



## ANÁLISE DE SENSIBILIDADE DO MODELO TERMOQUÍMICO-MECÂNICO PARA ESTRUTURAS DE CONCRETO MASSA

Igor de Azevedo Fraga

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: Eduardo de Moraes Rego  
Fairbairn

Rio de Janeiro  
Junho de 2018

ANÁLISE DE SENSIBILIDADE DO MODELO TERMOQUÍMICO-MECÂNICO  
PARA ESTRUTURAS DE CONCRETO MASSA

Igor de Azevedo Fraga

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. Eduardo de Moraes Rego Fairbairn, Dr.Ing.

---

Prof. Ana Beatriz de Carvalho Gonzaga e Silva, D.Sc.

---

Prof. Hélio José Corrêa Barbosa, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL  
JUNHO DE 2018

Fraga, Igor de Azevedo

Análise de sensibilidade do modelo termoquímico-mecânico para estruturas de concreto massa/Igor de Azevedo Fraga. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

XIII, 84 p.: il.; 29, 7cm.

Orientador: Eduardo de Moraes Rego Fairbairn

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Civil, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 76 – 84.

1. Análise de sensibilidade. 2. Concreto massa. 3. Método dos Elementos Finitos. 4. Modelo Termoquímico Mecânico. 5. Propriedades do concreto. I. Fairbairn, Eduardo de Moraes Rego. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

*Dedicatória*

À Deus, pelo dom da vida e por tudo que dela colho.

# Agradecimentos

Aos meu pais, pelo suporte incondicional à vida. Agradeço por tudo aquilo vocês são e pelo amor incomensurável. Sem vocês ao meu lado, nada disso seria possível.

Ao meu irmão Lucas, meu grande amigo, pelo amor, apoio e exemplo de caráter a ser seguido.

À minha irmã Gigi, por ser uma luz que motiva minha vida.

À minha companheira de vida, Núbia, pelo amor, apoio, dedicação e suporte emocional.

Aos irmãos de vida, Thiago Reis, Voigt, Vitor, Eric, Guiga, Gabriel e Juliana pelo incentivo e suporte nos momentos mais críticos mesmo que nos períodos de minha ausência. Sem vocês nada disso seria possível.

Ao meu amigo Eduardo Pereira, pelo exemplo, apoio e incentivo constantes nesta caminhada.

Aos amigos do SENAI, instituição que tão bem acolheu em 2014, momento que iniciava este trabalho. Agradeço por cada momento que passamos juntos e pelo incentivo constante nessa batalha.

Aos amigos Maria, Simone, Nélio, Haroldo, Daniella e Ana Alves pelo apoio no dia-a-dia e incentivo constante. Obrigado pelos ensinamentos, conselhos e principalmente pelo exemplo de profissional e cidadão que tanto refletem no que hoje sou.

Aos amigos de laboratório, Mariane, Ana, Henrique, Fabiana e Magno, pela rotina compartilhada e inspiração para o desenvolvimento deste trabalho. Vocês são exemplos que constantemente me impulsionam a melhorar. Obrigado pela recepção, paciência e orientação.

Ao meu orientador, Dudu, peça fundamental para elaboração deste trabalho. Obrigado pelas orientações, conhecimentos compartilhados, apoio e incentivos. Sua humildade, respeito e amor à ciência são diferenciais que enobrecem o nosso país e todos que o cercam.

Aos meu alunos, pelo apoio, inspiração e por fortalecer os meus princípios.

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

## ANÁLISE DE SENSIBILIDADE DO MODELO TERMOQUÍMICO-MECÂNICO PARA ESTRUTURAS DE CONCRETO MASSA

Igor de Azevedo Fraga

Junho/2018

Orientador: Eduardo de Moraes Rego Fairbairn

Programa: Engenharia Civil

Estruturas de concreto massa são caracterizadas por seu comportamento diferenciado devido ao seu elevado volume de concreto, pois dado o alto consumo de cimento elas são mais propensas à fissuração por conta da elevação de temperatura durante a reação de hidratação do cimento. Sendo assim, por conta da natureza exotérmica e termoativada da reação de hidratação tais estruturas estão sujeitas à variações de volume, que quando restritas, provocam tensões que podem levar a fissuração do material. No que se refere às pesquisas utilizando simulações computacionais, programas vem sendo desenvolvidos para mapear a temperatura no sólido de concreto e também seus campos transientes de tensões e deformações, o que possibilita a prevenção de fissuração, através do estabelecimento de estratégias para preveni-la. A fim de estabelecer a influência de alguns parâmetros intrínsecos ao material, neste trabalho será simulada a construção de uma laje de concreto, previamente construída e ensaiada no laboratório de FURNAS (Goiânia/GO), utilizando o programa de elementos finitos DAMTHE implementado em linguagem de programação FORTRAN, desenvolvido pelo PEC/COPPE/UFRJ, utilizando os dados dos ensaios experimentais como ponto inicial para ajuste do modelo termoquímico-mecânico, visando obter uma simulação de referência que represente com a maior acurácia possível os ensaios realizados e, posteriormente, uma análise de sensibilidade variando parâmetros intrínsecos do material: calor específico, energia de ativação, condutividade térmica e troca de calor por convecção.

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

## SENSITIVITY ANALYSIS OF THE THERMO-CHEMO-MECHANICAL MODEL FOR MASS CONCRETE STRUCTURES

Igor de Azevedo Fraga

June/2018

Advisor: Eduardo de Moraes Rego Fairbairn

Department: Civil Engineering

Mass concrete structures are characterized by their differentiated behavior due to their high volume of concrete, because given the high consumption of cement they are more vulnerable to cracking due to the elevation of temperature during the reaction of hydration of the cement. Therefore, due to the exothermic and thermoactivated nature of the hydration reaction, such structures are subject to volume variations, which, when restricted, cause stresses that may lead to cracking of the material. With regard to research using computational simulations, programs have been developed to map the temperature in the concrete solid as well as its transient fields of stresses and deformations, which allows the prevention of cracking, through the establishment of strategies to prevent it. In order to establish the influence of some parameters intrinsic to the material, in this work the construction of a slab of concrete, previously constructed and tested in the laboratory of FURNAS (Goiânia / GO) will be simulated, using the finite element program DAMTHE implemented in the language Fortran, developed by PEC / COPPE / UFRJ, using experimental data as the starting point for adjustment of the thermochemical-mechanical model, aiming at obtaining a simulation of reference that represents in the most accurate possible way the tests performed and, later, the accomplishment of a sensitivity analysis varying intrinsic parameters of the material: specific heat capacity, energy activation, thermal conductivity and convective heat transfer.

# Sumário

<b>Lista de Figuras</b>	<b>x</b>
<b>Lista de Tabelas</b>	<b>xii</b>
<b>1 Introdução</b>	<b>1</b>
<b>2 Reação de Hidratação</b>	<b>10</b>
2.1 O fenômeno físico . . . . .	10
2.2 Definições . . . . .	11
2.3 Geração de calor . . . . .	13
2.4 Modelagem da reação de hidratação . . . . .	15
2.4.1 Termo-ativação da reação de hidratação . . . . .	15
2.4.2 Métodos baseados no tempo equivalente . . . . .	16
2.4.3 Métodos baseados na lei de afinidade . . . . .	17
2.4.3.1 Definição termodinâmica de afinidade química . . . . .	17
2.4.3.2 Determinação experimental de afinidade . . . . .	18
2.4.3.3 Leis empíricas para cimentos baseado na composição de Bogue . . . . .	18
<b>3 Modelagem numérica do concreto massa</b>	<b>20</b>
3.1 Introdução . . . . .	20
3.2 Modelo Constitutivo . . . . .	21
3.2.1 O Grau de hidratação . . . . .	22
3.2.2 Modelo de Ulm e Coussy para a Hidratação . . . . .	23
3.2.2.1 Cinética da Reação de Hidratação . . . . .	24
3.2.2.2 Determinação da Cinética da Reação de Hidratação por Experimento Macroscópico . . . . .	27
3.2.2.3 Acoplamentos Termoquímico-Mecânicos . . . . .	28
3.3 Modelo Numérico . . . . .	28
3.3.1 Módulo Termoquímico . . . . .	29
3.3.2 Módulo Mecânico . . . . .	30



<b>4</b>	<b>Parâmetros que determinam o problema térmico</b>	<b>32</b>
4.1	Introdução . . . . .	32
4.2	Propriedades térmicas do concreto . . . . .	33
4.2.1	Condutividade térmica . . . . .	33
4.2.2	Calor específico . . . . .	36
4.2.3	Troca de calor com o ambiente . . . . .	39
<b>5</b>	<b>Análise de Sensibilidade</b>	<b>45</b>
5.1	Introdução . . . . .	45
5.2	Análise de influência individual dos parâmetros . . . . .	46
5.2.1	Experimentos com um único fator . . . . .	46
5.2.2	Curva de elevação de temperatura . . . . .	47
5.2.3	Extensão de fissuração . . . . .	49
5.3	Análise de sensibilidade do modelo termoquímico-mecânico . . . . .	50
5.3.1	Fatorial $z^k$ . . . . .	50
5.3.2	Variável de resposta . . . . .	52
<b>6</b>	<b>Exemplo analisado</b>	<b>53</b>
6.1	Resultados . . . . .	59
6.1.1	Análise de influência individual dos parâmetros . . . . .	59
6.1.1.1	Curva de elevação de temperatura . . . . .	59
6.1.1.2	Extensão de fissuração . . . . .	62
6.1.2	Análise de sensibilidade do modelo termoquímico-mecânico . . . . .	68
<b>7</b>	<b>Conclusão</b>	<b>74</b>
7.1	Sugestões de Trabalhos Futuros . . . . .	75
	<b>Referências Bibliográficas</b>	<b>76</b>

# Lista de Figuras

1.1	Exemplos de estruturas de concreto que podem se beneficiar da simulação térmica: (a) lajes de fundações; (b) barragens de concreto; (c) silos / estruturas de contenção; (d) torres de resfriamento; (e) fundações de turbinas eólicas; (f) estacas; (g) segmentos pré-moldados (em cima: obra-de-arte corrente (bueiro), em baixo: tabuleiro de obra-de-arte especiais (ponte/viaduto)); (h) blocos de tetrápodes; (i) mesoestruturas de obras-de-arte especiais; e (j) muros de contenção. (SFIKAS <i>et al.</i> , 2017) . . . . .	2
1.2	Usina Hidrelétrica de Itaipu. (Fotografias de E. M. R. Fairbairn) - Vista geral da barragem de concreto. . . . .	3
1.3	Usina Hidrelétrica de Itaipu. (Fotografias de E. M. R. Fairbairn) - Vista da entrada. . . . .	4
1.4	Fissuras verticais no contraforte da usina de Itaipu. (Adaptado de BETIOLI <i>et al.</i> (1997)) . . . . .	4
1.5	Vertedouro de pequenas centrais hidrelétricas e fissuras térmicas (FUNAHASHI e KUPERMAN, 2010) . . . . .	5
1.6	Esquema de construção e malha de elementos finitos (FUNAHASHI e KUPERMAN, 2010) . . . . .	5
1.7	Malha de elementos finitos para o modelo 3D para a construção em camadas da casa de força da barragem de Tocoma (aproximadamente 5.000.000 de elementos) . . . . .	7
1.8	Esboço do BTJASPE, um novo dispositivo de teste foi projetado no IFSTTAR destinado a medir automaticamente a evolução da rigidez de um cilindro de concreto em compressão nas primeiras idades (desde o tempo programado até alguns dias) (BOULAY <i>et al.</i> , 2012) . . . . .	7
2.1	Máximo grau de hidratação para experimentos em pastas de cimento Portland com diferentes fatores $w/c$ (WALLER, 1999) . . . . .	13
2.2	Desenvolvimento do calor de hidratação (NEVILLE, 1997) . . . . .	14
2.3	Afinidade x grau de hidratação. . . . .	18

3.1	O concreto como meio poroso ((ULM e COUSSY, 1995), (ULM e COUSSY, 1996)). . . . .	21
3.2	Processo de Formação dos Hidratos (SILVOSO, 2003). . . . .	22
3.3	Influência da Temperatura Inicial na Cinética da Elevação Adiabática da Temperatura (SILVOSO, 2003). . . . .	25
3.4	Algoritmo de Integração da Equação do Calor . . . . .	29
3.5	Algoritmo de Integração da Equação Cinética do Grau de Hidratação . . . . .	30
3.6	Método iterativo NRM de integração de forças (FERREIRA, 2008). . . . .	31
6.1	Forma da laje ensaiada (FURNAS) . . . . .	54
6.2	Termômetros instalados no centro da forma (LYNX - COPPE) . . . . .	54
6.3	Temperaturas medidas no centro da estrutura (FURNAS) . . . . .	55
6.4	Temperaturas medidas no bordo da estrutura (FURNAS) . . . . .	55
6.5	Características da geometria e malha de elementos finitos . . . . .	57
6.6	Comparativo da elevação de temperatura do modelo numérico e dados experimentais para 7 dias . . . . .	58
6.7	Mapa de fissuração ( $E_{Cr}$ ) para o modelo numérico de referência (Ref.). . . . .	59
6.8	Representação do nó de analisado (27222) . . . . .	60
6.9	Evolução da temperatura para variação na energia de ativação ( $E_a/R$ ). . . . .	61
6.10	Evolução da temperatura para variação no calor específico ( $C_p$ ). . . . .	61
6.11	Evolução da temperatura para variação na condutividade térmica ( $\lambda$ ). . . . .	62
6.12	Evolução da temperatura para variação na troca de calor por convecção ( $h$ ). . . . .	62
6.13	Comparativo da influência individual de cada parâmetro no modelo numérico. . . . .	63
6.14	Mapa de fissuração para variação Ref. -20% na energia de ativação . . . . .	64
6.15	Mapa de fissuração para variação Ref. +20% na energia de ativação . . . . .	64
6.16	Extensão de fissuração para variação na energia de ativação . . . . .	64
6.17	Mapa de fissuração para variação Ref. -20% no calor específico . . . . .	65
6.18	Mapa de fissuração para variação Ref. +20% no calor específico . . . . .	65
6.19	Extensão de fissuração para variação no calor específico . . . . .	65
6.20	Mapa de fissuração para variação Ref. -20% na condutividade térmica. . . . .	66
6.21	Mapa de fissuração para variação Ref. +20% na condutividade térmica. . . . .	66
6.22	Extensão de fissuração para variação na condutividade térmica. . . . .	66
6.23	Mapa de fissuração para variação Ref. -20% na convecção . . . . .	67
6.24	Mapa de fissuração para variação Ref. +20% na convecção . . . . .	67
6.25	Extensão de fissuração para variação na convecção . . . . .	67
6.26	Extensão de fissuração para análise fatorial . . . . .	73

# Lista de Tabelas

2.1	Composição do clínquer (Adaptado de NEVILLE (1997)) . . . . .	10
2.2	Modelos empíricos para determinação do grau de hidratação final de pastas de cimento Portland . . . . .	13
2.3	Energia de ativação para adições $E_a/R [K^{-1}]$ . . . . .	16
4.1	Condutividade térmica de alguns materiais em quatro temperaturas de referência. (AZENHA, 2009) . . . . .	37
4.2	Condutividade térmica de alguns materiais em três condições de umidade. (TATRO, 2006) . . . . .	37
4.3	Calor específico de alguns materiais em quatro temperaturas de referência. (AZENHA, 2009) . . . . .	38
4.4	Propriedades térmicas de concretos usuais (ADRIOLO e SKWARCZYNSKI, 1988) . . . . .	40
4.5	Características térmicas de materiais utilizados em camadas. Adaptado de JONASSON (1994) . . . . .	43
5.1	Parâmetros limites de entrada . . . . .	47
5.2	Valores de entrada dos parâmetros . . . . .	48
5.3	Planejamento numérico com variação de um único fator para elevação de temperatura . . . . .	48
5.4	Planejamento numérico com variação de um único fator para extensão de fissuração . . . . .	50
5.5	Planejamento fatorial . . . . .	51
6.1	Elevação adiabática (28 dias) . . . . .	56
6.2	Propriedades mecânicas do concreto de referência (C90) . . . . .	57
6.3	Propriedades do concreto de referência utilizado para 28 dias . . . . .	59
6.4	Variação média das temperaturas obtido pelas simulações . . . . .	60
6.5	Extensão de fissuração obtido pelas simulações . . . . .	68
6.6	Resultado da Extensão de Fissuração para análise de sensibilidade do modelo . . . . .	68

6.6	Resultado da Extensão de Fissuração para análise de sensibilidade do modelo . . . . .	69
6.6	Resultado da Extensão de Fissuração para análise de sensibilidade do modelo . . . . .	70
6.6	Resultado da Extensão de Fissuração para análise de sensibilidade do modelo . . . . .	71
6.6	Resultado da Extensão de Fissuração para análise de sensibilidade do modelo . . . . .	72

# Capítulo 1

## Introdução

De acordo com RILEM (2018), “estruturas de concreto massa são estruturas nas quais os efeitos da hidratação dos materiais cimentícios nas primeiras idades, como a geração de calor e a retração autógena, podem levar à fissuração”. Considerando o patamar de percolação como o exato momento em que o concreto se torna sólido, o concreto na idade avançada pode ser definido como o período após esse patamar, quando as propriedades do material estão mudando rapidamente sob a influência da hidratação.

A fissuração térmica de estruturas de concreto massa é um fenômeno importante, que é principalmente originado e induzido por questões relacionadas à reação de hidratação do aglomerante cimentício presente na mistura de concreto.

Como a reação de hidratação é exotérmica e a condutividade térmica do concreto é relativamente baixa, ela normalmente suporta aumentos de temperatura que têm especial relevância em estruturas de concreto massivo. Dois tipos de gradientes térmicos relevantes podem ser identificados no concreto de massa: (i) um é relativo ao tempo, ou seja, um dado ponto da estrutura tem sua temperatura variando ao longo do tempo; (ii) outro é um gradiente espacial que corresponde à diferença de temperatura, num dado instante, entre dois pontos diferentes da estrutura. Considerando a dilatação térmica do concreto e as restrições estruturais às deformações livres, ambos os gradientes acima mencionados podem ser responsáveis pela geração e evolução de esforços e tensões nos elementos de concreto. Se tais deformações atingirem um determinado limite, podem ocorrer fissuras térmicas indesejáveis.

Além disso, como há um desequilíbrio de volume entre os reagentes e os produtos de reação, a retração autógena também impõe esforços adicionais ao concreto, que podem aumentar a tendência à fissuração.

A geração de calor e conseqüente elevação da temperatura do concreto são muito importantes, não apenas porque podem gerar gradientes térmicos no espaço e no tempo, mas também porque fenômenos deletérios como a formação de etringita retardada (DEF) têm se provado associados à existência de campos térmicos nas

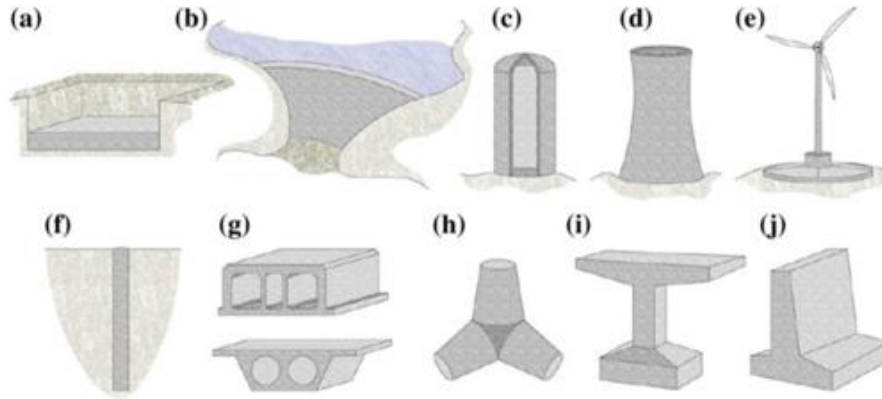


Figura 1.1: Exemplos de estruturas de concreto que podem se beneficiar da simulação térmica: (a) lajes de fundações; (b) barragens de concreto; (c) silos / estruturas de contenção; (d) torres de resfriamento; (e) fundações de turbinas eólicas; (f) estacas; (g) segmentos pré-moldados (em cima: obra-de-arte corrente (bueiro), em baixo: tabuleiro de obra-de-arte especiais (ponte/viaduto)); (h) blocos de tetrápodes; (i) mesoestruturas de obras-de-arte especiais; e (j) muros de contenção. (SFIKAS *et al.*, 2017)

primeiras idades que atingem temperaturas da ordem de  $65\text{ }^{\circ}\text{C}$ . O conjunto das questões mencionadas sustenta adequadamente a alegação de que o aumento da temperatura devido à hidratação é uma questão muito importante no que diz respeito à durabilidade da estrutura.

No passado, os riscos de fissuração nas primeiras idades eram comumente enfrentados em grandes estruturas nas quais a dissipação de calor da hidratação é normalmente lenta e, portanto, altas temperaturas são observadas (condições quase adiabáticas). Os tipos de concretos usados em tais tipos de estruturas tinham relações água/cimento relativamente altas e, portanto, não suportavam tensões adicionais significativas causadas por retração autógena.

Com o advento dos concretos de alto desempenho, a fissuração nas primeiras idades não é mais uma peculiaridade das estruturas massivas. Altos teores de materiais cimentícios associados a menores relações de água/cimento resultam, respectivamente, em maior calor de hidratação e microestruturas com poros finos, potencializando maiores amplitudes de gradientes térmicos e retração autógena. Desta forma, o termo concreto massa é usado em um sentido amplo neste trabalho, compreendendo todos os tipos de elementos de concreto para os quais os efeitos da hidratação do cimento podem levar a riscos de trincas térmicas.

Na prática, acontece que várias estruturas de concreto massa, como usinas hidrelétricas e nucleares, fundações espessas, pilares de pontes, paredes espessas e quebra-mares de tetrápodes podem apresentar rachaduras induzidas pela reação de hidratação (Fig.1.1).

Alguns exemplos podem ser retirados da literatura. Um caso muito signifi-



Figura 1.2: Usina Hidrelétrica de Itaipu. (Fotografias de E. M. R. Fairbairn) - Vista geral da barragem de concreto.

cativo foi relatado por BETIOLI *et al.* (1997) e diz respeito à usina hidrelétrica de Itaipu. Construída em 1975, é a segunda maior usina no mundo para capacidade instalada (14.000 MW) e a primeira para geração anual ( $2,3 \times 10^9$  MWh) (ver Fig. 1.2 e 1.3).

Durante a construção da barragem de contraforte, foram observadas fissuras térmicas, a maioria delas verticais na maior parte do bloco, e algumas localizadas na cabeça do contraforte (ver Fig. 1.3).

Naquela época, as análises indicavam que tal fissuração era induzida pelo calor de hidratação observado durante a execução, que era consideravelmente maior do que o assumido durante o projeto da barragem (ROSSO e PIASENTIN, 1997). Descobriu-se também que os modelos usados para simular o comportamento nas primeiras idades do concreto massivo eram muito simplificados e não levavam em conta as concentrações de tensão induzidas pela geometria. Além de limitar a temperatura de lançamento do concreto a  $7\text{ }^{\circ}\text{C}$ , várias medidas adicionais foram tomadas, tais como (i) a introdução de uma junta de contração paralela à face a montante; (ii) alterar a dosagem da mistura de concreto, reduzindo o calor de hidratação e o módulo de Young para os cinco primeiros levantamentos acima da fundação; (iii) alteração da altura das três primeiras elevações de 0,7 m, 1,5 m, 1,75 m para 0,75 m, 0,75 m, 1,00 m, respectivamente; (iv) introdução de reforço adicional em algumas regiões.

As fissuras existentes foram seladas com injeção de resina epóxi, e as estruturas correspondentes foram pesquisadas por um intenso programa de monitoramento. Após vários anos de observação, verificou-se que o comportamento dos blocos fissurados era semelhante ao dos blocos íntegros, mostrando que as medidas tomadas foram suficientes para garantir a estabilidade e a segurança da barragem.





Figura 1.3: Usina Hidrelétrica de Itaipu. (Fotografias de E. M. R. Fairbairn) - Vista da entrada.

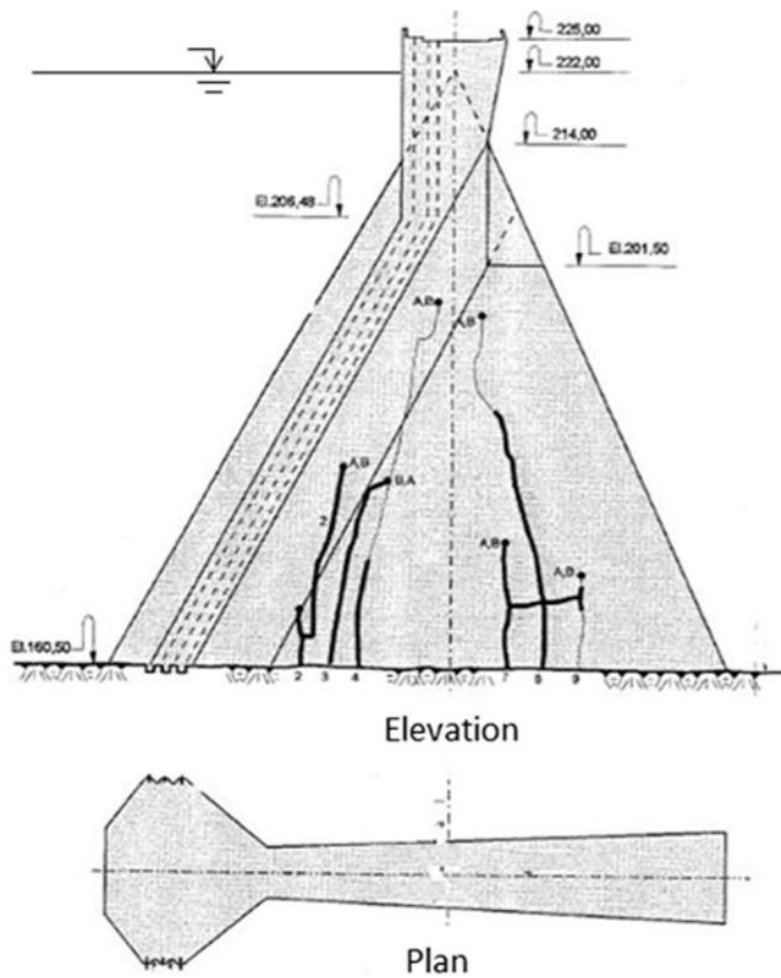


Figura 1.4: Fissuras verticais no contraforte da usina de Itaipu. (Adaptado de BETIOLI *et al.* (1997))



Figura 1.5: Vertedouro de pequenas centrais hidrelétricas e fissuras térmicas (FUNAHASHI e KUPERMAN, 2010)

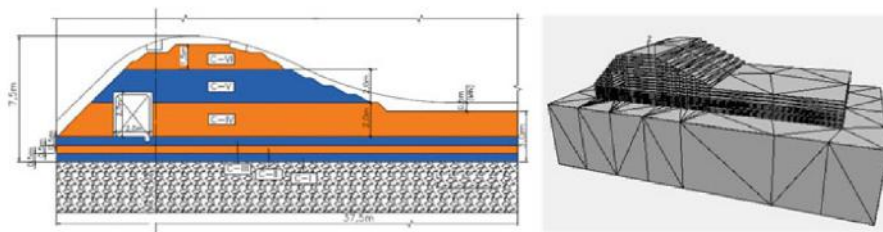


Figura 1.6: Esquema de construção e malha de elementos finitos (FUNAHASHI e KUPERMAN, 2010)

Outro exemplo de fissuração em concreto massa foi relatado por FUNAHASHI e KUPERMAN (2010) no vertedouro de uma pequena usina hidrelétrica (ver Fig. 1.5). Neste caso, as fissuras desenvolvidas no bloco do vertedouro de 35 m 15 m e 7,5 m foram causadas pelo calor dos efeitos induzidos pela hidratação.

