figura 12 (Bazant *et al.*, 1996).

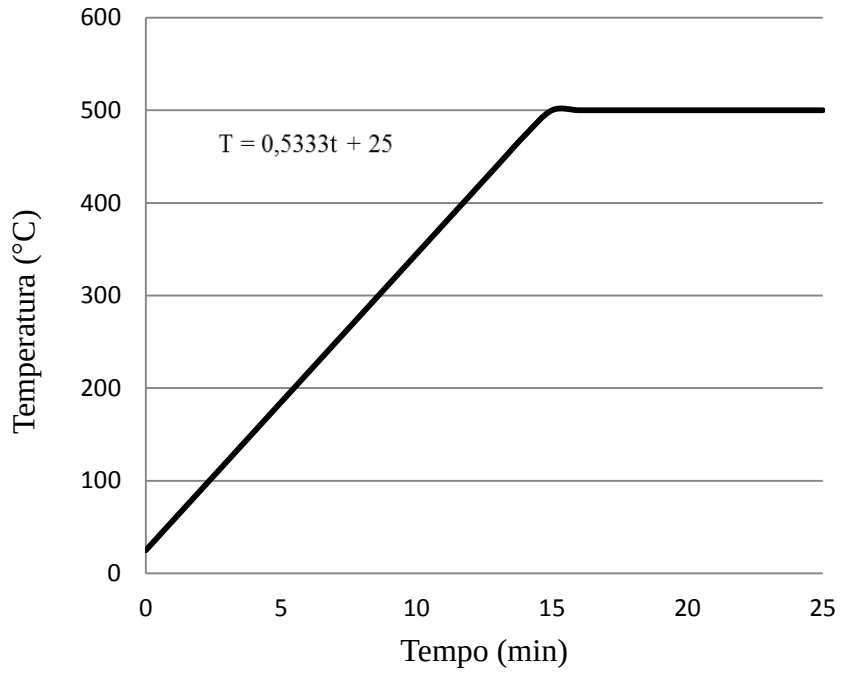

Figura 12 – Curva de temperatura prescrita.

5.2. Propriedades físicas do problema

Os parâmetros físicos utilizados no exemplo são apresentados na Tabela 5. A densidade, o calor específico e a condutividade térmica dependem da temperatura, porém são considerados como constantes nesse estudo.

Tabela 5 – Parâmetros utilizados para o concreto.

Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidade
Permeabilidade (*)	a	1×10^{-12}	m / s
Condutividade térmica (*)	b	1,674	J / m.s.°C
Calor específico do concreto	C	1.000	J / kg.°C
Densidade do concreto	ρ	2.400	kg / m^3
Massa de cimento anidro	c	300	kg / m^3
Teor de saturação	$w1$	180	kg / m^3
Calor específico da água	C_a	4.184	J / kg.°C
Densidade da água	ρ_l	1.000	kg / m^3
Calor latente de vaporização da água	C_w	2.500	kJ / kg
Massa de água liberada por desidratação	w_d	item 3.3	kg / m^3

* Propriedades alteradas posteriormente.

5.3. Apresentação dos resultados

Os gráficos da Figura 13 apresentam a evolução da temperatura no domínio discretizado ao longo do tempo. A Figura 14 apresenta a evolução da poro-pressão. Pode-se verificar nesta figura que a pressão atinge o valor máximo de $26{,}1\ MPa$ em um ponto distante $17\ cm$ da superfície externa. É importante observar que este valor é superior à pressão de saturação da água a 374,15°C. Ainda para a Figura 13 observa-se que, para o tempo $t = 150\ \text{min}$, a temperatura é maior do que 374,15°C em uma faixa de aproximadamente $12\ cm$ próximo à superfície exposta ao fogo indicando a zona seca. A partir dessa distância para a direita, a relação p/p_s é maior do que 1,04 indicando região saturada.

Pode-se observar também pela análise dos resultados que valores altos de poro-pressão foram previstos. É provável que com o acoplamento com o modelo mecânico, para medir a resistência à tração do concreto, os valores apresentados resultariam na ocorrência do fenômeno de spalling.

A Figura 15 e a Figura 16 mostram a temperatura e pressão ao longo do tempo na seção transversal distante 17 *cm* da extremidade AB.

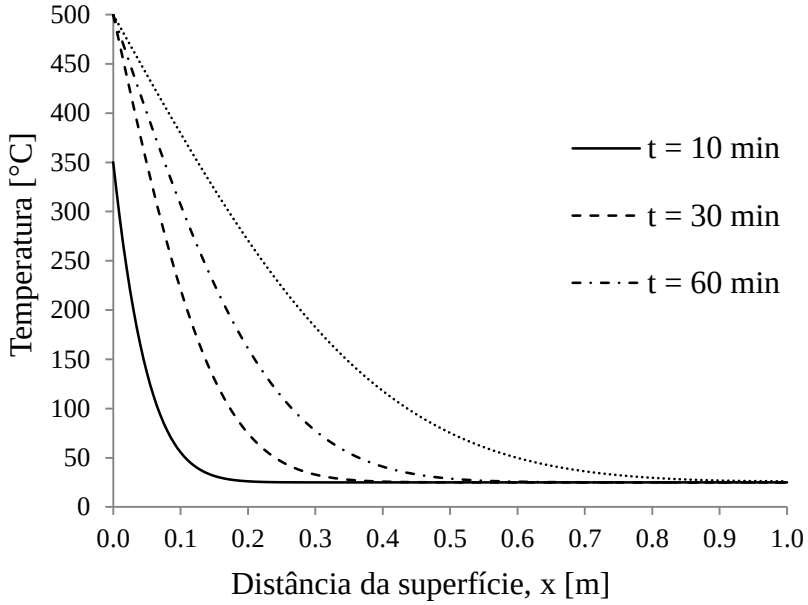

Figura 13 – Gráficos da evolução temperatura no domínio discretizado.

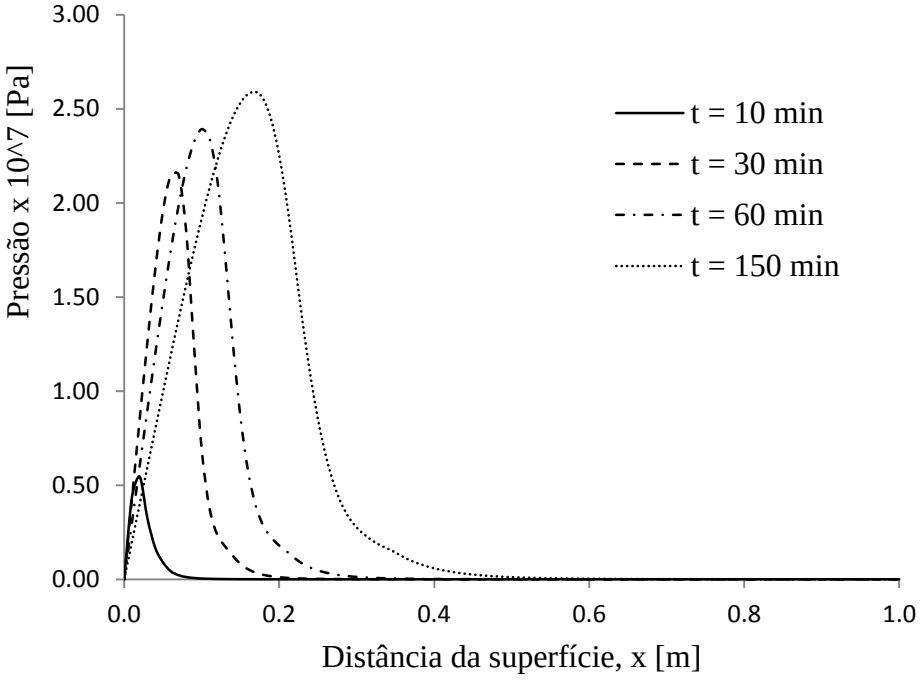

Figura 14 – Evolução da pressão no domínio.

