

MODELAGEM MECÂNICA E NUMÉRICA DA REAÇÃO ÁLCALI-AGREGADO
COM APLICAÇÃO A BARRAGENS DE CONCRETO

Luciana Ericeira Lopes

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS
PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE
FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM CIÊNCIAS
EM ENGENHARIA CIVIL.

Aprovada por:

Prof. Eduardo de Moraes Rego Fairbairn, Dr.Ing.

Prof. Fernando Luiz Bastos Ribeiro, D.Sc.

Prof. Romildo Dias Tolêdo Filho, D.Sc.

Prof. Guilherme Juan Creus, D.Sc.

Prof.^a Deane de Mesquita Roehl, Dr.Ing.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

NOVEMBRO DE 2004

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

LOPES, LUCIANA ERICEIRA

Modelagem Mecânica e Numérica da Reação
Álcali-Agregado com Aplicação a Barra-
gens de Concreto [Rio de Janeiro] 2004.

XIII, 144 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, D.Sc.,
Engenharia Civil, 2004)

Tese - Universidade Federal do Rio de
Janeiro, COPPE

1. Reação Álcali-agregado
2. Modelo de fissuração
3. Barragens

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

Para meu amor, *Lino*

Agradecimentos

Agradeço primeiramente aos meus orientadores Eduardo e Fernando pela orientação e paciência dispensadas durante este trabalho.

Agradeço o apoio, o amor e o carinho de meu marido Lino, que sempre me incentivou em todos os momentos difíceis.

Agradeço também todo o apoio que meus pais, Ivete e Wladimir, me deram não só durante este trabalho, mas ao longo de toda a minha vida. Sem o amor e o incentivo de vocês certamente o caminho teria sido muito mais difícil.

Impossível não dar um lugar de destaque para minha irmã de coração Kati, pessoa mais que especial que acompanhou todo este trabalho sempre torcendo muito por mim.

A todos os membros da minha família, em especial aos meus avós Alzira, Raimundo e Marosa (*in memorian*), agradeço todo o carinho e a preocupação nesses longos anos de ausência de casa.

Ao amigo Silvosso que contribuiu para este trabalho de maneira atuante e decisiva. Às minhas queridas amigas Reila e Sueli, cuja atitude em me receber encheu meu coração de ternura.

Aos amigos queridos conquistados durante este período na COPPE: Vivian, Maíra, Eugênia, Cíntia, Patrícia, Márcia, Guilherme, Alex, Iuri e Sidiclei agradeço pelos agradáveis momentos passados nesse período e espero que a distância não permita que nossa amizade se perca.

Aos colegas de laboratório Hishasi, Miguel, Wendel, Walber, Emerson, Tiago, Jardel e Ana Maria pela convivência agradável em um ambiente tranquilo e afetuoso.

Às secretárias Luzidelle e Sandra por todo apoio administrativo.

À FURNAS e à ANEEL pelo apoio fornecido através do projeto de Pesquisa e Desenvolvimento no qual esta tese está inserida.

À CAPES, pelo apoio financeiro.

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

MODELAGEM MECÂNICA E NUMÉRICA DA REAÇÃO ÁLCALI-AGREGADO
COM APLICAÇÃO A BARRAGENS DE CONCRETO

Luciana Ericeira Lopes

Novembro/2004

Orientadores: Eduardo de Moraes Rego Fairbairn
Fernando Luiz Bastos Ribeiro

Programa: Engenharia Civil

A presente tese trata de um modelo termo-químico-mecânico e de sua implementação computacional para a reação álcali agregado (RAA). Este modelo leva em conta a temperatura, a umidade, a poro-pressão do gel e a microfissuração por ele causada, o que permite a simulação da anisotropia induzida pelo estado de tensões. Os parâmetros que caracterizam a RAA são determinados através de retroanálise, a partir de ensaios de expansão livre em corpos de prova geralmente fissurados. O modelo foi implementado em um programa de Elementos Finitos 3D e foi verificado através de ensaios de laboratório em corpos de prova realizados na França, pela análise hipotética da introdução de uma junta em um anel de descarga e também pela análise macroscópica da evolução da RAA no muro central da barragem de Furnas. Os resultados indicam que o código computacional está operacional, podendo ser utilizado em exemplos com um grande número de graus de liberdade, constituindo-se em uma ferramenta que permite a simulação da RAA para casos reais, sendo portanto de inestimável ajuda para a análise de estruturas sujeitas à Reação Álcali-Agregado.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

MECHANICAL AND NUMERIC MODELLING OF THE ALKALI AGGREGATE
REACTION WITH APPLICATION TO CONCRETE DAMS

Luciana Ericeira Lopes

November/2004

Advisors: Eduardo de Moraes Rego Fairbairn
Fernando Luiz Bastos Ribeiro

Department: Civil Engineering

We present an Alkali-Aggregate Reaction (AAR) thermo-chemo-mechanical expansion model recently developed, whose main feature is the representation of the stress-induced anisotropy, which is taken into account by means of a classical smeared cracking model that was implemented in a 3D Finite Element code. This model considers the influence of temperature and humidity in the development of AAR. Since cracking occurs generally at the beginning of the swelling process, it is suggested that the assessment of the reaction characteristics in free expansion tests could be attained considering a cracked specimen. Hence, an inverse analysis is used to determine AAR parameters. Besides the validation of the model by the simulation of laboratory tests performed in France, it was applied to the simulation of alkali-silica expansion in a hypothetical discharge ring, and to the analysis of a real dam affected by AAR. The good correlation between experimental and numerical data displayed the accuracy of the model, and the application to the real problems shown that it is operational to be applied to solve engineering problems.

Sumário

1	Introdução	1
1.1	RELEVÂNCIA DO TEMA PROPOSTO E OBJETIVO DA TESE	1
1.2	ORGANIZAÇÃO DA TESE.....	8
2	Reação Álcali-Agregado em Estruturas de Concreto	9
2.1	ASPECTOS GERAIS	9
2.2	FATORES NECESSÁRIOS PARA OCORRÊNCIA DA REAÇÃO ÁLCALI-SÍLICA.....	12
2.2.1	<i>Álcalis no Cimento</i>	12
2.2.2	<i>Sílica reativa nos agregados</i>	13
2.3	PARÂMETROS QUE INFLUENCIAM NA RAA.....	15
2.3.1	<i>Temperatura</i>	16
2.3.2	<i>Umidade</i>	18
2.3.3	<i>Tensão</i>	21
2.4	PROCESSOS QUÍMICO-MECÂNICOS DA RAA.....	26
2.4.1	<i>Etapas do processo</i>	27
2.4.2	<i>Mecanismos de formação do gel</i>	31
2.4.3	<i>Mecanismos de Expansão do gel</i>	36
3	Modelos para RAA	39
3.1	ASPECTOS GERAIS	39
3.2	MODELO MICROMECAÂNICO.....	41
3.2.1	<i>Modelo de Lemarchand</i>	41
3.3	MODELOS MESOSCÓPICOS.....	43
3.3.1	<i>Modelo de Furusawa et al.</i>	43
3.3.2	<i>Modelo de Xi, Suwito et al.</i>	46
3.3.3	<i>Modelo de Bazant e Steffens</i>	51

3.4	MODELOS MACROSCÓPICOS.....	51
3.4.1	<i>Modelo de Adeghe et al.</i>	51
3.4.2	<i>Modelo de Pietruszczak e Huang</i>	54
3.4.3	<i>Modelo de Capra, Bournazel et al.</i>	62
3.4.4	<i>Modelo de Ulm, Coussy et al.</i>	67
4	Modelo de Ulm et al modificado.....	76
4.1	ASPECTOS GERAIS	76
4.2	MODELO UNIDIMENSIONAL EXPLICATIVO.....	76
4.3	DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DO MÓDULO DE ELASTICIDADE, DA RESISTÊNCIA À TRAÇÃO E DA ENERGIA DE DEFORMAÇÃO.	83
4.4	DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DAS CARACTERÍSTICAS DA RAA: O ENSAIO DE EXPANSÃO LIVRE.	85
4.5	DESCARREGAMENTO/RECARREGAMENTO.....	88
5	Modelos de fissuração	89
5.1	ASPECTOS GERAIS	89
5.2	MODELO DE FISSURAÇÃO DISCRETA	89
5.3	MODELO DE FISSURAÇÃO REPARTIDA.....	90
5.3.1	<i>Modelo de fissura fixa única</i>	90
5.3.2	<i>Modelo de múltiplas fissuras fixas</i>	95
6	Modelo Numérico	97
6.1	ASPECTOS GERAIS	97
6.2	ALGORITMO DE SOLUÇÃO.....	97
6.3	CALIBRAÇÃO DO MODELO	100
6.4	ANÁLISE INVERSA PARA DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS DA RAA.	100
6.5	EXPANSÃO LIVRE.....	103
6.6	ANISOTROPIA INDUZIDA POR TENSÕES.....	105
6.6.1	<i>Análise com descarregamento</i>	107

7	Exemplos	108
7.1	ANEL	108
7.1.1	<i>Simulação numérica</i>	<i>110</i>
7.1.2	<i>Resultados.....</i>	<i>111</i>
7.2	MURO DA BARRAGEM DA USINA HIDRELÉTRICA DE FURNAS	118
7.2.1	<i>Determinação dos campos de temperatura e umidade</i>	<i>121</i>
7.2.2	<i>Análise de deformação lenta</i>	<i>124</i>
7.2.3	<i>Modelagem da expansão por RAA</i>	<i>128</i>
8	Conclusões	134
9	Referências	137

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Danos de RAA. [2].....	2
Figura 1.2 – Ensaio realizado por Larive: a) Expansão Livre b) Tensão de 5 MPa c) Tensão de 10 MPa (Fonte: [7]).....	5
Figura 1.3 – Ponte sob ação da RAA.	6
Figura 2.1 – Exemplos de fissuração em mapa causadas pela reação álcali-agregado – Pilar do vertedouro da Barragem UHE Furnas (Fonte: [24]).	10
Figura 2.2 – Exemplos de fissuração em mapa causadas pela reação álcali-agregado – Pilar do vertedouro da Barragem UHE Porto Colômbia (Fonte: [24]).	10
Figura 2.3 – Aspecto micromecânico da RAA (Fonte: [1]).	11
Figura 2.4 – Concentração de íons na solução dos poros do cimento com o tempo de cura (Fonte: [25]).	13
Figura 2.5 – Desenho esquemático do ataque alcalino sobre sílicas bem cristalizadas (a) e mal cristalizadas (b). [32]	15
Figura 2.6 – Expansão longitudinal das amostras ensaiadas a 23 °C e 38 °C (Fonte [7]).	16
Figura 2.7 – Comparação entre as curvas relativas de 38°C e 60°C (Fonte: [7]).....	17
Figura 2.8 – Evolução da expansão e do consumo álcalis para amostras submetidas a temperaturas de 20 °C e 40 °C (Fonte: [15]).	18
Figura 2.9- Curvas para análise da influência da quantidade de água absorvida pelo corpo de prova (Fonte: [7]).....	20
Figura 2.10- Deformação longitudinal e variação de massa de corpos de prova expostos à umidade após 82° dias de idade (Fonte: [7]).....	21
Figura 2.11- Relação deformação longitudinal x tempo obtidas por Larive (Fonte:[7]).	22
Figura 2.12- Relação deformação transversal x tempo obtidas por Larive (Fonte:[7]).	23
Figura 2.13- Síntese dos resultados experimentais de Larive (1997).....	24
Figura 2.14- Interface agregado-pasta.	26
Figura 2.15 – Representação esquemática da estrutura da sílica amorfa. (a) Representação da estrutura. (b) Versão simplificada. As setas indicam ligações siloxano a átomos adicionais de sílica, cada um com três outras ligações siloxano [3].	27
Figura 2.16 – Ataque da primeira ligação siloxano. (a) Aproximação do íon hidroxila; (b) Quebra da ligação siloxano e troca pela ligação silanol [3].....	28
Figura 2.17 – Evolução da quebra das ligações siloxano. (a) Aproximação do íon hidroxila; (b) Substituição do grupo hidroxila pelo oxigênio e liberação de água [3].	29
Figura 2.18 – Quebra da segunda e da terceira ligações siloxano. (a) Aproximação dos íons hidroxila; (b) Quebra das ligações siloxano e troca pelas pontes silanol [3]..	29
Figura 2.19 – Quebra da última ligação siloxano. (a) Aproximação do íon hidroxila; (b) Quebra da ligação siloxano e troca por ligação silanol com criação do monômero [3].	30
Figura 2.20 – Mecanismo de formação do gel: processo topoquímico (Fonte: [1]).	33
Figura 3.1 – Desenho esquemático para a reação álcali-sílica [3].....	44
Figura 3.2 – Relação entre o diâmetro do agregado e a expansão por RAA, em função do processo dominante (Fonte: [52]).	48
Figura 3.3 – Volume elementar (Fonte: [52]).	48
Figura 3.4 – (a) Configuração mesoestrutural de um composto de duas fases.	49
Figura 3.5 - Curva da expansão do concreto por RAA em função da tensão [11].	52

Figura 3.6 - Curva da expansão do concreto por RAA em função da tensão.....	54
Figura 3.7 - Curvas características para $g_1(\sigma_m)$	58
Figura 3.8 - Curvas características para $g_2(\theta)$	59
Figura 3.9 - Curvas características $g_3(t')/\varepsilon_\infty$	59
Figura 3.10 – Resultados obtidos para $g_3(t')/\varepsilon_\infty \in [0,1]$ em função da variação da pressão hidrostática σ_m (MPa) $\in [-60,0]$ e do tempo t (dias) $\in [0,500]$ para diferentes temperaturas: (a) $\theta= 0^\circ\text{C}$; (a) $\theta= 10^\circ\text{C}$; (a) $\theta= 20^\circ\text{C}$; (a) $\theta= 30^\circ\text{C}$; (a) θ $= 40^\circ\text{C}$; (a) $\theta= 50^\circ\text{C}$	60
Figura 3.11 - Comparação entre resultados experimentais e os previstos pelo modelo de Pietruszczak (Fonte: [3]).	61
Figura 3.12 - Determinação de parâmetros do material (Fonte [56]).....	63
Figura 3.13 – Grau de influência da umidade na deformação.....	64
Figura 3.14 – Modo I de abertura de fissuras.....	65
Figura 3.15 – Comparação entre dados experimentais e resultado numérico para diferentes condições de carregamento (Fonte: [6]).	67
Figura 3.16 – Modelo reológico unidimensional para quimio-elasticidade (Fonte: [58]).	68
Figura 3.17 – Definição de tempo de latência τ_L e de tempo característico τ_c em função da expansão normalizada $\xi = \varepsilon(t)/\varepsilon(\infty)$	70
Figura 3.18 – Dependência da temperatura das constantes τ_c e τ_L (Fonte: [5]).	71
Figura 3.19 – Modelo reológico unidimensional para quimio-plasticidade (Fonte: [58]).	72
Figura 3.20 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos para diferentes condições de carregamento (Fonte: [3]).	75
Figura 4.1 – Domínios unidimensionais.....	77
Figura 4.2 – Equação constitutiva para o gel.....	79
Figura 4.3 – Equação constitutiva linear-elástica para o esqueleto de concreto.	81
Figura 4.4 – Equação constitutiva para a fissura coesiva.....	82
Figura 4.5 – Modelo unidimensional do comportamento expansivo do concreto.....	82
Figura 4.6 – Ensaio para determinação do módulo de elasticidade.....	83
Figura 4.7 – Ensaio para determinação das características de fratura.....	84
Figura 4.8 – Ensaio de expansão livre para determinação das características da RAA. 85	
Figura 4.9 – Mecanismo de descarregamento/recarregamento.	88
Figura 5.1 – Exemplo de decomposição da deformação normal à fissura.	91
Figura 5.2 – Plano de fissura.	92
Figura 6.1 – Malha de elementos finitos.	100
Figura 6.2 – Deformação volumétrica em função do tempo: ajuste do parâmetro k	101
Figura 6.3 – Deformação volumétrica em função do tempo: ajuste de τ_c e τ_L	102
Figura 6.4 – Deformação volumétrica em função do tempo: curvas experimental e numérica.	102
Figura 6.5 – Configuração deformada para expansão livre.....	103
Figura 6.6 – Componentes dos deslocamentos nas direções x , y e z	104
Figura 6.7 – Deformações longitudinal e transversal para expansão livre.....	104
Figura 6.8 – Deformações volumétricas para expansão livre e tensões aplicadas de 5MPa e 10MPa.	105
Figura 6.9 – Deformações longitudinais para tensões aplicadas de 5MPa e 10MPa. ..	106
Figura 6.10 – Deformações transversais para tensões aplicadas de 5 MPa e 10 MPa. 106	
Figura 6.11 – Comportamento dos corpos de prova submetidos à descarga.....	107