A análise realizada pelos autores buscou comprovar que as fissuras foram causadas pelos gradientes térmicos originados pelo calor de hidratação do material cimentício. Os autores não dispunham de informações detalhadas sobre as propriedades termoquímico-mecânicas dos materiais, como a elevação da temperatura adiabática, fato que ainda é relativamente comum em represas com menor volume de concreto. No entanto, foi realizada uma análise de elementos finitos tridimensionais, utilizando valores estimados com base em informações de materiais similares aos utilizados na construção. Esta análise considerou a construção das camadas C1 a C5 construídas a cada 3 dias com uma temperatura de lançamento de 32 °C. O esquema de construção e a malha de elementos finitos são mostrados na Fig. 1.6.

As temperaturas em torno de 61 °C foram calculadas pela análise térmica, e os cálculos de tensão indicaram o surgimento das principais tensões de tração que atingiram a resistência à tração nas regiões onde as fissuras foram realmente observadas em campo. Os autores concluíram que as fissuras poderiam ter sido evitadas alterando o projeto da dosagem de concreto, reduzindo o teor de cimento e, conse-

quentemente, o calor de hidratação, além de reduzir a temperatura de lançamento do concreto. Os autores observaram que a quantidade de cimento poderia ter sido reduzida ainda mais se a resistência do concreto não fosse limitada por valores mínimos em 28 dias, de acordo com os padrões. Se os padrões permitissem que a resistência à compressão mínima fosse verificada em idades posteriores (por exemplo, 90 dias), reduções significativas no consumo de cimento poderiam ter sido atingidas.

Portanto, a fase de construção e o período subsequente devem ser analisados com precisão. Se a tendência à fissuração for detectada, muitas ações podem ser adotadas para minimizar as tensões precoces, tais como: (i) a diminuição da velocidade de construção, permitindo maior dispersão de calor; (ii) reduzindo a temperatura de lançamento do concreto; (iii) diminuir a temperatura do concreto pela circulação de água ou ar em tubulações embutidas nas fôrmas (sistemas de pós-resfriamento); e (iv) a escolha de uma composição de material que dê menores taxas de calor de hidratação.

Devido aos altos custos e requisitos de segurança das obras de construção e infraestrutura, a fissuração térmica do concreto jovem tem sido uma preocupação da comunidade de engenharia desde as primeiras aplicações do concreto massivo. A evolução do conhecimento sobre o assunto levou ao desenvolvimento de teorias que consideram a reação de hidratação como exotérmica e termicamente ativada. Isto significa que, com relação à geração de calor específica, há um efeito de segunda ordem, uma vez que a taxa de calor gerada por uma massa unitária, em um determinado ponto e em um dado momento, depende da extensão da reação, que varia em função do histórico térmico no ponto considerado. Além disso, as propriedades do material e fenômenos relacionados à evolução da hidratação, como força, módulo de Young, retração autógena e fluência, variarão de acordo com a extensão da reação.

Tais teorias levaram a modelos numéricos sofisticados que, juntamente com a evolução do hardware e software, permitiram o desenvolvimento de modelos de simulação muito complexos que se aproximaram da realidade em termos de geometria e modelos fenomenológicos considerados (FAIRBAIRN *et al.*, 2012). (Fig. 1.7).

A evolução da teoria e da modelagem foi naturalmente acompanhada por avanços nos métodos experimentais relacionados aos fenômenos das primeiras idades em concreto massa. Como exemplo, as análises mecânicas devem iniciar no exato momento em que o concreto pode suportar tensões estruturalmente relevantes, e as propriedades do material devem ser conhecidas desde então. Portanto, tem sido válido desenvolver novas metodologias experimentais que são dedicadas a determinar as características termo-mecânicas desde as primeiras idades. Exemplos de tais testes experimentais podem ser vistos em BOULAY *et al.* (2012) de onde a Figura 1.8 foi retirada, representando um sofisticado aparato para caracterizar o desenvolvimento inicial do módulo  $E$  do concreto (método BTJASPE).

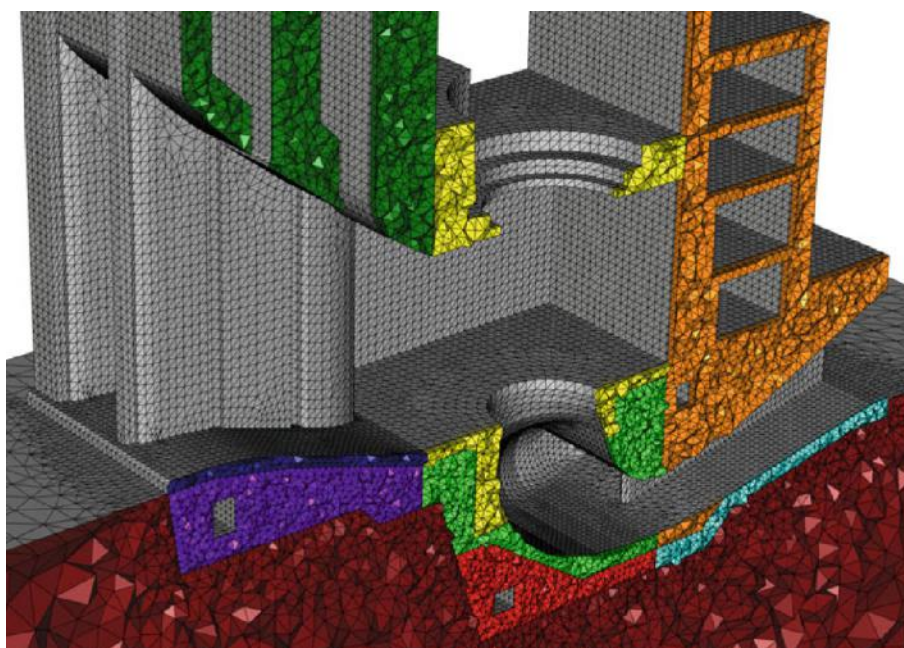


Figura 1.7: Malha de elementos finitos para o modelo 3D para a construção em camadas da casa de força da barragem de Tocoma (aproximadamente 5.000.000 de elementos)



Figura 1.8: Esboço do BTJASPE, um novo dispositivo de teste foi projetado no IFSTTAR destinado a medir automaticamente a evolução da rigidez de um cilindro de concreto em compressão nas primeiras idades (desde o tempo programado até alguns dias) (BOULAY *et al.*, 2012)

Vários outros avanços científicos e tecnológicos foram verificados em outras áreas relacionadas ao controle de fissuras em estruturas de concreto massa. Nesse contexto, é relevante mencionar: novas técnicas de controle de temperatura e monitoramento *in loco*; novos modelos avançados para dosagem e métodos que permitem a sua otimização utilizando códigos de computador; novos requisitos de sustentabilidade introduzindo o uso de uma nova categoria de materiais e práticas sustentáveis que podem contribuir para a redução das emissões de gases de efeito estufa.

Todos estes desenvolvimentos recentes relacionados com o antigo problema das tensões originadas da evolução da hidratação do concreto estão na origem da criação do 254-CMS do Comité Técnico RILEM, “Fissuração térmica de estruturas de concreto massa”. Tendo identificado que havia uma falta na sistematização do conhecimento científico e tecnológico recente sobre o fissuramento térmico de concreto massivo, a RILEM criou este comitê para fornecer aos praticantes e cientistas uma visão geral dos recentes desenvolvimentos sobre este assunto.

Dessa forma, uma compreensão aprofundada e específica do comportamento de tais estruturas é fundamental para a predição de fissuração do material, fato este que tem motivado diversas pesquisas nesse ramo, sejam elas aplicadas na área experimental e/ou computacional, com o intuito de estudar os efeitos dos fenômenos térmicos e mecânicos no concreto massa (ULM e COUSSY (1995); ULM e COUSSY (1996); ULM e COUSSY (1998); SILVOSO (2003); FAIRBAIRN *et al.* (2004); DE FARIA (2004); AZENHA (2009)).

No que se refere às pesquisas utilizando simulações computacionais, programas vem sendo desenvolvidos para mapear a temperatura no sólido de concreto e também seus campos transientes de tensões e deformações, o que possibilita a prevenção de fissuração, através do estabelecimento de estratégias para preveni-la.

Neste trabalho será utilizado para simulação da construção de uma laje de concreto o programa de elementos finitos DAMTHE implementado em linguagem de programação FORTRAN, desenvolvido pelo PEC/COPPE/UFRJ, cujo objetivo é a utilização dos dados de ensaios experimentais realizados em uma laje de 50 cm de espessura, construída e ensaiada no laboratório de FURNAS em Goiânia/GO, como ponto inicial para ajuste do modelo termoquímico-mecânico, visando obter uma simulação de referência que represente com a maior acurácia possível os ensaios realizados e, posteriormente, a efetuação de uma análise de influência de alguns parâmetros de entrada do programa, referentes à propriedades térmicas do material, no comportamento térmico da estrutura.

Essa análise de influência dos parâmetros pode ser denominada como análise de sensibilidade e pode ser caracterizada em termos gerais como um estudo que avalia o efeito causado pela mudança de uma variável estipulada dentro de um modelo, analisando o resultado desta variação sobre a sua concepção inicial.

Dessa forma, neste trabalho busca-se identificar, através de simulações numéricas, dentre os parâmetros de entrada intrínsecos do material selecionados, a saber: (i) energia de ativação, (ii) calor específico, (iii) condutividade térmica e (iv) taxa de troca de calor por convecção, quais causam impactos significativos no resultado das simulações, avaliando as perturbações causadas na elevação de temperatura e no volume de elementos fissurados em comparação com a simulação de referência.

# Capítulo 2

## Reação de Hidratação

### 2.1 O fenômeno físico

O cimento Portland é um aglomerante hidráulico composto principalmente de clínquer, cuja composição mineralógica consiste predominantemente de cal, sílica, alumina e óxido de ferro (NEVILLE, 1997).

Estes compostos interagem uns com os outros no forno para formar uma série de produtos mais complexos e um estado de equilíbrio químico é atingido com a formação do clínquer. Distinguimos quatro fases principais que são relatadas na Tab. 2.1 e várias espécies menores, como sulfato, alcalinos e cal livre, juntamente com seus símbolos abreviados. Esta notação abreviada, descreve cada óxido por uma letra, a saber:  $CaO = C$ ;  $SiO_2 = S$ ;  $Al_2O_3 = A$ ; e  $Fe_2O_3 = F$ . Da mesma forma,  $H_2O$  em cimento hidratado é denotado por  $H$  e  $SO_3$  por  $\bar{S}$ . Quando moído, o clínquer também recebe adição de gesso para estabilizar o processo de hidratação (reações  $C_3A$ ).

Vários pesquisadores (principalmente relatados em LEA (1970)) propuseram equações estequiométricas para representar as reações das quatro fases do clínquer quando misturadas com água (reação de hidratação).

Entretanto, a reação de hidratação do cimento, é geralmente apresentada de

Tabela 2.1: Composição do clínquer (Adaptado de NEVILLE (1997))

Nome do composto	Composição química	Abreviação
Silicato tricálcico	$3 \cdot CaO \cdot SiO$	$C_3S$
Silicato dicálcico	$2 \cdot CaO \cdot SiO_2$	$C_2S$
Aluminato tricálcico	$3 \cdot CaO \cdot Al_2O_3$	$C_3A$
Ferroaluminato tetracálcico	$4 \cdot CaO \cdot Al_2O_3 \cdot Fe_2O_3$	$C_4AF$

forma simplificada (e unificada) como:



onde,  $C - S - H$  representa os hidratos de silicato de cálcio hidratado e  $CH$ , o hidróxido de cálcio ou Portlandita.

Conforme explicado na introdução, para limitar o aumento da temperatura em estruturas de concreto massa, aglomerantes compostos de clínquer e adições minerais são cada vez mais utilizados (CP-II à CP-V ou outros cimentos compostos).

Quando são utilizadas cinzas volantes ( $FA$ ) ou sílica ativa, as reações são associadas ao teor de sílica e alumina nas adições minerais. Como esse tipo de adição mineral não contém cálcio, as adições vão reagir com o hidróxido de cálcio produzido pela reação do clínquer. A alumina também pode ser incorporada em camadas  $C - S - H$  (RICHARDSON, 1999). Neste tipo de acréscimos (pozolânicos), a cinética da reação é retardada.

Quando a escória de alto forno ( $Slag$ ) é utilizada, devido à sua composição similar à do clínquer ( $C, S, \bar{S}, A$ ), as reações podem ser menos retardadas, visto que ela pode reagir sozinha se for ativada. Devido ao alto teor de alumina, uma parte deles será fixada nas camadas de  $C - S - H$  (RICHARDSON, 1999). A especificidade da escória é que o  $C - S - H$  criado por sua reação pode ser enriquecido com cálcio retirado do portlandita produzido pela hidratação do clínquer (KOLANI *et al.*, 2012).

Uma melhor revisão sobre a reação do cimento e adições minerais pode ser encontrada nos trabalhos do RILEM TC 238-SCM, nos quais numerosas adições minerais são estudadas em termos de reatividade, estequiometria de hidratos criados e modelagem termodinâmica do comportamento destes cimentos compostos.

## 2.2 Definições

O grau de hidratação,  $\alpha$ , é uma variável comumente usada para quantificar a extensão das reações entre materiais cimentícios com água. Ele é definido como a razão entre a quantidade de hidratos,  $m(t)$ , e a quantidade inicial,  $m_i$ , do material cimentício (DE SCHUTTER e TAERWE (1995), LACKNER e MANG (2004), SCHINDLER e FOLLIARD (2005)). Para cimento puro, pode ser expresso como uma razão entre a água ligada no processo de hidratação do cimento,  $w(t)$ , e a quantidade total de água necessária para a hidratação completa,  $w_{tot}$ . Além disso, assumindo que a quantidade de produtos hidratados é proporcional ao calor relativo de hidratação, o grau de hidratação também pode ser expresso como uma razão entre o calor acumulado,  $Q(t)$ , liberado até um certo tempo,  $t$ , e o calor que teoricamente pode ser



liberado por uma hidratação completa do aglomerante,  $Q_{pot}$ , esperada na conclusão da reação de hidratação do cimento (VAN BREUGEL, 1991):

$$\alpha = \frac{Q(t)}{Q_{pot}} \quad (2.2)$$

O grau de hidratação é uma função do tempo e aumenta de 0% no início da hidratação para 100% quando a hidratação está totalmente concluída. Entretanto, em SCHINDLER e FOLLIARD (2005), vemos que nem todo o material cimentício hidrata e 100% de hidratação pode nunca vir a ser alcançado. Desta forma, o valor final do grau de hidratação depende de muitos fatores, principalmente da disponibilidade de água (relação água/cimento) e o tamanho dos grãos do aglomerante. Em relação aos cimentos misturados com adição de materiais cimentícios suplementares, tais como cinzas ou escória, as reações de hidratação estão relacionadas ao cimento e às adições minerais e diversos graus de hidratação poderiam ser utilizados (um para o cimento e um para cada adição) (DE SCHUTTER e TAERWE (1995), WALLER (1999), BUFFO-LACARRIÈRE *et al.* (2007), KOLANI *et al.* (2012) ). O uso de diversas variáveis permite reproduzir a interação entre fases anidras (especialmente a dependência de reações de adição ao conteúdo de portlandita).

Entretanto, uma variável única citada por DE SCHUTTER e TAERWE (1995), poderia ser usada, e o grau de hidratação pode, por exemplo, ser substituído pelo grau de desenvolvimento de calor,  $\alpha_Q$ , dependente das condições de ensaio:

$$\alpha_Q = \frac{Q(t)}{Q_{max}} \quad (2.3)$$

onde  $Q_{max}$  é o calor total de hidratação correspondente ao final dos ensaios de hidratação.

No cimento Portland, a hidratação pode ser interrompida na falta de espaço disponível para formação de novos hidratos (falta de poros vazios) ou se não houver água suficiente para hidratar os grãos residuais anidros. Um dos principais parâmetros para quantificar o grau de hidratação final que poderia ser alcançado é o teor de água e, portanto, a relação  $w/c$  inicial em condições autógenas. WALLER (1999) relata vários estudos sobre CP - I antigos (armazenados em condições autógenas) que apresentam o grau final de hidratação dessas pastas de acordo com a relação  $w/c$  inicial (Fig. 2.1).

Baseado nos resultados apresentados na Fig. 2.1, vários autores propuseram equações empíricas para determinar o grau final de hidratação que poderia ser alcançado para cimentos Portland (Tabela 2.2). Nestes modelos,  $w/c$  é a relação entre água e cimento,  $Slag$  e  $FA$  são o conteúdo de escória e cinzas, respectivamente, no cimento composto.

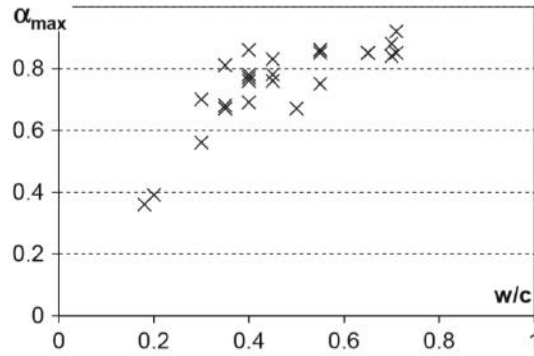


Figura 2.1: Máximo grau de hidratação para experimentos em pastas de cimento Portland com diferentes fatores  $w/c$  (WALLER, 1999)

Tabela 2.2: Modelos empíricos para determinação do grau de hidratação final de pastas de cimento Portland

Autores	$\alpha_{max}$
POWERS (1964)	$\min\left(1; \frac{w/c}{0,42}\right)$
MILLS (1966)	$\frac{1,031w/c}{0,194+w/c}$
SCHINDLER e FOLLIARD (2005)	$\frac{1,031w/c}{0,194+w/c} + 0,3 \cdot Slag + 0,5 \cdot FA$

## 2.3 Geração de calor

A hidratação do cimento é um processo altamente exotérmico e grandes quantidades de calor são produzidas durante a hidratação, o que leva a um aumento significativo da temperatura dentro de estruturas maciças de concreto. A hidratação é iniciada assim que os grãos de cimento entram em contato com a água, e o calor está sendo liberado a partir desse momento até que a hidratação esteja completa.

Durante o desenvolvimento do calor de hidratação (Fig. 2.2), na primeira etapa após a mistura (estágio 1), observa-se um rápido aumento na produção de calor, que está relacionado ao encharcamento dos grãos de cimento. Então, a taxa de produção de calor desacelera quase completamente (estágio 2); essa fase é chamada de período inativo (NEVILLE, 1997).

O lançamento do concreto, normalmente ocorre algumas horas (1 a 3) após a mistura. Quando ele se inicia, a taxa de aquecimento do desenvolvimento de hidratação aumenta (estágio 3), mas com uma taxa mais lenta do que no estágio 1; O gel  $C-S-H$  é produzido nessa fase. Assim que o lançamento termina, o concreto pode ser considerado como um material sólido, caracterizado por propriedades elásticas, plásticas e viscosas; esta fase é chamada de “primeiras idades do concreto”. Então, o processo de hidratação desacelera novamente (estágio 4). Em alguns tipos de ci-

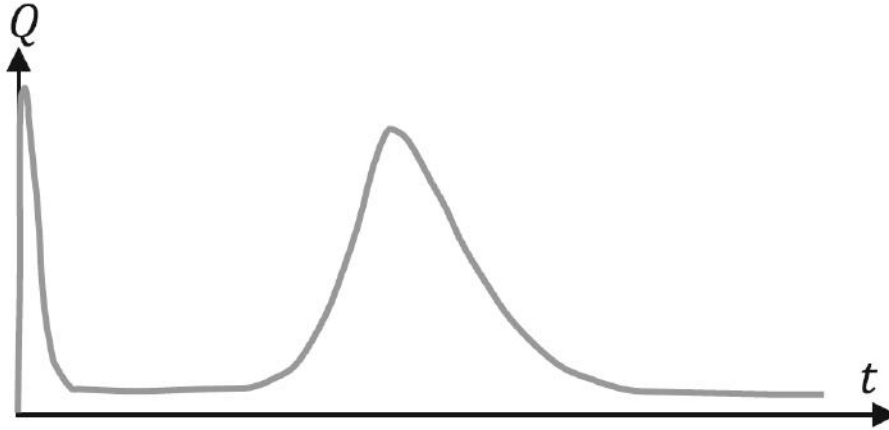


Figura 2.2: Desenvolvimento do calor de hidratação (NEVILLE, 1997)

mentos, um segundo pico na taxa de calor no desenvolvimento da hidratação pode ser observado (NEVILLE, 1997).

Conforme a disponibilidade de cimento anidro disponível é reduzida, a taxa de calor de hidratação desacelera até que a hidratação esteja completa (estágio 5). Nesse estágio, a resistência do concreto alcança seu valor final e estável; tal concreto é referido como “concreto endurecido”.

Na realidade, de acordo com RILEM (2018) o processo de hidratação nunca é completo - a produção de calor e o ganho de resistência continuam no concreto endurecido - e 100% de hidratação pode nunca ser alcançado. É por isso que duas medidas são usadas para representar a quantidade total de calor de hidratação: prática e teórica.

Na abordagem teórica, assume-se que todo o hidrato de cimento disponível e o calor total de hidratação podem ser calculados a partir das entalpias das reações de dissolução-precipitação. Uma estimativa simplificada pode ser feita usando uma formulação empírica expressa de acordo com a composição química. Para o cimento Portland puro, verifica-se o método proposto por BOGUE (1947), enquanto que para cimentos compostos, com adição de cinzas ou escória, sugere-se a formulação de SCHINDLER e FOLLIARD (2005) para cálculo da quantidade total de calor  $Q_{pot}$ .

Na abordagem prática, para o cimento Portland, a quantidade total de calor de hidratação relaciona-se com o calor potencial de hidratação ( $Q_{pot}$ ) que é entendido como o total de calor liberado por um aglomerante finamente moído após aproximadamente 3 anos sob condições saturadas. Assim, supõe-se que a hidratação do cimento está quase completa após este período ( $\alpha_{3anos} = 1$ ).

Entretanto, para aplicações práticas, quando o desenvolvimento de calor de hidratação de cimento específico precisa ser conhecido, as medições são geralmente feitas por períodos muito mais curtos. O valor final do calor total de hidratação

refere-se, neste caso, não ao final da hidratação, mas apenas ao final do teste laboratorial. Nesse sentido, não se refere ao grau de hidratação, mas ao grau de desenvolvimento de calor (Eq. 2.3). A quantidade total de calor  $Q_{max}$  refere-se a  $\alpha = \alpha_{max}$  e a  $\alpha_Q = 1$  e é convencionalmente determinada para a idade de 28 dias, com ressalva para cimentos compostos, nos quais recomenda-se períodos mais longos de 56 ou até 91 dias).

## 2.4 Modelagem da reação de hidratação

### 2.4.1 Termo-ativação da reação de hidratação

Assim como qualquer reação química, as reações de hidratação do cimento e adições minerais são altamente influenciadas pela temperatura da pasta. Essa sensibilidade à temperatura pode ser modelada usando uma lei de Arrhenius (ARRHENIUS, 1915). A energia de ativação nesta formulação depende do tipo e classe de cimento, relação água-aglomerante, adições e aditivos.

A energia de ativação ( $E_a$ ) pode ser determinada experimentalmente usando ensaios mecânicos ou físicos, realizados em diferentes temperaturas de cura (resistência à compressão, calorimetria isotérmica, entre outros). Além disso, pode ser estimada utilizando fórmulas baseadas na composição química do cimento. JONASSON (1994) introduziu a seguinte fórmula para a energia de ativação:

$$E_a = E_{a,ref} \left( \frac{30}{T + 10} \right)^a \quad (2.4)$$

onde  $T$  é a temperatura,  $E_{a,ref}$  e  $a$  são parâmetros materiais intrínsecos do cimento. SCHINDLER e FOLLIARD (2005) propôs a fórmula para calcular a energia de ativação com base na composição química do cimento:

$$E_a = 22100 \cdot f_E \cdot C_3A^{0,30} \cdot C_4AF^{0,25} \cdot Blaine \quad (2.5)$$

onde  $C_3A$ ,  $C_4AF$ ,  $FA$ ,  $Slag$  e  $CaO$  são relações de peso de  $C_3A$ ,  $C_4AF$ ,  $FA$ ,  $Slag$  e teor de  $CaO$  na cinza, em relação ao teor total de cimento,  $Blaine$  é área superficial específica do cimento [ $m^2/kg$ ] e  $f_E$  é a modificação da energia de ativação para considerar materiais cimentícios suplementares que são definidos como:

$$f_E = 1 - 1,05 \cdot FA \left( 1 - \frac{CaO_{FA}}{0,40} \right) + 0,40 \cdot Slag \quad (2.6)$$

Uma abordagem empírica semelhante foi proposta por POOLE (2007) e RIDING *et al.* (2011), que também levou em consideração o efeito de aditivos na dosagem do concreto.

Tabela 2.3: Energia de ativação para adições  $E_a/R$  [ $K^{-1}$ ]

	[1]	[2]	[3]	[4]	[5]
<i>Slag</i>				6000-7100	7000
<i>FA</i>	5000	4400-8300	12000		
Silica ativa			11400		

[1] KISHI e MAEKAWA (1994)

[2] BIERNACKI *et al.* (2001)

[3] WALLER (1999)

[4] FERNANDEZ-JIMENEZ e PUERTAS (1997)

[5] KOLANI *et al.* (2012)

Propostas simplificadas dadas por padrões e recomendações podem ser usadas, utilizando-se como representação o parâmetro  $E_a/R$ , onde  $R$  representa a constante universal dos gases perfeitos. HANSEN e PEDERSEN (1977) sugerem o valor de  $E_a/R = 4030 K^{-1}$  próximo ao valor proposto em RILEM TC 119-TCE (1997) quando a temperatura do concreto  $T$  é de pelo menos  $20\text{ }^\circ\text{C}$ . Model Code (2010) sugere que o valor de  $E_a/R = 3670 K^{-1}$  pode ser assumido. No entanto, deve-se enfatizar que esses valores são determinados para misturas de concreto com o teor predominante de cimento Portland; para dosagens de concreto em que grandes quantidades de pozolanas são usadas como substituto do cimento, a energia de ativação deve ser determinada experimentalmente, tendo em vista que os valores propostos não são mais válidos (Model Code 2010).

Para adições minerais, os dados disponíveis na literatura não são muitos. Alguns valores são propostos para as adições mais usuais (cinza, escória e sílica ativa) conforme Tab.2.3. Entretanto, os resultados podem ser bastante dispersos.

## 2.4.2 Métodos baseados no tempo equivalente

Existem algumas propostas diretas para a definição do calor de desenvolvimento da hidratação,  $Q(t)$ , funções nas quais o efeito da temperatura é levado em conta pela introdução da idade equivalente ao invés da idade real do concreto. Esta abordagem de modelagem pode ser usada não apenas para cimentos Portland puros, mas também para cimentos compostos.

O conceito da idade equivalente como alternativa à maturidade foi introduzido por RASTRUP (1954). A idade equivalente,  $t_e$ , foi definida como o tempo durante o qual o concreto teria que ser curado a uma temperatura de referência constante,  $T_{ref}$ , para atingir a mesma maturidade que o concreto submetido ao histórico de cura real. Este conceito pode ser avaliado conforme proposto por HANSEN e PEDERSEN

(1977), utilizando a lei de Arrhenius:

$$t_e(t, T) = \int_0^t \exp\left[-\frac{E_a}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}}\right)\right] dt \quad (2.7)$$

Diversos autores verificaram, entre eles, CHENGJU (1989) e BALLIM e GRAHAM (2003), que a formulação que rege a lei de Arrhenius obtém resultados mais precisos.

Usando a abordagem da idade equivalente, várias funções foram propostas para descrever o desenvolvimento do calor de hidratação ao longo do tempo (FARIA *et al.* (2006), WANG e DILGER (1994), YUAN e WAN (2002), BOFANG (2003)). DE SCHUTTER e VUYLSTEKE (2004) propuseram uma função racional da idade equivalente:

$$Q(t, T) = Q_{pot} \frac{a_1 t_e}{1 + a_1 t_e} \quad (2.8)$$

Uma função exponencial refinada também foi adotada por KNOPPIK-WRÓBEL (2012) e KLEMCZAK e KNOPPIK-WRÓBEL (2014):

Nessas equações, o coeficiente  $a_i$  é um fator dependente do tipo de cimento utilizado.