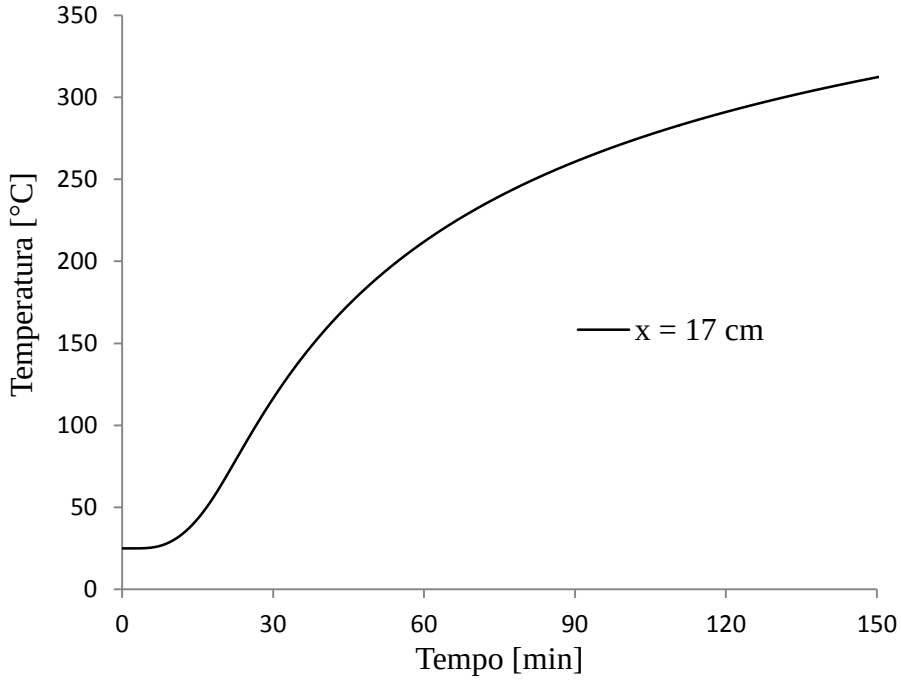

Figura 15 – Gráficos da evolução da temperatura para uma seção transversal distante 17 cm da extremidade AB.

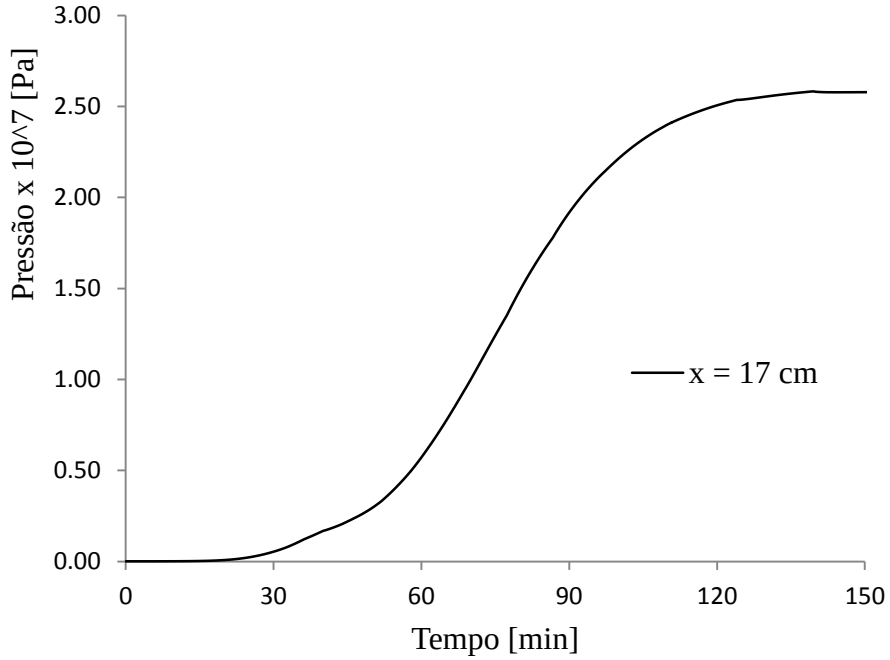

Figura 16 – Gráficos da evolução da pressão para uma seção transversal distante 17 cm da extremidade AB.

5.3.1. Alteração da permeabilidade

A Figura 17, Figura 18, Figura 19 e Figura 20 mostram os resultados considerando-se uma permeabilidade maior, $a = 8,3\times10^{-12}\ m/s$. Neste caso, a poro-pressão máxima para $t = 150$ min atingiu o valor de $5,82\ MPa$, em uma seção transversal distante $22\ cm$ do lado AB.

Como esperado, pode-se verificar na Figura 21 que as poro-pressões são menores, uma vez que uma maior permeabilidade facilita o transporte da umidade no meio poroso, relaxando as pressões.

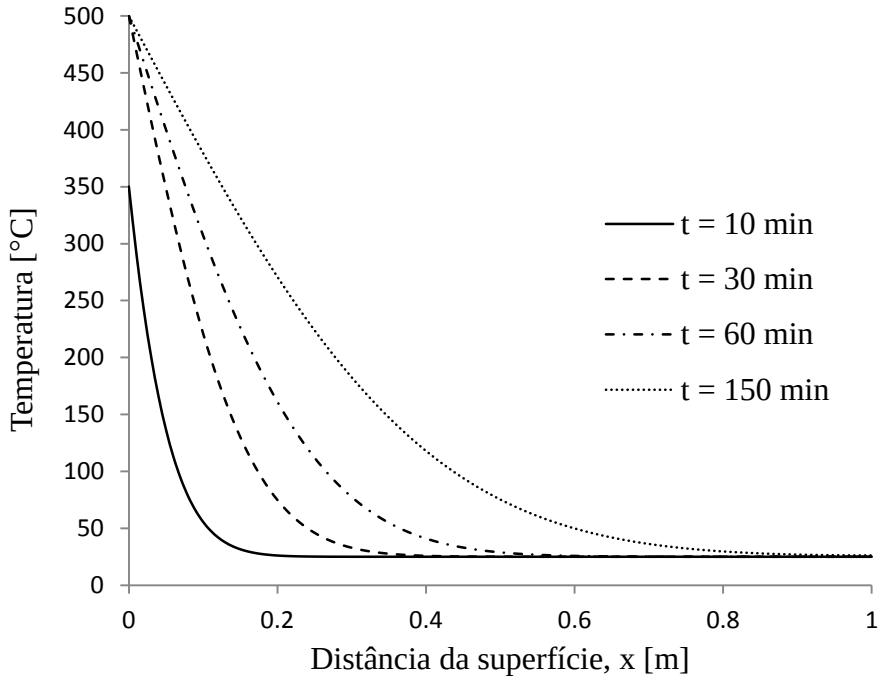

Figura 17 – Gráficos da evolução temperatura para a permeabilidade elevada.