Figura 7.1- Casa de força da UHE de Jupia [81].....	109
Figura 7.2 - Geometria e condições de contorno: a) iniciais; b) após a abertura da junta.	110
Figura 7.3- Malha com 27350 elementos.....	110
Figura 7.4- Evolução da Expansão.....	111
Figura 7.5- Deslocamentos na direção x	112
Figura 7.6- Deslocamentos na direção y	112
Figura 7.7- Deslocamentos na direção z	112
Figura 7.8- Deslocamentos na direção x (abertura aos 4 anos).....	113
Figura 7.9- Deslocamentos na direção y (abertura aos 4 anos).....	113
Figura 7.10- Deslocamentos na direção z (abertura aos 4 anos).....	114
Figura 7.11- Deslocamentos na direção x (abertura aos 10 anos).....	114
Figura 7.12- Deslocamentos na direção y (abertura aos 10 anos).....	115
Figura 7.13- Deslocamentos na direção z (abertura aos 10 anos).....	115
Figura 7.14- Deslocamento diametral do anel.....	116
Figura 7.15- Configuração deformada: a) Sem junta de dilatação; b) Abertura da junta de dilatação aos 4 anos; c) Abertura da junta aos 10 anos.....	116
Figura 7.16- Pressão do gel: a) Sem junta de dilatação; b) Abertura da junta de dilatação aos 4 anos; c) Abertura da junta aos 10 anos.....	117
Figura 7.17- Usina Hidrelétrica de Furnas.....	118
Figura 7.18- Detalhe do muro analisado (barragem de Furnas).....	119
Figura 7.19- Geometria do bloco da barragem de Furnas.....	119
Figura 7.20- Malha de 10479 nós e 49513 elementos tetraédricos.....	121
Figura 7.21 - Nível d'água medido.....	122
Figura 7.22 - Perfil de temperatura na face de fluxo.....	122
Figura 7.23 - Campo de temperatura em regime permanente.....	123
Figura 7.24 - Campo de umidade em regime permanente.....	124
Figura 7.25 - Modelo da cadeia de Maxwell para deformação lenta do concreto.....	124
Figura 7.26 - Deformada para deformação instantânea.....	127
Figura 7.27 - Deslocamento do nó 10479 na direção z - escala logarítmica.....	128
Figura 7.28- Indicação do ponto A analisado.....	129
Figura 7.29- Etapas da calibração de parâmetros.....	130
Figura 7.30- Pressão do gel (em MPa).....	131
Figura 7.31- Elementos fissurados.....	131
Figura 7.32- Tensões nas direções: a) x ; b) y ; c) z . Tempo = 50 anos.....	132
Figura 7.33- Deslocamento do ponto A na direção z	133

Lista de tabelas

Tabela 2.1 – Deformação volumétrica dos corpos de prova submetidos a ensaios sob tensão constante [7].	23
Tabela 3.1 – Características do modelo de Pietruszczak e Huang utilizadas em [14] ...	58
Tabela 3.2 – Resultados obtidos por Pietruszczak e Huang após 25 anos [14].....	61

1 Introdução

1.1 Relevância do tema proposto e objetivo da tese

A reação álcali-agregado (RAA) é um termo geral utilizado para descrever a reação química que ocorre internamente em uma estrutura de concreto, envolvendo sílica, agregados reativos e água. Como resultado desta reação formam-se produtos que na presença de umidade são capazes de expandir, criar fissuras, e ocasionar deslocamentos. Tais consequências podem comprometer o funcionamento das estruturas atingidas [1].

Devido ao fato de a água ser um dos fatores determinantes da existência da RAA, as obras hidráulicas são as mais suscetíveis de apresentarem esse tipo de problema. Em barragens, os problemas mais comumente observados são a abertura de juntas, movimentações diferenciais, perda de estanqueidade e problemas operacionais. A Figura 1.1, extraída de Léger et al [2], ilustra alguns casos internacionais de impactos da RAA em estruturas de usinas hidrelétricas. O maior número de estruturas atingidas encontra-se na América do Norte, mas no Brasil já há diversos casos detectados, apesar dos diagnósticos serem relativamente recentes.

Apesar de afetar um grande número de estruturas em todo o mundo, e de ser um fenômeno conhecido desde o início dos anos 40, ainda não existe consenso sobre um modelo numérico capaz de descrever o efeito da RAA em estruturas de concreto, nem tampouco sobre que parâmetros devem ser considerados, pois a RAA é um fenômeno complexo que envolve aspectos físicos, químicos e mecânicos do comportamento de longa duração de materiais a base de cimento.

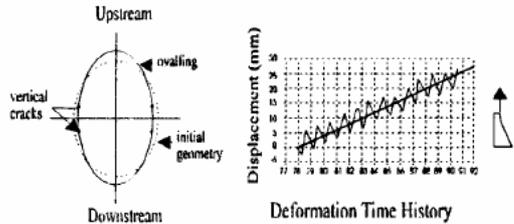
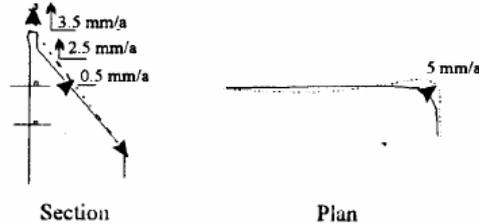
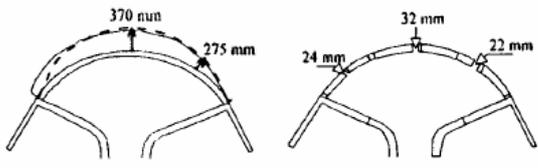
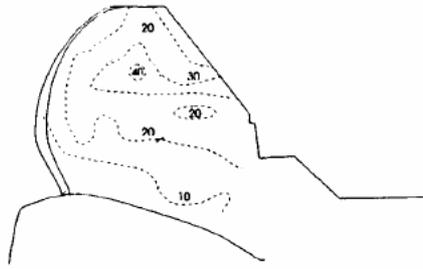
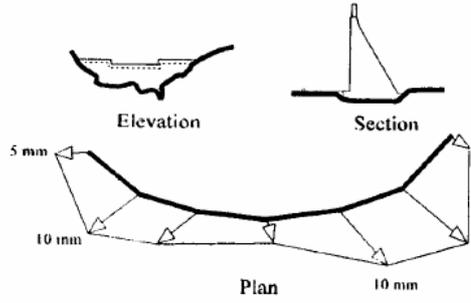
Esquema do impacto da AAR	Descrição
 <p>The diagram illustrates the impact of AAR on a pipe. On the left, a cross-section shows 'vertical cracks' and 'ovaling' of the pipe, with 'initial geometry' indicated. The top is labeled 'Upstream' and the bottom 'Downstream'. On the right, a graph titled 'Deformation Time History' plots 'Displacement (mm)' on the y-axis (ranging from 0 to 20) against an unlabeled x-axis. The graph shows a series of data points connected by a line, indicating a steady increase in displacement over time.</p>	<p>Beauharnois, Canadá – Ovalação de anel de descarga e elevação da crista de aproximadamente 2mm/ano.</p>
 <p>This row shows two views of a pipe. The 'Section' view on the left shows a pipe with three displacement rates: 3.5 mm/a (upward), 2.5 mm/a (downward), and 0.5 mm/a (downward). The 'Plan' view on the right shows a pipe with a displacement rate of 5 mm/a (upward).</p>	<p>Chambon, França – Elevação da crista e desalinhamentos a montante e a jusante (mm/ano).</p>
 <p>Two diagrams of a pipe. The left diagram shows a pipe with a joint opening of 370 mm and a movement of 275 mm. The right diagram shows a pipe with a joint opening of 32 mm, a movement of 24 mm, and a movement of 22 mm.</p>	<p>Fontana, EUA – Vertedouro – movimentos a montante e abertura de juntas na crista.</p>
 <p>A diagram of a pipe showing a maximum crack opening of 20 mm and a maximum vertical deviation of 40 mm.</p>	<p>Kumburu, Kenia – vertedouro – abertura máxima de fissuras = 20mm, distorção de pilares, desvio máximo da vertical = 40mm.</p>
 <p>This row shows three views of a pipe. The 'Elevation' view shows a pipe with a permanent movement of 5 mm. The 'Section' view shows a pipe with a permanent movement of 10 mm. The 'Plan' view shows a pipe with a permanent movement of 10 mm.</p>	<p>Poortjieskloof, África do Sul – movimentos permanentes a montante de até 20mm em um período de 2 anos</p>

Figura 1.1 – Danos de RAA. [2]

Encontram-se na literatura vários tipos de modelos que simulam o comportamento de estruturas afetadas pela RAA. Pode-se citar, por exemplo, a pesquisa em modelos numéricos realizada por Léger et al [2], e um estudo sobre modelos mecânicos realizado por Peterson e Ulm [3].

A respeito da evolução da reação, geralmente é aceito o esquema proposto por Dent Glasser e Kataoka [4], segundo o qual há duas fases distintas a serem consideradas: formação de gel¹ e absorção de água pelo gel, causando expansão². De acordo com este mecanismo, a reação nem sempre conduz à expansão, que é uma consequência da quantidade desequilibrada entre os reagentes e os produtos de reação. Enquanto houver espaço vazio a ser preenchido pelo gel, o volume de concreto permanece inalterado. Deste modo, a maioria dos modelos considera a influência de umidade na extensão de RAA [5, 6]. Também como indicado por ensaios de laboratório [7, 8], a temperatura influencia a cinética da reação e deveria ser levada em conta para modelar a expansão por RAA.

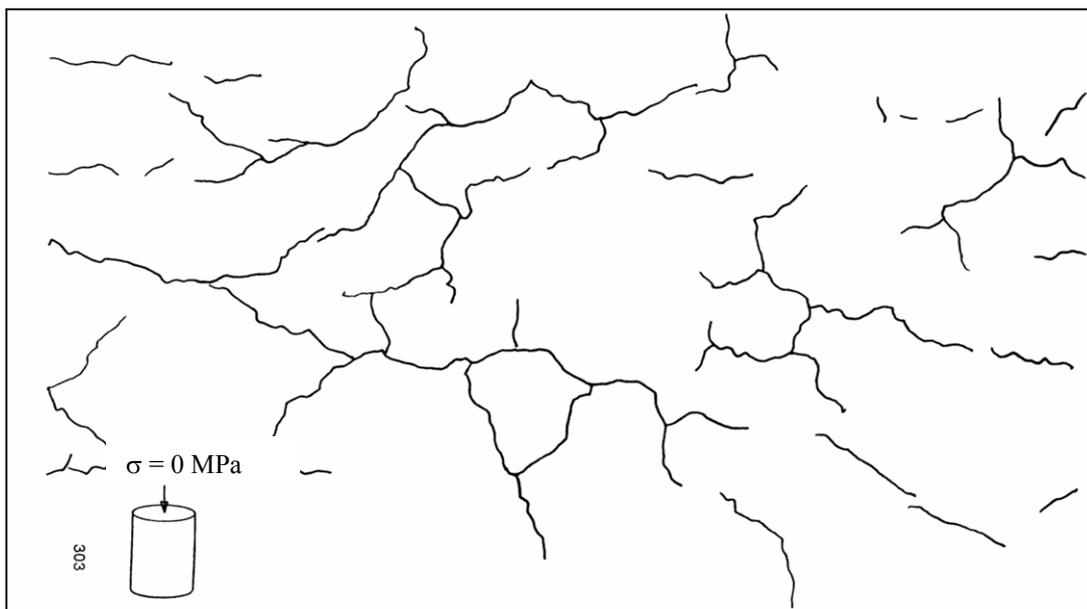
Ainda há discussão sobre a maneira como as tensões podem influenciar o desenvolvimento da reação. Uma compilação de vários ensaios que foram executados com uma variação de níveis de tensão e de condições de confinamento é apresentada em [6], mas estes resultados não são conclusivos. Atualmente, o estudo mais completo disponível na literatura encontra-se na série de ensaios desenvolvida por Larive [7]. Esta autora realizou ensaios em corpos de prova submetidos a tensões longitudinais de compressão de 5 MPa, 10 MPa e 20 MPa, além da expansão livre, resultando em expansões volumétricas iguais a 0.329, 0.430, 0.247 e 0.403, respectivamente. Estes resultados indicam que, pelo menos para níveis de tensão que variam de 0 a 10 MPa, a deformação volumétrica não exibe uma tendência à redução. Conseqüentemente, como este trabalho é dedicado principalmente a aplicações em barragens, que possuem tensões de confinamento em valores reduzidos ($\sigma \leq 10$ MPa), aceita-se a hipótese de que a deformação volumétrica não está acoplada à tensão de confinamento. Isto não significa que o nível de tensão não afeta o comportamento da expansão por RAA. O fenômeno expansivo compreende uma anisotropia induzida por tensões caracterizada

¹ $\text{Si-OH} + \text{OH}^- \rightarrow \text{Si-O-Na} + \text{H}_2\text{O}$

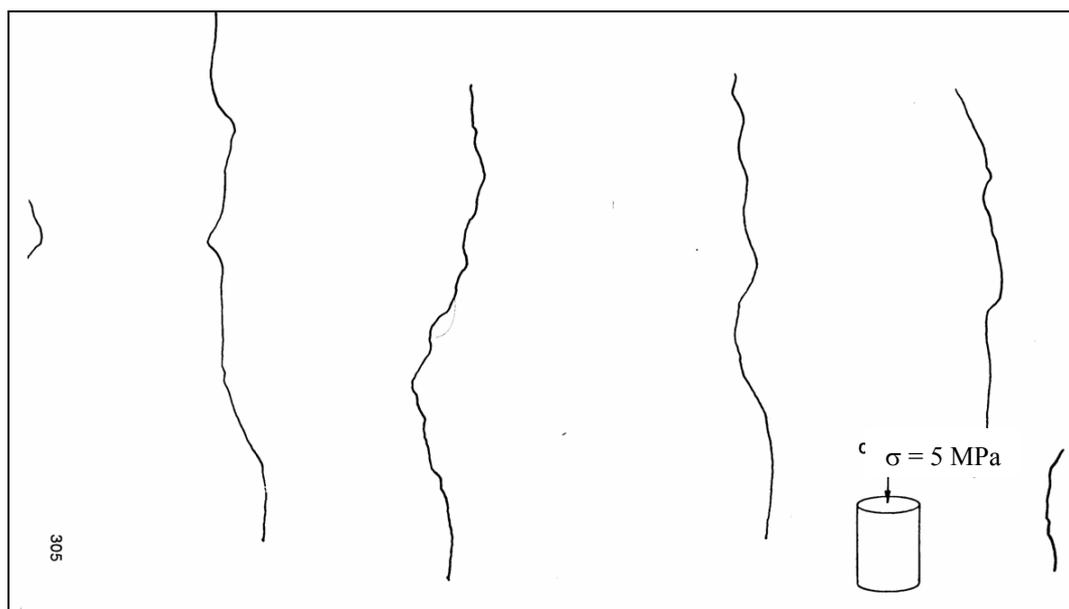
² $\text{Si-O-Si} + 2\text{OH}^- + 2\text{Na}^+ \rightarrow 2(\text{Si-O-Na}) + \text{H}_2\text{O}$

pela inibição da fissuração na direção de aplicação das tensões, quando as fissuras desenvolvem-se principalmente na direção paralela ao carregamento [7]. Dessa forma, as tensões aplicadas atuam de maneira semelhante a uma protensão, inibindo a fissuração na direção perpendicular à direção de aplicação das tensões, e criando uma direção preferencial onde as deformações expansivas se desenvolvem com mais facilidade.

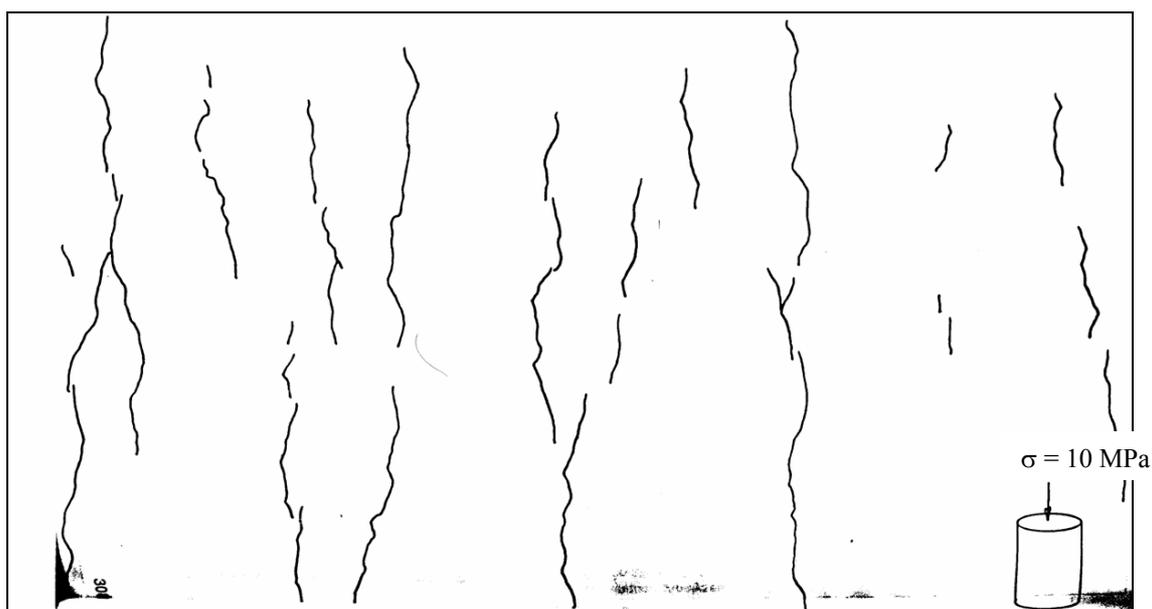
As figuras 1.2 e 1.3 ilustram este conceito. Na primeira, apresenta-se a fissuração dos corpos de prova de Larive [7] quando submetidos a expansão livre (fissuração em mapa) e a expansão sob tensões de 5 e 10 MPa, indicando claramente a inibição da fissuração na direção perpendicular às tensões. Na Figura 1.3 encontra-se uma ponte em Beijin [9] afetada por reação expansiva onde a fissuração ocorre paralela aos cabos de protensão.



a)



b)



c)

Figura 1.2 – Ensaio realizado por Larive: a) Expansão Livre b) Tensão de 5 MPa
c) Tensão de 10 MPa (Fonte: [7]).