## 2.4.3 Métodos baseados na lei de afinidade

### 2.4.3.1 Definição termodinâmica de afinidade química

A afinidade é a força motriz da reação química e é definida em termos da energia livre de Gibbs  $G$  e do grau de hidratação ( $\alpha$ ) por:

$$A = - \left[ \frac{G}{\alpha} \right]_{P,T} \quad (2.9)$$

em pressão,  $P$ , e temperatura  $T$  constantes. A afinidade é negativa em reações espontâneas.

ULM e COUSSY (1998) afirmam que nas primeiras idades a afinidade pode ser interpretada como a diferença entre os potenciais químicos da água livre e da água combinada na fase sólida, e é a força motriz do processo de micro-difusão.

Em sua forma adimensional, a afinidade está relacionada ao grau geral de hidratação de ULM e COUSSY (1998). Geralmente é expresso de acordo com uma temperatura de referência (usada para ajustar a lei da afinidade), e a cinética de hidratação pode ser definida da seguinte forma:

$$\dot{\alpha} = \tilde{A}_{T_{ref}}(\alpha) \cdot \exp\left[-\frac{E_a}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}}\right)\right] \quad (2.10)$$

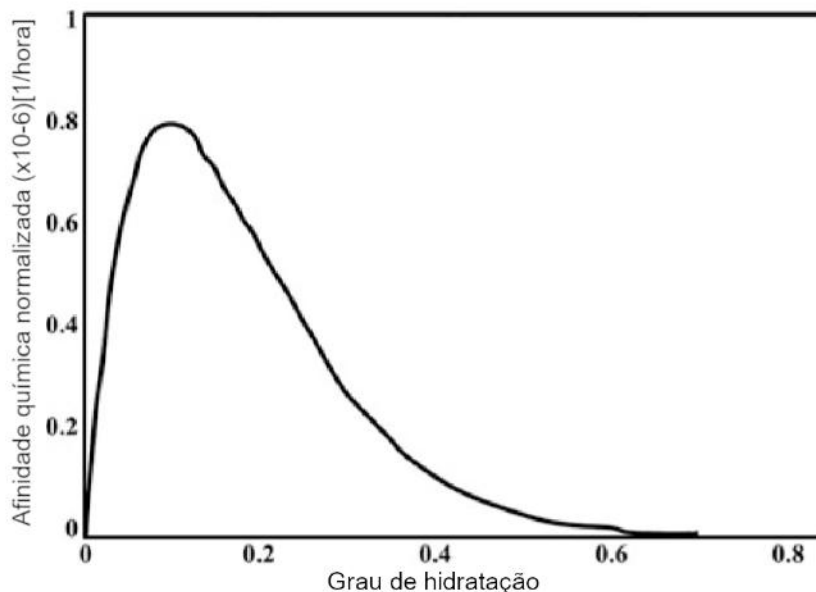


Figura 2.3: Afinidade x grau de hidratação.

#### 2.4.3.2 Determinação experimental de afinidade

A afinidade é um parâmetro intrínseco do material, que é independente das condições de contorno ou de qualquer campo particular dentro do domínio de consideração. No entanto, o rastreamento da evolução tanto do grau de hidratação ( $\alpha$ ) quanto da afinidade só pode ser indiretamente avaliado através dos efeitos da hidratação. Nesse sentido, ULM e COUSSY (1998) propõem obter experimentalmente a afinidade por meio de calorimetria adiabática e experimentos de evolução de força isotérmica.

A afinidade pode ser obtida experimentalmente a partir de testes em calorímetros adiabáticos e evolução da força isotérmica (ULM e COUSSY, 1998). Um exemplo da lei da afinidade obtida para um cimento Portland é dado por CERVERA *et al.* (2002) e plotados na Fig.2.3.

#### 2.4.3.3 Leis empíricas para cimentos baseado na composição de Bogue

Os modelos de hidratação para afinidade fornecem uma forma para acomodar todas as etapas da hidratação do cimento. Também considera o cimento em hidratação sob temperatura isotérmica de 25 °C. A taxa de hidratação pode ser expressa pela afinidade química  $\tilde{A}_{25}(\alpha)$  [ $t^{-1}$ ]. A afinidade para temperatura isotérmica pode ser obtida experimentalmente; em particular, a calorimetria isotérmica mede um fluxo de calor  $q(t)$ , que dá o calor de hidratação  $Q(t)$  após a integração.

CERVERA *et al.* (1999) propuseram uma forma analítica da afinidade normalizada, que foi novamente refinada por GAWIN *et al.* (2006). Uma formulação

ligeiramente modificada é proposta:

$$\tilde{A}_{T_{ref}}(\alpha) = B_1 \cdot \left( \frac{B_2}{\alpha_{max}} + \alpha \right) \cdot (\alpha_{max} - \alpha) \cdot \exp\left(-\eta \frac{\alpha}{\alpha_{max}}\right) \quad (2.11)$$

Onde  $B_1$ ,  $B_2$  e  $\eta$  são coeficientes a serem ajustados e representam a micro-difusão de água livre através de hidratos formados, o  $a = \alpha_{max}$  pode ser definido usando uma das fórmulas empíricas propostas na Tabela 2.2 em condições autógenas.

Em particular, os parâmetros  $B_1$ ,  $B_2$  e  $\eta$  da equação 2.11 podem ser estimados por:

$$B_1 = 0,738 \cdot C_3S^{-0,206} \cdot C_2S^{-0,128} \cdot C_3A^{0,161} \quad (2.12)$$

$$B_2 = (-0,0767 \cdot C_4AF + 0,0184) \frac{B_f}{350 \cdot B_1} \quad (2.13)$$

$$\eta = 10,95 \cdot C_3S + 11,25 \cdot C_2S - 4,10 \cdot C_3A - 0,892 \quad (2.14)$$

onde  $B_f$  é a finura do cimento [ $m^2/kg$ ] e  $C_3S$ ,  $C_2S$ ,  $C_3A$  e  $C_4AF$  são os percentuais de massa de cada mineral.



# Capítulo 3

## Modelagem numérica do concreto massa

### 3.1 Introdução

A construção de estruturas de concreto massivo exige uma avaliação criteriosa da integridade mecânica do material desde o momento do seu lançamento, pois devido à reação de hidratação do cimento podem estar sujeitas à fissuração nas primeiras idades, em decorrência de deformações de origem térmica e/ou por retração autógena do material (RITA, 2015).

Por isso, é de suma importância ter conhecimento dos fenômenos termoquímico-mecânicos do concreto, como, por exemplo, compreender as relações constitutivas entre tensões, deslocamentos e a cinética da reação de hidratação. Em termos gerais, FERREIRA (2008) declara que é necessário conhecer a cada instante:

1. Quanta hidratação já ocorreu;
2. Qual o efeito desta hidratação na rigidez e capacidade de carga do material;
3. Dadas as ações e restrições atuantes na estrutura qual será o seu comportamento;
4. Qual o efeito deste estado na própria reação de hidratação.

A reação de hidratação do cimento é uma reação química exotérmica e termotivada. Ou seja, à medida que a reação ocorre ela libera calor gerando um aumento da temperatura da massa de cimento, e este aumento de temperatura altera a evolução da cinética da reação de hidratação. Este fato apresenta consequências no comportamento mecânico do material pois, de acordo com DE FARIA (2004), a evolução da reação de hidratação está diretamente relacionada à evolução das propriedades do material, como, por exemplo, o módulo de elasticidade, a resistência,

a fluência e a retração. Esta evolução pode ser denominada pelo termo “envelhecimento” do concreto.

Sendo assim, a modelagem numérica do concreto será abordada aqui sob a ótica dos acoplamentos termoquímico-mecânicos e tendo como base o modelo desenvolvido por ULM e COUSSY (1995). Dentro do quadro deste modelo, as equações que governam o problema são deduzidas no quadro teórico da termodinâmica para meios porosos e consideram-se os efeitos cruzados entre a reação de hidratação, a evolução da temperatura, deformações e mudanças nas propriedades do concreto.

## 3.2 Modelo Constitutivo

O modelo de ULM e COUSSY (1995) considera o concreto como um meio poroso (contendo poros capilares e nanoporos) quimicamente reativo (Figura 3.1). Isto é, em sua fase inicial ele é um fluido formado por água livre e ar, tornando-se um sólido poroso após atingir seu patamar de percolação (ULM e COUSSY, 1996).

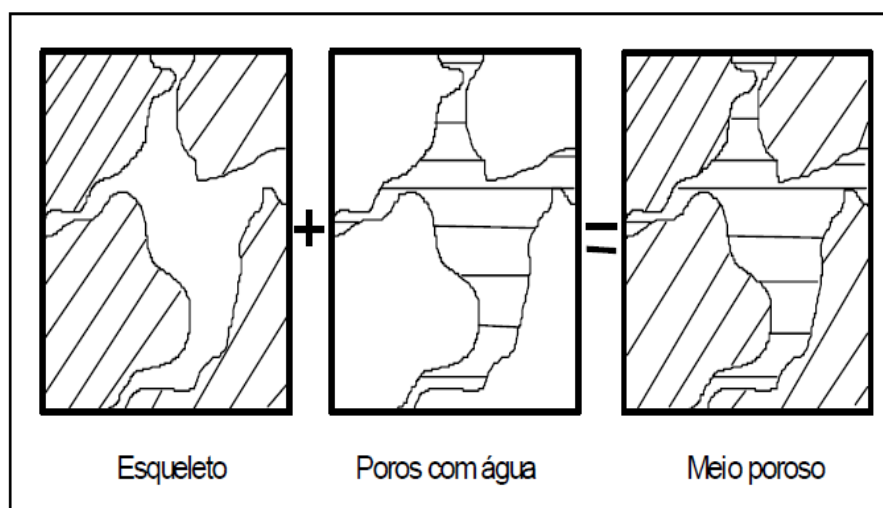


Figura 3.1: O concreto como meio poroso ((ULM e COUSSY, 1995), (ULM e COUSSY, 1996)).

Por patamar de percolação ( $\alpha_0$ ) entende-se como o momento exato onde ocorre a mudança do material de suspensão para sólido. É a partir desse limite de percolação que passam a existir as propriedades mecânicas do material, tais como, módulo de elasticidade, resistência à compressão, coeficiente de Poisson, dentre outros, e também é a partir deste momento que o esqueleto formado pode apresentar fissuração.

Em seu estado sólido o concreto é constituído de cimento anidro e hidratos, além dos materiais inertes como agregados graúdos e miúdos. Conforme a água livre e os seus íons se difundem através das camadas de hidratos já formadas, na direção

dos grãos de cimento anidro, a fração volumétrica e a conexão entre grãos da matéria sólida aumentam, ao mesmo tempo que a fração volumétrica e a conexão entre os volumes da fase fluida diminuem (FERREIRA, 2008). Diz-se então, que a reação de hidratação acontece quando este grão de cimento anidro é atingido tornando a camada de hidratos cada vez mais espessa e densa.

A reação de hidratação depende do processo de formação dos hidratos, que com o seu crescimento progressivo impede cada vez mais que a água penetre nos nanoporos para combinar-se com o cimento anidro, formando assim novos hidratos. Um esquema desse processo pode ser visualizado por meio da Figura 3.2.

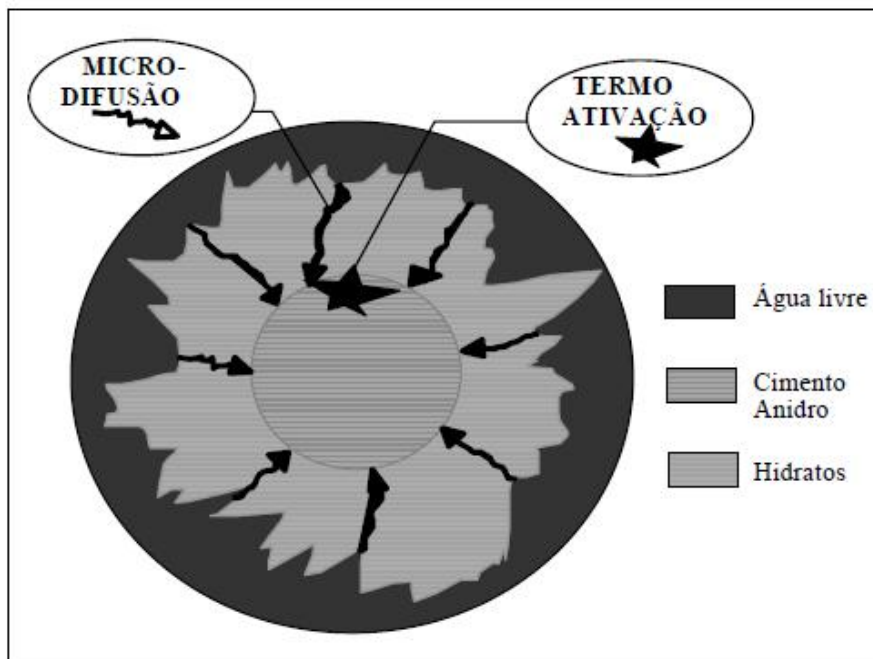


Figura 3.2: Processo de Formação dos Hidratos (SILVOSO, 2003).

### 3.2.1 O Grau de hidratação

O grau de hidratação  $\alpha \in [0, 1]$  é uma variável normalizada que expressa a evolução da reação de hidratação. Ele pode ser escrito como uma normalização da variável  $m$  que exprime a variação da massa do esqueleto:

$$\alpha = \frac{m(t)}{m_{t=\infty}}, \quad \alpha \in [0, 1] \quad (3.1)$$

onde  $m_{t=\infty}$  corresponde à massa de esqueleto sólido formada  $m(t)$  no tempo  $t = \infty$  quando a hidratação está completa.

Como foi mostrado na equação 3.1 o grau de hidratação varia entre 0 e 1, isto indica que o valor zero corresponde a nenhuma hidratação e o valor 1 indica uma hidratação completa.

Tendo definido o grau de hidratação ( $\alpha$ ) e o patamar de percolação ( $\alpha_0$ ) é possível estabelecer a relação entre as propriedades mecânicas do material e seu grau de hidratação. De forma simplificada, pode-se considerar que estas relações são descritas por um comportamento linear.

Dessa forma, definindo  $\pi$  como a variável que representa uma determinada propriedade mecânica, como, por exemplo, a resistência à tração ou o módulo de elasticidade, então a função linear que governa a relação entre a normalização de  $\pi$  e o grau de hidratação é estabelecida por:

$$\frac{\pi(\alpha)}{\pi(\alpha_{t=\infty})} = \begin{cases} 0, & \text{se } \alpha < \alpha_0 \\ \frac{\alpha - \alpha_0}{1 - \alpha_0}, & \text{se } \alpha \geq \alpha_0 \end{cases} \quad (3.2)$$

onde,  $\alpha_{t=\infty} \rightarrow \alpha = 1$  e indica uma hidratação completa.

### 3.2.2 Modelo de Ulm e Coussy para a Hidratação

De acordo com a teoria desenvolvida por Ulm e Coussy em seus estudos ((ULM e COUSSY, 1995); ULM e COUSSY (1996); ULM e COUSSY (1998)), dada uma massa de concreto, a descrição da evolução da reação de hidratação é dada, de modo a considerar a exotermia e a termoativação da reação, a partir da solução da equação de evolução dos campos térmicos em um dado volume. Desta forma, a equação do calor no tempo, considerando-se o acoplamento termoquímico (geração de calor de hidratação com termoativação) seguindo o quadro teórico de acoplamentos termoquímicos, pode ser colocada sob a forma:

$$C_p \dot{T} = \dot{Q} + L_m \dot{m} + \lambda \nabla^2 T \quad (3.3)$$

onde:

$C_p \rightarrow$  é o calor específico;  
 $\dot{Q} \rightarrow$  é o fluxo de calor originário de alguma fonte de calor;  
 $\lambda \rightarrow$  é a condutividade térmica;  
 $T \rightarrow$  é a temperatura;  
 $L_m \rightarrow$  é uma constante do material, positiva por conta da natureza exotérmica de reação;  
 $\dot{m} \rightarrow$  é a velocidade da reação representada pela velocidade com que a massa de esqueleto aumenta (derivada de  $m$  em relação ao tempo).

O termo correspondente ao acoplamento termoquímico é  $L_m \dot{m}$  que representa a geração de calor pela reação de hidratação, isto é, a exotermia. Visto que o grau de hidratação também pode ser mensurado através da massa do esqueleto formado,

como descrito na equação 3.1, tem-se que:

$$m(t) = \alpha \cdot m_{t=\infty} \Leftrightarrow \dot{m} = \frac{dm}{dt} = m_{t=\infty} \frac{d\alpha}{dt} \quad (3.4)$$

Então, substituindo-se a informação obtida em 3.4 na equação 3.3, chega-se à equação 3.5 em função do grau de hidratação, onde o termo  $L = m_{t=\infty} \cdot L_m$  é também uma constante do material.

$$C_p \dot{T} = \dot{Q} + L\dot{\alpha} + \lambda \nabla^2 T \quad (3.5)$$

As condições iniciais são dadas por:

$$T(x, t_0) = T_0 \quad \text{em} \quad \Omega \quad (3.6)$$

E as condições de contorno são:

$$T = \bar{T}(\Gamma_T, t) \quad \text{em} \quad \Gamma_T \quad (3.7)$$

$$\mathbf{q} \cdot \mathbf{N} = \bar{q}(\Gamma_q, t) \quad \text{em} \quad \Gamma_q \quad (3.8)$$

$$\mathbf{q} \cdot \mathbf{N} = h \cdot (T - T_{amb}) \quad \text{em} \quad \Gamma_{C,R} \quad (3.9)$$

onde  $\bar{q}(\Gamma_q, t)$  é o fluxo na parte  $\Gamma_q$  do contorno,  $\bar{T}(\Gamma_T, t)$  é a temperatura prescrita em  $\Gamma_T$ , a equação 3.9 representa a troca de calor por convecção e radiação nas fronteiras do meio contínuo com o meio ambiente considerando-se um coeficiente de troca médio ( $h$ ),  $\Gamma = \Gamma_T \cup \Gamma_q \cup \Gamma_{C,R}$  e  $\mathbf{N}$  é a normal externa ao contorno.

Através da equação 3.5 é possível calcular o campo de temperaturas em função do calor gerado, representado pelo termo  $L\dot{\alpha}$ . Dessa forma, deve-se destacar que a velocidade da reação que é dada por  $\dot{\alpha}$ , depende do nível de hidratação do cimento que por sua vez depende da evolução do campo de temperaturas. Sendo assim, em uma notação mais rigorosa escreve-se  $\dot{\alpha}(\alpha)$ .

Nota-se também que para encontrar a solução numérica da equação 3.5 é necessário calcular o campo de hidratações, ou seja, é preciso conhecer  $\alpha$  para todos os passos de tempo em que se desejar obter o campo de temperaturas  $T$ . Sendo assim, conclui-se que para resolver a equação 3.5 é preciso determinar primeiramente a cinética da hidratação ( $\dot{\alpha}(\alpha)$ ) para cada passo de tempo.

### 3.2.2.1 Cinética da Reação de Hidratação

De acordo com DE FARIA (2004) ao considerarmos a velocidade com que a reação de hidratação se processa, podemos encarar um ensaio de elevação adiabática

da temperatura como correspondendo à “fotografias” da evolução da reação química. Uma vez que essa reação é termoativada, é razoável que as curvas de elevação adiabática correspondentes à diversas temperaturas iniciais dos corpos de prova tenham a forma similar às curvas mostradas na Figura 3.3, onde segue um gráfico que demonstra o efeito da termoativação, por meio de um ensaio de elevação adiabática da temperatura, envolvendo diferentes temperaturas iniciais do concreto.

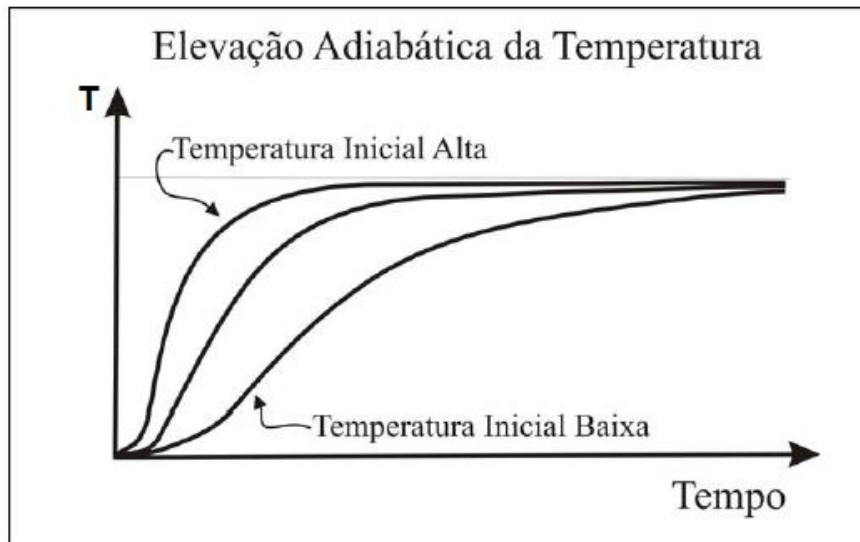


Figura 3.3: Influência da Temperatura Inicial na Cinética da Elevação Adiabática da Temperatura (SILVOSO, 2003).

Os modelos que buscam prever a evolução da reação de hidratação costumam ser baseados em uma lei do tipo *Arrhenius*, que representa uma maneira de medir a taxa de evolução da reação. A forma geral dessa lei pode ser dada por:

$$K(T) = A \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad (3.10)$$

onde:

$K(T)$  → é a contante cinética que depende da temperatura;  
 $T$  → é a temperatura absoluta em Kelvin ( $K$ );  
 $A$  → é uma constante de proporcionalidade ( $1/s$ );  
 $R$  → é a constante universal dos gases perfeitos ( $8,3144 \text{ J}\cdot\text{mol}^{-1}\text{K}^{-1}$ );  
 $E_a$  → é a energia de ativação ( $\text{J}\cdot\text{mol}^{-1}$ ).

Considerando-se então a cinética de uma forma integrada por intermédio do modelo básico para materiais cimentícios, que é a lei de *Arrhenius*, pode-se descrever a equação 3.11 que foi proposta por ULM e COUSSY (1995); ULM e COUSSY (1996), ULM e COUSSY (1998), como sendo a equação para evolução da massa do esqueleto

do cimento.

$$\dot{m} = \frac{dm}{dt} = \frac{1}{\mu(m)} A(m) \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right), \quad (3.11)$$

onde,  $\dot{m}$  representa uma taxa temporal de avanço da reação, ou seja, a variação da massa do esqueleto (hidratos formados) no tempo; o termo  $\mu$  representa uma medida de viscosidade que segundo DE FARIA (2004), com o passar do tempo é cada vez mais comandada pela difusão da água na rede porosa dos nanohidratos que se formam em torno dos grãos de cimento anidro. Por isto, tendo em vista que a viscosidade aumenta com a evolução da reação química, escreve-se  $\mu = \mu(m)$ , ou ainda,  $\mu = \mu(\alpha)$ .

O efeito da termoativação é representado na equação por meio da exponencial em função da temperatura,  $\exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right)$ , em outras palavras, isto significa que a reação se intensifica quando as temperaturas são mais elevadas.

Ainda levando em consideração a equação 3.11, o termo  $A(m)$  é denominado por afinidade química e é o parâmetro que indica qual o potencial que os reagentes possuem de se combinarem quimicamente. Como este potencial também varia com a evolução da reação é pertinente escrever  $A(m)$ , ou ainda,  $A(\alpha)$ . Os termos  $E_a$ ,  $R$  e  $T$  são definidos de acordo com o que foi mencionado na explicação acerca dos termos da equação 3.10. Cabe ressaltar que neste modelo  $E_a$  é considerado constante ao longo do tempo.

Adotando uma mudança de variáveis, e substituindo  $m$  por  $\alpha$  através da equação 3.1, a cinética da reação de hidratação pode ser mensurada pela variação do grau de hidratação com o tempo, e com isso, a equação 3.11 pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\dot{\alpha} = \frac{d\alpha}{dt} = \tilde{A}(\alpha) \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right), \quad (3.12)$$

onde  $\tilde{A}(\alpha)$  é chamada de afinidade normalizada e engloba os efeitos físicos correspondentes ao aumento da massa de hidratos, difusão, viscosidade e a afinidade química propriamente dita. Esta é a única propriedade do concreto que independe da temperatura.

Em termos formais escreve-se:

$$\tilde{A}(\alpha) = \frac{A(m(\alpha))}{m_{t=\infty}\mu(\alpha)} \quad (3.13)$$

Dessa forma, fica evidente que caso exista o conhecimento de uma curva  $\tilde{A}(\alpha) \times \alpha$ , será possível resolver a equação 3.5, desde que se tenha, para cada passo de tempo, além das temperaturas  $T$ , os graus de hidratação  $\alpha$ . Conhecimento este, que é de suma importância, pois para a solução do problema mecânico (ou termo-

mecânico) os parâmetros característicos de diversos fenômenos, como evolução da resistência, módulo de elasticidade, retração autógena e fluência podem ser expressos em função do grau de hidratação.

Os valores de  $\tilde{A}(\alpha)$ , que são uma medida intrínseca da cinética da reação, podem ser obtidos experimentalmente, através de ensaios adiabáticos ou através de ensaios isotérmicos de compressão uniaxial realizados em diversas idades.

### 3.2.2.2 Determinação da Cinética da Reação de Hidratação por Experimento Macroscópico

Uma forma de determinar o valor de  $\dot{A}(\alpha)$  é relacionar a evolução da reação de hidratação com a quantidade de calor gerado por ela. Para isso, considerando-se um ensaio de elevação adiabática da temperatura, ou seja, quando não há troca de calor com o meio externo ( $\dot{Q} = 0$  na equação 3.9), não existe fonte de calor interna ( $\dot{Q} = 0$  na equação 3.5) e não existe variação espacial de temperatura ( $\nabla^2 T = 0$  na equação 3.5), a equação do calor 3.5, torna-se:

$$C_p \dot{T}^{ad} = L \dot{\alpha}, \quad (3.14)$$

onde,  $L = L_m L_{t=\infty}$  é uma constante do material que indica a quantidade de calor total gerado pela hidratação de uma unidade de volume de concreto;  $T^{ad}$  indica a temperatura do concreto em condições adiabáticas e sua evolução é resultado da natureza exotérmica da reação de hidratação.

Então, integrando a equação 3.14 e fazendo  $\alpha(t = 0) = 0$  e  $T(t = 0) = T_0^{ad}$ , onde  $T_0^{ad}$  é a temperatura adiabática no instante inicial, é possível determinar uma relação entre  $T^{ad}$  e  $\alpha$ , obtendo-se:

$$\alpha(t) = (T^{ad} - T_0^{ad}) \frac{C_\varepsilon}{L} \quad (3.15)$$

Considerando-se a hidratação completa ( $\alpha = 1$ ) e  $T^{ad} = T_{t=\infty}^{ad}$ , onde  $T_{t=\infty}^{ad}$  representa o valor assintótico da curva de temperatura, tem-se:

$$T_{t=\infty}^{ad} - T^{ad} = \frac{L}{C_\varepsilon} \quad (3.16)$$

Substituindo então a equação 3.16 na 3.15, chega-se a equação abaixo que permite construir o histórico do grau de hidratação, a partir dos valores de  $T^{ad}$ .

$$\alpha(t) = \frac{T^{ad}(t) - T_0^{ad}}{T_{t=\infty}^{ad} - T_0^{ad}} \quad (3.17)$$

Finalmente, substituindo-se a equação 3.17 em 3.12, chega-se a seguinte ex-



pressão para  $\tilde{A}(t)$ :

$$\tilde{A}(t) = \frac{1}{T_{t=\infty}^{ad} - T_0^{ad}} \frac{dT^{ad}(t)}{dt} \exp\left(\frac{E_a}{RT}\right), \quad (3.18)$$

Dessa maneira, de acordo com o que foi descrito acima é possível calcular  $\alpha(t)$  e conseqüentemente  $\tilde{A}(t)$ , através de um ensaio de elevação adiabática da temperatura. Evidências experimentais mostradas por ULM e COUSSY (1996) comprovam o caráter intrínseco da afinidade normalizada calculada por meio de um ensaio adiabático.