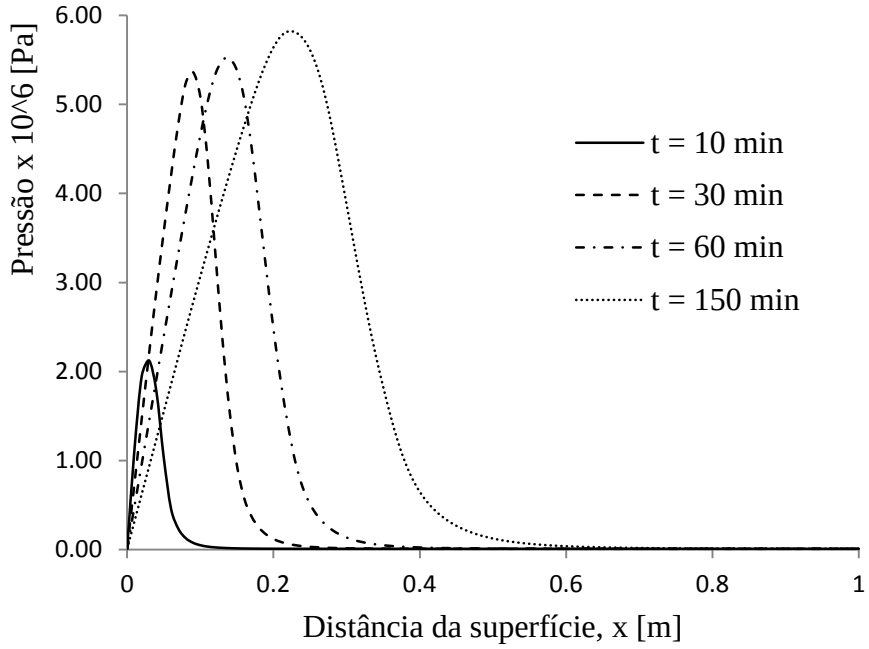

Figura 18 – Evolução da pressão no domínio para a permeabilidade elevada.

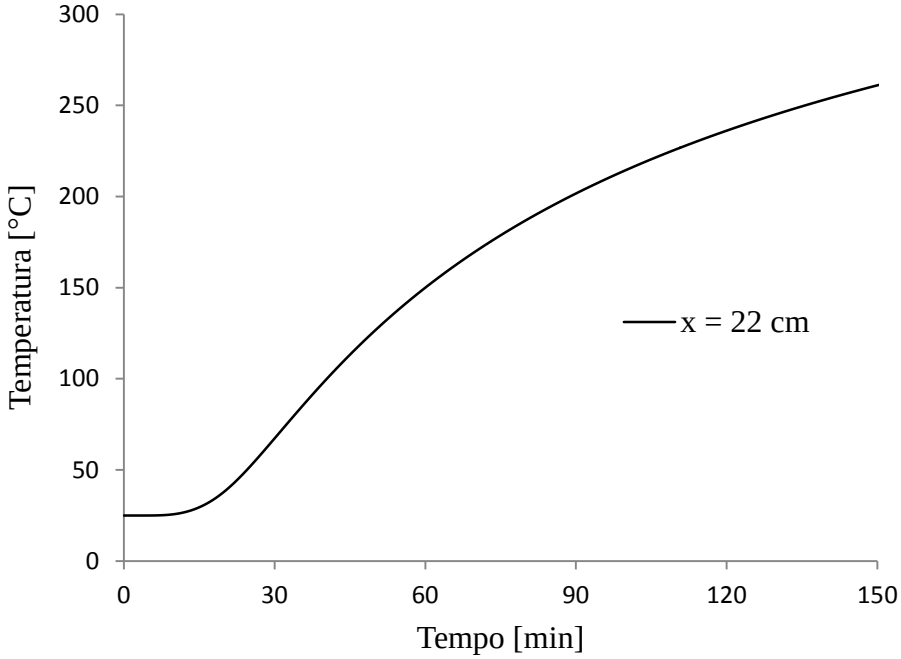

Figura 19 – Gráficos da evolução da temperatura para uma seção transversal distante 22 cm da extremidade AB, para a permeabilidade elevada.

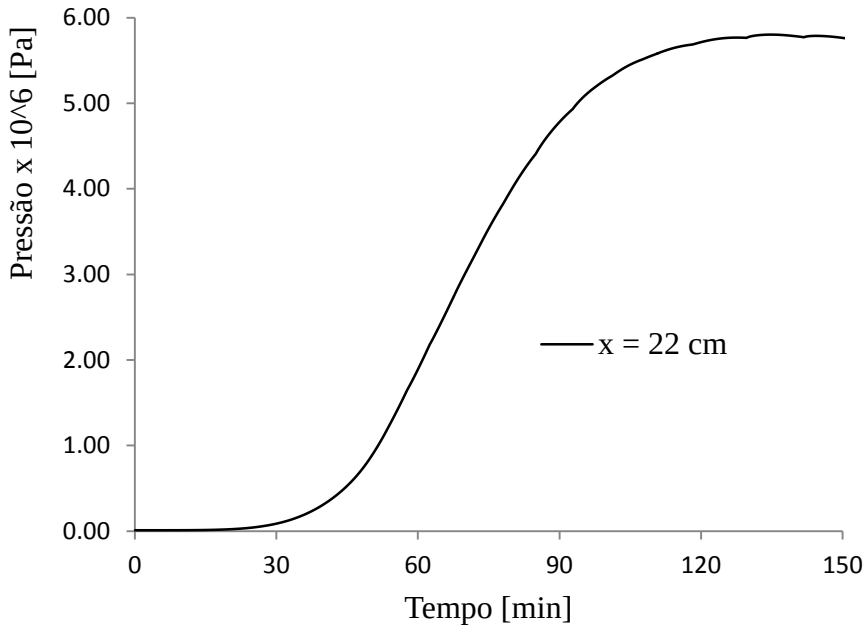

Figura 20 – Gráficos da evolução da temperatura para uma seção transversal distante 17 cm da extremidade AB, para a permeabilidade elevada.

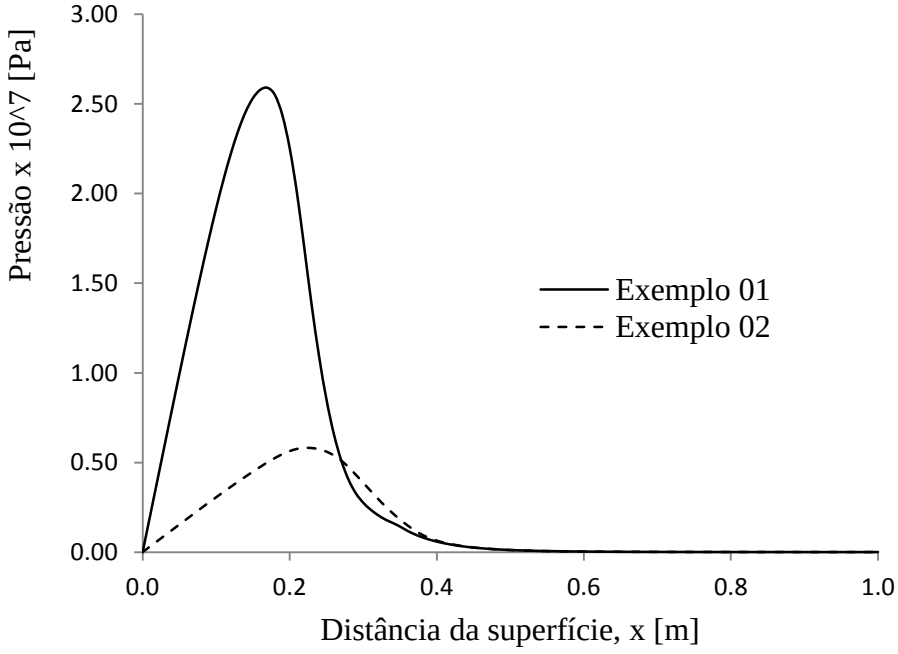

Figura 21 – Gráficos comparando os valores de poro-pressão no domínio para a alteração da permeabilidade.