Figura 1.3 – Ponte sob ação da RAA.

Há vários modelos com diferentes graus de sofisticação para a expansão por RAA na escala do material [5, 10]. Pode-se citar o modelo desenvolvido por Adeghe et al [11] que considera a RAA influenciada apenas pelas tensões. Este modelo simples, com algumas melhorias, foi implementado em um código 3D de elementos finitos e foi usado para simular os efeitos da expansão da RAA em várias barragens reais, utilizando-se de retroanálise para a determinação de seus parâmetros [11]. Bazant et al [12] desenvolveram um modelo baseado na mecânica da fratura, usando uma aproximação de difusão acoplada para descrever a cinética da reação apresentada por

Bazant e Stefens [13]. Modelos de dano foram apresentados por Huang e Pietrusczak [14] e Capra et al [6, 15], que introduziram conceitos probabilísticos e de mecânica da fratura que permitem a representação do comportamento anisotrópico da expansão por RAA. Ulm et al [5, 3, 16] apresentaram uma série de modelos baseados em modelos termo-químico-mecânicos estendidos a plasticidade anisotrópica que permitem a representação de anisotropia induzida por tensão. Também deve ser mencionada uma nova geração de modelos de RAA baseada em conceitos de micromecânica [17, 18], mas ainda em estágio de desenvolvimento.

Neste trabalho apresenta-se um modelo desenvolvido recentemente [19] que simula a RAA a partir da teoria dos acoplamentos termo-químico-mecânicos [5, 20]. Inicialmente, no trabalho de Farage [28] a fissuração foi representada como coesiva dúctil. Neste, considera-se a fissuração como o fator que determina o comportamento anisotrópico da estrutura, sendo o carregamento de compressão comparável a uma protensão na direção em que atua, evitando a fissuração nesta direção. Sendo assim, as direções ortogonais à direção da compressão têm mais facilidade para fissurar, ocorrendo expansão prioritariamente nestas direções fissuradas. Também se considera a expansão como uma função da temperatura e da umidade.

Visto que o corpo de prova em expansão livre fissura no início do processo expansivo, verifica-se que, dentro do quadro do modelo aqui apresentado, é necessário considerar o corpo de prova nos estados íntegro e fissurado para correlacionar a expansão livre às características intrínsecas da reação expansiva, sendo tal correlação obtida através de técnicas de retroanálise.

O modelo numérico foi implementado em um programa de Elementos Finitos tridimensional e foi verificado através de ensaios em corpos de prova realizados na França [7], pela análise hipotética da introdução de uma junta em um anel de descarga e também pela análise macroscópica da evolução da RAA no muro central da barragem de Furnas [21, 22]. Os resultados indicam que a implementação computacional 3D do modelo termo-químico-mecânico está operacional, podendo ser utilizado em exemplos com um grande número de graus de liberdade, da ordem de 10^6 , constituindo-se em uma ferramenta que permite a simulação da RAA para casos reais, sendo portanto de inestimável ajuda para a análise de estruturas sujeitas à Reação Álcali-Agregado, pois

mesmo com técnicas que asseguram a não ocorrência da RAA nem sempre é viável a troca de materiais reativos por não reativos, dessa forma, constata-se que a predição de valores de expansão pode assegurar a segurança e a utilização de estruturas mesmo sob uma inevitável ação da RAA.

1.2 Organização da tese

No Capítulo 2 descreve-se o fenômeno da RAA em detalhes, abordando-se aspectos tais como: fatores necessários para a ocorrência da RAA, parâmetros que influenciam na reação e processos químico-mecânicos envolvidos, estando aí incluídos os mecanismos de formação e expansão do gel produzido. No Capítulo 3 faz-se uma revisão bibliográfica dos modelos existentes para o tratamento desse fenômeno. Os modelos foram divididos em micromecânicos, mesoscópicos e macroscópicos.

O modelo de RAA proposto, aqui denominado de modelo de Ulm et al modificado, é apresentado no Capítulo 4. Desenvolve-se inicialmente um modelo unidimensional que incorpora todos os parâmetros que caracterizam a RAA, procedendo-se em seguida à sua extensão ao caso geral tridimensional. A formulação detalhada do modelo de fissuração utilizado é apresentada no Capítulo 5.

No Capítulo 6 descreve-se a implementação do modelo numérico, baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF) e são apresentados os ensaios realizados para a calibração do modelo. Esta calibração incorporou diversos aspectos do fenômeno tais como: expansão livre, comportamento descarga/recarga e aplicação de tensões. Os parâmetros relativos à RAA foram analisados através de uma retroanálise, também apresentada no Capítulo 6.

O Capítulo 7 apresenta dois exemplos numéricos, que demonstram as potencialidades do modelo. O primeiro é um exemplo hipotético de um componente de uma casa de força de uma barragem e o segundo é exemplo é a representação de um muro de uma barragem real. O capítulo 8 apresenta as conclusões deste trabalho e o Capítulo 9 contém as referências bibliográficas.

2 Reação Álcali-Agregado em Estruturas de Concreto

2.1 Aspectos Gerais

O concreto é um material compósito resultante da mistura de cimento, agregados, água e, eventualmente, aditivos minerais e químicos. O cimento é um aglomerante hidráulico que se apresenta sob a forma de um pó mineral, constituído de cinco fases: silicato tricálcico ($3\text{CaO}\cdot\text{SiO}_2$), silicato bicálcico ($2\text{CaO}\cdot\text{SiO}_2$), aluminato tricálcico ($3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3$), ferro-aluminato tetracálcico ($4\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot\text{Fe}_2\text{O}_3$) e sulfato de cálcio (CaSO_4). A presença da água no sistema provoca a dissolução parcial dessas cinco fases e a precipitação dos hidratos que irão fornecer as propriedades mecânicas ao concreto.

Os agregados constituem o esqueleto do concreto e podem ser de origem aluvionar, sedimentar ou eruptiva, sendo constituídos frequentemente de sílica. A coexistência dessas diferentes fases no concreto produz um material contendo uma rede de poros interconectada, preenchida por uma solução intersticial alcalina.

A degradação de estruturas de concreto devido a reações álcali-agregado (RAA) é um fenômeno que foi reconhecido pela primeira vez em 1940 por Stanton [23], nos Estados Unidos. Desde então essa reação tem sido observada em diversas partes do mundo, sobretudo em estruturas como barragens e pontes, devido ao contato constante das mesmas com água. Dos países atingidos, o maior número de casos encontra-se nos Estados Unidos, embora no Brasil já tenham sido detectados diversos casos tais como o

das barragens: Apolônio Sales, Joanes, Paulo Afonso, Pedras, Ilha dos Pombos, Pedro-Beicht, UHE Furnas, UHE Mascarenhas de Morais, UHE Porto Colômbia [1, 24]. As Figuras 2.1 e 2.2 ilustram a deterioração causada pela RAA em estruturas de concreto.

Três tipos de reação álcali-agregado podem ocorrer no concreto: (i) reação álcali-sílica, (ii) reação álcali-silicato e (iii) reação álcali-carbonato. Uma vez que a reação álcali-sílica é a RAA predominante, esse fenômeno particular tem sido mais examinado e é melhor compreendido.

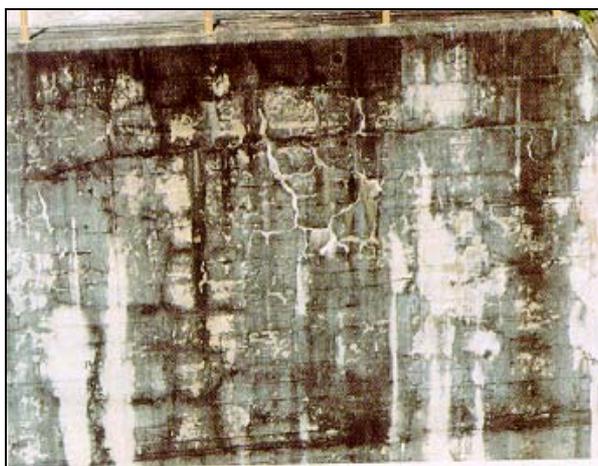


Figura 2.1 – Exemplos de fissuração em mapa causadas pela reação álcali-agregado – Pilar do vertedouro da Barragem UHE Furnas (Fonte: [24]).

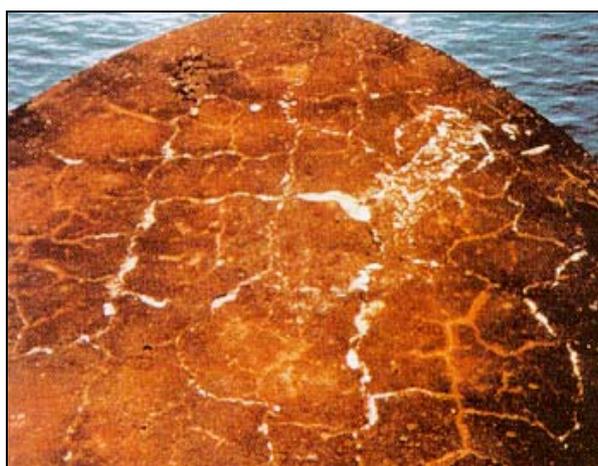


Figura 2.2 – Exemplos de fissuração em mapa causadas pela reação álcali-agregado – Pilar do vertedouro da Barragem UHE Porto Colômbia (Fonte: [24]).

Danos estruturais oriundos da reação álcali-sílica ocorrem quando os álcalis (K^+ e Na^+) da solução intersticial e a sílica reativa (S^{2+}) dos agregados reagem, formando um gel

hidrofilico (chamado gel álcali-silica) que aumenta de volume em presença de água, criando uma crescente pressão interna em determinadas regiões da matriz de cimento, induzindo deformações que podem iniciar a micro e macro fissuração do concreto [17].

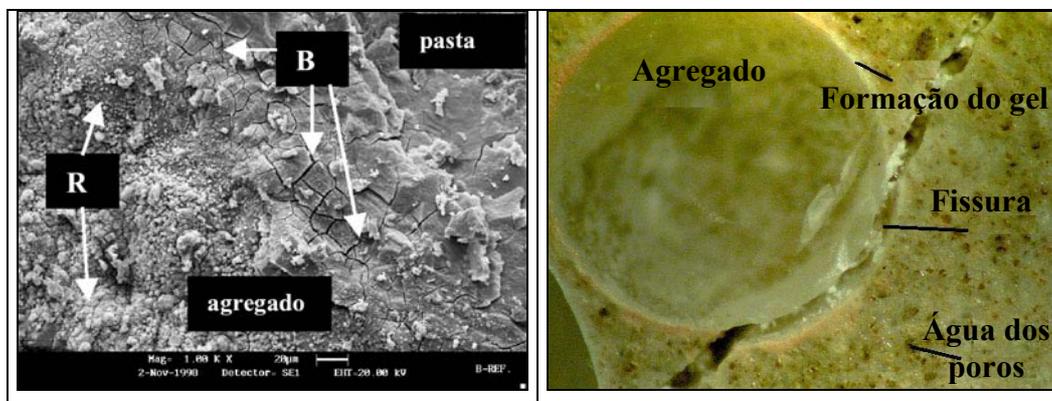


Figura 2.3 – Aspecto micromecânico da RAA (Fonte: [1]).

Para que se possam identificar, avaliar e conter os efeitos da reação álcali-agregado é necessária uma compreensão ampla da maneira como ela se desenvolve e ataca uma dada estrutura de concreto, inclusive suas características micromecânicas (Figura 2.3). Devido ao aumento do conteúdo de álcalis nos cimentos e ao fato de nem sempre se dispor de agregados de qualidade superior, um interesse ainda maior no problema tem sido observado nos últimos anos.

A seguir serão vistos, em detalhes, os fatores necessários para a ocorrência da reação álcali-agregado, que são: álcalis do cimento, sílica reativa e umidade. No tópico seguinte são apresentados os parâmetros que influenciam na evolução da reação, seja na cinética ou na amplitude. Serão discutidos também os processos químico-mecânicos da reação, com a apresentação das etapas envolvidas no processo e os mecanismos de formação e expansão do gel.

2.2 Fatores necessários para ocorrência da reação álcali-sílica

Os seguintes fatores são necessários para que ocorra reação álcali-sílica em estruturas de concreto:

- Presença suficientemente alta de álcalis (a partir do clínquer do cimento ou de outras fontes)
- Presença suficientemente alta de sílica reativa no agregado
- Umidade suficientemente alta

Se algum desses fatores estiver ausente, danos estruturais oriundos da RAA não irão ocorrer. Caso ocorra, a RAA será observada na estrutura pela formação de um padrão de fissuração em mapa. Uma vez que a reação álcali-sílica pode levar dez anos ou mais para se desenvolver, vários anos serão necessários para que se possa observar macrofissuras na estrutura de concreto.

Nos subitens que se seguem serão descritos em detalhes a ação desses fatores.

2.2.1 Álcalis no Cimento

A reação álcali-sílica ocorre entre a sílica reativa e os íons hidroxila. A presença de metais alcalinos aumenta a possibilidade de ocorrência da reação, pois aumenta a concentração de hidroxilas (OH^-). Uma vez que os álcalis (K^+ e Na^+) são apenas parcialmente incorporados nos produtos de hidratação do cimento, eles são facilmente solúveis na água dos poros, fazendo com que a concentração de hidroxilas aumente, elevando o pH da solução de cerca de 12,4 para um valor entre 13 e 14 [3].

A presença dos álcalis provém do processo de calcinação do clínquer do cimento. Neste processo conduzido a altas temperaturas, os íons K^+ e Na^+ são vaporizados e, após isso, quando o clínquer é transportado lentamente através do forno, eles se condensam sobre o mesmo, gerando uma camada superficial de álcalis. Enquanto alguns álcalis permanecem na superfície do clínquer, outros se localizam no interior da sua estrutura. Dos álcalis resultantes da hidratação do concreto, aqueles que cobrem a superfície do

clínquer se tornarão disponíveis mais rapidamente. Os álcalis localizados internamente na estrutura do clínquer tornam-se disponíveis com o decorrer do processo de hidratação [3].

A Figura 2.4 mostra a variação da concentração de íons na solução intersticial com o tempo de cura. Dessa figura observa-se que os álcalis são os tipos de cátions predominantes na solução aquosa que preenche os poros da matriz de cimento [25].

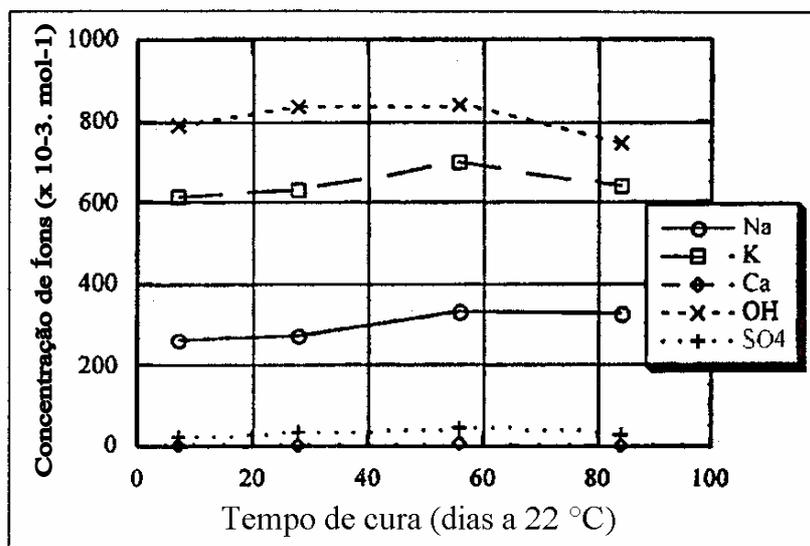


Figura 2.4 – Concentração de íons na solução dos poros do cimento com o tempo de cura (Fonte: [25]).