### 3.2.2.3 Acoplamentos Termoquímico-Mecânicos

O acoplamento termoquímico é representado pela equação 3.5 que calcula os campos transientes de temperatura e grau de hidratação e o acoplamento químico-mecânico segue o modelo desenvolvido por ULM e COUSSY (1995), ULM e COUSSY (1996) complementado pela introdução dos efeitos de fluência, propostos por HELLMICH (1999) e SERCOMBE *et al.* (2000). Dessa forma, este acoplamento é representado pela equação constitutiva:

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}(\alpha) : (d\boldsymbol{\varepsilon} - d\boldsymbol{\varepsilon}^P - d\boldsymbol{\varepsilon}^f - d\boldsymbol{\varepsilon}^v - \mathbf{a}dT - \mathbf{b}dm) \quad (3.19)$$

onde,  $\mathbf{C}(\alpha)$  é o tensor de rigidez elástica dependente do grau de hidratação e representa o acoplamento elasto-químico;  $\boldsymbol{\varepsilon}$  é o tensor de deformações;  $\boldsymbol{\varepsilon}^P$  é o tensor de deformações plásticas;  $\boldsymbol{\varepsilon}^f$  é o tensor de deformações de fluência de longo termo;  $\boldsymbol{\varepsilon}^v$  é o tensor de deformações de fluência de curto termo;  $\mathbf{a} = CTD \cdot \mathbf{1}$  é o tensor de coeficientes de deformações térmicas, consideradas isotrópicas, onde  $CTD$  é o coeficiente de dilatação térmica;  $\mathbf{b} = \beta \mathbf{1}$  é o tensor de coeficientes de deformações químicas, consideradas isotrópicas, onde  $\beta$  é o coeficiente que relaciona a hidratação à retração autógena.

As constantes elásticas, bem como os coeficientes  $CTD$  e  $\beta$  são considerados aproximadamente iguais a zero para  $\alpha < \alpha_0$ .

Contudo, como no caso do presente trabalho considera-se apenas os efeitos da elasticidade, a equação 3.19 se reduz a:

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}(\alpha) : (d\boldsymbol{\varepsilon} - \mathbf{a}dT - \mathbf{b}dm) \quad (3.20)$$

## 3.3 Modelo Numérico

O modelo numérico utilizado possui a implementação em elementos finitos feita em dois módulos independentes, onde o módulo termoquímico calcula os cam-

pos de temperatura e o grau de hidratação e o módulo mecânico calcula os campos de deslocamentos, tensões e deformações com consideração de plasticidade e fluência. Porém, neste trabalho especificamente, como o objetivo é evitar qualquer tipo de fissuração na estrutura, não é necessário analisar o cálculo da mesma em regime plástico. Por isso, será calculado o denominado índice de fissuração que indicará o quanto a estrutura estará sujeita a fissurar. Dessa forma, considerar-se-á apenas o fenômeno de elasticidade.

### 3.3.1 Módulo Termoquímico

Para a formulação de elementos finitos é utilizada a versão semidiscreta do método, onde somente as variáveis espaciais são tratadas por aproximações de elementos finitos, enquanto que as variáveis temporais são aproximadas por operadores de diferenças finitas. Na versão da formulação semi-discreta, os subespaços de elementos finitos dependem somente das variáveis espaciais. Dessa forma, para um dado tempo  $t = t_n$  tem-se o seguinte sistemas de equações:

$$\mathbf{M}\dot{\mathbf{T}} + \mathbf{K}\mathbf{T} = \mathbf{F}^T \quad (3.21)$$

onde,  $\mathbf{M}$  representa a matriz de massa,  $\mathbf{T}$  é a temperatura nodal,  $\mathbf{K}$  representa a matriz de rigidez e  $\mathbf{F}^T$  é o vetor de termos independentes, que compreende os efeitos das condições de contorno e das fontes de calor. Os efeitos exotérmicos e de termoativação da reação de hidratação são integrados ao problema através de uma parcela de fonte no vetor  $\mathbf{F}^T$ . Esta parcela representa o calor latente de hidratação calculado como  $L\dot{\alpha}$ .

O fenômeno de dependência entre a evolução da reação de hidratação e a temperatura gera um problema não linear, pois a cinética da reação de hidratação depende da temperatura e a temperatura, por sua vez, também depende dessa evolução. Este problema pode ser resolvido de forma iterativa através do algoritmo disposto na Figura 3.4.

$$\begin{aligned} & \mathbf{T}_{n+1}^1 = \mathbf{T}_n; \quad \alpha_{n+1}^1 = \alpha_n \\ & k = 1 \\ & \alpha_{n+1}^{k+1} \leftarrow \{ \alpha_n, \mathbf{T}_n, \mathbf{T}_{n+1}^k \} \Rightarrow \text{Cinética} \\ & \mathbf{F}_{n+1}^{k+1} \leftarrow \alpha_{n+1}^1 \\ & \mathbf{T}_{n+1}^{k+1} \leftarrow \{ \mathbf{T}_n, \mathbf{F}_n, \mathbf{F}_{n+1}^{k+1} \} \Rightarrow \text{Sistema Linear} \\ & \text{Se } \|\mathbf{T}_{n+1}^{k+1} - \mathbf{T}_{n+1}^k\| < tol \text{ fim} \\ & \text{Senão } k = k + 1 \end{aligned}$$

Figura 3.4: Algoritmo de Integração da Equação do Calor

No algoritmo expresso na Figura 3.4, a quinta linha corresponde à solução do sistema linear representado pela equação 3.21 e a terceira linha corresponde à solução do grau de hidratação que se processa conforme a equação 3.12, sendo o cálculo de  $\alpha_{n+1}^{k+1}$  um procedimento não linear interno à iteração  $i$  do algoritmo acima que pode ser resolvido através do algoritmo disposto na Figura 3.5.

$a = \min(\alpha_n + 0.01, 1.d0);$	$b = \min(a + 0.01, 1.d0)$
$c_1 = \beta \exp\left(-\frac{E_a}{RT_{n+1}}\right) \Delta t;$	$c_2 = (1.d0 - \beta)\tilde{A}(\alpha_n) \exp\left(-\frac{E_a}{RT_n}\right) \Delta t + \alpha_n$
$f(a) = c_2 + c_1\tilde{A}(a) - a;$	$f(b) = c_2 + c_1\tilde{A}(b) - b$
$i = 0;$	$ok = .false.$
Enquanto ( $ok = .false.$ )	
$i = i + 1;$	$x = \frac{af(b)-bf(a)}{f(b)-f(a)}$
$a = b;$	$b = x$
$f(a) = f(b);$	$f(b) = c_2 + c_1\tilde{A}(b) - b$
Se ( $ f(b)  \leq \varepsilon$ ) $ok = .true.$	
Fim enquanto	
$\alpha_{n+1} = b$	
$\dot{\alpha}_{n+1} = \tilde{A}(\alpha_{n+1}) \exp\left(-\frac{E_a}{RT_{n+1}}\right)$	

Figura 3.5: Algoritmo de Integração da Equação Cinética do Grau de Hidratação

### 3.3.2 Módulo Mecânico

Como foi mencionado anteriormente, a evolução da reação de hidratação está diretamente relacionada à evolução das propriedades do material como módulo de elasticidade, resistência, fluência, retração, dentre outras. Sendo assim, após resolver o problema termoquímico 3.3.1 o grau de hidratação é utilizado para calcular as propriedades do problema mecânico e a variação de temperatura para o cálculo das deformações térmicas.

As equações de equilíbrio são dadas por:

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{b} \quad \text{em } \Omega \quad (3.22)$$

onde  $\boldsymbol{\sigma}$  é o tensor de tensões e  $\mathbf{b}$  são forças de volume. Sendo  $\mathbf{u}$  o campo de deslocamento,  $\bar{\mathbf{f}}$  forças prescritas por unidade de área e  $\bar{\mathbf{u}}$  deslocamentos prescritos, as condições de contorno são:

$$\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \bar{\mathbf{f}} \quad \text{em } \Gamma_f \quad (3.23)$$

$$\mathbf{u} = \bar{\mathbf{u}} \quad \text{em} \quad \Gamma_u \quad (3.24)$$

A discretização espacial por elementos finitos do problema descrito nas equações 3.22, 3.23 e 3.24, pode ser escrita da forma incremental abaixo:

$$\mathbf{K}\Delta\mathbf{u}_{n+1} = \Delta\mathbf{F}_{n+1} \quad (3.25)$$

onde,  $\mathbf{K}$  é a matriz de rigidez e  $\mathbf{F}$  é o vetor de forças. A força externa  $\mathbf{F}_k$  corresponde a um incremento  $k$  no tempo, e cada incremento  $\mathbf{F}_k$  é resolvido pelo método iterativo não linear denominado Newton-Raphson Modificado (NRM), que utiliza a matriz de rigidez  $\mathbf{K}$  associada à configuração indeformada inicial em todos os cálculos de deslocamento do tipo  $\delta\mathbf{u} = \mathbf{K}^{-1}\mathbf{F}$ . Uma esquematização deste método pode ser visualizada através da figura 3.6.

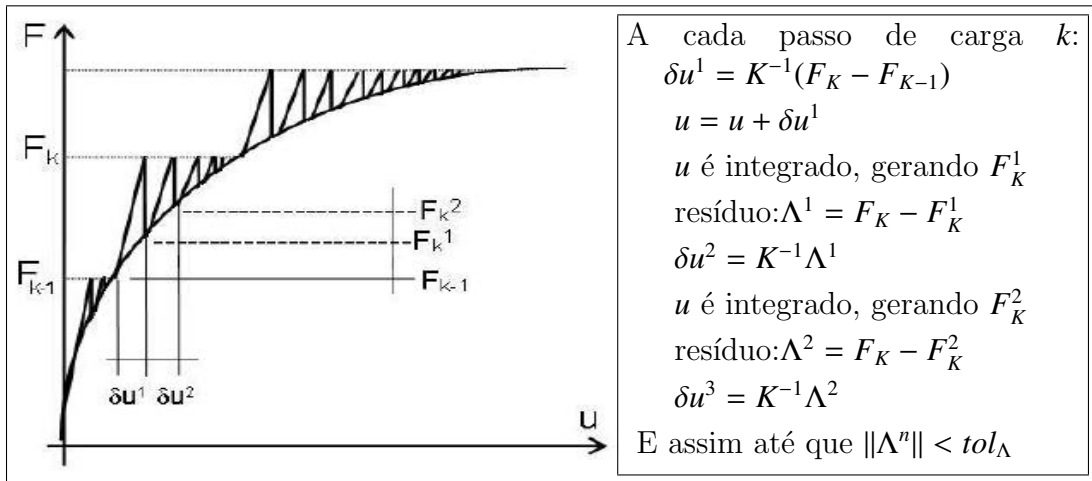


Figura 3.6: Método iterativo NRM de integração de forças (FERREIRA, 2008).

A integração desta equação constitutiva 3.19 fornece o valor atual de forças internas/tensões para um dado incremento  $\delta\mathbf{u}$  no campo de deslocamentos  $\mathbf{u}$ . Então, considerando a solução desta equação apenas sob o regime elástico obtém-se o índice de fissuração na massa de concreto por meio da equação 3.26, onde  $\sigma_1(t)$  é a tensão principal máxima de tração em um certo tempo  $t$  e  $f_t(\alpha(t))$  indica a resistência à tração em função do grau de hidratação  $\alpha$  no tempo  $t$ .

$$I_c(x, y, z, t) = \frac{\sigma_1(x, y, z, t)}{f_t(\alpha(t))} \quad (3.26)$$

Dessa forma, por meio desta relação é possível estabelecer os campos do índice de fissuração correlacionando as tensões geradas com as respectivas resistências desenvolvidas em cada ponto do sólido de concreto.

# Capítulo 4

## Parâmetros que determinam o problema térmico

### 4.1 Introdução

O caráter exotérmico das reações de hidratação do cimento é o motivo da liberação de calor que ocorre nos primeiros dias após a execução das estruturas de concreto. Devido às propriedades térmicas do concreto, o calor de hidratação do cimento liberado não se dissipa facilmente no meio ambiente, fazendo com que a temperatura dentro do concreto suba a valores de até 60 ° C. Essas mudanças de temperatura impõem variações no volume do material, que podem ser impedidas por restrições internas ou externas. (AZENHA, 2009)

Essas deformações contidas levam à ocorrência de tensões térmicas precoces, capazes de induzir fissuras prematuras no concreto, ou de criar um estado de tensões de fissuração iminente. Em estruturas usuais de concreto, a fissuração térmica nas primeiras idades apresenta problemas mais relacionados aos fenômenos de durabilidade, uma vez que expõe o material a uma maior suscetibilidade à fenômenos de degradação, como corrosão da armaduras ou carbonatação, em vez de causar preocupações estruturais. Em estruturas de concreto massa, objeto de estudo desta dissertação, a fissuração e a imposição de tensões precocemente na estrutura por conta da liberação de calor, geram cuidados extremamente relacionadas ao desempenho estrutural da obra.

Uma estimativa precisa das tensões no concreto causadas pelo calor e mudanças volumétricas induzidas pela hidratação requer uma previsão numérica do campo de temperatura ao longo das idades iniciais. Especial atenção é dada às propriedades térmicas do concreto nas primeiras idades.

O potencial de geração de calor associado à natureza exotérmica das reações de hidratação do cimento é amplamente discutido, tanto em termos de determi-

nação experimental quanto de sua formulação matemática. (AZENHA, 2009) Os fenômenos envolvidos nas fronteiras entre o concreto e seu ambiente circundante são discutidos, segundo AZENHA (2009) juntamente com sua formulação numérica, sobre os seguintes temas: convecção, radiação e efeitos de resfriamento noturno. Além disso, análises de sensibilidade são realizadas com relação ao efeito da evolução de temperatura em estruturas de concreto, bem como à simplificação de considerar as propriedades térmicas do concreto como sendo constantes ao longo do processo de hidratação do cimento.

## 4.2 Propriedades térmicas do concreto

As características térmicas de um concreto dependem da natureza de seus constituintes e de sua formulação. No entanto, teoricamente, uma simples lei de dosagem seria insuficiente para determinar suas propriedades, visto que com o desenvolvimento da reação de hidratação, novos produtos aparecem e fazem parte do estado termodinâmico do material. Além disso, as propriedades térmicas dos constituintes do concreto mudam com a temperatura. Portanto, em uma idade jovem, os parâmetros da equação do calor estão relacionados com a composição do concreto, o grau de hidratação e a temperatura.

Esses fatores geram diversas teorias e métodos para determinação destas propriedades. Este trabalho visa determinar o impacto de eventuais incertezas destes parâmetros em um modelo preditivo de fissuração para estruturas de concreto massa.

### 4.2.1 Condutividade térmica

A condutividade térmica do concreto,  $\lambda$ , descreve a capacidade do concreto em conduzir calor no nível macroscópico de suas estruturas. Existem diversos métodos propostos para determiná-la. Em RILEM (2018) verifica-se que são geralmente obtidos a partir da geração de um gradiente térmico em uma amostra e medindo a distribuição de temperatura, seja, depois de estabelecer condições de equilíbrio e um gradiente de temperatura constante (métodos de estado estacionário), ou em um período relativamente curto durante ou após o aquecimento (métodos transientes). Dependendo da técnica, o gradiente de temperatura pode ser obtido aquecendo-se a amostra em um ponto e/ou resfriando-a em um ponto distante, enquanto mede-se a temperatura em um determinado ponto da amostra ou diretamente no elemento de aquecimento/resfriamento. (CAMPBELL-ALLEN e THORNE (1963), MOUNANGA *et al.* (2004)). Um dos métodos padronizados mais utilizados baseado no aquecimento e na medição da temperatura no mesmo ponto em uma amostra é o chamado método de fio quente transitório (ASTM, 2013), no qual um fio é intro-

duzido na amostra e aquecido por meio de corrente elétrica. O fio, além de aquecer, funciona também como um termômetro resistivo - a taxa na qual a temperatura do fio aumenta pode ser então correlacionada com a transferência de calor (condutividade térmica) dentro da amostra. Além disso, outros métodos comumente utilizados são baseados em colocar uma amostra plana entre uma placa aquecida e uma placa resfriada (método da placa quente protegida) (HAMMERSCHMIDT, 2002), ou colocar um aquecedor e um termômetro em pontos distantes na amostra (*Two-Linear-Parallel-Probe method*) (MORABITO, 1989).

Em RILEM (2018), vemos que os fatores mais relevantes que afetam a condutividade térmica do concreto são a fração do volume de agregado na mistura, o teor de ar incorporado e a umidade do concreto. Além disso, verificou-se também que a idade em si tem um efeito desprezível na condutividade térmica do concreto, exceto em idades muito precoces, ou seja, abaixo de 2 dias (KIM *et al.* (2003), BENTZ (2008), GIBBON e BALLIM (1998)). Segundo BENTZ (2008), isso ocorre porque a condutividade térmica dos componentes da pasta de cimento (água:  $0,604 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  e cimento:  $1,55 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ) e pasta de cimento hidratada são suficientemente próximos para que a percolação de sólidos e porosidade tenham apenas um impacto limitado sobre essa propriedade (em torno de 10%). A condutividade térmica dos principais produtos de hidratação, ou seja, C-S-H e CH, foi reportada como  $0,978 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  e  $1,32 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ , respectivamente (RILEM, 2018). A condutividade térmica da pasta de cimento é, portanto, em torno de  $1,00 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ . Deste ponto de vista, as misturas podem ter um efeito insignificante na condutividade térmica.

O concreto úmido tem maior condutividade térmica do que o concreto seco. Consequentemente, os concretos comuns têm uma maior condutividade em comparação com as condições secas (TATRO, 2006). GUO *et al.* (2011) determinaram a conjugação térmica de misturas de concreto a  $20^\circ \text{C}$  com relação do volume agregado em 70% como igual a  $1,96 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  e  $2,47 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  para condições secas e úmidas, respectivamente. Por consequência do aumento do teor de ar, a condutividade térmica do concreto diminui. Isto é especialmente evidente para o concreto isolante, onde alto teor de ar é obtido por meio de aeração ou uso de agregados leves. Valores abaixo de  $0,30 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  para concreto celular foram reportados em TATRO (2006).

Uma lista abrangente de valores de condutividade térmica para misturas de concreto com diferentes tipos de agregados medidos em várias temperaturas está disponível em ACI-COMMITTEE-207 (2002). Os valores apresentados variam de  $1,84$  a  $3,70 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ . Considerando que a condutividade do concreto depende fortemente do tipo e da extensão dos agregados e é ainda afetada pelo teor de ar, ele pode ser considerado como dependente da densidade do concreto. Embora seja importante considerar o fator chave que afeta a condutividade (NEVILLE (1997) e

MEHTA e MONTEIRO (2005)), a faixa de valores também está dentro dos limites apresentados no ACI-COMMITTEE-207 (2002) (2005). Outras listas abrangentes são apresentadas em TATRO (2006) e ADRIOLO e SKWARCZYNSKI (1988) (tabela 4.4).

Diferentes autores propuseram inúmeras abordagens analíticas para simular o desenvolvimento da condutividade térmica. A abordagem mais simples consiste em concentrar o efeito global do desenvolvimento da microestrutura do concreto, e descrever a evolução da temperatura como uma função linear do grau de hidratação, conforme Eq. 4.1. (REINHARDT *et al.* (1982), DE BORST e VAN DEN BOOGAARD (1994) e RUIZ *et al.* (2001))

$$\lambda = \lambda_0(a_1 - a_2 \cdot \alpha(t)) \quad (4.1)$$

onde  $\lambda_0$  representa o valor final de condutividade térmica,  $a_1$  e  $a_2$  são constantes empíricas. Em exemplo, RUIZ *et al.* (2001), propõem valores para  $a_1 = 1,33$  e  $a_2 = 0,33$ . É necessário notar, no entanto, conforme apresentado em RILEM (2018), que muitos autores obtiveram boas previsões numéricas, negligenciando a mudança dos valores de condutividade térmica e usando valores médios baseados apenas na composição do concreto (DE SCHUTTER (2002), FARIA *et al.* (2006), CRAEYE *et al.* (2009), ZREIKI *et al.* (2010), BRIFFAUT *et al.* (2012)). Foi demonstrado por AZENHA (2009) e BRIFFAUT *et al.* (2012) que a suposição de valores constantes de parâmetros térmicos do concreto produz previsões conservadoras, resultando em temperaturas superestimadas.

Abordagens mais complexas permitem explicar diferentes efeitos que influenciam o desenvolvimento da condutividade térmica. A Eq.4.2, empírica, foi obtida com base em um estudo experimental abrangente desenvolvido por KIM *et al.* (2003):

$$\lambda = \lambda_{ref}(0,293 + 1,01A_R) \cdot [0,2RH + 0,8 \cdot (1,62 - 1,54(w/c))] \cdot (1,05 - 0,0025T) \cdot (0,86 + 0,0036F_R) \quad (4.2)$$

onde  $A_R$  e  $F_R$  correspondem às razões de agregados totais e agregados finos, respectivamente,  $w/c$  é a relação água/cimento,  $RH$  é a umidade relativa e  $\lambda_{ref}$  é o valor de referência da condutividade térmica. Este último é obtido a partir de medidas experimentais do concreto de referência com  $A_R = 0,70$ ,  $w/c = 0,40$ ,  $T = 20$  °C e  $RH = 100\%$ . Outra abordagem para explicar o teor de umidade foi aplicada na Eq.4.3, por GAWIN *et al.* (2006):

$$\lambda = \lambda_{seco} \left[ 1 + \frac{4 \cdot \Phi \cdot \rho_w \cdot S_w}{(1 - \Phi) \rho_s} \right] \quad (4.3)$$

onde  $\lambda_{seco}$  é a condutividade térmica do concreto seco,  $\Phi$  é a porosidade (incorpo-



rando o efeito das mudanças devido à hidratação contínua),  $\rho_w$  e  $\rho_s$  são as densidades da água e do esqueleto sólido (concreto seco), respectivamente, e  $S_w$  é o grau de saturação dos poros com água.

Outra hipótese, Eq.4.4, foi proposta por BOHM e NOGALES (2008), no qual a condutividade térmica do concreto é determinada com base em sua composição, usando o esquema de Mori-Tanaka homogeneizando as condutividades térmicas dos componentes: pasta de cimento e agregados, assumindo que os agregados tenham a mesma condutividade térmica e  $f$  é a fração volumétrica.

$$\lambda = \lambda_{pasta} + \frac{3f_{agr}\lambda_{pasta}(\lambda_{agr} - \lambda_{pasta})}{3\lambda_{pasta} + f_{pasta}(\lambda_{agr} - \lambda_{pasta})} \quad (4.4)$$

Em particular, o esquema de Mori-Tanaka nesta forma adota o concreto como um material compósito macro-isotrópico que é composto por uma matriz contínua morfologicamente predominante (pasta de cimento) e reforçado por inclusões esféricas isotrópicas distribuídas homogeneamente na matriz. Estas inclusões correspondem aos agregados. Deve ser considerado que os defeitos (micro-fissuras) ou regiões de porosidade aumentada não são contabilizadas, apesar delas poderem desempenhar um papel importante na condutividade térmica de sólidos (LITOVSKY e SHAPIRO, 1992). Além disso, os efeitos de transferência específicos em poros (nomeadamente, condutividade de fluidos, radiação térmica, convecção e fenômenos de superfície heterogêneos (LITOVSKY e SHAPIRO, 1992) são em geral negligenciados na estimativa multi-escala da condutividade térmica.

Por fim, uma aproximação mais simples pode ser obtida pela média em massa das condutividades térmicas de componentes de concreto, conforme Eq.4.5 (ZREIKI *et al.* (2010) e JENDELE *et al.* (2014)):

$$\lambda = \sum_{i=1}^n \chi_i \cdot \lambda_i \quad (4.5)$$

onde  $\chi_i$  é a razão de peso dos componentes subsequentes. Tal formulação é apenas uma aproximação muito grosseira, uma vez que assume que os constituintes estão dispostos em paralelo.

Algumas condutividades térmicas dos componentes da mistura do concreto estão listadas nas tabela 4.1 e 4.2.

## 4.2.2 Calor específico

O calor específico  $C_p$  é entendido como sendo a quantidade de energia em  $J$ , necessária para aumentar 1 unidade de massa,  $g$ , de um dado material por uma unidade de temperatura,  $K$ . Medições experimentais de calor específico no con-

Tabela 4.1: Condutividade térmica de alguns materiais em quatro temperaturas de referência. (AZENHA, 2009)

MATERIAL	Condutividade térmica ( $W.m^{-1}.K^{-1}$ )			
	21,1	32,2	43,3	54,4
Água	0,6	0,6	0,6	0,6
Cimento	1,23	1,27	1,31	1,35
Quartzo	3,09	3,08	3,07	3,06
Basalto	1,191	1,9	1,9	1,9
Dolomita	4,31	4,23	4,17	3,98
Granito	3,03	2,9	2,9	2,88
Calcário	4,03	3,94	3,86	3,79
Quartzito	4,69	4,65	4,61	4,57

Tabela 4.2: Condutividade térmica de alguns materiais em três condições de umidade. (TATRO, 2006)

Agregado	Condutividade	Condutividade	Condutividade
	térmica (saturado)	térmica	térmica (seco)
	$RH = 100\%$	$RH = 50\%$	$RH = 0\%$
	( $W.m^{-1}.K^{-1}$ )	( $W.m^{-1}.K^{-1}$ )	( $W.m^{-1}.K^{-1}$ )
Calcário	2,2	1,7	1,4
Arenito	2,9	2,2	1,4
Quartzo	3,3	2,7	2,3
Basalto	1,9-2,0	-	1,7
Xisto Expandido	0,85	0,79	0,62

Tabela 4.3: Calor específico de alguns materiais em quatro temperaturas de referência. (AZENHA, 2009)

MATERIAL	CALOR ESPECÍFICO			
	21,1	32,2	43,3	54,4
Água	4,187	4,187	4,187	4,187
Cimento	0,456	0,536	0,662	0,825
Quartzo	0,699	0,745	0,795	0,867
Basalto	0,766	0,758	0,783	0,837
Dolomita	0,804	0,821	0,854	0,888
Granito	0,716	0,708	0,733	0,775
Calcário	0,749	0,758	0,783	0,821
Quartzito	0,691	0,724	0,758	0,791

creto envolvem o mesmo princípio que as medições da condutividade térmica, com medições térmicas dinâmicas (transitórias), em POMIANOWSKI *et al.* (2014), ou uma combinação de medições transientes e estacionárias, onde o calor específico é calculado com base no coeficiente de difusão térmica (obtido a partir do método transiente) e a condutividade térmica (obtida a partir do método de estado estacionário), proposto por LUCA e MRAWIRA (2005). Assim como na condutividade térmica, o calor específico do concreto depende fortemente do calor específico dos diferentes componentes  $i$ . Seu valor pode ser estimado através da dosagem (BENTZ, 2008) com base nas frações de massa dos componentes,  $\chi_i$ , desde que o calor específico de cada fase independente,  $C_i$ , seja conhecido. Desta forma, o calor específico do concreto pode ser estimado como:

$$C_p = \sum_{i=1}^n \chi_i \cdot C_i \quad (4.6)$$

O calor específico dos agregados depende de suas características mineralógicas. Os valores de referência para diferentes tipos são relatados em CHOKTAWEEKARN e TANGTERMSIRIKUL (2010), HAMZAH *et al.* (2010), HONORIO (2015) e AZENHA (2009), conforme tabela 4.3 .

A evolução do calor específico durante o endurecimento do concreto é conduzida, assim como na condutividade térmica, principalmente pelas mudanças no teor de água e evolução microestrutural devido à hidratação. O calor específico do cimento em pó é tipicamente em média  $0,75 J.g^{-1}.K^{-1}$  (BENTZ, 2008), enquanto a capacidade específica de calor da água é igual a  $4,18 J.g^{-1}.K^{-1}$ . No entanto, à medida que

a água se incorpora aos produtos de hidratação, seu calor específico é consideravelmente reduzido para  $2,20 \text{ J.g}^{-1}.\text{K}^{-1}$ , como sugerido por (BENTZ, 2007). Simulações moleculares confirmam que o calor específico da água confinada em C-S-H é reduzida em relação a água livre. Como o volume (ou massa) e a energia são grandezas termodinâmicas extensas, a capacidade de aquecimento do *upscaling* pode ser feita pela regra da mistura (supondo que os efeitos da superfície sejam insignificantes). Além disso, como mostrado por BENTZ (2008) e BENTZ (2007), o calor específico da pasta de cimento também pode ser aproximada em função do seu grau de hidratação  $\alpha$ .