5.3.2. Alteração da condutividade térmica

Na Figura 22, Figura 23, Figura 24 e Figura 25 são apresentados os resultados obtidos adotando o valor da condutividade térmica $b = 20,9\ J/m \cdot s \cdot °C$. Devido a esta alteração, a poro-pressão máxima para $t = 150$ min atingiu o valor de $91,68\ MPa$, em uma seção transversal distante $40\ cm$ do lado AB.

Com o aumento da condutividade térmica verifica-se que a temperatura alcança valores maiores no interior do concreto. Devido ao acoplamento entre os fluxos de calor e umidade observa-se, também, uma elevação da poro-pressão (Figura 26).

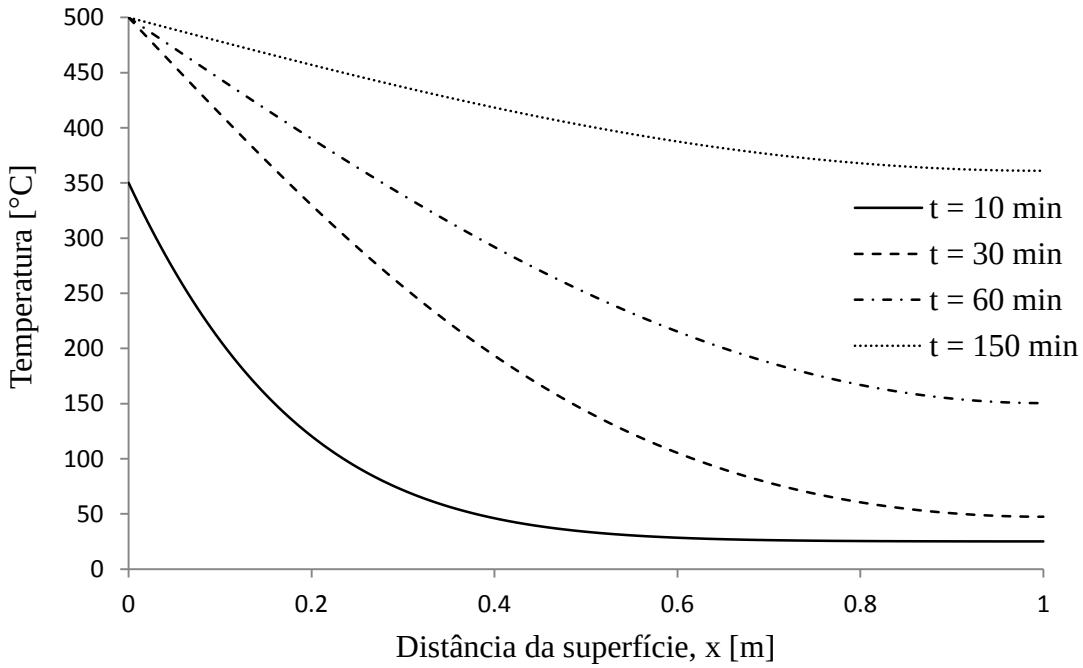

Figura 22 – Gráficos da evolução temperatura para a permeabilidade elevada.

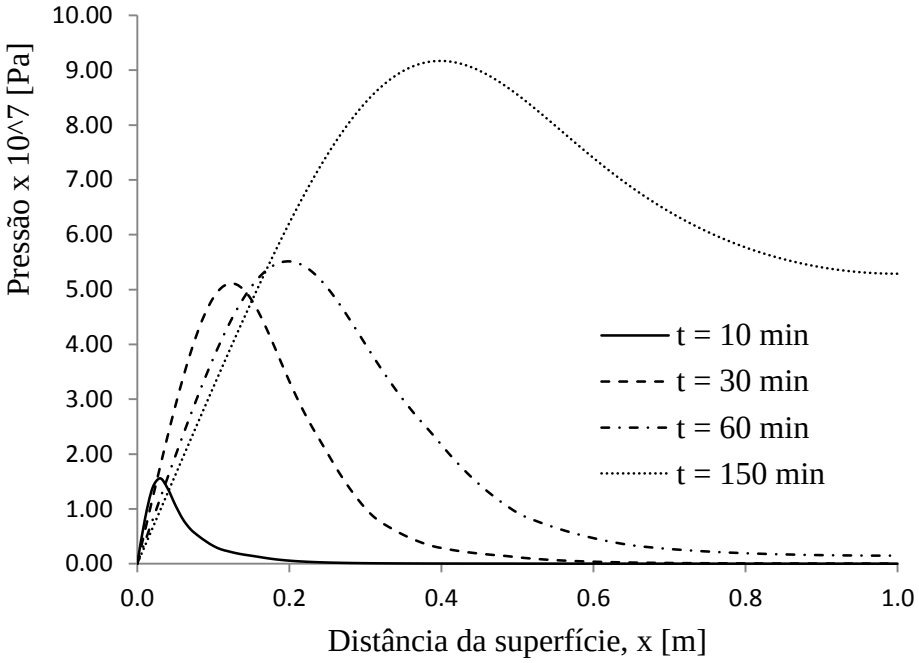

Figura 23 – Evolução da pressão no domínio para a permeabilidade elevada.

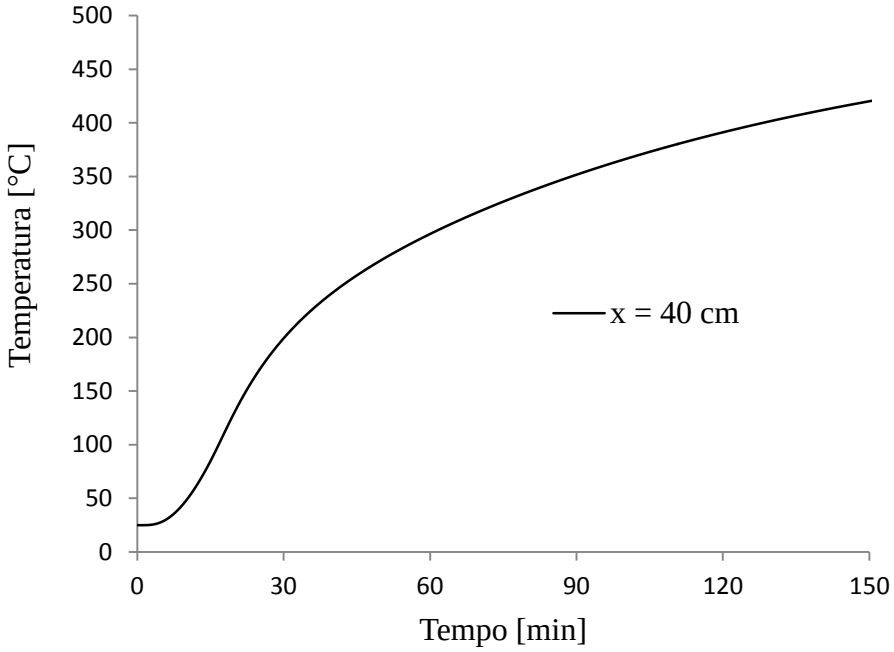

Figura 24 – Gráficos da evolução da temperatura para uma seção transversal distante 40 cm da extremidade AB, para a permeabilidade elevada.