2.2.2 Sílica reativa nos agregados

A determinação no campo do tipo de agregado que é potencialmente reativo é uma tarefa desafiadora. O primeiro teste a ser realizado para identificar a presença de constituintes reativos nos agregados é o exame petrográfico. Embora esse primeiro passo seja necessário, pode ser que os resultados não forneçam informações conclusivas. A investigação petrográfica fornece dados de grande utilidade, mas não existe uma forma confiável de se determinar a reatividade de um dado agregado no campo. Com o passar dos anos, muitos testes foram padronizados pela ASTM e, juntamente com a experiência de campo, tornou-se mais fácil identificar a presença de formas reativas de sílica. Características morfológicas como a cristalinidade e a área

superficial, por exemplo, são fatores que exercem influência na caracterização do grau de reatividade de um agregado com os álcalis. Em alguns agregados, moléculas de água podem substituir a sílica na sua estrutura, devido a sua compatibilidade geométrica. Este fenômeno enfraquece a integridade estrutural do agregado porque as novas ligações de hidrogênio (Si-OH...OH-Si) são muito mais fracas do que as ligações siloxano originais (Si-O-Si). Assim, esta substituição tende a tornar o agregado mais reativo [3].

Em geral, podem-se destacar as rochas silicosas com estruturas amorfas e desordenadas, como a opala e a obsidiana (vidro natural altamente silicoso), como sendo particularmente suscetíveis ao ataque dos álcalis [25]. Deve-se chamar a atenção que sílicas cristalinas polimorfas como a cristobalita e a tridimita também possuem elevado potencial reativo [3]. Na verdade, Kurtis, Collins e Monteiro [25] preconizam que qualquer agregado contendo sílica tem potencial para participar da reação álcali-sílica. Estes autores citam o quartzo como exemplo que, embora altamente cristalino, possui em sua superfície ligações Si-O polarizadas negativamente tornando possível a ocorrência da reação. Segundo Petterson e Ulm [3] a suscetibilidade à reação álcali-agregado está relacionada à quantidade de pontos disponíveis para ocorrer o ataque da hidroxila. De acordo com estes últimos autores, a reação tem mais chance de ocorrer em agregados com estruturas cristalinas pobres por existirem mais pontos expostos ao ataque dos íons hidroxila. Dessa forma, os agregados com estruturas bem cristalizadas são menos reativos (ver ilustração na Figura 2.5).

Em 1988 Hobbs [26], citado em [3], introduziu o conceito de “péssima proporção” do agregado, que consiste em uma porcentagem de agregado reativo que leva à máxima expansão quando exposto ao ambiente alcalino. Se esta proporção péssima for excedida, os álcalis são bem absorvidos pelo agregado fazendo que a concentração de hidroxila seja reduzida.

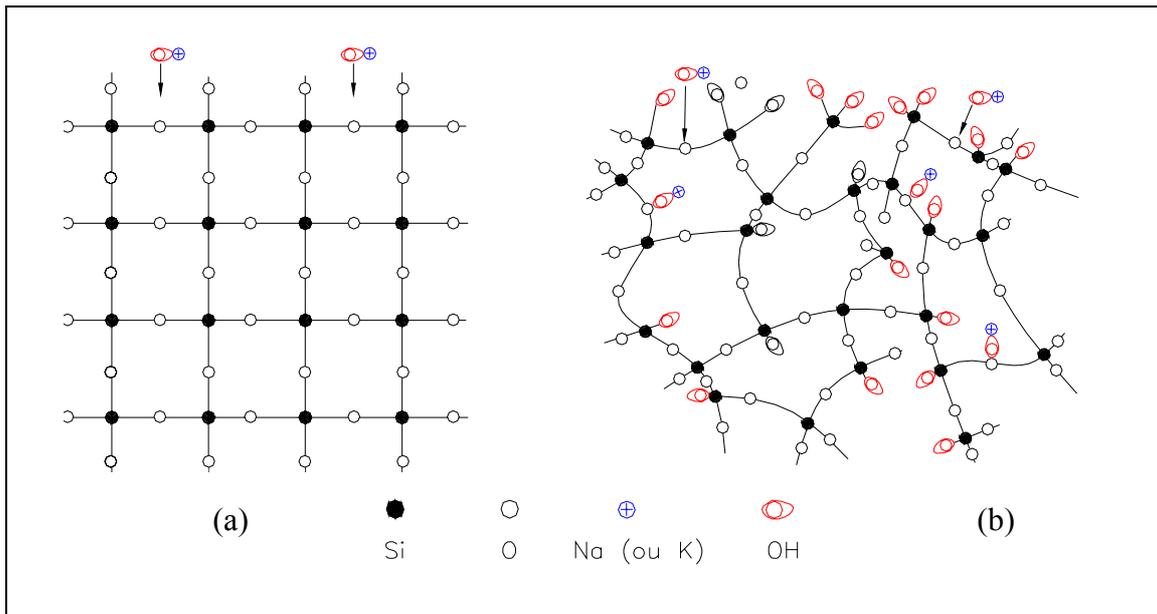


Figura 2.5 – Desenho esquemático do ataque alcalino sobre sílicas bem cristalizadas (a) e mal cristalizadas (b). [32]

2.3 Parâmetros que influenciam na RAA

A micromecânica da RAA é controlada por processos termodinâmicos e cinéticos, mas até o momento ainda não estão bem definidos todos os aspectos do processo. Para explicar a formação do gel, por exemplo, existem duas linhas de pensamento distintas. Na primeira a formação do gel é modelada como um processo topoquímico, que é aquele no qual o local onde a reação se processa é fixado pelas mesmas condições de seu progresso, ocorrendo dessa forma, na interface agregado-cimento. A segunda linha de pensamento sugere a possibilidade do transporte iônico através da solução porosa, de forma que o gel possa se formar em qualquer lugar.

Apesar de discordarem em aspectos importantes a respeito da química da reação, as duas linhas concordam em pontos fundamentais, relacionados à evolução da reação. Dessa forma, tem-se como bem estabelecida a sensibilidade da reação à temperatura, que tem um efeito basicamente cinético, acelerando a reação, mas não afetando significativamente a sua amplitude. Outro ponto de concordância é o fato de que a reação é limitada pela quantidade de reagentes e não de produto, o que significa que a reação perdurará enquanto houver reagentes, independente da quantidade de gel

produzida. Da mesma forma sabe-se que a umidade é essencial para a ocorrência da reação, podendo influenciar na magnitude da mesma [3]. Um aspecto que tem gerado controvérsia é a influência de carregamentos externos na reação álcali-sílica. A influência deste parâmetro, assim como a dos fatores consensuais, será discutida em detalhes a seguir.

2.3.1 Temperatura

Larive [7] estudou a influência da temperatura na reação álcali-sílica através da realização de ensaios em corpos de prova de concreto submetidos às temperaturas de: 23 °C, 38 °C e 60 °C. Os ensaios a 23 °C e 38 °C foram realizados em ambiente úmido utilizando corpos de prova cilíndricos de 13 cm de diâmetro e 24 cm de altura. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 2.6. A larga faixa de valores observados nesta figura mostra o caráter aleatório da expansão. Para a temperatura de 23 °C, por exemplo, os valores da expansão variam de 0.153 % a 0.286 %, com uma média de 0.218 %. As amostras submetidas a uma temperatura de 38 °C apresentaram valores de expansão variando entre 0.121 % e 0.265 %, com média de 0.199 %.

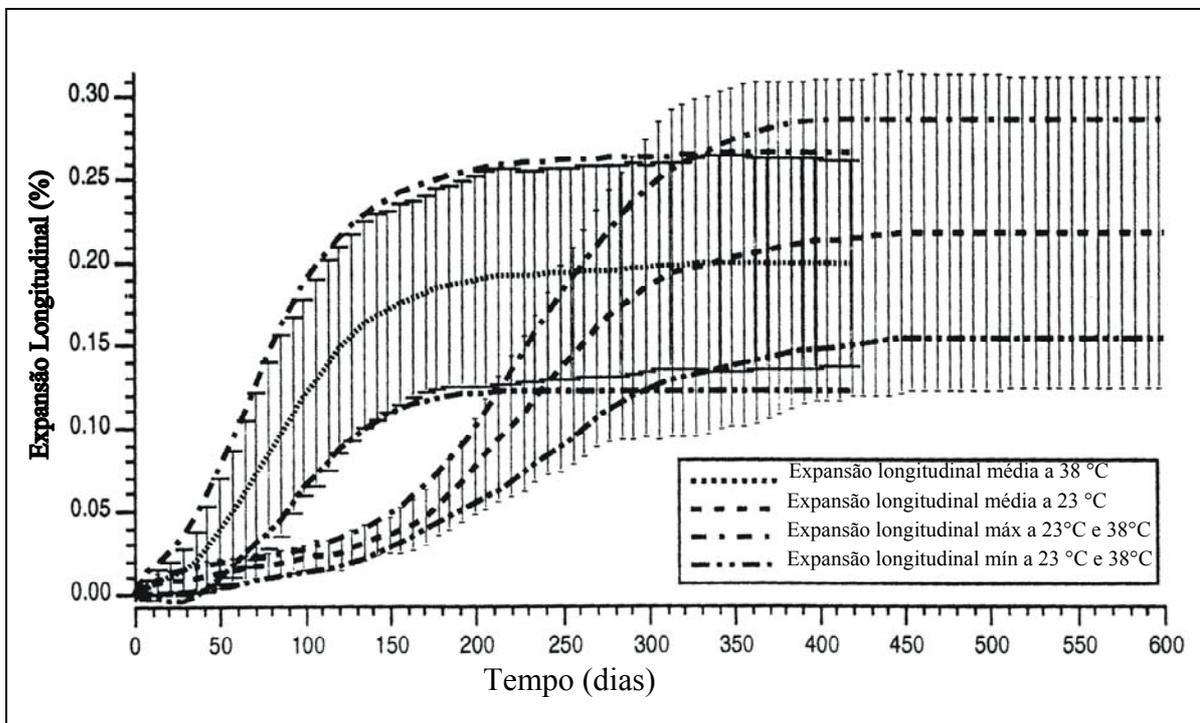


Figura 2.6 – Expansão longitudinal das amostras ensaiadas a 23 °C e 38 °C (Fonte [7]).

Os valores assintóticos médios de deformação para as duas temperaturas estudadas possuem uma diferença de 0.019 %. Larive não considera que a temperatura tenha influência na magnitude da expansão longitudinal, atribuindo a pequena diferença observada ao fato de a média a 38 °C ter sido determinada a partir dos resultados de 29 corpos de prova, enquanto a média a 23 °C foi obtida utilizando 11 corpos de prova. Assim, Larive conclui que apenas a cinética da reação álcali-silica foi alterada pela temperatura.

Os resultados dos ensaios realizados em amostras de 7 x 7 x 28 cm submetidas a uma temperatura de 60 °C são apresentados na Figura 2.7. Para efeito de comparação, apresentam-se também os resultados dos ensaios realizados em prismas de mesmas dimensões submetidos a 38 °C. Foram realizadas três séries de ensaios, as duas primeiras com três prismas e a última com nove prismas. Além da expansão, Larive mediu também a variação de massa das amostras. Os resultados obtidos confirmam a influência da temperatura na cinética da reação. A autora não considera significativa a diferença nos valores assintóticos de deformação.

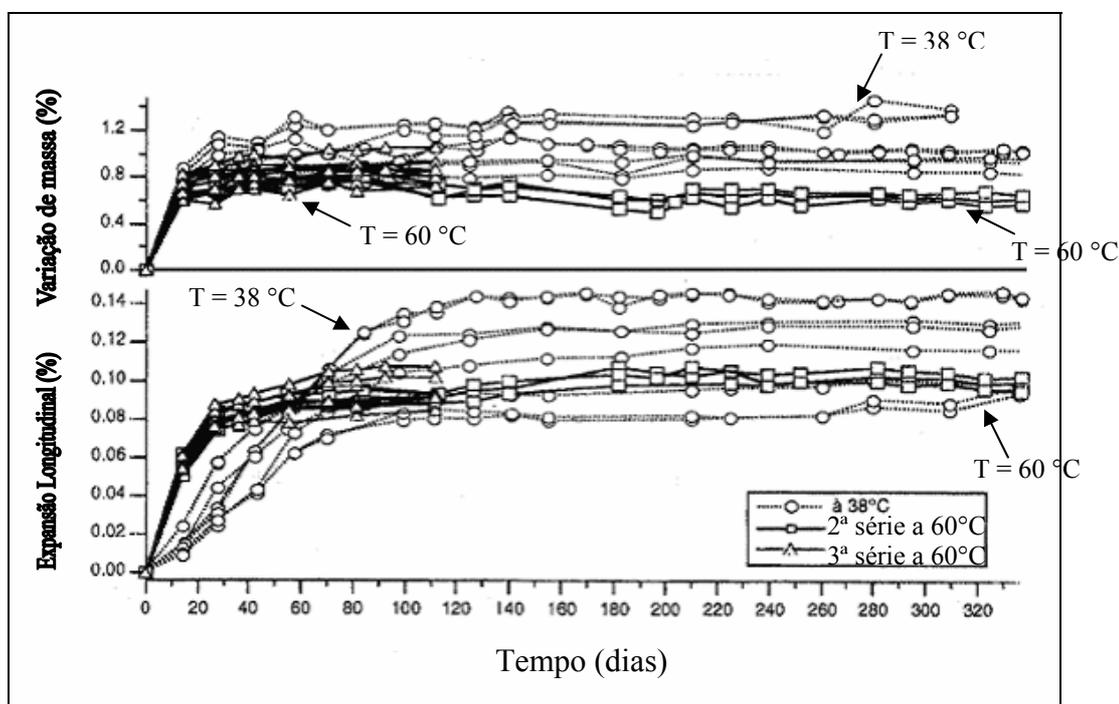


Figura 2.7 – Comparação entre as curvas relativas de 38°C e 60°C (Fonte: [7]).

Capra et al. [15] discutem a influência da temperatura na reação álcali-sílica, utilizando os resultados obtidos por Diamond [27]. Foram analisados os resultados de ensaios conduzidos a temperaturas de 20 °C e 40 °C. Visando modelar a cinética da expansão, o autor considerou que a quantidade de álcalis consumidos durante a reação fosse uma variável representativa da RAA. A análise completa deste modelo está detalhada no item 3.4.3. Na Figura 2.8, apresentam-se a evolução da expansão e a porcentagem de álcalis consumidos com o tempo.

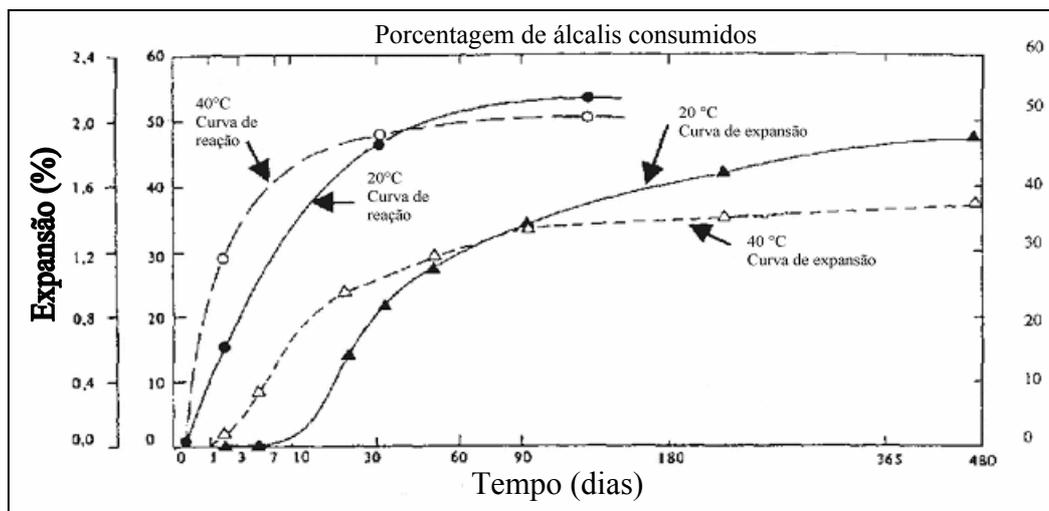


Figura 2.8 – Evolução da expansão e do consumo álcalis para amostras submetidas a temperaturas de 20 °C e 40 °C (Fonte: [15]).

Assim como os resultados de Larive [7], estas curvas indicam que a influência da temperatura sobre a cinética da reação é significativa, pois para a temperatura de 40 °C a expansão e o consumo de álcalis ocorrem mais rapidamente. Embora a expansão assintótica para a temperatura de 40 °C seja aproximadamente 30 % inferior àquela observada para a temperatura de 20 °C, Capra considerou que a temperatura tem pouca influência sobre a magnitude da reação álcali-sílica.