As Eq. 4.7 e 4.8, sugerem o modelo proposto por BENTZ (2008) para cálculo do calor específico de acordo com o grau de hidratação:

$$C_p(\alpha) = C_p(\alpha_0).[1 - 0,26(1 - e^{-2,9\alpha})] \quad (4.7)$$

$$C_p(\alpha_0) = C_w(\alpha_0).\chi_w(\alpha_0) + C_c(\alpha_0).\chi_c(\alpha_0) \quad (4.8)$$

onde  $C_p(\alpha_0)$  é o calor específico da pasta de cimento no patamar de percolação,  $\alpha_0$ , calculado como média ponderada, sendo  $\chi$  a fração de massa dos materiais: cimento ( $c$ ) e água ( $w$ ).

Em NEVILLE (1997), verifica-se que a faixa de valores do calor específico para concretos usuais é de  $0,84 \text{ J.g}^{-1}.\text{K}^{-1}$  à  $1,17 \text{ J.g}^{-1}.\text{K}^{-1}$ , em acordo com os estudos de casos em obras citado por ADRIOLO e SKWARCZYNSKI (1988), conforme tabela 4.4.

### 4.2.3 Troca de calor com o ambiente

Diversos modelos foram realizados para determinar as condições de contorno do problema térmico. A transferência de calor entre o concreto e o ambiente é frequentemente levada em conta por leis facilmente implementáveis em um código de elemento finito. Entretanto, a determinação dos parâmetros desses modelos é complexa e depende de diversos fatores relacionados ao ambiente externo e à geometria da estrutura. A troca de calor do concreto nas superfícies expostas ao ambiente pode ocorrer devido à radiação térmica e convecção (KUSUDA, 1977).

A radiação térmica ocorre quando a energia é emitida na forma de ondas eletromagnéticas. Em convecção, o calor é trocado devido ao movimento (natural ou forçado) de fluidos, neste caso, do ar em contato com a superfície do concreto.

A troca de calor devido à convecção é aproximadamente proporcional à diferença de temperatura ( $T - T_{T=\infty}$ ) entre a superfície de concreto  $T$  e o entorno  $T_{T=\infty}$  de acordo com a Lei do Resfriamento de Newton, enquanto a troca de calor devido

Tabela 4.4: Propriedades térmicas de concretos usuais (ADRIOLO e SKWARCZYNSKI, 1988)

OBRA	PAÍS	TIPO DO AGREGADO	CONDUTIVIDADE TÉRMICA ( $W.m^{-1}.K^{-1}$ )	CALOR ESPECÍFICO ( $J.g^{-1}.K^{-1}$ )
Ilha Solteira	Brasil	Quartzito	3,450	0,833
Ilha Solteira	Brasil	Quartzito e Basalto	1,850	0,858
Água Vermelha	Brasil	Quartzito e Basalto	1,720	0,879
Porto Primavera	Brasil	Quartzito	3,020	0,891
Sobradinho	Brasil	Quartzito	2,960	0,879
Tucuruí	Brasil	Metagrauvaque / Metasedimento	3,100	0,920
Itumbiara	Brasil	Basalto	1,780	1,008
Itaipu	Brasil / Paraguai	Basalto	1,550	0,900
Hoover	E.U.A.	Calcário e Granito	2,480	0,941
Grand Coule	E.U.A.	Basalto	1,610	0,967
Hungry Horse	E.U.A.	Arenito	2,590	0,971
Yellowtail	E.U.A.	Calcário e Andesita	2,260	1,000
Dworshak	E.U.A.	Granito e Gnaiss	2,000	0,920
Libby	E.U.A.	Quartzito	3,450	0,920
Capanda	Angola	Arenito	2,300	0,941

à radiação é proporcional às diferenças de temperatura em escala absoluta para a potência de quatro, ou seja,  $(T^4 - T_{t=\infty}^4)$  de acordo com a lei de Stefan-Boltzmann (MODEST, 2013).

Usualmente, os dois fenômenos são considerados juntos por meio de um coeficiente,  $h_{pr}$ , que considera tanto convecção,  $h_p$  e radiação,  $h_r$  (FARIA *et al.*, 2006):

$$h_{pr} = h_p + h_r \quad (4.9)$$

O coeficiente de troca de calor por radiação,  $h_r$ , pode ser aproximado simplificando a quarta lei de troca de calor por radiação, para uma dada temperatura ambiente,  $T_a > 5^\circ\text{C}$ , e emissividade do concreto ( $e_c$ ) (BRANCO *et al.*, 1992), como:

$$h_r = e_c[4,8 + 0,075(T_a - 5)] \quad (4.10)$$

Além do aquecimento por radiação das superfícies de concreto pelo sol, a troca de calor por radiação é particularmente importante para estruturas de concreto massa no que diz respeito ao efeito de resfriamento noturno, levando a significativas amplitudes diárias de temperatura. Como estimado por (MICHELL e BIGGS, 1979), um corpo negro exposto ao céu claro à noite pode ser resfriado até  $10 - 12^\circ\text{C}$  abaixo da temperatura ambiente. Nenhuma indicação para o concreto é conhecida, mas uma diferença de temperatura similar de  $10^\circ\text{C}$  foi medida para o telhado de metal em uma noite clara por HOLLICK (2012).

O parâmetro de convecção na superfície do concreto é influenciado por parâmetros geométricos e aerodinâmicos (KIM *et al.*, 2003). O coeficiente de troca de calor por convecção livre para concreto pode ser assumido como igual a  $h_p = 6,0 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$  em condições de ar estagnado (BRANCO *et al.*, 1992).

Além disso, estudos realizados por KWAK *et al.* (2006), BRIFFAUT *et al.* (2012) e AZENHA (2009) apontam que o parâmetro de convecção varia de acordo com a velocidade do vento. Neste caso, partindo para um conceito de convecção forçada devido à ação do vento, o coeficiente de troca de calor é definido em função da velocidade do vento,  $v$  [ $\text{m/s}$ ], de acordo com diferentes autores como:

- BRANCO *et al.* (1992):

$$h_p = 3,7v \quad (4.11)$$

- JONASSON (1994):

$$h_p = 5,6 + 3,95v \text{ se } v < 5 \text{ [m/s]} \quad (4.12)$$

$$h_p = 7,6v^{0,78} \text{ se } v > 5 \text{ [m/s]} \quad (4.13)$$

- BRIFFAUT *et al.* (2012), em função da velocidade do vento, dimensão da estrutura e temperatura ambiente:

$$h_p = 0,13 \left[ \frac{g \cdot \alpha_{T,flu} \cdot l_{c,Cr}}{\nu_f D_t} (T_1 - T_a) \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left( \frac{\lambda_{flu}}{l_{c,Cr}} \right) \quad (4.14)$$

$$h_p = 0,644 \left( \frac{\nu \cdot l_{c,Re}}{\nu_f} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left( \frac{\nu_f}{D_t} \right)^{\frac{1}{3}} \cdot \left( \frac{\lambda_{flu}}{l_{c,Re}} \right) \quad (4.15)$$

onde:

<p><math>g</math> → é a aceleração gravitacional;</p> <p><math>\alpha_{T,flu}</math> → é o coeficiente de dilatação térmica do fluido;</p> <p><math>l_{c,Cr}</math> → é o comprimento característico de convecção natural [m];</p> <p><math>D_t</math> → é a difusividade térmica;</p> <p><math>\nu_f</math> → é a viscosidade cinemática do fluido;</p> <p><math>\lambda_{flu}</math> → é a condutividade térmica do fluido;</p> <p><math>l_{c,Re}</math> → é o comprimento característico do fluxo de convecção forçada.</p>
--

LEE *et al.* (1992), relataram coeficiente de transferência de calor convectivo de concreto expostos ao ar de 9,0 à 13,0  $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$  para velocidades de vento variando de 2,0 à 3,0  $m/s$ .

Quando a superfície do concreto é coberta com camadas de outros materiais (dispostas em série), como formas, chapas isolantes ou retificadas, o coeficiente de transferência de calor devido às camadas adicionais é expresso como:

$$\sum_{i=1}^n \frac{1}{h_i} = \frac{t_1}{\lambda_1} + \frac{t_2}{\lambda_2} + \dots + \frac{t_i}{\lambda_i} \quad (4.16)$$

onde  $h_i$  é o coeficiente de troca de calor de uma camada, sendo  $t_i$  a espessura de uma subcamada e  $\lambda_i$  sua respectiva condutividade térmica. A tabela 4.5, adaptada de JONASSON (1994) apresenta uma lista de condutividades térmicas para alguns materiais usuais constituintes dessas camadas.

Nos casos em que o elemento de contorno é espesso, ou o concreto está simplesmente apoiado no solo, em uma fundação mais antiga ou em elementos adjacentes, é possível que ocorra um acúmulo significativo de calor nestes elementos. Portanto, a suposição na base da Eq. 4.16 deixa de ser válida e tais fronteiras ou elementos adjacentes precisam ser discriminados em modelos de simulação.

Quando o elemento adjacente tem geometria bem definida (por exemplo, uma forma com painel de isolamento), ele pode ser modelado na íntegra. Quando o elemento é geometricamente indeterminado, como um terreno de fundação, é necessário

Tabela 4.5: Características térmicas de materiais utilizados em camadas. Adaptado de JONASSON (1994)

MATERIAL	$\lambda$ ( $W.m^{-1}.K^{-1}$ )
Madeira	0,140
Aço	45
Alumínio	202
Polietileno expandido	0,035
Lã de vidro	0,055
Lã de rocha	0,055
Isopor	0,055

introduzir simplificações. Normalmente, o terreno pode ser modelado de tal forma que as variações de temperatura devido às mudanças ambientais e a liberação de calor da exotermia do concreto não afetem significativamente a temperatura inicial dos pontos mais distantes do terreno incluído na simulação (AZENHA, 2009).

Uma outra possibilidade de troca de calor, além dos supracitados (convecção ou radiação) na superfície, ocorre em superfícies úmidas de concreto exposto à evaporação, em particular superfícies horizontais cobertas com água de amassamento (que pode se acumular no topo de concreto fresco) ou com água de cura (HASANAIN *et al.*, 1989). Esta mudança de fase (evaporação da água) e o consumo associado de energia (calor de evaporação) juntos levam ao resfriamento das superfícies de concreto. Usando uma combinação de experimentos e simulações, AZENHA *et al.* (2007a) e AZENHA *et al.* (2007b) demonstraram a importância do resfriamento de evaporação em ambientes quentes e secos, que forçaram quedas de temperatura próximas à superfície de até 7 °C quando o isolamento foi removido de amostras previamente seladas de pasta de cimento (temperatura de 36 °C e umidade relativa de 30%). Mostraram ainda que este efeito é fortemente diminuído e torna-se quase negligenciável quando são considerados ambientes não extremos, isto é, temperatura de 20 °C e umidade relativa de 60%.

Uma rápida queda de temperatura na superfície, em contraponto ao aquecimento por conta da exotermia da reação de hidratação, pode levar à formação de altos gradientes térmicos e ao surgimento de fissuras (KOVLER, 1995). A fim de evitar este efeito, deve-se impedir a evaporação nas primeiras idades do concreto, por meio da cobertura da superfície com elementos que impeçam a evaporação, tais como aplicação de uma película de plástico (MCCARTER e BEN-SALEH, 1995). Por outro lado, este efeito foi relatado como sendo muito limitado no tempo nas



situações em que a água de amassamento evapora rapidamente, especialmente com alta temperatura ambiente e alta velocidade do vento (HASANAIN *et al.*, 1989).

Para estimar o efeito da troca de calor devido ao resfriamento de evaporação, a troca de massa com o ambiente precisa ser considerada explicitamente. Em (AZENHA *et al.*, 2007b) várias simulações numéricas foram realizadas, e as variações de temperatura próxima da superfície associadas ao resfriamento evaporativo poderiam ser previstas pela combinação de uma análise higrotérmica com um simples termo de acoplamento em relação à entalpia da água de evaporação.

# Capítulo 5

## Análise de Sensibilidade

### 5.1 Introdução

Uma possível definição de análise de sensibilidade, proposta por SALTELLI *et al.* (2008), concerne ao estudo de como a incerteza na saída de um modelo (numérico ou outro) pode ser atribuída a diferentes fontes de incerteza na entrada do modelo. Uma prática relacionada é a "análise de incerteza", que foca em quantificar a incerteza na saída do modelo. Idealmente, a incerteza e análises de sensibilidade devem ser executadas em conjunto, com análise de incerteza anterior na prática atual.

Para que esta definição de análise de sensibilidade seja útil, deve primeiro ser claro o que se entende aqui por "modelo", numérico ou outro, bem como os termos entrada e saída, que serão usados ao longo deste estudo.

O estudo de sensibilidade adotado ao modelo termoquímico em estruturas de concreto massa relaciona o seu comportamento térmico, isto é, a elevação de temperatura do concreto, diante das variações efetuadas nos valores dos parâmetros térmicos do material selecionados para esta análise. O procedimento adotado para a análise de sensibilidade e determinação dos resultados baseia-se no modelo de planejamento experimental e fatorial proposto por MONTGOMERY (2001) e utilizado por FERREIRA (2011).

Segundo ALMEIDA FILHO (2006), o planejamento de experimentos é uma maneira de decidir, antes da realização dos mesmos, quais configurações em particular devem ser simuladas, de forma que a informação desejada possa ser obtida com a quantidade mínima de simulações. FERREIRA (2011) descreve um planejamento experimental de um conjunto de ações a serem realizadas com critérios estatísticos e científicos, tendo como objetivo verificar a influência de diversas variáveis nos resultados de um processo ou de um sistema. Sabe-se que a experimentação é um processo fundamentalmente iterativo (MONTGOMERY, 2001), sendo os experimentos físicos

ou analítico-numéricos.

Destacam-se algumas vantagens da utilização das técnicas estatísticas de planejamento experimental citadas por MONTGOMERY (2001), são elas: a redução do número de experimentos, sem perder a qualidade das informações; a possibilidade do experimento ser realizado com diversas variáveis, simultaneamente, observando-se os seus efeitos, separadamente; a seleção das variáveis que influenciam no sistema (variáveis significativas); e a elaboração de conclusões a partir dos resultados qualitativos. Baseado neste modelo adotou-se as seguintes premissas para elaboração deste estudo:

1. Reconhecimento e definição do problema;
2. Escolha dos fatores (variáveis) e das faixas de valores em que esses fatores serão avaliados, definindo-se o nível específico (valor) que será empregado em cada experimento;
3. Escolha adequada da variável de resposta, garantindo a objetividade na análise dos resultados obtidos;
4. Delineamento dos experimentos: quantidade e ordem de execução;
5. Execução dos experimentos, monitorando-os e controlando-os;
6. Análise dos resultados, com o uso de métodos estatísticos, a fim de que as conclusões estabelecidas sejam objetivas;
7. Elaboração das conclusões e recomendações a partir da análise dos resultados.

## **5.2 Análise de influência individual dos parâmetros**

### **5.2.1 Experimentos com um único fator**

A análise inicial utilizada neste estudo busca identificar a influência individual de cada parâmetro selecionado no modelo, obtida pela variação de 20% nos valores de referência (tabela 5.2), associando simulações numéricas para identificar a perturbação gerada no sistema comparando com os valores de referência, conforme planejamento descrito na tabela 5.3.

A fim de analisar a influência desses parâmetros foram adotados três possíveis valores para eles: o valor de referência (Ref.), um valor mínimo e um máximo, e baseado nos valores de entrada admitidos para os materiais, conforme encontrados na seção 4.2, e resumidos na tabela 5.1 adotou-se uma variação fixa de 20% para

Tabela 5.1: Parâmetros limites de entrada

	Energia de ativação	Calor específico	Condutividade térmica	Troca de calor com o ar
	$\frac{E_a}{R}$ (K)	$C_p$ ( $J.g^{-1}.K^{-1}$ )	$\lambda$ ( $W.m^{-1}.K^{-1}$ )	$h$ ( $W.m^{-2}.K^{-1}$ )
Mínimo (Min)	3600	0,750	1,500	5
Referência (Ref)	4000	0,908	1,900	10
Máximo (Max)	4400	1,120	3,450	23

os valores de referência, garantindo desta forma uma variação padronizada para todos os parâmetros e a garantia de não extrapolar valores, descaracterizando por exemplo, o experimento. Desta forma, os valores mínimos e máximos adotados, são função dos valores de referência, ou seja, Ref. -20% e Ref. +20%, respectivamente, conforme tabela 5.2.

Em caráter de exceção, foi admitido que o valor Min. (Ref. -20%) definido para o calor específico extrapolasse o valor limite mínimo, permitindo desta forma a variação de 20% para todos os parâmetros, além de representar uma pequena variação em relação ao valor mínimo encontrado nos experimentos.

## 5.2.2 Curva de elevação de temperatura

O parâmetro de análise da perturbação foi definido pela média das variações absolutas da elevação de temperatura, calculado através do percentual absoluto médio, conforme 5.1. A variação percentual absoluta média é a média de todas as variações absolutas percentuais, fornecendo uma indicação do tamanho médio da variação, expresso como uma porcentagem do valor de referência, independentemente de ser positiva ou negativa. Para LEWIS (1997), é considerado como uma das medidas de desvio mais utilizadas para se avaliar os métodos de previsão de resultados.

$$Var_{media} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \left| \frac{T(i) - T(i)_{ref}}{T(i)_{ref}} \right| \quad (5.1)$$

Onde  $n$  representa o número de medições de temperatura aferidos no modelo para um determinado nó ao longo do tempo,  $T$  e  $T_{ref}$ , representam, respectivamente, a temperatura do modelo e a temperatura do modelo de referência, aferidas para o mesmo tempo de hidratação.

Tabela 5.2: Valores de entrada dos parâmetros

	Energia de ativação	Calor específico	Condutividade térmica	Troca de calor com o ar
	$\frac{E_a}{R}$ (K)	$C_p$ ( $J.g^{-1}.K^{-1}$ )	$\lambda$ ( $W.m^{-1}.K^{-1}$ )	$h$ ( $W.m^{-2}.K^{-1}$ )
Min. (Ref. -20%)	3600	0,726	1,520	8
Ref.	4000	0,908	1,900	10
Máx (Ref. +20%)	4400	1,090	2,280	12

Tabela 5.3: Planejamento numérico com variação de um único fator para elevação de temperatura

Número do experimento	Variáveis				Variação média absoluta
	$\frac{E_a}{R}$	$C_p$	$\lambda$	$h$	%
1	Ref	Ref	Ref	Ref	$Var_1$
2	Min	Ref	Ref	Ref	$Var_2$
3	Max	Ref	Ref	Ref	$Var_3$
4	Ref	Min	Ref	Ref	$Var_4$
5	Ref	Max	Ref	Ref	$Var_5$
6	Ref	Ref	Min	Ref	$Var_6$
7	Ref	Ref	Max	Ref	$Var_7$
8	Ref	Ref	Ref	Min	$Var_8$
9	Ref	Ref	Ref	Max	$Var_9$

### 5.2.3 Extensão de fissuração

Neste trabalho, a fim de caracterizar adequadamente a fissuração de uma estrutura, é analisada a fissuração em um determinado ponto da estrutura. Deve-se ressaltar que, nas primeiras idades de uma estrutura, um dado ponto pode ter fissuras abertas e fechadas por diferentes tempos. Portanto, dentro da estrutura da presente análise, por uma questão de simplicidade, um ponto é considerado como fissurado se, pelo menos por uma vez, o ponto apresentar fissuras. Nesse sentido, RITA *et al.* (2018) introduzem a variável  $LCr(x, y, z)$ , definida como:  $LCr(x, y, z) = 0$  se  $I_c(x, y, z, t) < 1$  para todos os passos de tempo da análise, e  $LCr(x, y, z) = 1$  se  $I_c(x, y, z, t) \geq 1$  em pelo menos um passo em toda análise. Portanto, pode-se assumir  $LCr(x, y, z) \in \{0, 1\}$ .

O modelo em elementos finitos empregado utiliza tetraedros lineares com um ponto de integração. Neste caso, a variável  $LCr$  representa a fissuração de um dado elemento finito, isto é,  $LCr_{iel} = LCr(x, y, z)$ . Enfim, é possível introduzir uma variável que representa a tendência global (macroscópica) de fissuração da estrutura ( $E_{Cr}$ ) que é igual à soma dos volumes dos elementos finitos fissurados (ou seja, os elementos que têm  $LCr_{iel}(x, y, z) = 1$ ) divididos pela soma dos volumes de todos os elementos ativos, isto é, os que sofrem hidratação.

Neste sentido, a fim de verificar a influência mecânica dos parâmetros adotados nas simulações do modelo, adotou-se a extensão de fissuração ( $E_{Cr}$ ), proposta por RITA *et al.* (2018), como segunda variável de resposta, definida conforme equação 5.2, a partir do índice de fissuração, definido pela Eq. 3.26 e condições previamente determinadas.

$$E_{Cr} = \frac{\sum_{iel=1}^{numel} V_{iel} \cdot LCr_{iel}}{\sum_{iel=1}^{numel} V_{iel}}; E_{Cr} \in [0, 1] \quad (5.2)$$

Onde  $numel$  representa o número de elementos ativos na malha e  $iel$  o índice do elemento.

A análise utilizada, assim como na seção anterior, busca identificar a influência individual de cada parâmetro selecionado no modelo, obtida pela variação de 20% nos valores de referência (Tabela 5.2), associando simulações numéricas para identificar a perturbação gerada no sistema comparando com os valores de referência, conforme planejamento descrito na tabela 5.4.

Tabela 5.4: Planejamento numérico com variação de um único fator para extensão de fissuração

Número do experimento	Variáveis				$E_{Cr_i}$
	$\frac{E_a}{R}$	$C_p$	$\lambda$	$h$	
1	Ref	Ref	Ref	Ref	$E_{Cr_1}$
2	Min	Ref	Ref	Ref	$E_{Cr_2}$
3	Max	Ref	Ref	Ref	$E_{Cr_3}$
4	Ref	Min	Ref	Ref	$E_{Cr_4}$
5	Ref	Max	Ref	Ref	$E_{Cr_5}$
6	Ref	Ref	Min	Ref	$E_{Cr_6}$
7	Ref	Ref	Max	Ref	$E_{Cr_7}$
8	Ref	Ref	Ref	Min	$E_{Cr_8}$
9	Ref	Ref	Ref	Max	$E_{Cr_9}$

## 5.3 Análise de sensibilidade do modelo termoquímico-mecânico

### 5.3.1 Fatorial $z^k$

O planejamento fatorial é uma técnica bastante utilizada quando se têm duas ou mais variáveis independentes (fatores), que permite uma combinação de todas as variáveis em todos os níveis, possibilitando a análise de uma variável, sujeita à todas as combinações das demais. A partir deste planejamento, definem-se quais as variáveis que influenciam o sistema proposto e, então, parte-se para uma abordagem mais específica, somente com as variáveis realmente significativas, (MONTGOMERY, 2001).

Neste trabalho foi adotado o planejamento fatorial com 3 níveis pré-determinados: o valor de referência, um valor mínimo e um máximo, com valores de entrada conforme na seção 4.2 e selecionando quatro parâmetros do concreto para serem variados nos dados de entrada: energia de ativação, calor específico, condutividade térmica e taxa de troca de calor por convecção (concreto/ar), originando um sistema fatorial de  $z^k$  experimentos, onde  $z$  é o número de níveis/quantidade de valores previstos para a variável, e  $k$  é o número de variáveis do problema, conforme apresentado nas Tabelas 5.1 e 5.5.

Desta forma, pretende-se verificar a sensibilidade do modelo termoquímico-mecânico para eventuais incertezas em seus parâmetros de entrada.

Tabela 5.5: Planejamento fatorial

Número do experimento	Variáveis				Resposta
	$h$	$\frac{E_a}{R}$	$C_p$	$\lambda$	$E_{Cr_i}$
1	Min	Min	Min	Min	$E_{Cr_1}$
2	Min	Min	Min	Ref	$E_{Cr_2}$
3	Min	Min	Min	Max	$E_{Cr_3}$
4	Min	Min	Ref	Min	$E_{Cr_4}$
5	Min	Min	Ref	Ref	$E_{Cr_5}$
6	Min	Min	Ref	Max	$E_{Cr_6}$
7	Min	Min	Max	Min	$E_{Cr_7}$
8	Min	Min	Max	Ref	$E_{Cr_8}$
9	Min	Min	Max	Max	$E_{Cr_9}$
10	Min	Ref	Min	Min	$E_{Cr_{10}}$
11	Min	Ref	Min	Ref	$E_{Cr_{11}}$
12	Min	Ref	Min	Max	$E_{Cr_{12}}$
13	Min	Ref	Ref	Min	$E_{Cr_{13}}$
14	Min	Ref	Ref	Ref	$E_{Cr_{14}}$
15	Min	Ref	Ref	Max	$E_{Cr_{15}}$
16	Min	Ref	Max	Min	$E_{Cr_{16}}$
17	Min	Ref	Max	Ref	$E_{Cr_{17}}$
18	Min	Ref	Max	Max	$E_{Cr_{18}}$
19	Min	Max	Min	Min	$E_{Cr_{19}}$
20	Min	Max	Min	Ref	$E_{Cr_{20}}$
:	:	:	:	:	:
80	Max	Max	Max	Ref	$E_{Cr_{80}}$
81	Max	Max	Max	Max	$E_{Cr_{81}}$



### 5.3.2 Variável de resposta

A fim de verificar a influência mecânica dos parâmetros adotados nas simulações do modelo, foi utilizada a extensão de fissuração ( $E_{Cr}$ ), conforme equação 5.2 e apresentada na seção 5.2.3.

A análise utilizada busca identificar a sensibilidade global do modelo, obtida pela variação simultânea nos valores dos parâmetros do material (Tabela 5.2), associando simulações numéricas para identificar a perturbação gerada no modelo, conforme planejamento fatorial descrito na tabela 5.5.

# Capítulo 6

## Exemplo analisado

Para análise de sensibilidade dos parâmetros selecionados estudou-se a simulação da construção de uma laje de concreto com as seguintes dimensões, em metros: 3,00 x 2,00 x 0,50; instalada sobre um lastro de concreto de 100mm de espessura, conforme pode ser visto na Fig. 6.1.

As temperaturas medidas durante o ensaio experimental foram obtidas automaticamente através do equipamento LYNX do COPPE/LABEST (Fig. 6.2). Nos gráficos apresentados nas Figuras 6.3 e 6.4 podem ser vistas as temperaturas no centro e no bordo da laje, respectivamente, com os termômetros em alturas variáveis de 5cm, 15 cm, 25 cm, 35 cm e 45 cm do fundo da forma.

A determinação da elevação adiabática de temperatura do concreto de referência, foi realizada no calorímetro adiabático (MSI - volume 200 litros). A moldagem do corpo-de-prova para o calorímetro adiabático foi feita imediatamente após a dosagem do concreto e os dados de elevação adiabática expressos na Tab. 6.1. Já as propriedades mecânicas do concreto de referência são apresentadas na Tab. 6.2 para 28 dias. O desenvolvimento das propriedades mecânicas ao longo do tempo seguiram a metodologia apresentada na seção 3.2.1 e equação 3.2.

A figura 6.5 apresenta a geometria adotada para simulação numérica da laje executada. Em tal modelo foi aproveitada a simetria bilateral do problema, sendo representado apenas um quarto da laje em estudo. Foram considerados três diferentes materiais, com diferentes propriedades térmicas e mecânicas: o solo, o concreto da base e o concreto da laje propriamente dita. A malha de elementos finitos utilizada apresenta 29474 nós e 163673 elementos tetraédricos lineares.