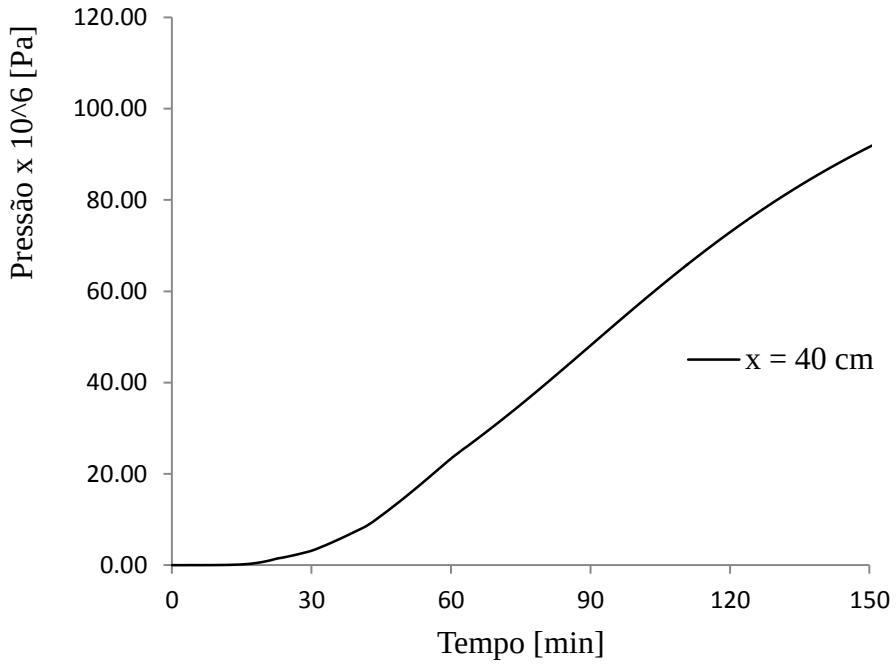

Figura 25 – Gráficos da evolução da temperatura para uma seção transversal distante 40 cm da extremidade AB, para a permeabilidade elevada.

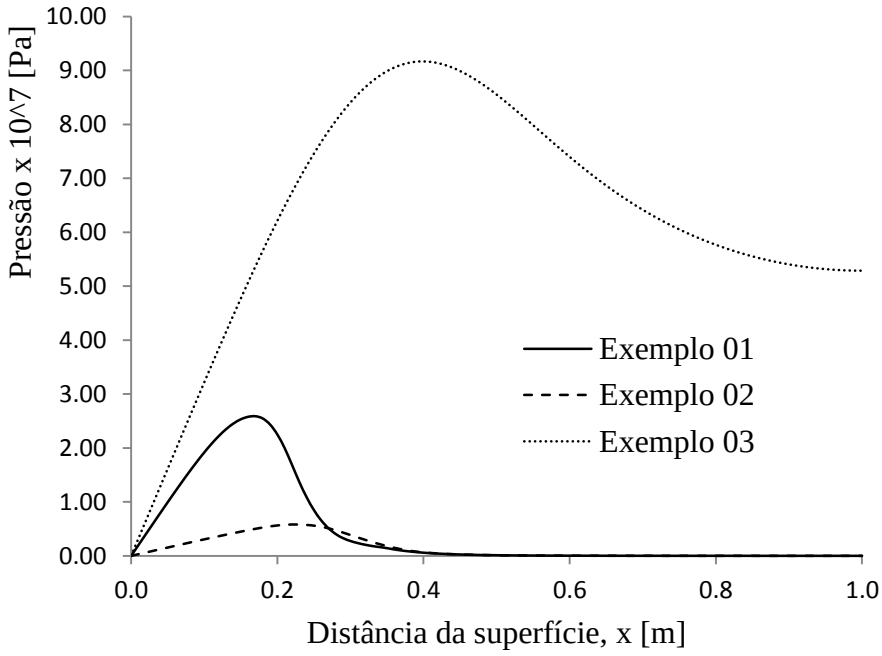

Figura 26 – Gráficos comparando os valores de poro-pressão no domínio para a alteração da condutividade térmica.

6. CONSIDERAÇOES FINAIS

O modelo matemático apresentado, composto por um sistema de duas equações de convecção-difusão, descreve os fenômenos de transferência de massa e calor em um meio poroso submetido a altas temperaturas. Uma característica importante deste modelo é que as fases líquida e vapor da água não são consideradas separadamente, ou seja, a massa de água total foi considerada como uma única variável.

Para desenvolver o problema foi utilizado um programa de elementos finitos, de propriedade do Laboratório de Estruturas da COPPE/UFRJ, que resolve soluções não-lineares dependentes do tempo para problemas regidos por equações de convecção-difusão de duas incógnitas.

Analisou-se um exemplo encontrado na literatura que consiste em um pilar de seção quadrada submetido à altas temperatura em duas faces opostas. Foram analisados o desenvolvimento da temperatura e da poro-pressão ao longo do comprimento e em pontos específicos. Os parâmetros adotados para a simulação foram baseados em dados experimentais e numéricos publicados por diversos autores.

Os resultados obtidos demonstram comportamento do concreto semelhantes aos exemplos encontrados na literatura. Foi possível identificar regiões secas, contíguas ao fogo, seguidas de regiões saturadas, caracterizando uma situação típica de precedência do fenômeno de *spalling*.

Para validar o modelo são necessários dados experimentais. Os experimentos para validação devem medir não somente os parâmetros utilizados, como também, o desenvolvimento da poro-pressão em função da temperatura.

Sugere-se como trabalhos futuros a inclusão no presente modelo do cálculo das deformações mecânicas, além de um modelo de dano para posterior simulação do fenômeno do *spalling*.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AHMED, G. N., HURST, J. P. “Modeling the thermal behavior of concrete slabs subjected to the ASTM E119 standard fire condition”. **Journal of Fire Protection Engineering**, v. 7, pp. 125-132, 1995.

ARIOZ, O. “Effects of elevated temperatures on properties of concrete”. **Fire Safety Journal**, v. 42, pp. 516–522, 2006.

BARBOSA, G. T., 2011, *MODELAGEM TERMO- HÍDRICA DO CONCRETO REFORÇADO COM FIBRAS DE POLIPROPILENO*, Monografia, Juiz de Fora.

BASTAMI1, M., ASLANI, F., OMRAN, M. E. “High-Temperature Mechanical Properties of Concrete”. **International Journal of Civil Engineerng**, v. 8, n. 4, pp. 337-351, 2010.

BAZANT, P., BAWEJA, S., “Creep and Shrinkage Prediction Model for Analysis and Design of Concrete Structures: Model B3”. In: *Creep and Shrinkage—Structural Design Effects*, ACI SP–194, *A.Al-Manaseer*, Am. Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, pp. 1–83, 2000.

BAZANT, Z. P., CHERN, J. C., THONGUTHAI, W. “Finite Element Program for Moisture and Heat Transfer in Heated Concrete”, **Nuclear Engineering and Design**, v. 68, pp. 61-70, 1981.

BAZANT, Z. P., THONGUTHAI, W. “Pore Pressure and Drying of Concrete at High Temperatures”, **EM Journal of the Engineering Mechanics Division**, v. 104, n.5, pp. 1059-1079, 1978.

BAZANT, Z. P., THONGUTHAI, W. “Pore Pressure in Heated Concrete Walls: Theoretical Prediction”, **Magazine of Concrete Research**, v. 31, n.107, pp. 67-76, 1979.

BAZANT, Z. P., KAPLAN, M. F., **Concrete at High Temperatures**. Print on demand edition. England, Longman Group Limited, 1996.

BECKER, M., BRESLER, B. “Reinforced concrete frames in fire environments”. **Proceedings of the American Society of Civil Engineers**. Vol. 103, No. ST1. pp.211-224, 1977.

BENEŠ, M., MAYER, P. “Coupled model of hygro-thermal behavior of concrete during fire”. **Journal of Computational and Applied Mathematics**, v. 218, pp. 12 – 20, 2008.

BENEŠ, M., ŠTEFAN, R., ZEMAN, J. “Analysis of coupled transport phenomena in concrete at elevated temperatures”. **Applied Mathematics and Computation**, v. 219, pp. 7262–7274, 2013.

BLUNDELL, R., DIAMOND, C., BROWNE, R.G. **The properties of concrete subjected to elevated temperatures**. In: Technical Note No. 9, CIRIA Underwater Engineering Group, London, 1976.