2.3.2 Umidade

Diversos trabalhos [7, 15, 28, 29] confirmam que a presença da água é um requisito indispensável para a ocorrência da reação álcali-agregado. Segundo Capra [15], a umidade relativa deve ser no mínimo de cerca de 85 % para que a reação se desencadeie.

Larive [7] desenvolveu um amplo estudo experimental onde a água foi analisada tanto como reagente quanto como transportador dos demais reagentes. Foram realizados diversos ensaios com corpos de prova cilíndricos de 13 cm de diâmetro por 24 cm de altura. Inicialmente, um grande número de corpos de prova, feitos de concreto reativo e de concreto inerte, foram submetidos a condições variadas de temperatura e umidade e, a seguir analisados sob expansão livre. Através de medidas periódicas de altura, diâmetro e massa, foram traçadas curvas relacionando a variação de massa e a deformação longitudinal das amostras com o tempo. Do conjunto de curvas traçadas foram destacadas aquelas consideradas representativas: a envoltória mínima, a envoltória máxima e a curva média de deformações e de variação do peso, as quais foram adotadas como referência na análise de cada um dos aspectos da influência da água sobre a reação.

Influência da quantidade de água absorvida

A Figura 2.9 mostra as curvas de variação da massa e da altura de três corpos de prova feitos com o mesmo tipo de concreto (numeração determinada pelo trabalho de Larive [7]). Nota-se que quanto maior a absorção de água pelos corpos de prova, representada pelas curvas de variação de massa, maior a variação da deformação longitudinal. Este comportamento demonstra a influência da quantidade de água absorvida sobre a amplitude da expansão.

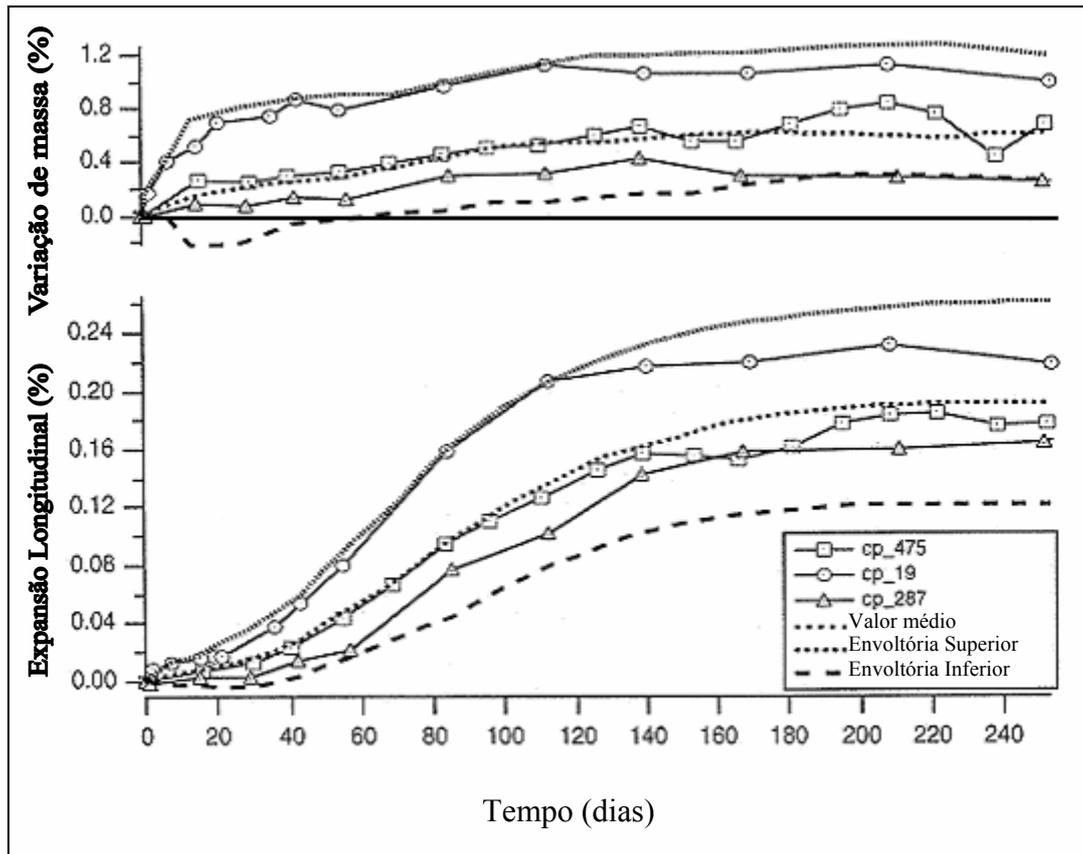


Figura 2.9- Curvas para análise da influência da quantidade de água absorvida pelo corpo de prova (Fonte: [7]).

Outro aspecto observado foi o desenvolvimento de deformações em corpos de prova reativos mantidos totalmente protegidos da água logo após a concretagem e, posteriormente, expostos a condições de umidade elevada. O objetivo deste experimento era verificar se a evolução das propriedades mecânicas do concreto, decorrente da hidratação do cimento, tornaria o material mais resistente às tensões internas provocadas pelos produtos da reação álcali-agregado, gerando dessa forma, deformações menores. Para realizar este experimento, Larive [7] envolveu os corpos de prova com um filme protetor impermeável, que foi retirado após 82 dias da concretagem. A evolução das deformações é apresentada na Figura 2.10 em conjunto com os resultados observados em uma amostra mantida constantemente em ambiente úmido.

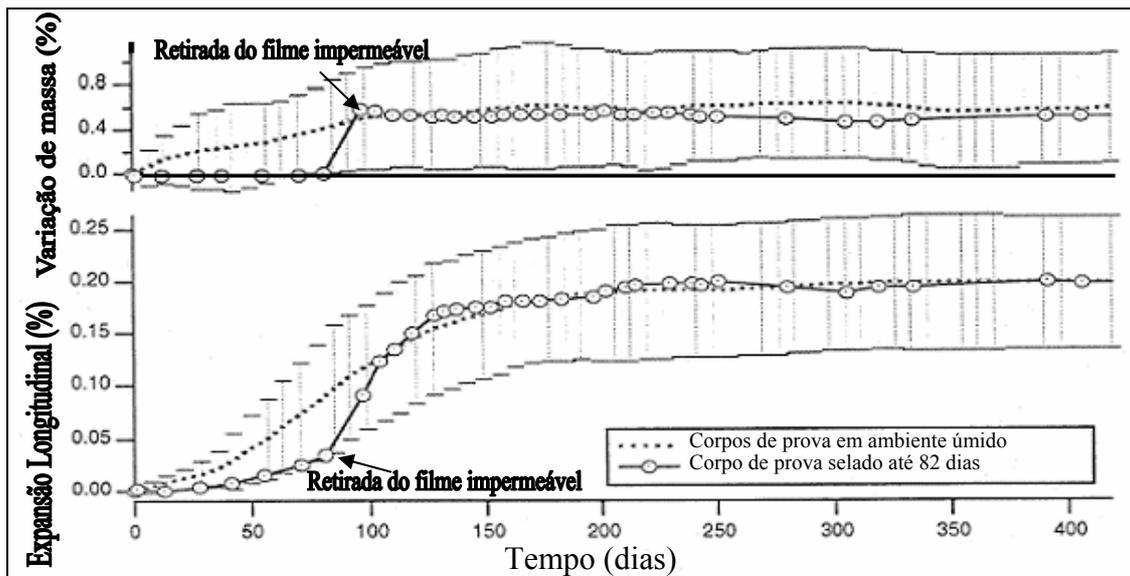


Figura 2.10- Deformação longitudinal e variação de massa de corpos de prova expostos à umidade após 82º dias de idade (Fonte: [7]).

Observa-se nas curvas que ao retirar o filme impermeável ocorre um aumento abrupto tanto na massa quanto na expansão do corpo de prova (ver degrau na curva de variação de massa x tempo). A deformação longitudinal que antes da exposição à água mantinha-se no patamar mínimo atingiu a curva de deformação média do material mantido em ambiente úmido. Este comportamento mostra que a evolução das características mecânicas do concreto até o 82º dia de idade não foi capaz de impedir a expansão por reação álcali-sílica.

Os resultados apresentados em [7] evidenciam que a exposição do concreto reativo a condições de umidade elevada só provoca a expansão enquanto a reação ainda estiver em andamento. Portanto, a influência da água sobre a amplitude das deformações é limitada pelo processo de formação dos produtos da reação.

2.3.3 Tensão

Um aspecto bastante controverso no estudo da reação álcali-agregado é a influência do estado de tensões externas impostas à estrutura sobre a expansão química. Larive [7] desenvolveu um extenso programa experimental para análise do comportamento do concreto reativo, no qual a autora procura estabelecer um paralelo entre os efeitos macroscópicos e as causas microscópicas da reação álcali-agregado. Segundo a autora,

em corpos de prova sujeitos a carregamento uniaxial o estado de tensão do material não influencia a evolução do processo químico. No seu trabalho, Larive [7], além da expansão livre submeteu os corpos de prova a três valores de tensão uniaxial: 5 MPa, 10 MPa e 20 MPa. Para avaliar o efeito do carregamento sobre a expansão química, as deformações dos corpos de prova inertes, submetidos ao mesmo carregamento, foram subtraídas das deformações totais dos corpos de prova reativos, obtendo-se curvas da parcela de deformação química ao longo do tempo.

Na Figura 2.11 apresentam-se curvas de deformação longitudinal medidas no tempo, juntamente com a curva média dos corpos de prova em expansão livre. O concreto utilizado por Larive tinha resistência à compressão de 45.8 MPa aos 28 dias. Para a tensão de 10 MPa foram realizadas duas séries de ensaios.

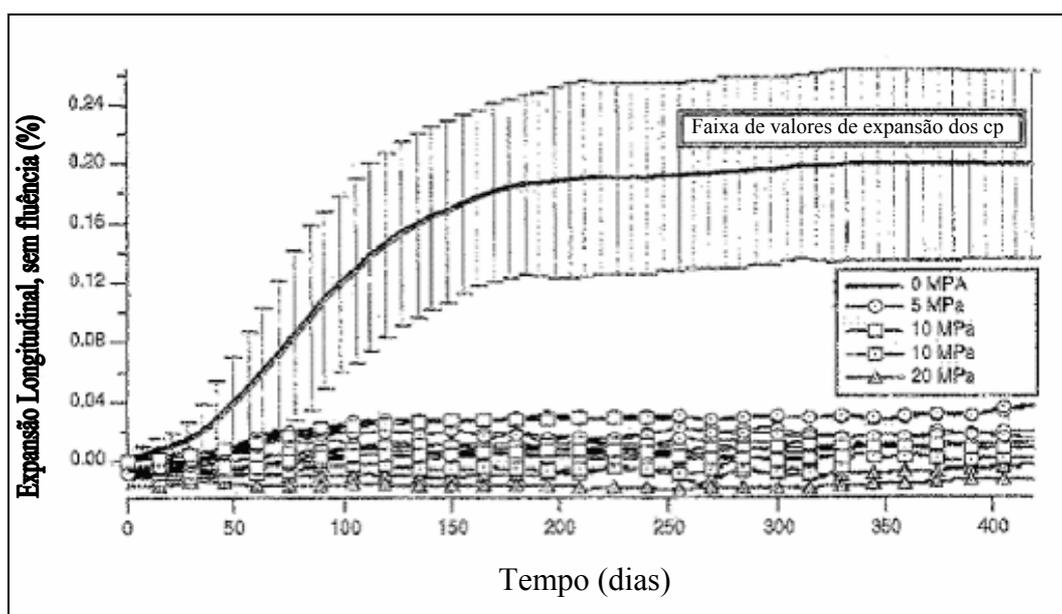


Figura 2.11- Relação deformação longitudinal x tempo obtidas por Larive (Fonte:[7]).

Os resultados indicam uma diminuição da expansão na direção do carregamento, em comparação com aquela observada nos corpos de prova deixados em expansão livre. A deformação longitudinal dos corpos de prova em expansão livre atinge, em média, 0.2 %, enquanto que a medida nos corpos de prova submetidos a uma tensão de 5 MPa limita-se a 0.03 %. Os corpos de prova submetidos a uma tensão de 10 MPa apresentaram expansão por reação álcali-sílica variando até 0.03 % com média de

0.015 %. Quando a tensão é aumentada para 20 MPa observa-se um valor negativo de deformação.

Para verificar a influência da aplicação de tensão vertical como forma de minimizar os efeitos da reação álcali-agregado, foram efetuadas medições das deformações na direção transversal dos mesmos corpos de prova e calculadas as variações volumétricas. A Figura 2.12 mostra a variação da deformação transversal no tempo e a tabela 2.1 os valores da deformação volumétrica.

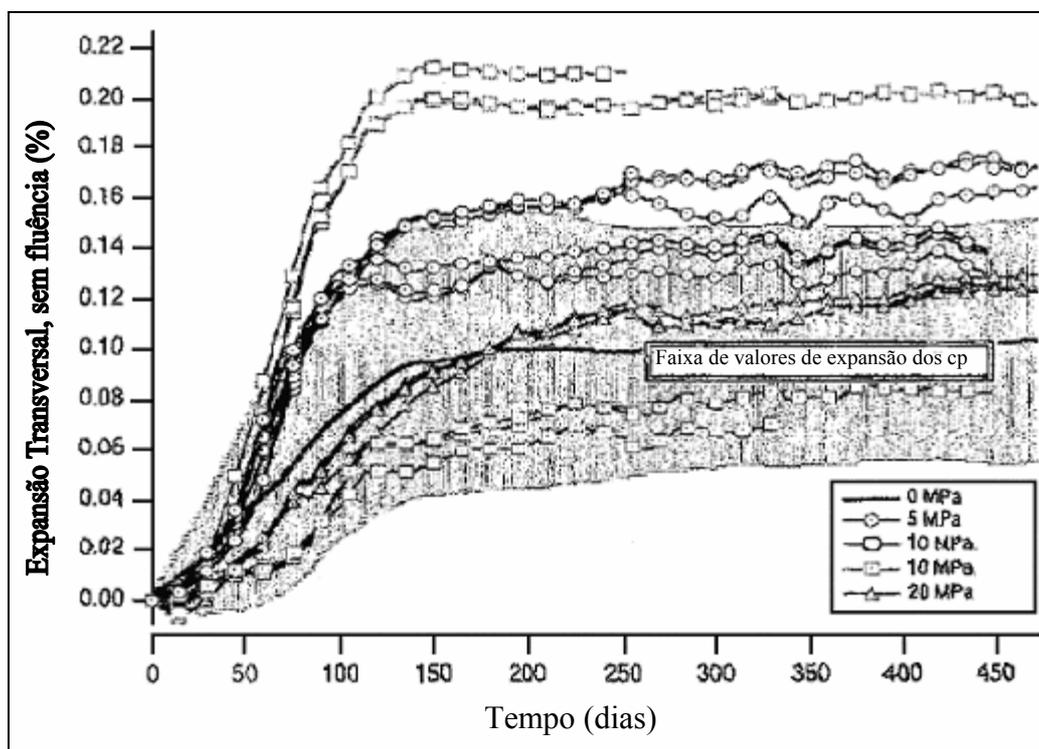


Figura 2.12- Relação deformação transversal x tempo obtidas por Larive (Fonte:[7]).

σ	0 MPa	5 MPa	10 MPa	20 MPa
$\Delta L/L$	0.199	0.023	0.014	-0.003
$\Delta D/D$	0.102	0.153	0.208	0.125
$\Delta V/V$	0.403	0.329	0.430	0.247

Tabela 2.1 – Deformação volumétrica dos corpos de prova submetidos a ensaios sob tensão constante [7].

Os resultados indicam que as deformações transversais observadas nos corpos de prova submetidos a uma tensão de 5 MPa são 50 % maiores que os valores obtidos em expansão livre. Sob uma tensão de 10 MPa, as deformações foram 104 % maiores. Este comportamento mostra a ocorrência de uma transferência das deformações impedidas na direção do carregamento para a direção livre dos corpos de prova. Dessa forma, a expansão da reação álcali-sílica não ficou impedida pelo carregamento. Segundo Larive, os resultados da variação volumétrica, apresentados na tabela 2.1, confirmam tal conclusão.

Os resultados observados nos corpos de prova submetidos a 20 MPa não apresentam, no entanto, o padrão de comportamento observado para os dois outros valores de tensão. Segundo a autora este fato está relacionado à intensa fissuração observada nos corpos de prova após a aplicação de uma carga de cerca de 43 % da tensão de ruptura do concreto. A fissuração abriria espaço para os produtos da reação se alojarem e, ainda, para exsudação do gel formado. Os resultados encontrados por Larive indicam, portanto, que não há acoplamento entre a reação álcali-agregado e a tensão externa imposta.