No problema térmico para as superfícies externas de concreto e da rocha foi considerada troca de calor por convecção com coeficiente pelicular  $h = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$  e temperatura ambiente de acordo com as medidas de campo. As restrições do modelo mecânico foram aplicadas à fundação, nas superfícies de corte virtual (solo com solo), com deslocamentos restringidos em todas as direções da base e na direção normal às superfícies em  $x$  e  $y$ .



Figura 6.1: Forma da laje ensaiada (FURNAS)



Figura 6.2: Termômetros instalados no centro da forma (LYNX - COPPE)

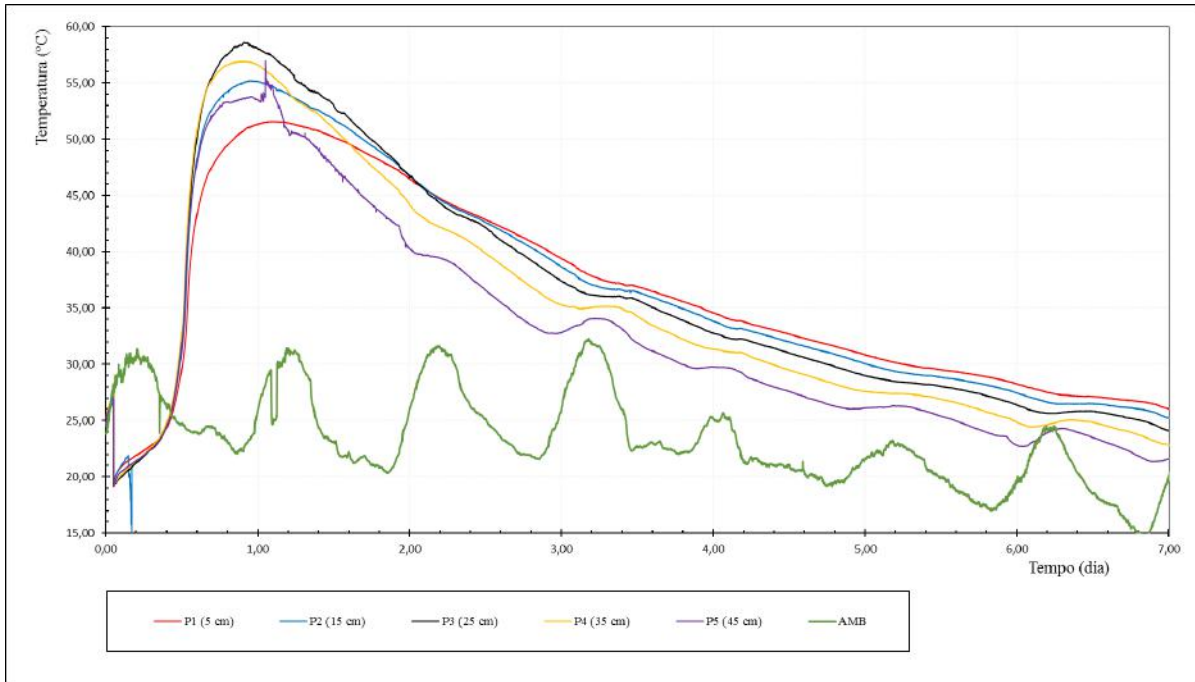


Figura 6.3: Temperaturas medidas no centro da estrutura (FURNAS)

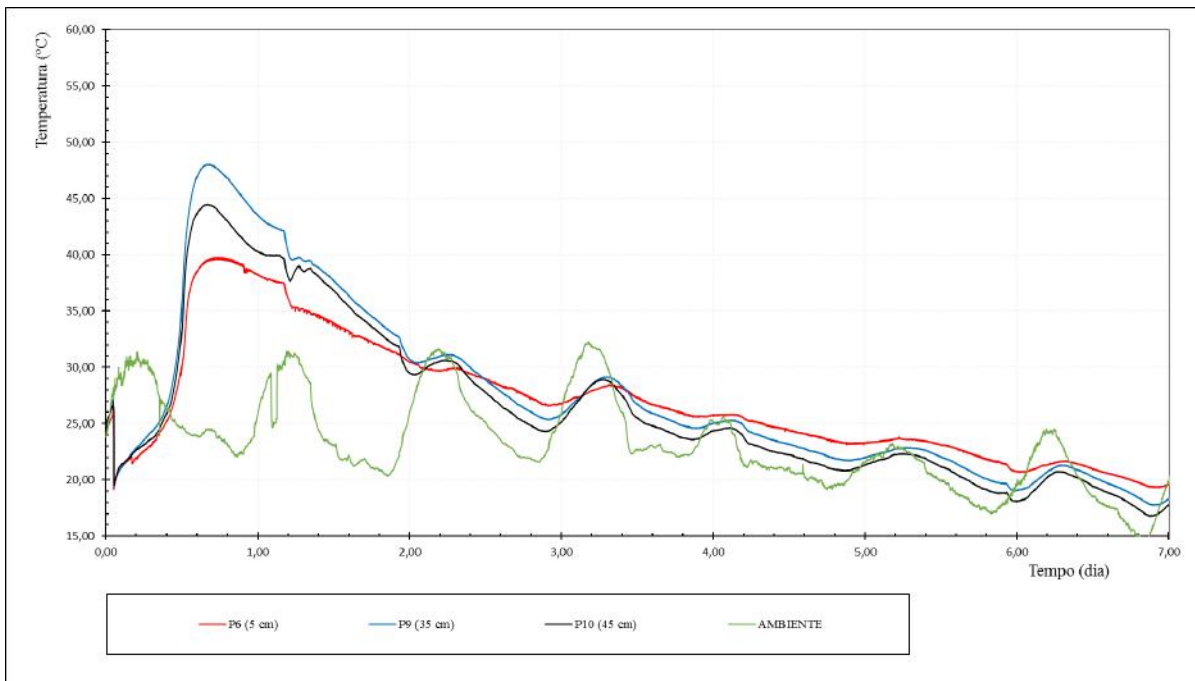


Figura 6.4: Temperaturas medidas no bordo da estrutura (FURNAS)

Tabela 6.1: Elevação adiabática (28 dias)

Tempo (dias)	Elevação adiabática (°C)
0	0
1	15,1
2	46,3
3	50,6
4	52,2
5	53,1
6	53,9
7	54,7
8	55,2
9	55,7
10	56,2
11	56,7
12	57,1
13	57,5
14	57,8
15	58,1
16	58,4
17	58,6
18	58,8
19	59,0
20	59,2
21	59,4
22	59,5
23	59,7
24	59,8
25	59,9
26	60,1
27	60,2
28	60,3

Tabela 6.2: Propriedades mecânicas do concreto de referência (C90)

Idade (dias)	Resistência à compressão (MPa)	Resistência à tração por compressão diametral (MPa)	Resistência à tração na flexão (MPa)	Módulo de elasticidade (GPa)
28	96,90	6,61	8,03	37,50

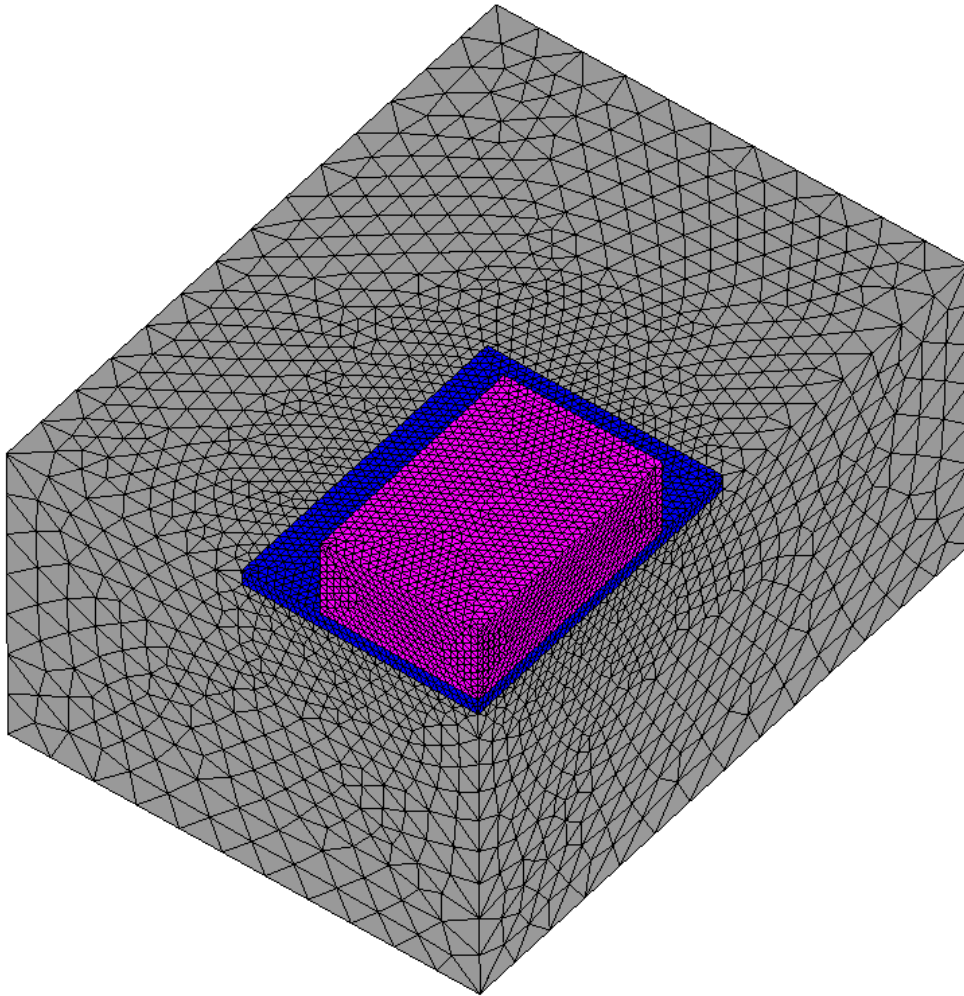


Figura 6.5: Características da geometria e malha de elementos finitos

O comportamento termoquímico da laje de 50 cm durante o endurecimento do concreto, foi analisado numericamente considerando as propriedades do material determinadas experimentalmente, de acordo com as informações apresentadas.

A obtenção dos dados dos experimentos numéricos foram realizados em passos de tempo de 1 hora, durante 28 dias.

A critério de validação do modelo numérico desenvolvido, foi comparado a elevação de temperatura no ponto central da estrutura, nó 27222, conforme indicado na Fig. 6.8 e plotados na Fig.6.6. O mapa de fissuração ( $E_{Cr}$ ) para o modelo numérico de referência é apresentado na Fig.6.7, apresentando uma boa resposta do modelo computacional, quando comparado aos resultados experimentais.

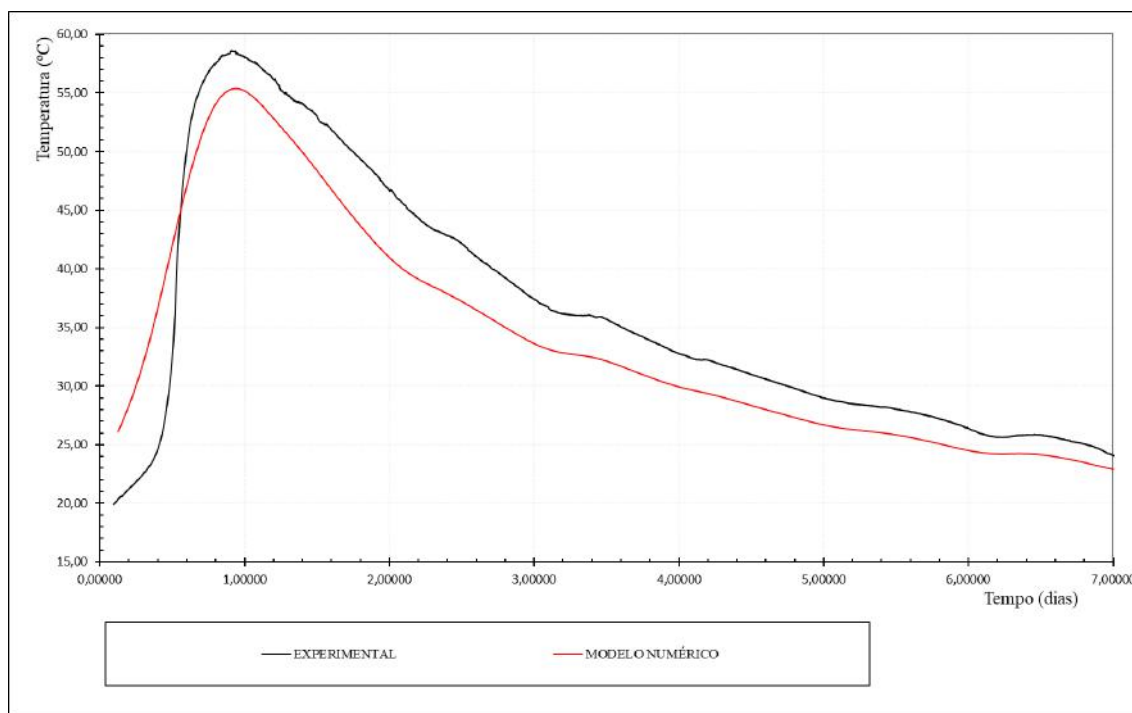


Figura 6.6: Comparativo da elevação de temperatura do modelo numérico e dados experimentais para 7 dias

Tabela 6.3: Propriedades do concreto de referência utilizado para 28 dias

Propriedade	Concreto referência	Base	Solo
$\lambda$ ( $W.m^{-1}.K^{-1}$ )	1,900	1,900	2,000
$C_p$ ( $J.g^{-1}.K^{-1}$ )	0,908	0,908	1,050
$\frac{E_a}{R}$ (K)	4000	4000	-
$CTD$ ( $K^{-1}$ )	$11,56 \times 10^{-6}$	$11,56 \times 10^{-6}$	$11,56 \times 10^{-6}$
$E$ (GPa)	Tab.6.3	26,0	50,0
$\alpha_0$	0,10	-	-

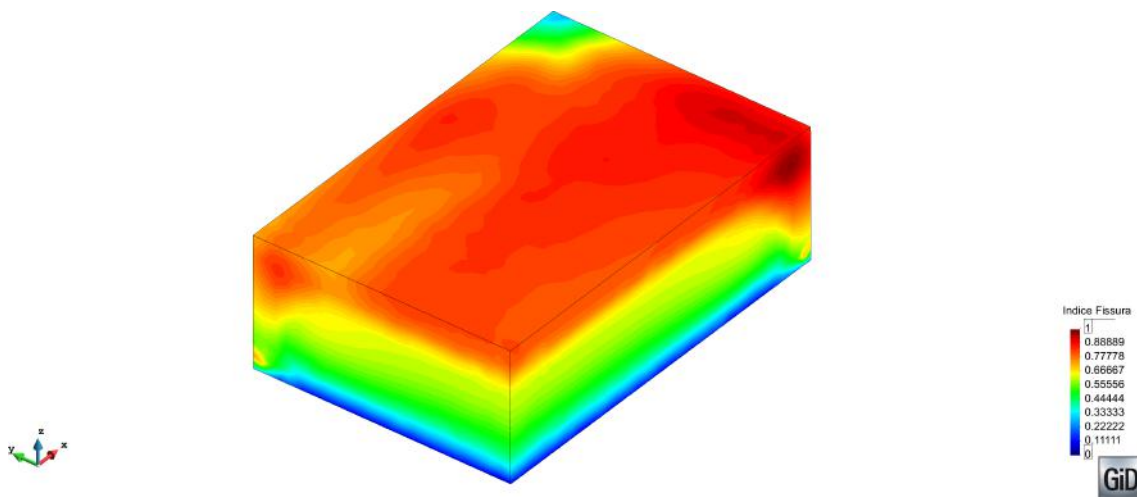


Figura 6.7: Mapa de fissuração ( $E_{Cr}$ ) para o modelo numérico de referência (Ref.).

## 6.1 Resultados

### 6.1.1 Análise de influência individual dos parâmetros

#### 6.1.1.1 Curva de elevação de temperatura

Os resultados iniciais analisados nas simulações efetuadas compreendem-se: na variação média em relação aos parâmetros de referência, que podem ser vistos através da Tabela 6.4, e nos campos de temperatura relacionados à simulação dos 7 primeiros dias de evolução da reação de hidratação do concreto, e conseqüentemente, de sua elevação de temperatura para os 8 casos estudados além da simulação do experimento de referência verificados no nó central de simetria da laje (27222), como indicado na Figura 6.8.



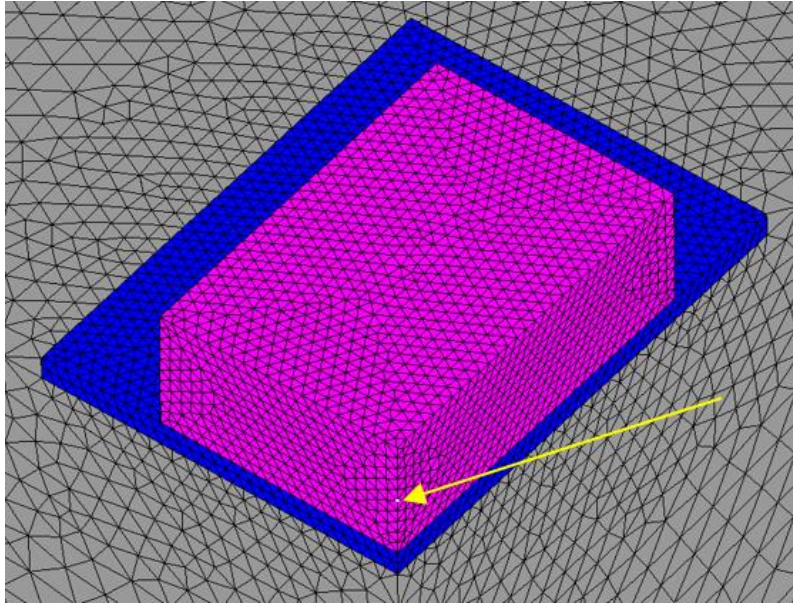


Figura 6.8: Representação do nó de analisado (27222)

Tabela 6.4: Variação média das temperaturas obtido pelas simulações

Descrição da simulação	Número do experimento	Variação média absoluta (%)
Referência (Ref)	1	0
Energia de ativação (Min)	2	2,4018
Energia de ativação (Max)	3	2,2709
Calor específico (Min)	4	5,6254
Calor específico (Max)	5	5,5773
Condutividade térmica (Min)	6	2,4175
Condutividade térmica (Max)	7	1,7081
Convecção (Min)	8	2,1476
Convecção (Max)	9	1,5510

A segunda parte da visualização dos resultados está apresentada nos gráficos dispostos nas Figuras 6.9 até 6.12, onde comparam-se os resultados de temperatura obtidos pelo modelo termoquímico-mecânico do experimento de referência com os experimentos realizados variando-se, respectivamente, os parâmetros de energia de

ativação, calor específico, condutividade e troca de calor por convecção, por seus respectivos desvios de 20% dos valores de referência.

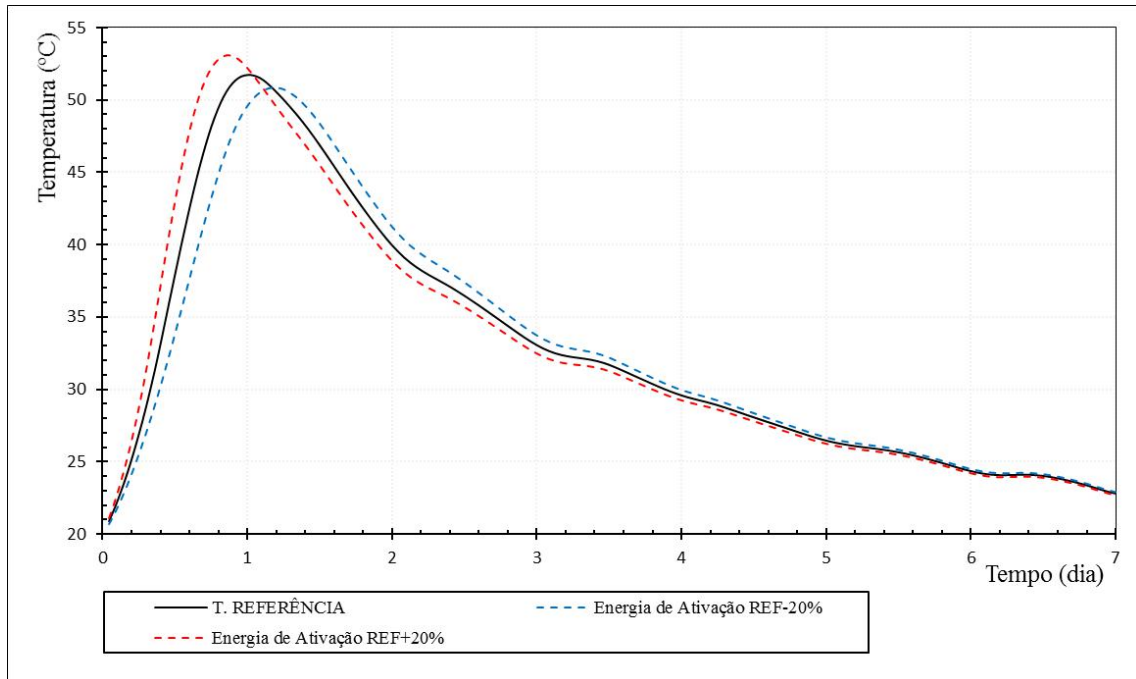


Figura 6.9: Evolução da temperatura para variação na energia de ativação ( $E_a/R$ ).

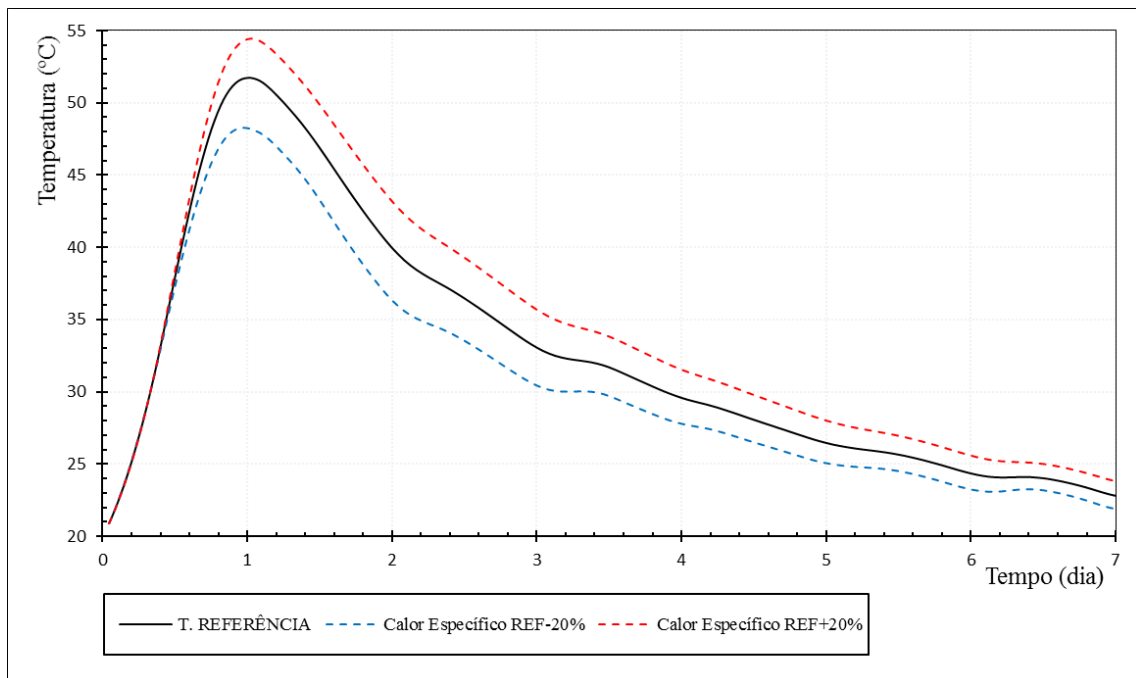


Figura 6.10: Evolução da temperatura para variação no calor específico ( $C_p$ ).

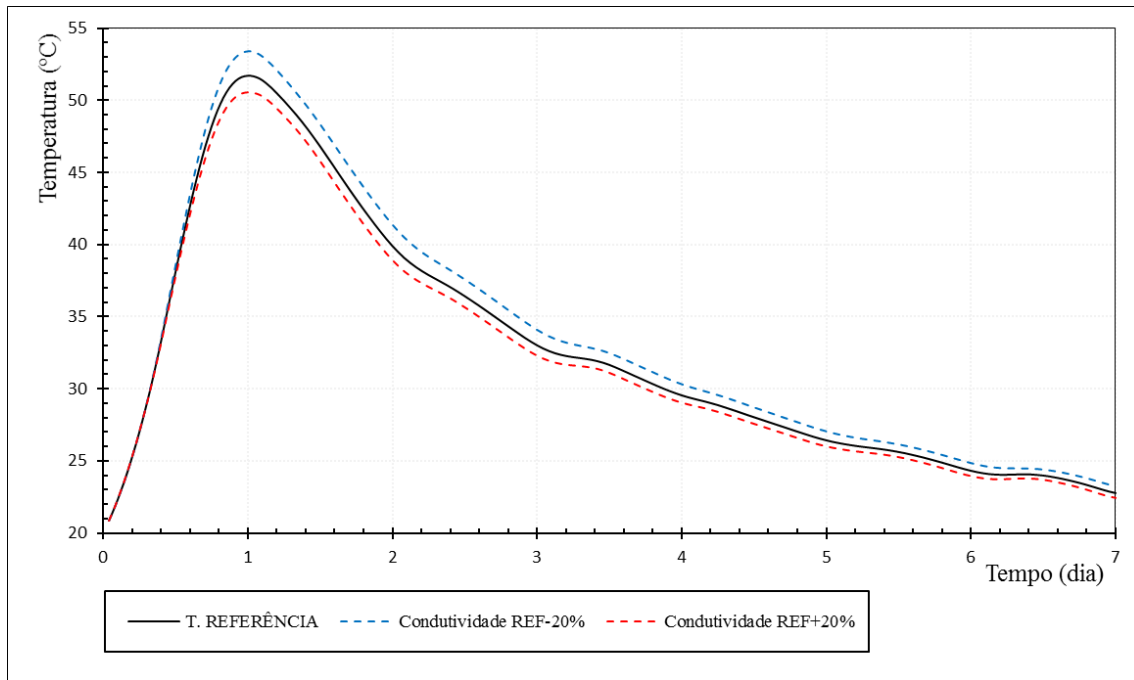


Figura 6.11: Evolução da temperatura para variação na condutividade térmica ( $\lambda$ ).

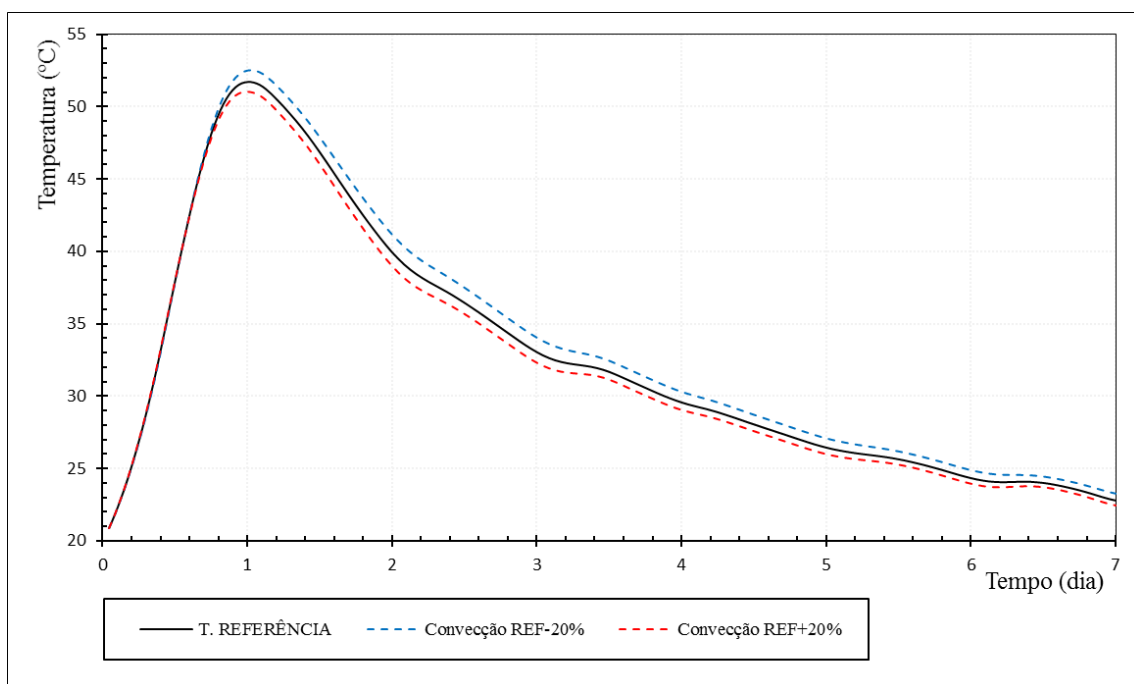


Figura 6.12: Evolução da temperatura para variação na troca de calor por convecção ( $h$ ).