BO, S. 2011. *Finite Element Simulation of Fire Induced Spalling in High Strength Concrete Slabso.* Dissertação de M.Sc, Bethlehem.

BONG, M. W., 2005. *Structural Fire Performance of Steel Portal Frame Buildings.* Dissertação de M.Sc, Christchurch, Nova Zelândia.

BOŠNJAK*, J., OŽBOLT, J., SHARMA, A., et al. “Permeability of concrete at high temperatures and modelling of explosive Spalling”. In: **VIII International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures.** Toledo, Mar. 2013.

BROWNE, R.D. “Properties of concrete in reactor vessels”. In: **Proceedings of Conference on Prestressed Concrete Vessels, Institute of Civil Engineers**, pp. 11-31. London. 1967.

CARMAN, A. P., NELSON, R. A. **The thermal conductivity and diffusivity of concrete**. In: Bulletin No. 122, University of Illinois Engineering Experimental Station, Urbana-Champaign, 1921.

CHAPMAN, D. A. and ENGLAND, G. L. “Effects of moisture migration on shrinkage, pore pressure and other concrete properties”. In: **Commission of European Communities**, Paper M5/3, 1971.

CHAPMAN, D. A, ENGLAND, G. L.” Effects of moisture migration on shrinkage, pore pressure and other concrete properties. In: **Transactions, Fourth International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology**, San Francisco, Ago 1977.

CHEUNG, F. B., BAKER, J. “Transient Dehydration Model for Concrete”. In: **Reactor Analysis and Safety Division**, Argone National Laboratory, Argone, III, 1976.

CHOINSKA, M., KHELIDJ, A., CHATZIGEORGIOU, G., PIJAUDIER-CABOT, G., “Effects and interactions of temperature and stress-level related damage on permeability of concrete", **Cement and Concrete Research**, v. 37, pp. 79-88, 2006.

CHUNG, J. H., CONSOLAZIO, G. R. “ Numerical modeling of transport phenomena in reinforced concrete exposed to elevated temperatures”. **Cement and Concrete Research**, v. 35, pp. 597–608, 2005.

COMINI, G., LEWIS, R. W., “A Numerical Solution of Two-Dimensional Problems Involving Heat and Mass Transfer”, **International Journal of Heat Mass Transfer**, vol. 19, pp. 1387-1392, 1976.

CONNOLLY, R. J. “The Spalling of Concrete”. **Fire Engineering Journal**, pp. 38-40, 1997.

CONSOLAZIO, G. R., MCVAY, M. C., RISH III, J. W., “Measurement and prediction of pore pressure in saturated cement motar subjected to radient heating”. **ACI Materials Journal**, vol. 95, pp. 525-536, 1998.

DAL PONT, S., DURAND, S., SCHREFLER, B. A. A multiphase thermo-hydro-mechanical model for concrete at high temperatures—Finite element implementation and validation under LOCA load”. **Nuclear Engineering and Design**, v. 237, pp. 2137–2150, 2007.

DAL PONT, S., EHRLACHER A. “Numerical and experimental analysis of chemical dehydration, heat and mass transfers in a concrete hollow cylinder submitted to high temperatures”. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 47, pp. 135–147, 2004.

DAVIE, C. T., PEARCE, C. J., BI´CANI´C, N. “Aspects of Permeability in Modelling of Concrete Exposed to High Temperatures”. **Transport in Porous Media**, v. 95, pp. 627–646, 2012.

DE LARRARD, F. **Concrete mixture proportioning: a scientific approach**. London: E&FN Spon, 1999.

DEENY, S.; STRATFORD, T.; DHAKAL, R.; MOSS, P.; BUCHANAN, A. “ Spalling of Concrete: Implications for Structural Performance in Fire”. In: **20th Australasian Conference on the Mechanics of Structures and Materials (ACMSM20)**, Toowoomba, Dez. 2008.

DEGROOT, S. R., MAZUR, P. **Nonequilibrium thermodynamics**. North Holland – Interscience Publications, New York, N.Y., 1962.

DOTREPPE, J. C., FRANSSEN, J. M. "The use of numerical models for the fire analysis of reinforced concrete and composite structures", **Engineering Analysis**, v. 2, n. 2, pp. 67-74, 1985.

DOUGILL, W., “Conditions for instability in restrained concrete panels exposed to fire”. **Magazine of Concrete Research**, Vol. 24, pp. 139-148, 1972.

DWAIKAT, M. B., KODUR, V. K. R. A numerical approach for modeling the fire induced restraint effects in reinforced concrete beams”. **Fire Safety Journal**, v. 43, pp. 291–307, 2008.

DWAIKAT, M. B., KODUR, V. K. R. “Hydrothermal model for predicting fire-induced spalling in concrete structural systems”. **Fire Safety Journal**, v. 44, pp. 425–434, 2009.

ERICH, S. J. F., VAN OVERBEEK, A. B. M., V.D. HEIJDEN, G. H. A., PEL, L., HUININK, H. P., PEELEN, W. H. A., VERVUURT, A. H. J. M. “Validation of FEM models describing moisture transport in heated concrete by Magnetic Resonance Imaging”. **HERON**, v. 53, n. 4, pp. 225-246, 2008.

ERICH, S.J.F., VAN OVERBEEK, A.B.M., VERVUURT, A.H.J.M., et al. “MRI validation of FEM models to describe moisture induced spalling of concrete”. In: **Proceedings of the international fib symposium**. Amsterdã, Mai. 2008.

FERREIRA, A. P. G., 2011, *MODELAGEM DOS FENÔMENOS DE TRANSPORTE TERMO-H_IDRICOS EM MEIOS POROSOS SUBMETIDOS A TEMPERATURAS ELEVADAS: APLICAÇÃO A UMA BICAMADA ROCHA-CONCRETO,* Dissertação, Juiz de Fora.

FERREIRA, A. P. G., FARAGE, M. C. R., BARBOSA, F. S., NOUMOWE, A., RENAULT, N. "Thermo-hydric analysis of concrete–rock bilayers under fire conditions". **Engineering Structures,** v. 59, pp. 765–775, 2014.

FISCHER, R., "On the behaviour of cement mortar and concrete at high temperatures", In: **Deutscher Ausschuss fUr Stahlbeton**, Berlin, Wilhelm Ernst und Sohn, Heft 216. pp. 61-128, 1970.

GAWIN, D., MAJORANA, E., SCHREFLER, B. A. "Numerical analyss of hygro-thermal and damage of concrete at high temperature". **Mechanics of Cohesive-Frictional Materials**, v.4, pp. 37-74, 1999.

GAWIN, D.; PESAVENTO, F. "Prediction of the thermal spalling risk of concrete structures exposed to high temperatures". **Architecture civil engineering environment**, n.1, pp. 49-60, 2009.

GAWIN, D., PESAVENTO, F., SCHREFLER, B. A. "Modeling of hygro-thermal behavior and demage of concrete at temperature above the critical point of water", **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics,** v. 26, pp. 537-562, 2002.

GAWIN, D., PESAVENTO, F., SCHREFLER, B. A. "Modelling of hygro-thermal behaviour of concrete at high temperature with thermo-chemical and mechanical material degradation". **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering,** v. 192, pp. 1731–1771, 2003.

GAWIN, D., PESAVENTO, F.,SCHREFLER, B. A. "Hygro-thermo-chemo-mechanical modelling of concrete at early ages and beyond. Part I: Hydration and hygro-thermal phenomena". **International Journal for Numerical Methods in Engineering,** v. 67, pp. 299–331, 2006.

GAWIN, D., PESAVENTO, F.,SCHREFLER, B. A. "Towards prediction of the thermal spalling risk through a multi-phase porous media model of concrete".

Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, v. 195, pp. 5707–5729, 2006.

GAWIN, D. J., SCHREFLER, B.A. "Modeling of Hygrothermal Behavior of Two-Dimensional Concrete Structures". In: **Proceedings for Performance of Exterior Envelopes of Whole Buildings VIII: Integration of Building Envelopes**, Florida, 2001.

GONG, Z. X., SONG B., MUJUMDAR, A. S., "Numerical Simulation of Drying of Refractory Concrete", **Drying Technology**, vol. 9, pp. 479-500, 1991.

GRONDIN, F., DUMONTET, H., BEN HAMIDA, A., MOUNAJED, G., BOUSSA, H. "Multi-scales modelling for the behaviour of damaged concrete". **Cement and Concrete Research**, v. 37, pp. 1453–1462, 2007.

GROSSE C, RICHTER R., OZBOLT J., DEHN F., JUKNAT M. "Spalling of HPC evaluated by acoustic emission and numerical analysis". In: **2nd international RILEM Workshop on concrete spalling due to fire exposure**. pp.157-163, Netherlands, Out, 2011.

HARMATHY, T. Z. "Thermal Properties of Concrete at Elevated Temperatures," **ASTM Journal of Materials**, v. 5, n. 1, pp. 47-74, 1970.

HARMATHY, T. Z., ALLEN, L. W. "Thermal Properties of Selected Mansonry Unit Concretes", **ACI Journal**, Title No. 70-15, Proceedings ACI, pp. 132-142, 1973.

HERTZ, K. D. "Limits of spalling of fire-exposedconcrete" **Fire Safety Journal**, v. 38, pp. 103–116, 2003.

HUNDT, J., "Heat and moisture conduction in concrete", In: **Deutscher Ausschuss fUr Stahlbeton**, Berlin, Wilhelm Ernst und Sohn, Heft 280. pp. 21-41, 1977.

ICHIKAWA, G. L., 2000, *PREDICTION OF PORE PRESSURES, HEAT AND MOISTURE TRANSFER LEADING TO SPALLING OF CONCRETE DURING FIRE,* Tese, Imperial College, Inglaterra.

ICHIKAWA, G. L., ENGLAND, G. L., "Prediction of moisture migration and pore pressure build-up in concrete at high temperatures". **England Nuclear Engineering and Design**, v. 228, pp. 245–259, 2004.

IRUDAYARAJ, J., WU, Y., “Finite Element Analysis of Coupled Heat, Mass, and Pressure Transfer in Porous Biomaterials”, **Numer. Heat Transfer Part A**, vol. 26, pp. 337-350, 1994.

ISGOR, O. B. A., RAZAQPUR, A. G. “Finite element modeling of coupled heat transfer, moisture transport and carbonation processes in concrete structures”. **Cement & Concrete Composites**, v. 26, pp. 57–73, 2004.

JIANZHUANG X.,*, GERT K.. “Study on concrete at high temperature in China—an overview”. **Fire Safety Journal**, v. 39, pp. 89–103, 2004.

KALIFA, P., DOMINIQUE-FRANCEOIS, M., QUENARD, D. “Spalling and pore pressure in HPC at high temperatures”. **Cement and Concrete Research**, v.20, pp. 1915-1927, 2000.

KHOURY, G. A., ANDERBERG, Y. **Concrete spalling review.** In: Report Swedish National Road Administration, Fire Safety Design; 2000.

KLIEGER, P., LAMOND, J.F. “Significance of Tests and Properties of Concrete and Concrete Making Materials”, **American Society for Testing and Materials**, Philadelphia, Pennsylvania, 4th Edition, pp. 5-507, 1994.

KODUR, V. K. R., DWAIKAT, M. B. “Effect of Fire Induced Spalling on the Response of Reinforced Concrete Beams”. **International Journal of Concrete Structures and Materials**, v.2, n.2, pp. 71-81, 2008.

KODUR, V., DWAIKAT, M., RAUT, N. “Macroscopic FE model for tracing the fire response of reinforced concrete structures”. **Engineering Structures**, v.31, pp. 2368-2379, 2009.

KODUR, V.K.R., WANG, T.C., CHENG, F.P. “Predicting the fire resistance behaviour of high strength concrete columns”. **Cement & Concrete Composites**, v. 26, pp. 141–153, 2004.

KREJČÍ, T. “Solution of Nonlinear Coupled Heat and Moisture Transport Using Finite Element Method”. **Acta Polytechnica**, v. 44, n. 5-6, pp. 68-74, 2004.

LEWIS, R. W., MORGAN, K., THOMAS, H.R., “The Nonlinear Modeling of Drying-Induced Stresses in Porous Bodies”, In A. S. Mujumdar (ed.), **Advances in Drying**, McGraw-Hill, New York, 1983.

LEWIS, R. W., MORGAN, K., THOMAS, H.R., SEETHARAMU, K. N., **The Finite Element Method in Heat Transfer Analysis**, John Wiley & Sons, Chichester, 1996.

LI, M., WU, Z., KAO, H., QIAN, C., SUN, W. "Calculation and analysis of pore vapor pressure of concrete exposed to fire". **International Journal of the Physical Sciences**, v. 5, n. 8, pp. 1315-1323, 2010.

LIU, J. Y., CHENG, S. "Solutions of Luikov Equations of Heat and Mass Transfer in Capillary-Porous Bodies", **International Journal of Heat Mass Transfer**, v. 34, n. 7, pp. 1747-1754, 1991.

LUCCIONI, B. M, FIGUEROA, M. I., DANESI, R.F. "Thermo-mechanic model for concrete exposed to elevated Temperatures". **Engineering Structures,** v. 25, pp. 729–742, 2003.

LUIKOV, A.V., **Heat and Mass Transfer in Capillary Porous Bodies**, Pergamon, Oxford, 1966.

MAJORANA, C. E., SALOMONI, V. A., MAZZUCCOA, G., KHOURY, G. A. "An approach for modelling concrete spalling in finite strains". **Mathematics and Computers in Simulation**, v. 80, pp. 1694–1712, 2010.

MARECHAL, J.C. "Variations of the modulus of elasticity and Poisson's ratio with temperature". **International Seminar on Concrete for Nuclear Reactors**, ACI Special Publication 34, Vol.1, American Concrete Institute, Detroit, pp.495-503, 1972.

MCDONALD, J. E. **Moisture migration in concrete**. Vicksburg, Miss., U.S. Army Engineers Waterways Experimental Station, Concrete Laboratory, Technical Report C-75-1. pp. 36, 1975.

MINDEGUIA, J. C., PIMIENTA, P:, HAGER, I., CARRÈ, H. "Influence of water content on gas pore pressure in concretes at high temperature". In: **2nd international RILEM Workshop on concrete spalling due to fire exposure.** pp. 113-121. Netherlands, Oct. 2011.

MINDEGUIA, J. C., PIMIENTA, P., NOUMOWÉ, A., KANEMA, M. "Temperature, pore pressure and mass variation of concrete subjected to high temperature —

Experimental and numerical discussion on spalling risk". **Cement and Concrete Research**, v. 40, pp. 477–487, 2010.

NAUS, D. J., **The effect of elevated temperature on concrete materials and structures - a literature review**, In: Tech. rep., Oak Ridge National Laboratory, Washington, DC, 2005.

NBR 10786: 1989 – Concreto Endurecido – Determinação do coeficiente de permeabilidade à água

NEVILLE, A.M., **Properties of Concrete**, 4a ed. Longman, U.K, 1995

NOUMOWÉA, A., SIDDIQUE, R., RANC, G. "Thermo-mechanical characteristics of concrete at elevated temperatures up to 310 ◦C". **Nuclear Engineering and Design**, v. 239, pp. 470–476, 2009.