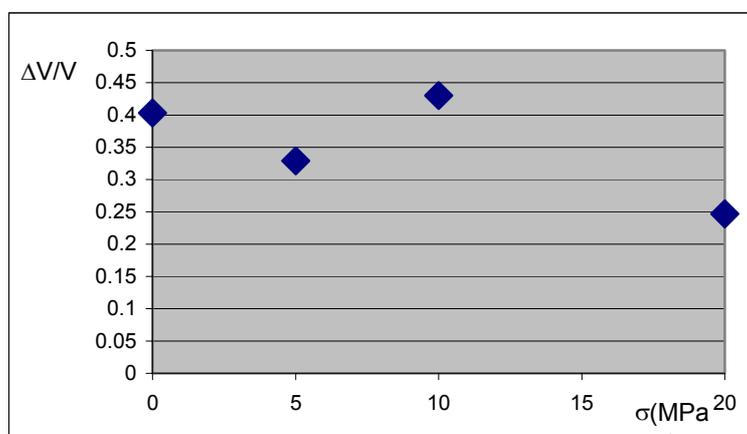


Figura 2.13- Síntese dos resultados experimentais de Larive (1997).

Visando estudar a influência da tensão na reação álcali-sílica e determinar o nível de tensão necessário para parar ou diminuir a expansão por reação álcali-sílica, Gravel et al. [30] realizaram ensaios simulando estados de tensões reais existentes dentro de uma barragem de gravidade. Para tanto um cubo de concreto de 0.6 m de lado, construído com agregados altamente reativos foi colocado em um ambiente de umidade relativa de 100 % e temperatura de 38 °C até a estabilização da RAA (total de três anos). O cubo

foi submetido a tensões de compressão em diferentes intervalos e magnitudes alcançando 6.0 MPa verticalmente e 1.4 MPa horizontalmente. Foram realizadas três séries de carregamento descritas a seguir: (i) Carregamento vertical até 3.3 MPa no período de 541 a 570 dias; (ii) Carregamento horizontal até 1.4 MPa no período de 715 a 722 dias; (iii) Segundo carregamento vertical de 3.3 MPa até 6.0 MPa mantendo uma carga horizontal de 1.4 MPa no período de 1035 a 1049 dias. O concreto estudado possui uma resistência à compressão de 25 MPa aos 28 dias.

As conclusões de Gravel et al. indicam que a pressão vertical inicial de 3.3 MPa não foi suficiente para prevenir a subsequente expansão vertical após um certo intervalo de tempo. Após o primeiro carregamento vertical, foi aplicado o carregamento horizontal de 1.4 MPa e, também não foi suficiente para prevenir a expansão nesta direção. Um segundo carregamento vertical de 3.3 a 6 MPa foi então aplicado com o objetivo de parar a expansão vertical e, verificar se isto tenderia a aumentar a expansão horizontal, como observado por Larive [7]. A expansão horizontal na face do cubo livre para expandir não demonstrou nenhum acréscimo à expansão que já havia desenvolvido pelos dois primeiros carregamentos (vertical e horizontal), levando o autor a concluir que não houve transferência de expansão para a direção livre, questionando a conclusão obtida no trabalho de Larive [7].

Dos resultados apresentados pelos dois grupos de pesquisa, observa-se que a influência da tensão sobre a reação álcali-agregado ainda não há concordância na comunidade científica, o que deve ser suprido com maiores pesquisas, sobretudo experimentais, tendo como foco este assunto.

Em trabalhos recentes [18, 31], Dormieux, Lemarchand e Fairbairn propõem um novo modelo micromecânico em que, aceitando o processo topoquímico, consideram que a partir de um determinado nível de tensões, os locais na interface agregado-pasta onde se processa a reação seriam diminuídos, ou totalmente fechados, diminuindo então a taxa de evolução da reação e por consequência a expansão, representado na Figura 2.14. Tal modelo seria então capaz de explicar, na Figura 2.13 o ponto relativo à tensão de 20 Mpa. Ainda segundo o modelo micromecânico de Lemarchand, descrito no item 3.2.1, a pressão exercida pelo gel no poro é de cerca de 400 MPa, dessa forma, uma tensão macroscópica de 5 ou 10 MPa não teria influência sobre a evolução da reação.

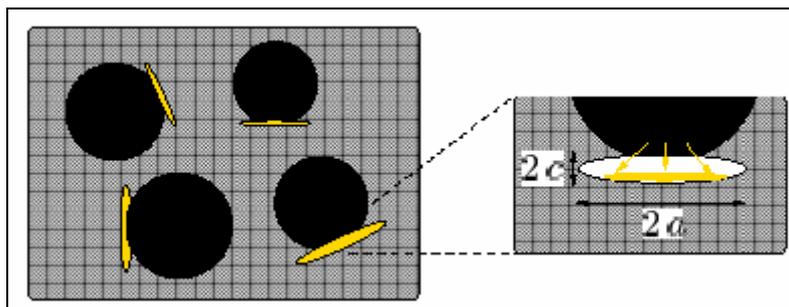


Figura 2.14- Interface agregado-pasta.

2.4 Processos químico-mecânicos da RAA

Para se entenderem os efeitos macroscópicos da reação álcali-sílica no concreto, é fundamental que se compreendam os fenômenos micro-mecânicos correspondentes à reação. Segundo [3] os processos termodinâmicos e cinéticos, que levam à redução do potencial químico de todo o sistema, controlam os micro-mecanismos da reação. Embora diversas pesquisas [4, 5, 7, 32, 33] já tenham sido realizadas com o objetivo de se compreenderem os mecanismos químicos e mecânicos da reação álcali-sílica, ainda existem controvérsias na comunidade científica com relação a esse fenômeno, sendo a maior delas a que diz respeito à formação do gel deletério.

Nesse particular, duas linhas de pensamento distintas são predominantes. Na primeira, a formação do gel é modelada como um processo topoquímico que ocorre na interface agregado-cimento. A segunda linha de pensamento sugere a possibilidade do transporte iônico através da solução porosa, de forma que o gel possa se formar em qualquer lugar. Atualmente, vários pesquisadores [4, 5] concordam que a etapa inicial do processo é de natureza topoquímica, uma vez que ela ocorre inteiramente na interface dos agregados e da solução alcalina. A seguir, descrevem-se detalhadamente as diversas etapas do processo químico-mecânico da reação álcali-agregado.

2.4.1 Etapas do processo

A primeira etapa da reação álcali-agregado corresponde ao ataque promovido pelos íons hidroxila à estrutura sílica do agregado. Este processo está bem descrito no trabalho de Peterson e Ulm [3] e será detalhado a seguir.

Como discutido anteriormente, a presença de um agregado reativo contendo sílica com uma estrutura desordenada, ou pobremente cristalina (ver Figura 2.5(b)) é o primeiro requisito para ocorrência da reação, uma vez que tais estruturas são mais abertas para o ataque pelos, também essenciais, íons hidroxila da solução intersticial alcalina.

A estrutura da sílica amorfa é representada por dois átomos de sílica conectados um ao outro por um átomo de oxigênio, sendo que cada átomo de sílica é unido à estrutura por três pontes siloxano, respectivamente (ver Figura 2.15). As seis ligações siloxano nas laterais formam a base de repetição da unidade e pode ser escrita como $\rightarrow \text{Si} - \text{O} - \text{Si} \leftarrow$. Assume-se que este processo pode ocorrer em pontos arbitrários dentro da estrutura já que as pontes siloxano estão suficientemente expostas à solução alcalina.

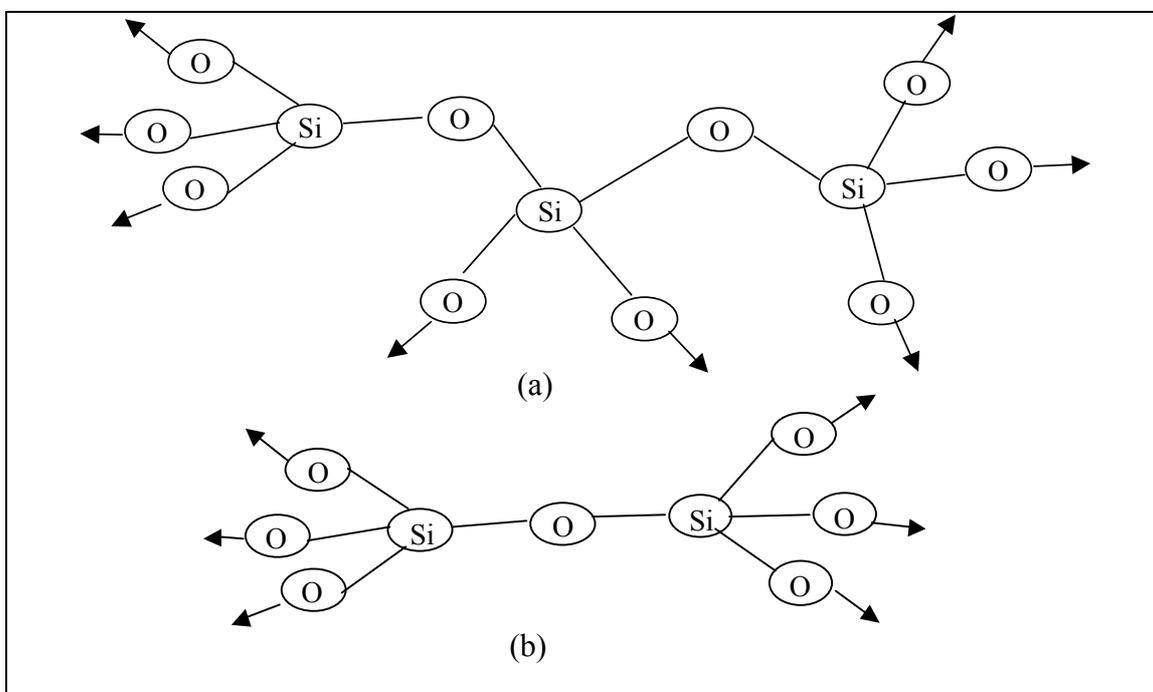


Figura 2.15 – Representação esquemática da estrutura da sílica amorfa. (a) Representação da estrutura. (b) Versão simplificada. As setas indicam ligações siloxano a átomos adicionais de sílica, cada um com três outras ligações siloxano [3].

Em alguns agregados reativos imersos em água pura grupos hidroxila formando ligações silanol, $\rightarrow \text{Si} - \text{OH}$, podem trocar o átomo de oxigênio da superfície externa do agregado. Esta simples substituição tem o efeito de acelerar o ataque promovido pelos íons hidroxila quando expostas à solução alcalina. Desprezando-se esse efeito, o primeiro grupo hidroxila rompe uma das ligações siloxano conectando os dois átomos de silício (ver Figura 2.16). Este íon hidroxila substitui a ligação siloxano por uma ligação silanol, e a unidade é dividida ao meio. Esse processo pode ser representado de maneira estequiométrica como:

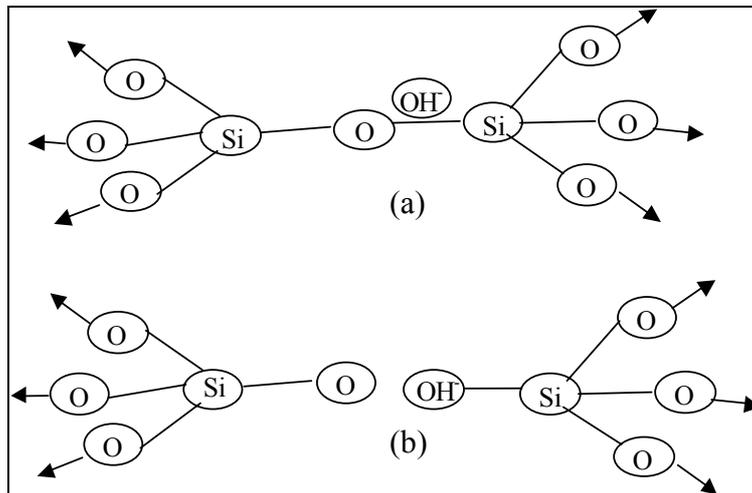
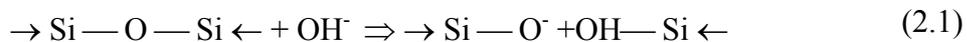
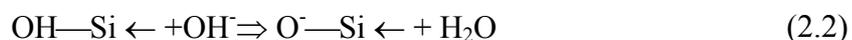


Figura 2.16 – Ataque da primeira ligação siloxano. (a) Aproximação do íon hidroxila; (b) Quebra da ligação siloxano e troca pela ligação silanol [3].

Cargas negativas são balanceadas pelos cátions alcalinos presentes na solução (Na^+ ou K^+). Uma vez que os dois lados são atacados de maneira semelhante, apenas a parte da direita ($\text{OH}-\text{Si} \leftarrow$) será a seguir considerada. Outro íon hidroxila pode (ou não) reagir com a ligação silanol, substituindo o grupo hidroxila com um simples átomo de oxigênio, como pode ser visto na Figura 2.17. Esta reação é representada por:



Até a presente etapa do ataque, a sílica ainda está ligada à estrutura através das três pontes siloxano, e a desintegração da segunda e da terceira ponte acontecem da mesma forma que a primeira (ver Figura 2.18).

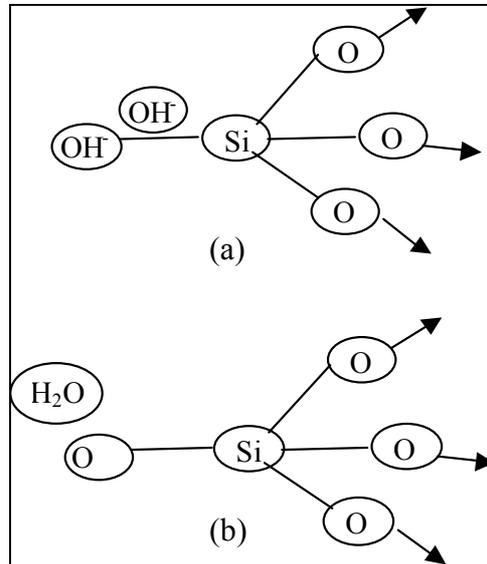


Figura 2.17 – Evolução da quebra das ligações siloxano. (a) Aproximação do íon hidroxila; (b) Substituição do grupo hidroxila pelo oxigênio e liberação de água [3].

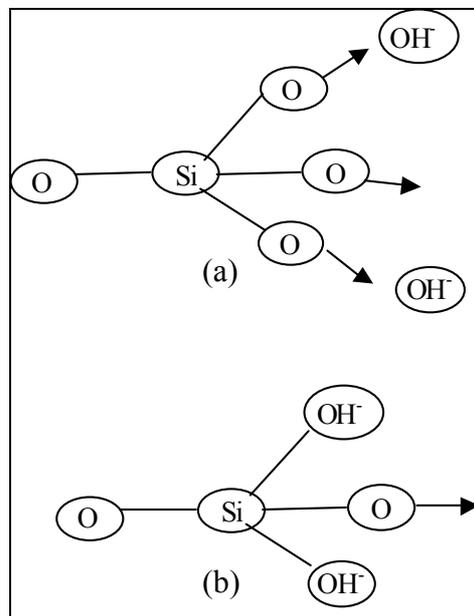


Figura 2.18 – Quebra da segunda e da terceira ligações siloxano. (a) Aproximação dos íons hidroxila; (b) Quebra das ligações siloxano e troca pelas pontes silanol [3].

Assumindo que as ligações silanol seguem as duas últimas reações, a quebra da quarta e última ligação siloxano (Figura 2.19) culmina no monômero SiO_4H_3^- .

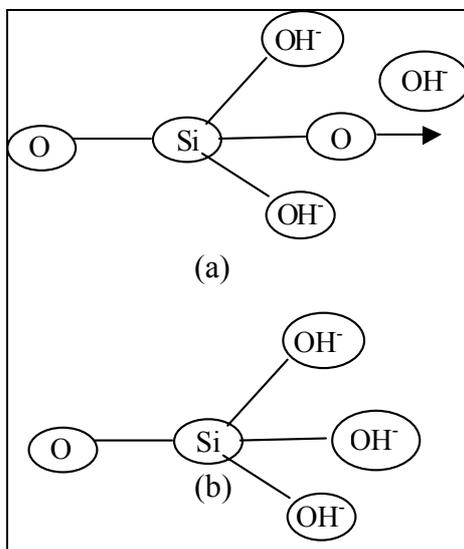
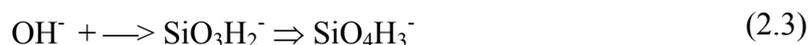
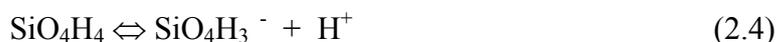


Figura 2.19 – Quebra da última ligação siloxano. (a) Aproximação do íon hidroxila; (b) Quebra da ligação siloxano e troca por ligação silanol com criação do monômero [3].