### 6.1.1.2 Extensão de fissuração

Os resultados analisados nas simulações efetuadas compreendem-se: na variação da extensão de fissuração em relação ao valor de referência, que podem ser vistos através da Tabela 6.5, e nos campos de fissuração relacionados à simulação dos 7

primeiros dias de evolução da reação de hidratação do concreto para os 8 casos estudados além da simulação do experimento de referência. Apresenta-se também na Fig. 6.13 um comparativo em mesma escala para todos os parâmetros sobrepostos.

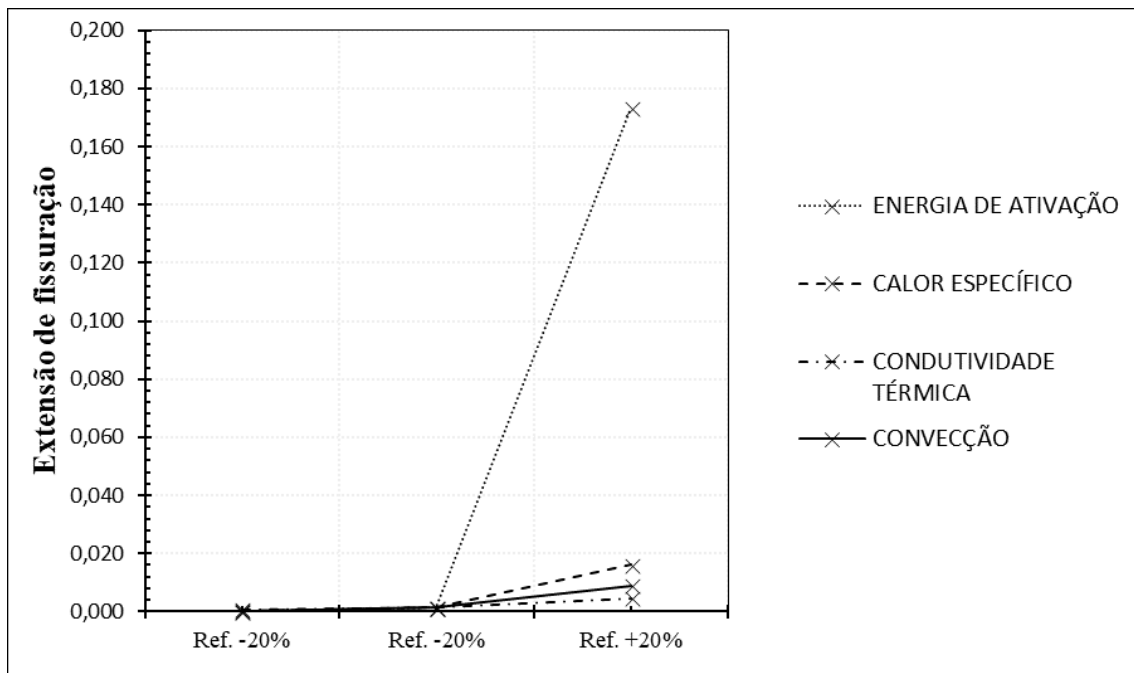


Figura 6.13: Comparativo da influência individual de cada parâmetro no modelo numérico.

A segunda parte da visualização dos resultados está apresentada nas Figuras 6.16 até 6.25, onde comparam-se os resultados de temperatura obtidos pelo modelo termoquímico-mecânico do experimento de referência com os experimentos realizados variando-se, respectivamente, os parâmetros de energia de ativação, calor específico, condutividade e troca de calor por convecção, por seus respectivos desvios de 20% para menos e para mais.

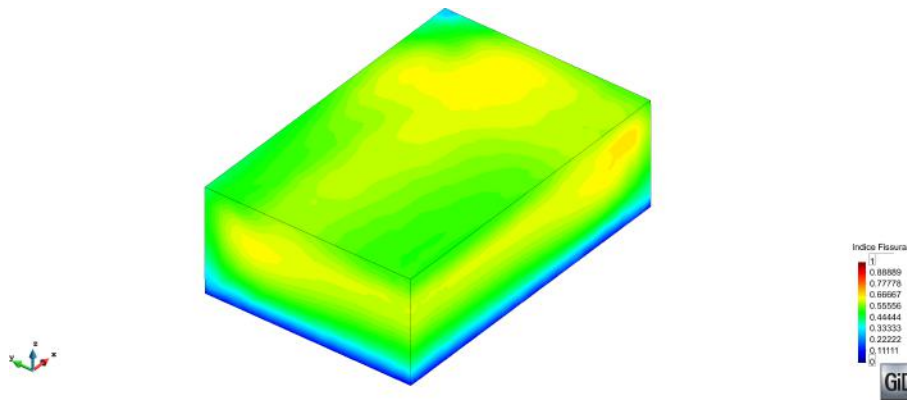


Figura 6.14: Mapa de fissuração para variação Ref. -20% na energia de ativação

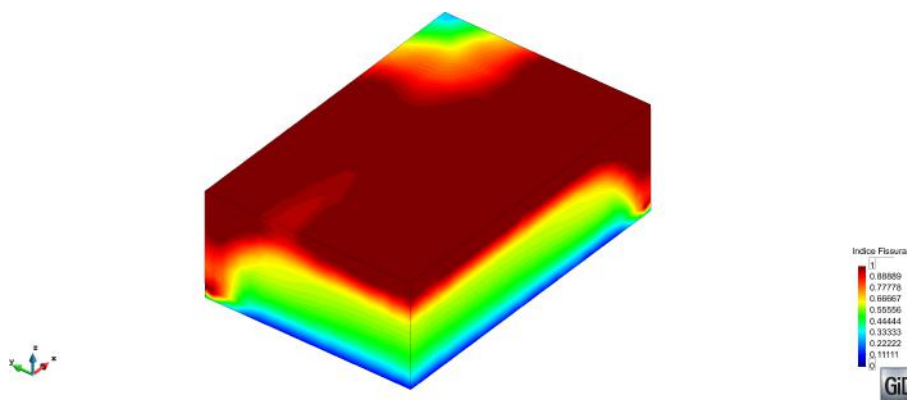


Figura 6.15: Mapa de fissuração para variação Ref. +20% na energia de ativação

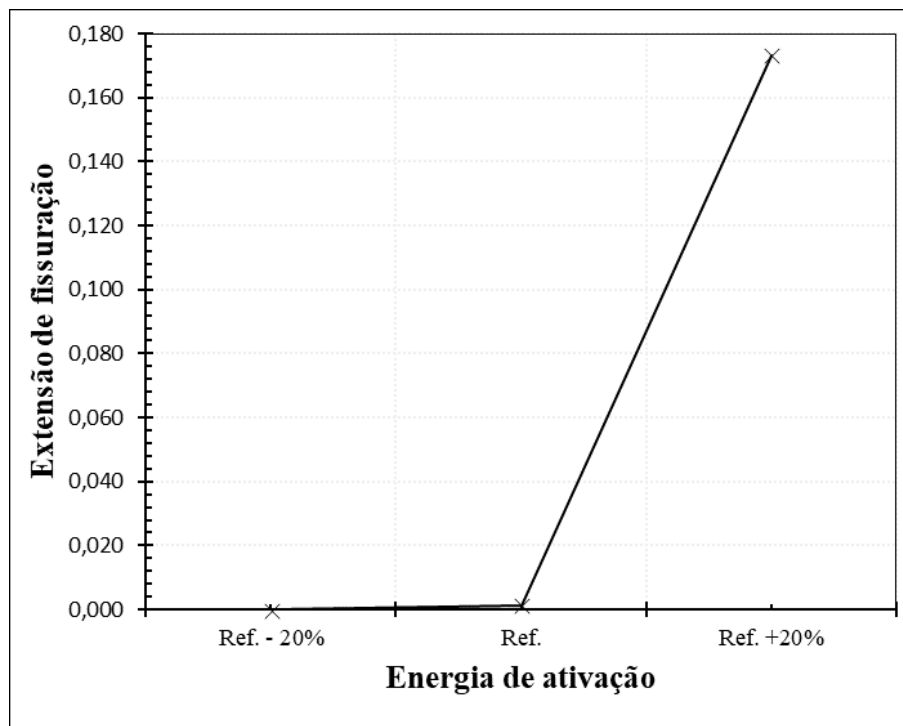


Figura 6.16: Extensão de fissuração para variação na energia de ativação

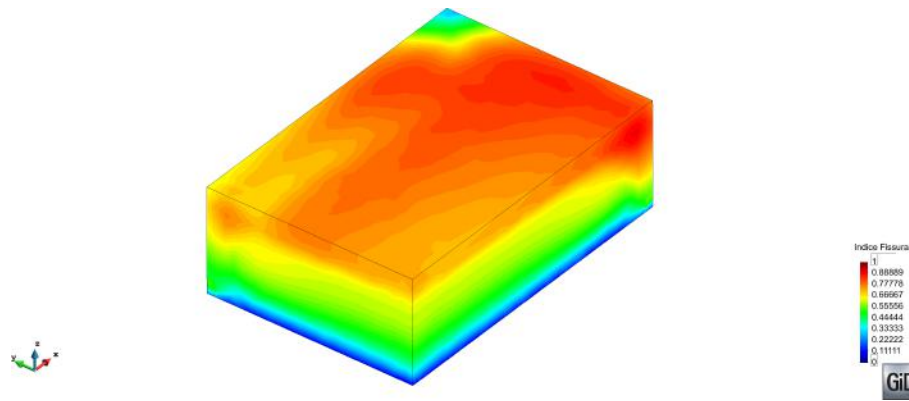


Figura 6.17: Mapa de fissuração para variação Ref. -20% no calor específico

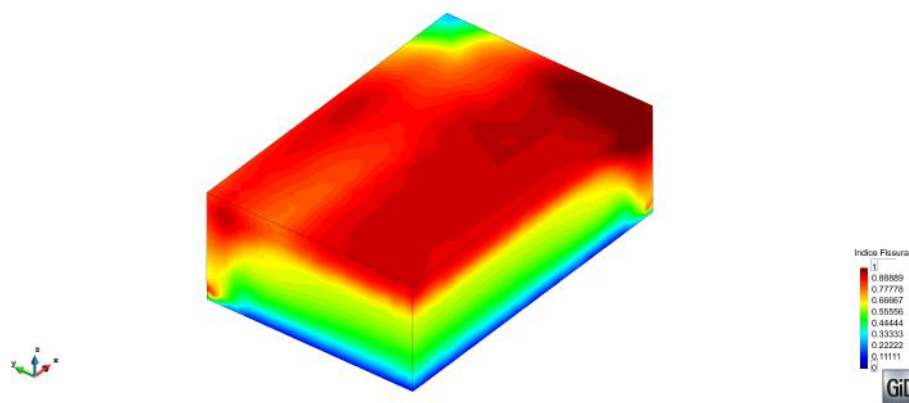


Figura 6.18: Mapa de fissuração para variação Ref. +20% no calor específico

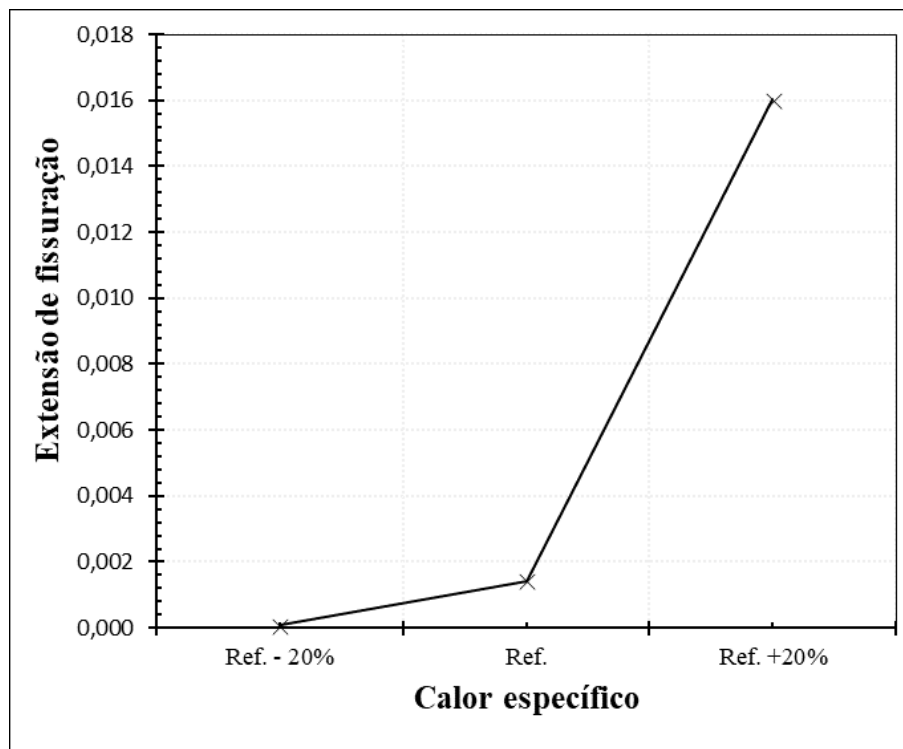


Figura 6.19: Extensão de fissuração para variação no calor específico

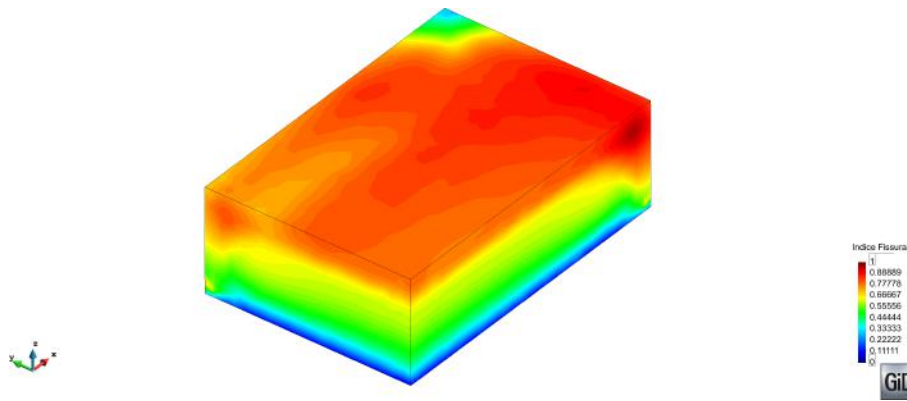


Figura 6.20: Mapa de fissuração para variação Ref. -20% na condutividade térmica.

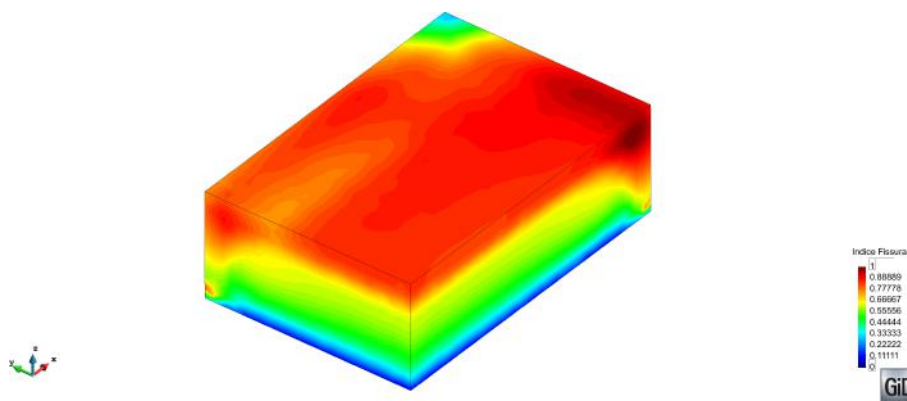


Figura 6.21: Mapa de fissuração para variação Ref. +20% na condutividade térmica.

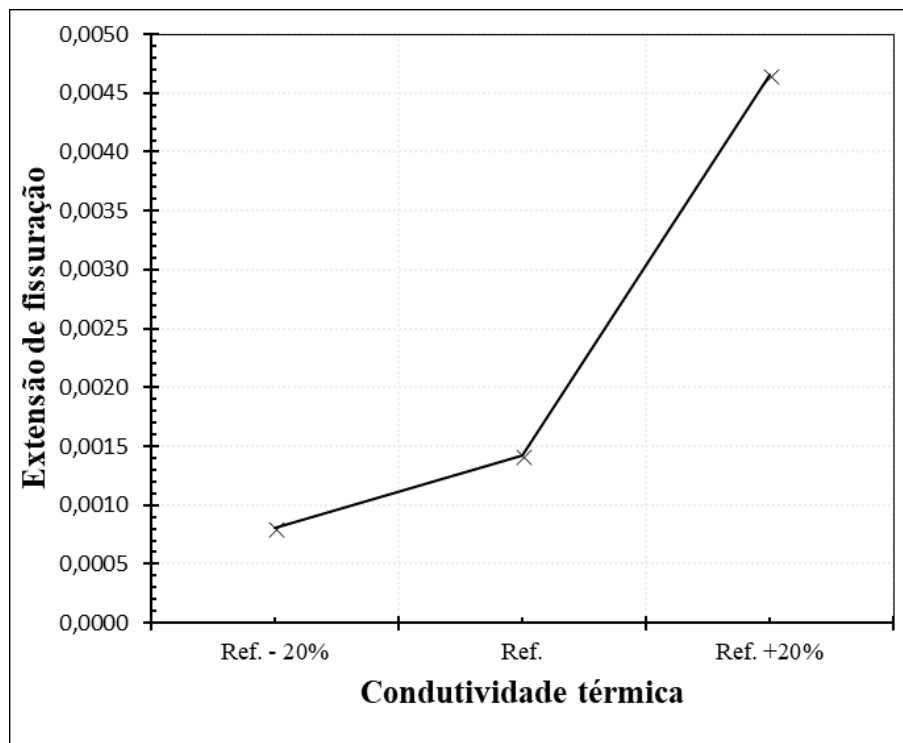


Figura 6.22: Extensão de fissuração para variação na condutividade térmica.

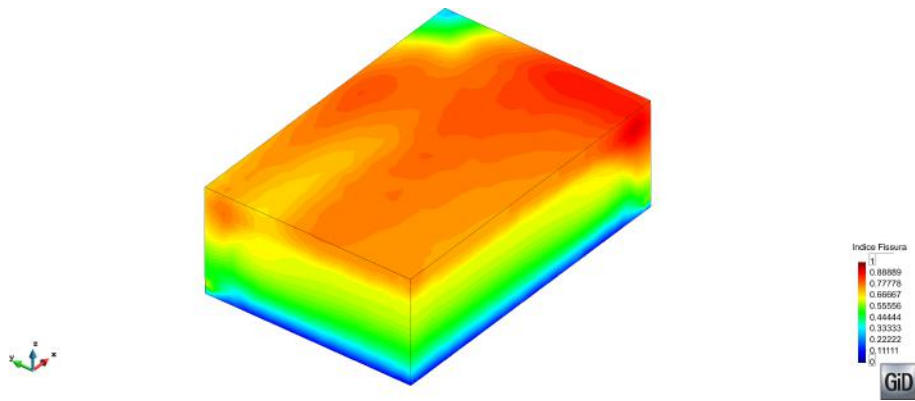


Figura 6.23: Mapa de fissuração para variação Ref. -20% na convecção

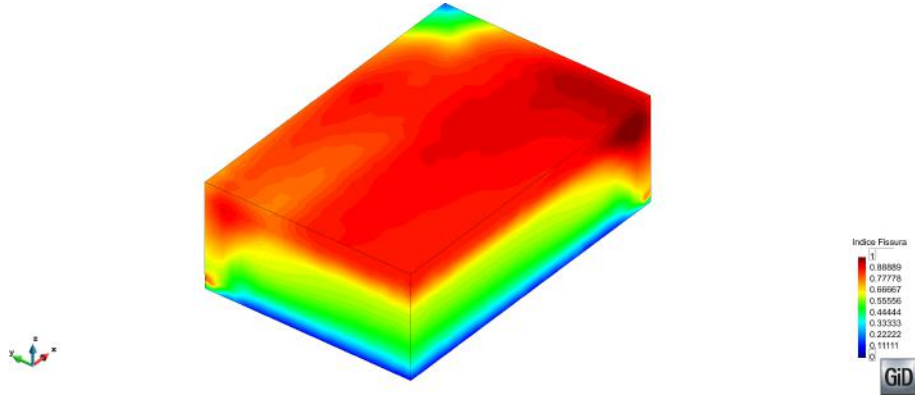


Figura 6.24: Mapa de fissuração para variação Ref. +20% na convecção

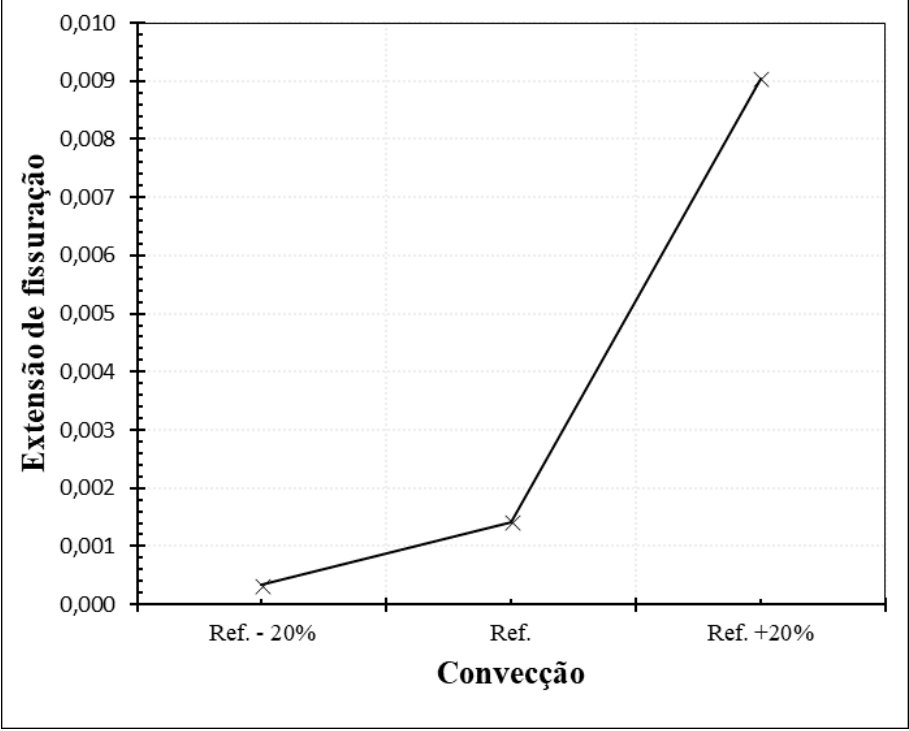


Figura 6.25: Extensão de fissuração para variação na convecção



Tabela 6.5: Extensão de fissuração obtido pelas simulações

Número do experimento	Variáveis				$E_{Cr_i}$
	$\frac{E_a}{R}$	$C_p$	$\lambda$	$h$	
1	Ref	Ref	Ref	Ref	0,001416
2	Min	Ref	Ref	Ref	0
3	Max	Ref	Ref	Ref	0,173321
4	Ref	Min	Ref	Ref	0,000081
5	Ref	Max	Ref	Ref	0,016012
6	Ref	Ref	Min	Ref	0,000805
7	Ref	Ref	Max	Ref	0,004651
8	Ref	Ref	Ref	Min	0,000338
9	Ref	Ref	Ref	Max	0,009044

### 6.1.2 Análise de sensibilidade do modelo termoquímico-mecânico

Os resultados para a análise de sensibilidade global do modelo termoquímico-mecânico são apresentados na tabela 6.6 e no gráfico 6.26.