OBEID, W., MOUNAJED, G., ALLICHE, A. "Mathematical formulation of thermo-hygro-mechanical coupling problem in non-saturated porous media", **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, v. 190, pp. 5105-5122, 2001.

ONG, K. C. G., PRAKASH, R. "PREDICTION OF MOISTURE MIGRATION AND PORE PRESSURE DEVELOPMENT IN CONCRETE SUBJECTED TO MICROWAVES". In: **31st Conference on our world in concrete & structures.** Singapore, Ago. 2006.

OZˇBOLT, J. A. B., BALABANIC´, G. B., PERIŠKIC´ G. A., KUŠTER, M. "Modelling the effect of damage on transport processes in concrete". **Construction and Building Materials**, v. 24, pp. 1638–1648, 2010.

PHAN, L. T.; CARINO, N. J.; DUTHINH, D.; GARBOCZI, E. J. "Analysis of pore pressure thermal stress and fracture in rapidly heated concrete". In: **Proceedings of International Workshop on Fire performance of high-strength concrete, NIST**, pp. 155-164, Gaithersburg, Fev. 1997.

PHAN, L. T.; PEACOCK, R. D. **Experimental plan for testing the mechanical properties of high-strength concrete at elevated temperatures**. In: Report NISTIR 6210; 1999.

PHAN, L. T.; PEACOCK, R. D**., Fire Performance of High-Strength Concrete: A Report of the State-of-the-Art**. In: Report NISTIR 5934; 1996.

PHAN, M. T., MEFTAHB, F., RIGOBERTC, S., AUTUORID, P., LENGLETE, C., DAL PONTC, S. “A finite element modeling of thermo-hydro-mechanical behavior and numerical simulations of progressing spalling front”. **Procedia Engineering**, v. 10, pp. 3128–3133, 2011.

POWERS, T.C., “Structure and physical properties of hardened Portland cement paste”, **Journal of American Ceramic Society**, Vol. 41, pp.1-6, 1958.

POWERS, T. C., BROWNYARD, T. L. “Studies of Physical Properties of hardened Portland Cement Paste”, **Journal of the American Concrete Institute**, v. 18, n. 2, pp. 101-132, 1946.

REINA, A. G. R., 2010., *DIMENSIONAMENTO DE ELEMENTOS DE CONCRETO À FLEXÃO SIMPLES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO*, Monografia, Fortaleza.

REINHARDT, H. W. “Transport of chemicals though concrete”. **Material Science of Concrete III**, The American Ceramic Society, Westerville. OH. pp. 209-241. 1992.

ROUSSEL, N., GEIKER, M. R., DUFOUR, F., THRANE, L. N., SZABO, P. “Computational modeling of concrete flow: General overview”. **Cement and Concrete Research**, v. 37, pp. 1298–1307, 2007.

SANTOS, M.C.B.,2004, *O método da extensão virtual da trinca na fadiga por contato do tipo “spalling*”. Dissertação de M.Sc, Porto Alegre, Brasil.

SCHNEIDER, U. **Behaviour of concrete at high temperatures**. In: RILEM Committee 44-PHT, The Hague, p. 72, 1982.

SCHNEIDER, U. “Concrete at High Temperatures – A General Review”, **Fire Safety Journal**, v. 13, pp. 55-68, 1988.

SCHNEIDER, U., DIEDERICHS, U. “Physical properties of concrete from 20°C up to melting”, **Betonwerk & Fertigteiltechnik**, Parte 1 - Heft 3, pp.141-150 e Parte 2 - Heft 4, pp. 223-230, 1981

SCHUTTER, G. “Finite element simulation of thermal cracking in massive hardening concrete elements using degree of hydration based material laws”, **Computers and Structures**, v. 80, pp. 2035–2042. 2002.

SHAKIB, F. "*Finite Element Analysis of the Compressible Euler and Navier-Stokes Equations*", Ph.D. Thesis, Stanford University (1988).

SULLIVAN, P.J., POUCHER, M.P. "Influence of temperature on the physical properties of concrete and mortar in the range 20°C to 400°C". **Temperature and Concrete**. ACI Special Publication No. 25. American Concrete Institute, Detroit, pp.103-36, 1973.

TENCHEV, R. T., LI, L. Y., PURKISS, J. A. "Finite element analysis of coupled and moisture transfer in concrete subjected to fire", **Numerical Heat Transfer, Part A**, v. 39, pp. 685-710, 2001.

TENCHEV, R., PURNELL, P. "An application of a damage constitutive model to concrete at high temperature and prediction of spalling". **International Journal of Solids and Structures**, v. 42, pp. 6550–6565, 2005.

TENCHEV, R., PURNELL, P. "Reply to comments to the paper ''An application of a damage constitutive model to concrete at high temperature and prediction of spalling''. **International Journal of Solids and Structures**, v. 42, n. 26, pp. 6550–6565, 2005.

TENCHEV, R., PURNELL, P., GAWIN, D., PESAVENTO, F., SCHREFLER, B. A. "An application of a damage constitutive model to concrete at high temperature and prediction of spalling". **International Journal of Solids and Structures**, v. 44, pp. 4234–4237, 2007.

THOMAS, H. R., MORGAN, K., LEWIS, R. W., "A Fully Nonlinear Analysis of Heat and Mass Transfer Problems in Porous Bodies", **Int. J. Numerical Methods in Engineering**, vol. 15, pp 1381-1393, 1980.

TRUMAN, K. Z., PETRUSKA, D. J., NORMAN, C. D. "Creep, Shrinkage, and Thermal Effects on Mass Concrete Structure", **Journal of Engineering Mechanics**, v. 117, pp. 1274-1288, 1991.

ULM, F. J., COUSSY, O., BAZANT, Z. P., "The ``Chunnel'' Fire. I: Chemoplastic Softening in Rapidly Heated Concrete", **Journal of Engineering Mechanics**, ASCE, vol. 125, no 3, pp. 272-282, 1999.

VAN DER HEIJDEN, G. H. A., PEL, L., ADAN, O. C. G. "Fire spalling of concrete, as studied by NMR". **Cement and Concrete Research**, v. 42, pp. 265–271, 2012.

VAN DER HEIJDEN, G. H. A., VAN BIJNEN, R. M. W., PEL, L., HUININK, H. P. "Moisture transport in heated concrete, as studied by NMR, and its consequences for fire spalling". **Cement and Concrete Research**, v. 37, pp. 894–901, 2007.

VOD_AK, F., TRT_IK, K., KAPI_CKOV, O., HO_SKOV, S., DEMO P. "The effect of temperature on strength – porosity relationship for concrete". **Construction and Building Materials**, v. 18, pp. 529–534, 2004.

WITEK, A., GAWIN, D., PESAVENTO, F., SCHREFLER, B.A. "Finite element analysis of various methods for protection of concrete structures against spalling during fire". **Computational Mechanics.** v. 39, pp. 271–292, 2007.

WU, B., LU, J. Z. "A numerical study of the behavior of restrained RC beams at elevated temperatures". **Fire Safety Journal**, v. 44, pp. 522–531, 2009

ZHOU, Y., RAJAPAKSE R.K.N., GRAHAM, J., "Coupled Heat-Moisture-Air Ttransfer in Deformable Unsaturated Media", **J. Engineering Mechanics**, vol. 124, pp. 1090-1099, 1998.

ZOLDNERS, N. F. "Thermal properties of concrete under sustained and cyclic temperature exposures on lightweight concrete", **Behaviour of Concrete under Temperature Extremes**. ACI Special Publication No. 39, Paper SP39-9. American Concrete Institute, Detroit, pp.149-178, 1971.