A representação química é dada por:



Na realidade o monômero que é liberado depende de quanto das quatro ligações restantes o grupo hidroxila possui, sendo que o número de grupos hidroxilas depende, de maneira complexa, do pH da solução ao seu redor. Dessa forma, deve-se examinar a solubilidade das possíveis espécies. Peterson [3] cita os trabalhos de Dron e Brivot [34, 35, 36, 37] onde foi investigado o equilíbrio dos hidratos superficiais da sílica e as possíveis espécies solúveis: SiO_4H_4 , SiO_4H_3^- e $\text{SiO}_4\text{H}_2^{2-}$. Duas reações podem ser escritas para caracterizar estas possibilidades [4, 38]:



As constantes de equilíbrio representam a extensão da reação química e, para uma temperatura constante, correspondem a uma propriedade bem definida, sendo determinadas a partir das concentrações do equilíbrio da reação. Neste caso, segundo [4] tem-se como constantes de equilíbrio para a primeira reação $pK_1 = 9.8$, e para a segunda $pK_2 = 11.8$. Dadas as constantes de equilíbrio, as concentrações de cada uma das espécies presente podem ser determinadas pelas seguintes expressões:

$$\frac{[\text{SiO}_4\text{H}_3^-][\text{H}^+]}{[\text{SiO}_4\text{H}_4]} = 10^{-9.8} \quad (2.6)$$

$$\frac{[\text{SiO}_4\text{H}_2^{2-}][\text{H}^+]}{[\text{SiO}_4\text{H}_3^-]} = 10^{-11.8} \quad (2.7)$$

Assim, se o pH ($\log [\text{H}^+]$) e a concentração de uma das espécies for conhecida, pode-se, através destas equações, determinar a concentração das restantes. As concentrações presentes nas soluções dependem da alcalinidade da própria solução.

2.4.2 Mecanismos de formação do gel

Muitas incertezas relacionadas à reação álcali-sílica estão associadas ao mecanismo de formação do gel no concreto. Como mencionado anteriormente existem duas linhas de pensamento distintas com relação a esse assunto e da mesma forma serão apresentados a seguir.

Recentemente, passou a existir uma certa concordância com relação à importância dos íons cálcio, Ca^{++} , no desenvolvimento da reação álcali-sílica [3]. Chatterji [39], citado em [3] propôs que a difusão da sílica para outros pontos é controlada pela concentração local de Ca^{++} . Se a concentração for baixa, a tendência da sílica se difundir aumenta, indicando que a presença dos íons Ca^{++} é um requisito importante para a reação. Esses íons, uma vez estabelecido o equilíbrio na solução intersticial com os cristais de portlandita ($\text{CaC}(\text{OH})_2$), podem fornecer o hidróxido que, eventualmente, iniciam os íons alcalinos. West e Sibbick [40], citado em [3], dão um exemplo dessa interação como se segue.



A partir desse ponto, os álcalis iniciam o ataque das hidroxilas às ligações sílicas. O papel exato do cálcio na reação álcali-sílica ainda permanece em debate. A compreensão deste processo representa, no entanto, o ponto chave para se decidir qual dos seguintes mecanismos descreve melhor a reação.

A formação de um gel ou de um precipitado implica, em ambos os casos, em um mecanismo de agregação irreversível. Um gel é definido como um sólido ocupando a totalidade do volume do líquido que o originou, enquanto o precipitado é um sólido constituído por partículas de agregados densos isoladamente dispersos em uma solução. A formação de um gel ou de um precipitado, após a desestabilização das soluções silico-alcálicas por adição de íons cálcio, é função da natureza da solução silico-alcálica inicial.

Mecanismo topoquímico

Embora exista uma certa concordância sobre o início da reação, que se daria através do ataque topoquímico da hidroxila sobre a estrutura sílica do agregado, a localização subsequente do gel ainda é fonte de muita controvérsia. A idéia de que a reação álcali-sílica é de natureza primariamente topoquímica é tão comum nas publicações mais antigas que ela é praticamente assumida. Muitos dos artigos mais importantes [4, 23, 41, 42], segundo mencionado em [3] assumem que a formação e a expansão do gel sempre ocorre na interface agregado-cimento, sendo de natureza topoquímica.

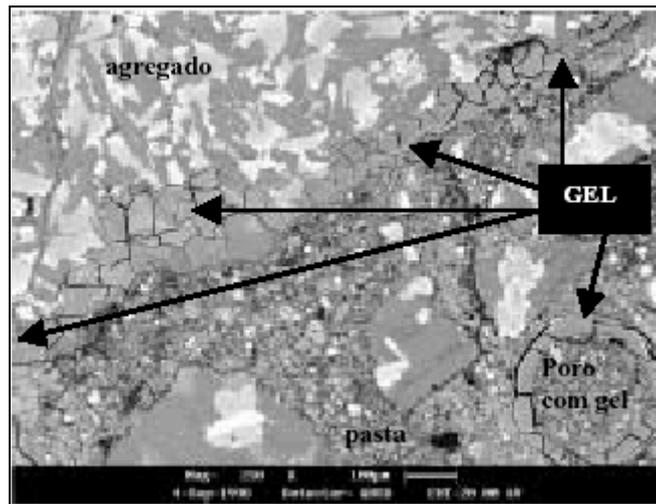


Figura 2.20 – Mecanismo de formação do gel: processo topoquímico (Fonte: [1]).

Powers e Steinour [41], citados em [3], descrevem a penetração superficial do agregado pela solução intersticial alcalina notando, posteriormente, que esta penetração pode ser observada visualmente como uma reação de contorno (Figura 2.20). Eles especificam o produto da reação como sendo sólido na ausência de água, tornando-se fluido à medida que se adiciona mais água. Seguindo o ataque cáustico (alcalino) às ligações siloxano, descrito anteriormente, moléculas são liberadas na solução, possivelmente na forma de ácido ortosílico, SiO_4H_4 . Como explicado anteriormente, a forma exata do monômero é dependente do pH da solução local e das redondezas. As moléculas liberadas a partir do ataque hidroxílico condensam-se para formar partículas coloidais ou uma solução coloidal de sílica. Então, esta solução coloidal de sílica pode se condensar mais, libertando mais água e resultando na formação de novas ligações siloxano. Eventualmente este processo contínuo culmina na transformação da solução coloidal de sílica em sílica gel, que embora inicialmente fraco e frágil, torna-se mais forte com a formação de mais siloxanos.

Desde 1955 [41], reconhece-se que os íons cálcio desempenham um papel importante na reação álcali-sílica. Concentrações em excesso de cálcio produzem, no entanto, um precipitado (C-S-H) mais duro e não-reativo do que o sílica gel. Powers e Steinour [41] postularam que uma zona desse precipitado é formada na superfície do gel de sílica e impede a difusão dos íons adicionais de cálcio no gel. Este cenário constitui-se no ponto de partida para as teorias de pressão osmótica ou da absorção, utilizadas para descrever a expansão do gel, e que serão vistas em detalhes a seguir. Além disso, esta explicação é

de alguma forma similar àquela utilizada para descrever o mecanismo de trans-solução, embora alguns defensores do processo topoquímico tendam a subestimar a importância do cálcio.

Mecanismo trans-solução

O mecanismo de trans-solução enfatiza o papel da solução alcalina na produção do gel deletério. Enquanto o mecanismo topoquímico é controlado, no sentido cinético, pela difusão da solução alcalina através do agregado, o mecanismo da trans-solução é controlado pela dissolução do agregado na solução presente nos poros do concreto [5]. Dron e Brivot são os proponentes dessa teoria e vários artigos [34, 35, 36], citados em [3], detalham os vários estágios da reação álcali-sílica. A seguir, será detalhada, com base em [3], a teoria por eles proposta.

Liberados pelo ataque alcalino à estrutura do agregado, os monômeros tendem a se acumular na superfície da sílica, formando um sílica gel intermediário. Este não é o gel deletério que se forma depois, ao contrário, é um gel mais solúvel na forma metaestável. Os monômeros, incluindo este gel ionizado, por serem carregados negativamente atraem os cátions alcalinos da solução ao seu redor. Como o gel intermediário é solúvel, a solução torna-se localmente saturada de íons de silicato monoméricos e cátions. O estado de saturação local cria um gradiente de difusão entre esta área e os locais com menor concentração de íons. Dessa forma, os íons silicato aniônicos e os íons alcalinos catiônicos tendem a se difundir através da superfície sílica.

Outro ingrediente essencial para a formação do gel é o íon cálcio (Ca^{++}), embora a importância deste íon seja objeto de debate entre as duas linhas de pensamento. Segundo [34], citado em [3], a camada de espécies de monômeros que se forma na superfície do agregado é impenetrável aos cátions de cálcio. De acordo com os autores, o gel prejudicial C-K-S-H (ou C-Na-S-H) não pode se formar nesta superfície se não for permitido ao cálcio penetrar no gel solúvel. Além disso, o cálcio tem um papel muito importante na determinação exata do local aonde o gel danoso irá se formar.

A fonte de cálcio no concreto são os cristais de portlandita, $\text{Ca}(\text{OH})_2$, o que obviamente representa uma fonte abundante. Entretanto, em soluções altamente alcalinas a

dissolução da portlandita é fortemente inibida devido a seu produto de solubilidade. Assim, tem-se para a reação de dissolução:



$$[\text{Ca}^{++}][\text{OH}^-]^2 = K_s, \quad \text{onde } K_s = 10^{-4.5} \quad (2.10)$$

A partir desta relação, é possível determinar a concentração de íons de cálcio, através da constante de equilíbrio K_s , presentes quando a portlandita é parcialmente dissociada na solução. Como o produto da solubilidade é constante, um aumento na alcalinidade (concentração de hidroxilas) da solução reduz a quantidade de íons cálcio dissolvidos na solução (efeito iônico comum). Assim, em uma solução altamente alcalina a concentração de íons cálcio é muito baixa e, localmente a solução torna-se rapidamente saturada. Um gradiente de difusão é novamente atingido no qual os íons cálcio difundem-se através da solução porosa do concreto para longe das zonas saturadas.

Neste estágio os ânions monoméricos, os cátions alcalinos e os íons de cálcio são todos transportados na solução de suas respectivas fontes saturadas para locais de baixa concentração. Se a solução dos poros local for rica em cátions alcalinos e ânions hidroxila, o composto insolúvel C-K-S-H (ou C-Na-S-H) se precipitará quando os silicatos encontrarem o cálcio. Este composto atrai muitos dos íons locais devido a sua insolubilidade e, efetivamente, reduz as concentrações locais de íons cálcio e silicato, mantendo assim o gradiente de difusão para esses íons. O composto coagula rapidamente tornando-se um gel. Embora a formação do gel tenda a ocorrer próxima às fontes de sílica, o local exato onde esta formação ocorrerá, dependerá no final da presença e localização do cálcio.

Se tomado entre respectivas fontes de íons, o gel insolúvel pode atuar como uma membrana semipermeável limitando, mas não eliminando, a difusão dos íons. Conseqüentemente, o lado do gel que tenha o menor fluxo iônico torna-se frente de precipitação, e o gel continua a crescer neste lado [35], citado em [3].

2.4.3 Mecanismos de Expansão do gel

A reação de certas formas de sílica dos agregados com íons hidroxila da solução presente nos poros do concreto culmina na formação de um gel que induz tensões e subsequente fissuras em estruturas de concreto. De forma geral pode-se dizer que existem, pelo menos, cinco hipóteses para explicar a considerável pressão gerada pelo gel: aumento simples, pressão unidirecional, aumento do gel viscoso por absorção, pressão osmótica da célula e embebição [43], citado em [3]. Estas cinco hipóteses não são completamente diferentes umas das outras e, com certeza, elas podem não ser mutuamente exclusivas.

A hipótese de simples aumento assume que a formação do gel ocorra dentro do próprio agregado, o que impediria a possibilidade do mecanismo da trans-solução. Esta teoria supõe que o ataque promovido pelas hidroxilas aos agregados quebra a sua estrutura sílica de um nível que permita à solução alcalina se infiltrar no agregado e continuar a atacá-lo internamente. Assumindo que a formação do gel ocorra no local do ataque, o gel cresceria dentro do próprio agregado fazendo que ele torne-se maior. Dado o limitado espaço para crescer, o agregado pode então induzir pressões expansivas (e possíveis fissuras) à sua vizinhança.

De acordo com a hipótese da pressão unidirecional, o gel é primariamente deletério nos primeiros estágios da sua formação, quando ainda é de alguma forma, rígido. Neste momento o gel é capaz de exercer tensões unidirecionais nas suas redondezas e, dessa forma, causar danos ao concreto. Embora seja uma explicação plausível, é possível que o gel, mesmo em estágios mais fluidos do seu desenvolvimento, seja capaz de exercer pressão por um longo período.

Hobbs [26], citado em [3], descreve o crescimento do gel, ou teoria da absorção, como um processo de quatro estágios resultando na fissuração do concreto. No primeiro estágio o gel se forma na interface agregado-cimento e o seu crescimento cria tensões internas localizadas. Devido ao aumento das tensões, microfissuras aparecem no segundo estágio do processo. No terceiro estágio, o gel tendo absorvido muita água, torna-se menos viscoso e flui através das microfissuras recém abertas. Finalmente, no quarto estágio, a contínua expansão do gel dentro das microfissuras induz mais tensões

causando o aumento das fissuras existentes e o surgimento de novas. Se fissuras serão formadas como resultado da expansão do gel vai depender de variáveis tais como: composição, concentração e taxa de crescimento do gel.

Na teoria da pressão osmótica, a expansão do gel álcali-silica está relacionada com a diferença dos potenciais químicos dentro e fora do gel. De acordo com Diamond [44], a solução presente nos poros fora do gel tem energia livre maior do que a de dentro e, dessa forma, a água flui no gel.

De maneira técnica, pressão osmótica é gerada quando duas soluções de diferentes concentrações iônicas são separadas por uma membrana semipermeável [41]. Inicialmente foi postulado que a pasta de cimento poderia atuar como a membrana, separando a solução presente nos poros do gel. Críticos deste conceito argumentam que uma vez que a fissuração se inicie, o cimento não é mais uma membrana. Ademais, sabe-se que as tensões aumentam mesmo após o início da fissuração [26]. Indiferentemente do que atua como membrana, a difusão de álcalis e hidroxilas no gel é permitida, enquanto certos produtos de reações de silicatos não têm sua passagem permitida através da membrana. Dessa forma, é gerado um gradiente de pressão através da membrana induzindo a expansão do gel.

Dent-Glasser [43], citado em [3], observou que este processo não ocorre por pressão osmótica em si, sendo alcançado através de embebição. O mecanismo de embebição está intimamente relacionado com o de pressão osmótica, já que a diminuição da energia livre do sistema é o que conduz os dois. A embebição, entretanto, não necessita envolver uma membrana semipermeável. Embora a pasta de cimento seja capaz de atuar como uma membrana, não há necessidade de separar a solução dos poros do lado de fora e a do gel, já que o próprio gel é insolúvel. Na verdade é a insolubilidade do gel que fornece a barreira entre o interior do gel e a solução. Adicionalmente, o líquido da solução dos poros é solúvel no gel e seu potencial químico é diminuído por essa dissolução. O fato de o gel produzido na reação álcali-silica ser um polieletrólito consistindo de silicatos carregados negativamente e álcalis e cátions de cálcio, aumentam ainda mais o processo de embebição, uma vez que a hidratação do gel carregado negativamente também diminui a energia livre do líquido.

Mesmo dentro do quadro teórico de cada uma das hipóteses discutidas existem diferentes opiniões sobre o que, de fato, acontece durante a expansão do gel. Os mecanismos descritos anteriormente são simplesmente representativos do que pode ser encontrado na literatura. Em certos casos, alguns autores apontam distinções entre certos mecanismos, enquanto outros sugerem que estes mesmos métodos são virtualmente sinônimos. Como exemplo pode-se citar Diamond [45], de acordo com [3], que apregoa que a diferença entre a teoria da pressão osmótica e a da embebição seria puramente formal.

3 Modelos para RAA

3.1 Aspectos Gerais

Apesar do grande número de estruturas afetadas pela deterioração decorrente da expansão por reação álcali-agregado, e do fato desse ser um fenômeno conhecido há mais de sessenta anos, ainda não existe consenso sobre um modelo numérico capaz de descrever o efeito da evolução da RAA em uma estrutura, nem tampouco se tem certeza sobre quais parâmetros devem ser considerados em um modelo desse tipo [5, 10, 15].

De modo geral a reação álcali-agregado se caracteriza pela formação de um gel cujo volume é maior que o volume dos reagentes. A dilatação do gel da reação preenche os poros do agregado e da rede porosa da matriz vizinha ao mesmo. Quando não existir mais espaço disponível para absorver o gel que é continuamente formado, a evolução da reação provocará pressões na matriz levando à microfissuração do material e, em um estágio mais avançado, à fissuração macroscópica da estrutura. Evidencia-se, assim, que existe uma diferença entre a reação e a expansão decorrente, de modo que, pode haver a reação, produção do gel, sem que haja necessariamente expansão e degradação da estrutura. A degradação provocada pela reação álcali-agregado, a partir do momento que provoca a fissuração do material, leva ainda à perda de rigidez, perda de resistência e a deslocamentos excessivos e irreversíveis da estrutura. Desse modo, um modelo que procure prever o comportamento estrutural de uma estrutura afetada por RAA deve considerar de modo acoplado a evolução da reação, seus parâmetros influentes, sua distribuição espacial na estrutura, e a resposta mecânica do material, inclusive após o início de sua degradação.