Tabela 6.6: Resultado da Extensão de Fissuração para análise de sensibilidade do modelo

Número do experimento	Variáveis				$numel$	$\sum_{iel=1}^{numel} LCr_{iel}$	$E_{Cr_i}$
	$h$	$E_a/R$	$C_p$	$\lambda$			
1	Min	Min	Min	Min	62139	0	0,0000000
2	Min	Min	Min	Ref	62139	0	0,0000000
3	Min	Min	Min	Max	62139	0	0,0000000

Tabela 6.6: Resultado da Extensão de Fissuração para análise de sensibilidade do modelo

Número do experimento	Variáveis				$numel$	$\sum_{iel=1}^{numel} LCr_{iel}$	$E_{Cr_i}$
	$h$	$E_a/R$	$C_p$	$\lambda$			
4	Min	Min	Ref	Min	62139	0	0,0000000
5	Min	Min	Ref	Ref	62139	0	0,0000000
6	Min	Min	Ref	Max	62139	0	0,0000000
7	Min	Min	Max	Min	62139	0	0,0000000
8	Min	Min	Max	Ref	62139	0	0,0000000
9	Min	Min	Max	Max	62139	0	0,0000000
10	Min	Ref	Min	Min	62139	0	0,0000000
11	Min	Ref	Min	Ref	62139	1	0,0000161
12	Min	Ref	Min	Max	62139	5	0,0000805
13	Min	Ref	Ref	Min	62139	8	0,0001287
14	Min	Ref	Ref	Ref	62139	21	0,0003380
15	Min	Ref	Ref	Max	62139	48	0,0007725
16	Min	Ref	Max	Min	62139	57	0,0009173
17	Min	Ref	Max	Ref	62139	197	0,0031703
18	Min	Ref	Max	Max	62139	433	0,0069682
19	Min	Max	Min	Min	62139	894	0,0143871
20	Min	Max	Min	Ref	62139	1363	0,0219347
21	Min	Max	Min	Max	62139	1991	0,0320411
22	Min	Max	Ref	Min	62139	3152	0,0507250
23	Min	Max	Ref	Ref	62139	4950	0,0796601

Tabela 6.6: Resultado da Extensão de Fissuração para análise de sensibilidade do modelo

Número do experimento	Variáveis				$numel$	$\sum_{iel=1}^{numel} LCr_{iel}$	$E_{Cr_i}$
	$h$	$E_a/R$	$C_p$	$\lambda$			
24	Min	Max	Ref	Max	62139	6513	0,1048134
25	Min	Max	Max	Min	62139	7917	0,1274079
26	Min	Max	Max	Ref	62139	9060	0,1458022
27	Min	Max	Max	Max	62139	10231	0,1646470
28	Ref	Min	Min	Min	62139	0	0,0000000
29	Ref	Min	Min	Ref	62139	0	0,0000000
30	Ref	Min	Min	Max	62139	0	0,0000000
31	Ref	Min	Ref	Min	62139	0	0,0000000
32	Ref	Min	Ref	Ref	62139	0	0,0000000
33	Ref	Min	Ref	Max	62139	0	0,0000000
34	Ref	Min	Max	Min	62139	0	0,0000000
35	Ref	Min	Max	Ref	62139	0	0,0000000
36	Ref	Min	Max	Max	62139	0	0,0000000
37	Ref	Ref	Min	Min	62139	1	0,0000161
38	Ref	Ref	Min	Ref	62139	5	0,0000805
39	Ref	Ref	Min	Max	62139	21	0,0003380
40	Ref	Ref	Ref	Min	62139	50	0,0008046
41	Ref	Ref	Ref	Ref	62139	88	0,0014162
42	Ref	Ref	Ref	Max	62139	289	0,0046509
43	Ref	Ref	Max	Min	62139	567	0,0091247

Tabela 6.6: Resultado da Extensão de Fissuração para análise de sensibilidade do modelo

Número do experimento	Variáveis				$numel$	$\sum_{iel=1}^{numel} LCr_{iel}$	$E_{Cr_i}$
	$h$	$E_a/R$	$C_p$	$\lambda$			
44	Ref	Ref	Max	Ref	62139	995	0,0160125
45	Ref	Ref	Max	Max	62139	1651	0,0265695
46	Ref	Max	Min	Min	62139	3467	0,0557943
47	Ref	Max	Min	Ref	62139	5766	0,0927920
48	Ref	Max	Min	Max	62139	7441	0,1197477
49	Ref	Max	Ref	Min	62139	9185	0,1478138
50	Ref	Max	Ref	Ref	62139	10770	0,1733211
51	Ref	Max	Ref	Max	62139	12344	0,1986514
52	Ref	Max	Max	Min	62139	13695	0,2203930
53	Ref	Max	Max	Ref	62139	14983	0,2411207
54	Ref	Max	Max	Max	62139	16149	0,2598851
55	Max	Min	Min	Min	62139	0	0,0000000
56	Max	Min	Min	Ref	62139	0	0,0000000
57	Max	Min	Min	Max	62139	0	0,0000000
58	Max	Min	Ref	Min	62139	0	0,0000000
59	Max	Min	Ref	Ref	62139	0	0,0000000
60	Max	Min	Ref	Max	62139	0	0,0000000
61	Max	Min	Max	Min	62139	0	0,0000000
62	Max	Min	Max	Ref	62139	0	0,0000000
63	Max	Min	Max	Max	62139	0	0,0000000

Tabela 6.6: Resultado da Extensão de Fissuração para análise de sensibilidade do modelo

Número do experimento	Variáveis				$numel$	$\sum_{iel=1}^{numel} LCr_{iel}$	$E_{Cr_i}$
	$h$	$E_a/R$	$C_p$	$\lambda$			
64	Max	Ref	Min	Min	62139	5	0,0000805
65	Max	Ref	Min	Ref	62139	26	0,0004184
66	Max	Ref	Min	Max	62139	69	0,0011104
67	Max	Ref	Ref	Min	62139	182	0,0029289
68	Max	Ref	Ref	Ref	62139	562	0,0090442
69	Max	Ref	Ref	Max	62139	923	0,0148538
70	Max	Ref	Max	Min	62139	1517	0,0244130
71	Max	Ref	Max	Ref	62139	2647	0,0425980
72	Max	Ref	Max	Max	62139	5266	0,0847455
73	Max	Max	Min	Min	62139	8362	0,1345693
74	Max	Max	Min	Ref	62139	10171	0,1636814
75	Max	Max	Min	Max	62139	12033	0,1936465
76	Max	Max	Ref	Min	62139	13808	0,2222115
77	Max	Max	Ref	Ref	62139	15443	0,2485235
78	Max	Max	Ref	Max	62139	16909	0,2721157
79	Max	Max	Max	Min	62139	18257	0,2938090
80	Max	Max	Max	Ref	62139	19522	0,3141666
81	Max	Max	Max	Max	62139	20671	0,3326574

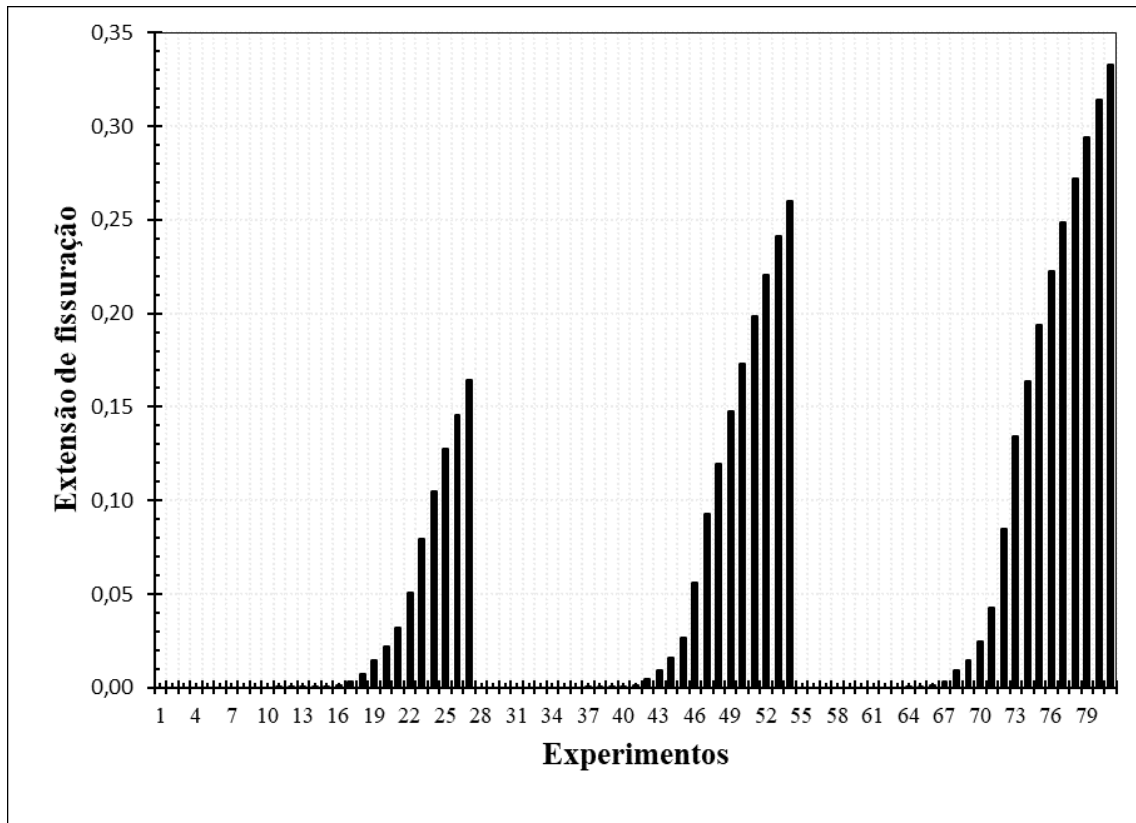


Figura 6.26: Extensão de fissuração para análise fatorial

# Capítulo 7

## Conclusão

Os resultados apresentados no estudo permitem verificar o comportamento térmico e mecânico ao longo do tempo para perturbações controladas nos valores de alguns parâmetros do modelo e seus impactos na integridade física da estrutura estudada.

É importante lembrar que estruturas de concreto massa, por ter seu comportamento diferenciado, são mais propensas à fissuração por conta da elevação de temperatura durante a reação de hidratação do cimento. Sendo assim, por conta da natureza exotérmica e termoativada da reação de hidratação, tais estruturas são mais suscetíveis aos efeitos do aparecimento de tensões durante as primeiras idades do material.

Conhecer a influência desses parâmetros em estruturas reais é de suma importância para a engenharia, tendo em vista que a determinação dos valores destes parâmetros muitas vezes envolve procedimentos complexos e não exatos, obtidos através de análises inversas, ou simplesmente negligenciados pelos profissionais por desconhecimento do seu impacto no projeto.

Desta forma, a utilização de um modelo computacional é peça fundamental para análise de estruturas de concreto massa, a fim de identificar o aparecimento de fissuras, principalmente devido às tensões geradas pela variação de temperatura, e eventuais patologias por concretagens em altas temperaturas.

A primeira parte deste estudo permite verificar a influência individual de cada parâmetro no modelo. Verificou-se que o parâmetro de maior influência na fissuração da estrutura é a energia de ativação. Apesar de não gerar os maiores gradientes térmicos, interfere diretamente na cinética da reação, antecipando o pico de temperatura para idades mais novas, nas quais provavelmente o material não possui resistência suficiente para resistir aos esforços gerados.

As simulações que apresentam os menores impactos na fissuração são aquelas associadas às perturbações nos parâmetros de condutividade térmica, ou seja, a troca de calor interna. Entretanto, na análise da elevação de temperatura verificou-

se que, devido à dificuldade de dissipação de calor gerado pela hidratação do cimento, valores inferiores de condutividade térmica do concreto implicam no aumento das temperaturas sem, de fato, interferir no número de elementos fissurados. Percebe-se também que os impactos gerados na elevação de temperatura são maiores quando os valores adotados são inferiores quando comparados aos de referência, apesar de também não se repetirem para a fissuração.

Apesar de não representarem resultados significativos na extensão de fissuração, os parâmetros de troca por convecção apresentam variação significativas quando analisa-se o aumento de elementos fissurados com sua variação. Tendo em vista que dentre os parâmetros, este é um dos mais complexos de prever, principalmente por dependerem de fatores ambientais, estudos mais específicos devem ser abordados.

Na segunda parte, durante a análise de sensibilidade evidencia-se o comportamento da estrutura para diversas combinações de parâmetros e como uma avaliação superficial destes parâmetros pode comprometer a integridade física da estrutura.

## 7.1 Sugestões de Trabalhos Futuros

São apresentadas abaixo algumas propostas como sugestões que visam aprimorar o trabalho desenvolvido.

1. Análise concomitante de parâmetros mecânicos do material, tais como: coeficiente de *Poisson*, *CTD*, parâmetros de fluência e retração autógena.
2. A inclusão da implementação de um modelo de fissuração probabilístico no programa de elementos finitos existente, para representar também o comportamento heterogêneo do concreto.



# Referências Bibliográficas

- ACI-COMMITTEE-207, 2002, *Mass Concrete*. ACI Manual of Concrete Practice.
- ADRIOLO, F. R., SKWARCZYNSKI, M. T., 1988, *Concreto pré refrigerado no Brasil: uma evolução com mais de 20 anos*. Brasil, Logos Engenharia S.A.
- ALMEIDA FILHO, R. G., 2006, *Planejamentos fatoriais fracionados para análise de sensibilidade de modelos de simulação de eventos discretos*. Tese de Mestrado, UNIFEI, Itajubá.
- ARRHENIUS, S., 1915, *Quantitative laws in biological chemistry*. London, Bell and Sons.
- ASTM, 2013, *Standard Test Method for Thermal Conductivity of Refractories by Hot Wire (Platinum Resistance Thermometer Technique)*. West Conshohocken, PA, ASTM International C1113/C1113M-09.
- AZENHA, M., MAEKAWA, K., ISHIDA, T., et al., 2007a, “Drying Induced Moisture Losses from Mortar to the Environment. Part I: Experimental Research.” *Mater Struct*, v. 40, pp. 800–811.
- AZENHA, M., MAEKAWA, K., ISHIDA, T., et al., 2007b, “Drying Induced Moisture Losses from Mortar to the Environment. Part II: Numerical Implementation.” *Mater Struct*, v. 40, pp. 813–825.
- AZENHA, M. A. D., 2009, *Numerical Simulation of The Structural Behaviour of Concrete Since Its Early Ages*. Tese de Doutorado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Setembro.
- BALLIM, Y., GRAHAM, P. C., 2003, “A maturity approach to the rate of heat evolution in concrete.” *Magazine of Concrete Research*, v. 55, n. 3, pp. 249–256.
- BENTZ, D., 2008, “A review of early-age properties of cement-based materials.” *Cement and Concrete Research*, v. 38, pp. 196–204.

- BENTZ, D., 2007, “Transient plane source measurements of the thermal properties of hydrating cement pastes.” *Material and Structures Journal*, v. 40, pp. 73–80.
- BETIOLI, I., SA, S. N., FIORINI, A. S., 1997, “Criteria for control and survey of the cracking of the buttress dam of Itaipu.” *XXII Simpósio Nacional de Grandes Barragens, CDBD (Brazilian Committee on Dams)*.
- BIERNACKI, J. J., WILLIAMS, P. J., STUTZMAN, P. E., 2001, “Nonlinear analysis of temperature and moisture distributions in early-age concrete structures based on degree of hydration.” *ACI 870 Material Journal*, v. 98, n. 4, pp. 340–349.
- BOFANG, Z., 2003, “Thermal stresses and temperature control of mass concrete.” *People 881 Republic of China: China Electric Power Press*.
- BOGUE, J. H., 1947, *The chemistry of Portland cement*. New York, USA, Reinhold Publishing Corporation.
- BOHM, H. J., NOGALES, S., 2008, “Mori-Tanaka models for the thermal conductivity of composites with interfacial resistance and particle size distributions.” *Research in Mechanics of Composites*, v. 68, n. 5, pp. 1181–1187.
- BOULAY, C., CRESPINI, M., DELSAUTE, B., et al., 2012, “Monitoring of the creep and the relaxation behavior of concrete since setting time, part 1: compression.” *SSCS 2012*.
- BRANCO, F., MENDES, P., MIRAMBELL, E., 1992, “Heat of hydration effects in concrete structures.” *ACI Materials Journal*, v. 89, n. 2, pp. 139–145.
- BRIFFAUT, M., BENBOUDJEMA, F., TORRENTI, J., et al., 2012, “Effects of the early age thermal behaviour on long term damage risk in massive concrete structures.” *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, v. 16, n. 5, pp. 598–605.
- BUFFO-LACARRIÈRE, L., SELIER, A., ESCADEILLAS, G., et al., 2007, “Multiphase finite element modelling of concrete hydration.” *Cement and Concrete Research*, v. 37, n. 2, pp. 131–138.
- CAMPBELL-ALLEN, D., THORNE, C., 1963, “The thermal conductivity of concrete.” *Magazine of Concrete Research*, v. 122, n. 15, pp. 39–48.
- CERVERA, M., OLIVER, J., PRATO, T., 1999, “Thermo-chemo-mechanical model for concrete. I: Hydration and aging.” *Journal of Engineering Mechanics ASCE*, v. 125, n. 9, pp. 1018–1027.

- CERVERA, M., FARIA, R., OLIVIER, J., et al., 2002, “Numerical modelling of concrete curing, regarding hydration and temperature phenomena.” *Computers and Structures*, v. 80, pp. 1511–1521.
- CHENGJU, G., 1989, “Maturity of concrete: Method for predicting early-age strength.” *ACI Materials Journal*, v. 86, n. 4, pp. 341–353.
- CHOKTAWEEKARN, P., TANGTERMSIRIKUL, S., 2010, “Effect of aggregate type, casting, thickness and curing condition on restrained strain of mass concrete.” *Songklanakarinn Journal of Science and Technology*, v. 32, pp. 391–402.
- CRAEYE, B., DE SCHUTTER, G., HUMBEECK, H., et al., 2009, “Early age behaviour of concrete supercontainers for radioactive waste disposal.” *Nuclear Engineering and Design*, v. 239, pp. 23–35.
- DE BORST, R., VAN DEN BOOGAARD, A., 1994, “Finite-element modeling of deformation and cracking in early-age concrete.” *ASCE J Eng Mech*, v. 120, n. 12, pp. 2519–2534.
- DE FARIA, E. F., 2004, *Predição da exotermia da reação de hidratação do concreto através de modelo termo-químico e modelo de dados*. Tese de Doutorado, UFRJ, Rio de Janeiro-RJ, Outubro.
- DE SCHUTTER, G., 2002, “Finite element simulation of thermal cracking in massive hardening concrete elements using degree of hydration based material laws.” *Comput Struct*, v. 80, pp. 2035–2042.
- DE SCHUTTER, G., TAERWE, L., 1995, “General hydration model for Portland cement and blast furnace slag cement.” *Cement and Concrete Research*, v. 25, n. 3, pp. 593–604.
- DE SCHUTTER, G., VUYLSTEKE, M., 2004, “Minimisation of early age thermal cracking in a J-shaped non-reinforced massive concrete quay wall.” *Engineering Structures*, v. 26, pp. 801–808.
- FAIRBAIRN, E. M., R.SILVOSO, M. M., TOLEDO FILHO, R. D., et al., 2004, “Optimization of mass concrete construction using genetic algorithms”, *Computers and Structures*, v. 82, pp. 281–299.
- FAIRBAIRN, E. M. R., SILVOSO, M. M., KOENDERS, E. A. B., et al., 2012, “Thermo-chemo-mechanical cracking assessment for early-age mass concrete structures.” *Concrete International*, v. 34, pp. 30–35.

- FARIA, R., AZENHA, M., FIGUEIRAS, J., 2006, “Modelling of concrete at early ages: Application to an externally restrained slab.” *Cement and Concrete Composites*, v. 28, pp. 572–585.
- FERNANDEZ-JIMENEZ, A., PUERTAS, F., 1997, “Alkali-activated slag cements: Kinetic studies.” *Cement and Concrete Research*, v. 27, pp. 359–368.
- FERREIRA, I. A., 2008, *Solução em Paralelo de um Modelo Termo-Químico-Mecânico Para Concreto Jovem*. Tese de Doutorado, UFRJ, Rio de Janeiro-RJ, Julho.
- FERREIRA, N. S. S., 2011, “Análise de sensibilidade em estruturas lamelares.” *21º POSMEC*.
- FUNAHASHI, E. I. J., KUPERMAN, S. C., 2010, “Study of thermal cracking in the spillway of a small hydropower plant.” *CBDB (Brazilian Committee on Dams)*.
- GAWIN, D., PESAVENTO, F., SCHREFLER, B., 2006, “Hygro-thermo-chemo-mechanical modelling of concrete at early ages and beyond. Part I: hydration and hygro-thermal phenomena.” *Int J Num Meth Eng*, v. 67, pp. 299–331.
- GIBBON, G., BALLIM, Y., 1998, “Determination of the thermal conductivity of concrete during the early stages of hydration.” *Magazine of Concrete Research*, v. 50, pp. 229–235.
- GUO, L., ZHONG, L., ZHU, Y., 2011, “Thermal conductivity and heat transfer coefficient of concrete.” *J Wuhan Univ Techn - Mater Sci*, v. 26, pp. 791–796.
- HAMMERSCHMIDT, U., 2002, “Guarded Hot-Plate (GHP) Method: Uncertainty Assessment.” *International Journal of Thermophysics*, v. 23, pp. 1551–1570.
- HAMZAH, M., JAMSHIDI, A., SHAHADAN, Z., 2010, “Evaluation of the potential of sasobit to reduce required heat energy and co2 emission in the asphalt industry.” *Journal of Clean Production*, v. 18, pp. 59–65.
- HANSEN, P. F., PEDERSEN, J., 1977, “Maturity computer for controlled curing and hardening of concrete.” *Nordisk Betong*, v. 21, pp. 19–34.
- HASANAIN, G., KHALLAF, T., MAHMOOD, K., 1989, “Water evaporation from freshly placed concrete surfaces in hot weather.” *Cement and Concrete Research*, v. 19, n. 3, pp. 465–475.

- HELLMICH, C., 1999, *Shotcrete as part of the new Austrian tunneling method: from thermochemomechanical material modeling to structural analysis and safety assessment of tunnels*. Tese de Doutorado, Technischen Universität Wien, Austria.
- HOLLICK, J., 2012, “Nocturnal radiation cooling tests.” *Energy Procedia*, v. 30, pp. 930–936.
- HONORIO, T., 2015, *Modelling concrete behaviour at early-age: multiscale analysis and simulation of a massive disposal structure*. Tese de Doutorado, ENS Cachan, France.
- JENDELE, L., SMILAUER, V., CERVENKA, J., 2014, “Multiscale hydro-thermo-mechanical model for early-age and mature concrete structures.” *Advances in Engineering Software*, v. 72, pp. 134–146.
- JONASSON, J., 1994, *Modelling of temperature, moisture and stress in young concrete*. Tese de Doutorado, Luleå University of Technology, Sweden.
- KIM, K., JEON, S., KIM, J., et al., 2003, “An experimental study on thermal conductivity of concrete.” *Cement Concr Res*, v. 33, pp. 363–371.
- KISHI, T., MAEKAWA, K., 1994, “Thermal and mechanical modelling of young concrete based on hydration process of multi-component cement materials.” *Rilem Proceeding*, v. 25, pp. 11–19.
- KLEMCZAK, B., KNOPPIK-WRÓBEL, A., 2014, “Analysis of early-age thermal and shrinkage stresses in reinforced concrete walls.” *ACI Structural Journal*, v. 111, n. 2, pp. 313–322.
- KNOPPIK-WRÓBEL, A., 2012, “Cracking risk in early-age RC walls.” *Ph.D. Symposium*.
- KOLANI, B., BUFFO-LACARRIÈRE, L., SELLIER, A., et al., 2012, “Hydration of slag blended cements.” *Cement and Concrete Composites*, v. 34, n. 9, pp. 1009–1018.
- KOVLER, K., 1995, “Shock of Evaporative Cooling of Concrete in Hot Dry Climate.” *Concrete International*, v. 17, n. 10, pp. 65–69.
- KUSUDA, T., 1977, “Fundamentals of building heat transfer.” *Journal of Research of the National Bureau of Standards*, v. 82, n. 2.

- KWAK, H., HA, S., KIM, J., 2006, “Non-structural cracking in RC walls. Part I: Finite element formulation.” *Cement and Concrete Composites*, v. 36, pp. 749–760.
- LACKNER, R., MANG, H. A., 2004, “Chemoplastic material model for the simulation of early-age cracking: From the constitutive law to numerical analyses of massive concrete structures.” *Cement and Concrete Composites*, v. 26, pp. 551–562.
- LEA, F. M., 1970, *The chemistry of cement and concrete*. London, Edward Arnold Ltd.
- LEE, Y., CHOI, M., YI, S., et al., 1992, “Experimental study on the convective heat transfer coefficient of early-age concrete.” *Cement and Concrete Composites*, v. 31, n. 1, pp. 60–71.
- LEWIS, C., 1997, “Demand Forecasting and Inventory Control.” .
- LITOVSKY, E., SHAPIRO, M., 1992, “Gas Pressure and Temperature Dependences of Thermal Conductivity of Porous Ceramic Materials: Part 1, Refractories and Ceramics with Porosity below 30 percent.” *J Amer Ceram Soc*, v. 75, pp. 3425–3439.
- LUCA, J., MRAWIRA, D., 2005, “New Measurement of Thermal Properties of Superpave Asphalt Concrete.” *Journal of Materials in Civil Engineering*, v. 17, pp. 72–79.
- MCCARTER, W., BEN-SALEH, A., 1995, “Influence of practical curing methods on evaporation of water from freshly placed concrete in hot climates.” *Build Env*, v. 36, n. 8, pp. 919–924.
- MEHTA, P., MONTEIRO, P., 2005, *Concrete: Microstructure, Properties, and Materials*. McGraw-Hill.
- MICHELL, D., BIGGS, K., 1979, “Radiation cooling of buildings at night.” *Applied Energy*, v. 5, n. 10, pp. 263–275.
- MILLS, R. H., 1966, *Factors influencing cessation of hydration in water-cured cement pastes*. Washington, D.C., Highway Research Board.
- MODEST, M., 2013, “Radiative heat transfer.” *Academic press*.
- MONTGOMERY, D. C., 2001, *Design and analysis of experiments*. New York, John Wiley and Sons.

- MORABITO, P., 1989, “Measurement of the thermal properties of different concretes.” *High Temperatures - High Pressures*, v. 21, pp. 51–59.
- MOUNANGA, P., KHELIDJ, A., BASTIAN, G., 2004, “Experimental study and modelling approaches for the thermal conductivity evolution of hydrating cement paste.” *Advances in Cement Research*, v. 16, pp. 95–103.
- NEVILLE, A., 1997, *Properties of Concrete. 4th ed.* London, UK, Wiley.
- POMIANOWSKI, M., HEISELBERG, P., JENSEN, R., et al., 2014, “A new experimental method to determine specific heat capacity of inhomogeneous concrete material with incorporated microencapsulated-PCM.” *Cement and Concrete Research*, v. 55, pp. 22–34.
- POOLE, J. L., 2007, *Modeling temperature sensitivity and heat evolution of concrete.* Tese de Doutorado, University of Texas at Austin, Austin, USA.
- POWERS, T. C., 1964, *The physical structure of Portland cement paste, the chemistry of cement.* H. F. Taylor Ed.
- RASTRUP, E., 1954, “Heat of hydration in concrete.” *Magazine of Concrete Research*, v. 6, n. 17, pp. 79–92.
- REINHARDT, H., BLAUWENDRAAD, J., JONGENDIJK, J., 1982, “Temperature development in concrete structures taking account of state dependent properties.” *International Conference on Concrete at Early Ages - RILEM*, pp. 211–218.
- RICHARDSON, I. G., 1999, “The nature of C-S-H in hardened cements.” *Cement and Concrete Research*, v. 29, pp. 1131–1147.
- RIDING, K. A., POOLE, J. L., FOLLIARD, K. J., et al., 2011, “New method for estimating apparent activation energy of cementitious systems.” *ACI Materials Journal*, v. 108, n. 5, pp. 550–557.
- RILEM, 2018, *Thermal Cracking of Massive Concrete Structures: State of the Art Report of the RILEM Technical Committee 254-CMS.* Springer International Publishing.
- RITA, M., FAIRBAIRN, E., RIBEIRO, F., et al., 2018, “Optimization of Mass Concrete Construction Using a Twofold Parallel Genetic Algorithm.” *Applied Sciences*, v. 8, n. 3, pp. 399.
- RITA, M., 2015, *Otimização da fase construtiva de estruturas de concreto massa em ambiente paralelo.* Tese de Doutorado, UFRJ, Rio de Janeiro, Setembro.

- ROSSO, J. A., PIASENTIN, C., 1997, “Studies on the cracking of the buttress dam of Itaipu.” *XXII Simpósio Nacional de Grandes Barragens, CBDB (Brazilian Committee on Dams)*.
- RUIZ, J., SCHINDLER, A., RASMUSSEN, R., et al., 2001, “Concrete temperature modeling and strength prediction using maturity concepts in the FHWA HIPERPAV software.” *International conference on concrete pavements*, v. 7.
- SALTELLI, A., RATTO, M., ANDRES, T., et al., 2008, *Global Sensitivity Analysis. The Primer*. Italy, John Wiley and Sons Ltd.
- SCHINDLER, A. K., FOLLIARD, K. J., 2005, “Heat of hydration models for cementitious materials.” *ACI Materials Journal*, v. 102, n. 1, pp. 24–33.
- SERCOMBE, J., HELLMICH, C., ULM, F. J., et al., 2000, “Modeling of early-age creep of shotcrete.” *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)*, pp. 284–291.
- SFIKAS, I., INGHAM, J., MACDONALD, J. B. M., 2017, “Using finite element analysis to assess the thermal behaviour of concrete structures.” .
- SILVOSO, M. M., 2003, *Otimização da Fase Construtiva de Estruturas de Concreto em Face dos Efeitos da Hidratação Via Algoritmos Genéticos*. Tese de Doutorado, UFRJ, Rio de Janeiro-RJ, Março.
- TATRO, S., 2006, “Significance of Tests and Properties of Concrete and Concrete-Making Materials”, *ASTM International*, pp. STP169D–EB.
- ULM, F. J., COUSSY, O., 1995, “Modeling of thermochemomechanical couplings of concrete at early ages”, *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)*, pp. 785–794.
- ULM, F.-J., COUSSY, O., 1996, “Strength Growth as Chemo-Plastic Hardening in Early Age Concrete”, *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)*, v. 122, pp. 1123–1132.
- ULM, F.-J., COUSSY, O., 1998, “Couplings in early-age concrete: from material modeling to structural design”, *International Journal of Solids and Structures*, v. 35, pp. 4295–4311.
- VAN BREUGEL, K., 1991, *Simulation of hydration and formation of structure in hardening cement based materials*. Tese de Doutorado, Delft University of Technology, Delft, Netherlands.



- WALLER, V., 1999, *Relations entre composition des bétons, exothermie en cours de prise et résistance en compression*. Tese de Doutorado, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris.
- WANG, C., DILGER, W. H., 1994, “Prediction of temperature distribution in hardening concrete.” *International RILEM Conference on Thermal Cracking in Concrete at Early Ages*, pp. 21–28.
- YUAN, Y., WAN, Z. L., 2002, “Prediction of cracking within early-age concrete due to thermal, drying and creep behavior.” *Cement and Concrete Research*, v. 32, pp. 1053–1059.
- ZREIKI, J., BOUCHELAGHEMA, F., CHAOUCHEA, M., 2010, “Early-age behaviour of concrete in massive structures - Experimentation and modelling.” *Nuclear Engineering and Design*, v. 240, pp. 2643–2654.