A grande maioria dos trabalhos desenvolvidos para modelar numericamente os efeitos estruturais provocados pela expansão por RAA trata o problema de modo semelhante ao tradicionalmente dado a problemas de expansão por elevação de temperatura, escolhendo e calibrando os modelos para a deformação do material em função dos deslocamentos macroscópicos observados na estrutura [2, 46].

Nos últimos anos diversos pesquisadores procuraram modelar o problema de forma mais racional desenvolvendo modelos numéricos capazes de correlacionar os efeitos observados na estrutura com o comportamento físico-químico do material sujeito à reação álcali-agregado.

Na escala da microestrutura destaca-se o trabalho desenvolvido por Lemarchand, Dormieux et al. [17, 18, 31, 47, 48], que busca uma interpretação micromecânica da deterioração do material provocada pela RAA.

Na escala mesoscópica, entendida aqui como a escala do agregado e de sua vizinhança, alguns trabalhos [13, 49, 50, 51, 52] foram desenvolvidos procurando prever o comportamento do material ao redor do agregado e em sua superfície, e correlacionar esse comportamento com a deformação macroscópica.

Na escala macroscópica são relevantes os modelos de Adeghe et al. [11], Pietruszczak e Huang [14, 53, 54], Capra, Bournazel et al. [6, 15, 29, 55, 56] e Ulm, Coussy et al [3, 5, 7, 16, 47, 57, 58]. Podem-se citar ainda os modelos de Curtis [59], Léger et al. [2, 60], Pauletti et al. [61], Chatterji e Christensen [62] e Farage et al [28, 19].

3.2 Modelo micromecânico

3.2.1 Modelo de Lemarchand

O trabalho de Lemarchand [48] apresenta um modelo micromecânico para a expansão livre do concreto por RAA (sem tensão macroscópica). Este modelo considera duas situações extremas que representam as possibilidades para a formação do gel:

- Pressão uniforme do gel (mecanismo trans-solução)
- Pressão não uniforme do gel (mecanismo topoquímico)

Para o primeiro caso, o concreto é considerado como um meio poroelástico saturado por um fluido. O gel produzido na reação ocupa todo o espaço poroso disponível, pois os produtos da reação se difundem através da porosidade conectada para além dos locais onde a reação se processa, que para a hipótese da trans-solução é a interface agregados/solução intersticial.

No segundo caso os poros preenchidos pelo gel são semelhantes a fissuras localizadas principalmente na interface entre os agregados e a pasta de cimento. O gel não preenche a porosidade “natural” ocupando apenas as fissuras.

A principal diferença entre os dois casos reside no fato de que as frações volumétricas disponíveis para a expansão do gel não possuem a mesma ordem de grandeza. A porosidade total do material é da ordem de 5 a 10 %, enquanto que os valores usuais de porosidade das fissuras se situa em 1 %. Conseqüentemente, o tempo de preenchimento pelo mecanismo trans-solução é 10 vezes maior que o mecanismo topoquímico.

Com o objetivo de tornar o seu modelo mais realista, Lemarchand [48] realiza uma análise de um comportamento intermediário às duas situações descritas acima. Ele supõe que o gel se forma inicialmente em uma primeira família de poros, situada na interface entre a pasta de cimento e os agregados (mecanismo topoquímico). Em seguida, quando a pressão atinge um valor limite, o gel invade uma segunda família de

poros. Dessa forma, o gel preenche os poros de pasta de cimento de forma progressiva, passando de uma família de poros a outra ocupando, finalmente, todo o espaço poroso.

O modelo situa-se na escala microscópica, que é a escala da reação, e onde são formuladas as hipóteses sobre a origem físico-química do fenômeno. O autor supõe que a expansão macroscópica, que seria a expansão observada na escala da estrutura, pode ser atribuída à formação do gel que preenche progressivamente o espaço poroso. Quando o volume é saturado por este gel, a evolução do processo de formação do gel provoca uma pressão na porosidade.

A massa de gel formada em um volume elementar representativo (v.e.r.) é um dado do problema, em função do tempo, caracterizada por sua densidade volumétrica. O modelo não trata sobre a origem da massa do gel. O objetivo principal do modelo é relacionar a deformação macroscópica do v.e.r. devida à expansão do gel com sua densidade volumétrica.

A riqueza da aproximação micromecânica apresentada neste modelo reside na sua capacidade de criar uma relação entre a informação da escala na microestrutura e o comportamento observado na escala macroscópica.

Lemarchand [48] apresenta uma estimativa da intensidade da pressão assintótica do gel confinado em uma matriz sólida. Segundo o autor, para os valores assintóticos usuais da deformação volumétrica de um concreto submetido à reação álcali-agregado (0.4 %) a pressão seria por volta de 400 MPa. Esta estimativa da pressão é válida considerando as hipóteses da matriz sólida elástica e do gel incompressível.

A vantagem deste modelo consiste na inovação proposta pelo autor ao tratar o problema de expansão relacionada à pressão de uma substância em um espaço poroso estabelecendo uma conexão entre as propriedades mecânicas, a morfologia da microestrutura e a expansão do concreto observado na escala macroscópica. A formulação micromecânica de Lemarchand vem sendo aprimorada através dos trabalhos [18, 31].

3.3 Modelos Mesoscópicos

3.3.1 Modelo de Furusawa et al.

O modelo apresentado por Furusawa et al. [49], citado por Peterson [3], explica a expansão macroscópica observada em barras de argamassa a partir da análise da vizinhança dos agregados. O modelo enfatiza que a expansão ocorre por difusão de íons no agregado e que o agregado deve ser capaz de absorver o aumento de volume dos produtos da reação. Segundo os autores, este modelo produz resultados com uma boa correlação com dados experimentais. Por ser desenvolvido na escala do agregado, o modelo considera que um dado volume de concreto contém agregados de raio equivalente R_i . O comportamento do concreto em uma escala macroscópica é determinado pelo somatório da influência individual dos diversos agregados presentes na amostra.

O modelo considera somente um agregado e uma pequena parcela do espaço em sua vizinhança de modo a descrever o comportamento do material. Segundo os autores, o período inicial da curva em forma de S , observado nos resultados experimentais para a evolução da expansão por RAA, representa o tempo durante o qual o espaço poroso do próprio agregado absorve o produto da reação.

O modelo considera as seguintes hipóteses baseadas no mecanismo topoquímico discutido na seção 2.4.2.:

- Uma vez que o consumo de hidroxilas ocorre muito mais rapidamente que a difusão dos íons, é a difusão que controla a variação da concentração de hidroxilas com o tempo;
- Existe uma zona porosa no agregado que absorve os produtos da reação e representa a primeira camada dos produtos da reação;
- A capacidade do agregado de acomodar o produto da reação é proporcional à sua área superficial;
- O agregado é composto completamente por sílica reativa e a zona reativa é uniforme e pequena em relação ao tamanho do agregado.

Os autores assumem que a espessura da x camada varia no tempo t de acordo com a equação (3.1), onde k_{dif} é o coeficiente de difusão aparente do hidróxido no agregado, e C_0 é a concentração de hidroxilas na interface entre a matriz de cimento e o agregado.

$$\frac{dx}{dt} = k_{dif} \frac{C_0}{x} \quad (3.1)$$

A Figura 3.1 apresenta um desenho esquemático para descrever o modelo idealizado.

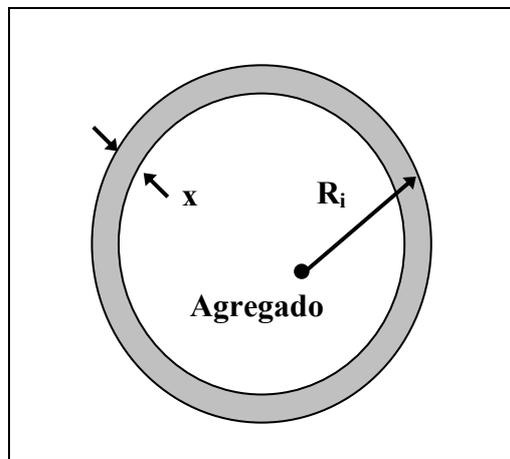


Figura 3.1 – Desenho esquemático para a reação álcali-sílica [3].

Os autores consideram que o coeficiente de difusão k_{dif} é dependente da temperatura de acordo com a lei de Arrhenius representada pela equação (3.2), onde A_{as} é a afinidade, que é um fator característico da reação álcali-agregado, E_a é a energia de ativação da reação, R é a constante dos gases e T a temperatura.

$$k_{dif} = A_{as} e^{-\frac{E_a}{RT}} \quad (3.2)$$

Os valores de A_{as} e E_a são constantes que dependem do agregado e podem ser determinadas experimentalmente, apresentando como valores típicos $E_a/R = 7500$ K e $A_{as} = 37,7$ kJ/mol. Integrando a equação (3.1) obtém-se a relação:

$$x = (2k_{dif} C_0 t)^{0.5} \quad (3.3)$$

Para quantificar a evolução da reação, os autores introduzem a variável α_i , que é definida pela relação entre o volume de agregado que reagiu e o volume total do agregado de raio R_i :

$$\alpha_i = \frac{R_i^3 - (R_i - x)^3}{R_i^3} = 1 - \left(1 - \frac{x}{R_i}\right)^3 \quad (3.4)$$

O volume dos produtos da reação por volume de concreto V_t é obtido a partir da equação (3.5), onde V_a é a razão entre o volume dos agregados reativos e o volume de concreto e β_i é a fração do volume de agregados reativos que têm um raio equivalente R_i .

$$V_t = V_a \sum \alpha_i \beta_i \quad (3.5)$$

A partir da expressão (3.5) pode-se obter a quantidade molar dos produtos da reação por unidade de volume de concreto P_t , uma vez que a densidade do agregado ρ_a e o peso molecular da sílica, $M_{si} = 60,08$ g/mol, são conhecidos.

$$P_t = V_t \rho_a / M_{si} \quad (3.6)$$

O valor para C_0 , da equação (3.3) é obtido a partir da expressão:

$$C_0 = \frac{\left(C_{ini} - C_{unit} 3V_a \sum \frac{\beta_i}{R_i} - P_t RS \right)}{A_{livre}} \quad (3.7)$$

onde:

- C_{unit} é a quantidade total de hidroxilas consumidas por unidade de superfície do agregado;
- RS é a fração de álcali e sílica dos produtos da reação e A_{livre} é o conteúdo total de água livre;
- O termo C_{ini} representa o conteúdo inicial de álcalis solúveis em água, e seu valor é calculado assumindo que 50 % do total de álcalis do cimento são solúveis em água.

Os autores consideram que a expansão do material não ocorrerá enquanto a zona porosa do agregado acomodar os produtos da reação:

$$\varepsilon_A = B_m \frac{(P_t - P_{abs} + |P_t - P_{abs}|)}{2} \quad (3.8)$$

onde:

- ε_A é a expansão do volume;
- B_m é uma constante determinada experimentalmente;
- P_t é a quantidade de produtos formados;
- P_{abs} é a capacidade da zona porosa, que é proporcional à área superficial do agregado.

As equações (3.1) - (3.8) fornecem os parâmetros para a aplicação do modelo proposto por Furusawa et al. [49] para um dado passo de tempo. Tais equações podem ser resolvidas no tempo, por processo iterativo, onde assume-se que $C_0 = C_{ini}$ para $t = 0$. Observa-se na equação (3.8) que a expansão é calculada sem considerar as propriedades mecânicas do material, tais como módulo de elasticidade e resistência. Acredita-se que tais propriedades são incorporadas ao modelo através da constante empírica representada por B_m .

As seguintes características positivas podem ser destacadas no modelo de Furusawa et al.: (i) o fato de considerar a influência da água e da temperatura na cinética da reação através da equação (3.1); (ii) considerar, ainda, a difusão como mecanismo regulador do progresso da reação. No entanto, nenhuma aplicação foi apresentada com este modelo.

3.3.2 Modelo de Xi, Suwito et al.

Este modelo foi apresentado pelos autores inicialmente em [50], sendo aprimorado posteriormente em outros trabalhos [51, 52]. O modelo matemático desenvolvido procura prever a expansão por RAA através da caracterização dos parâmetros que maximizam essa expansão, provocando o chamado efeito péssimo de RAA.

O modelo considera efeitos químico-mecânicos, a distribuição do tamanho de agregados, e as características micro-estruturais da pasta de cimento. A parcela química do modelo considera dois processos de difusão opostos. O primeiro é a difusão de íons no agregado e o segundo é a infiltração do gel formado pela reação álcali-agregado na rede porosa da matriz vizinha à superfície do agregado.

O gel produzido pela reação álcali-agregado é dividido em duas partes: (i) o gel depositado diretamente na porosidade da superfície do agregado, que não causa expansão; (ii) o gel que infiltra na rede porosa da pasta de cimento na vizinhança do agregado e que gera a pressão de interface responsável pela expansão. A caracterização da expansão por RAA se dá através da quantidade do primeiro tipo de gel e da velocidade de penetração do segundo tipo, dependentes do tamanho do agregado e da porosidade da pasta de cimento.

Segundo esse modelo, a diminuição do tamanho do agregado, para um volume fixo de agregado, resulta em um aumento da expansão por RAA, já que houve um aumento da área superficial. No entanto, quando os agregados são suficientemente pequenos de modo que a quantidade de gel formado é comparável ao espaço poroso disponível na pasta de cimento circunvizinha, esta pressão do gel é aliviada e a expansão é reduzida. Para o caso extremo, no qual o tamanho do agregado é tão pequeno que a porosidade superficial pode armazenar totalmente o gel formado, não haverá nenhuma expansão. O tamanho de agregado é considerado péssimo quando os dois efeitos estão presentes, o que provoca a máxima expansão. Este tamanho depende ainda do espaço poroso na interface do agregado e da porosidade da pasta de cimento, de modo que, quanto maior a porosidade, maior o tamanho péssimo de agregado. A relação entre o tamanho do agregado e a expansão, é apresentada na Figura 3.2.

O modelo é capaz de simular o desenvolvimento da expansão por RAA e de prever o tamanho péssimo para agregados reativos. No entanto, eles julgam que existe a necessidade de realizar pesquisas adicionais para determinação experimental dos diversos parâmetros do material utilizados no modelo.

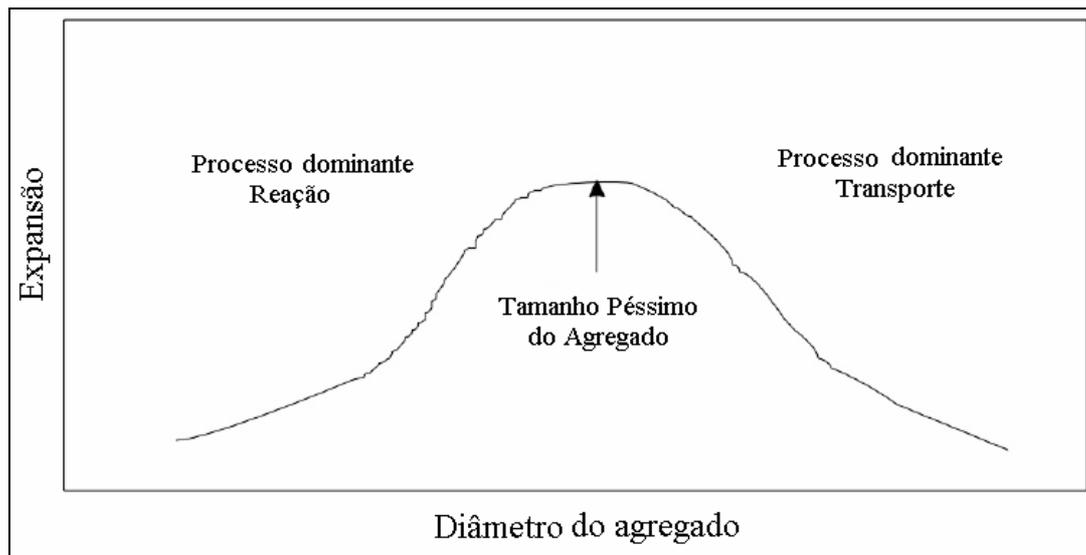


Figura 3.2 – Relação entre o diâmetro do agregado e a expansão por RAA, em função do processo dominante (Fonte: [52]).

Neste modelo o sistema cimento-agregado é então considerado como um material que consiste de um agregado esférico circundado por uma camada de material cimentício de espessura uniforme, conforme a Figura 3.3.

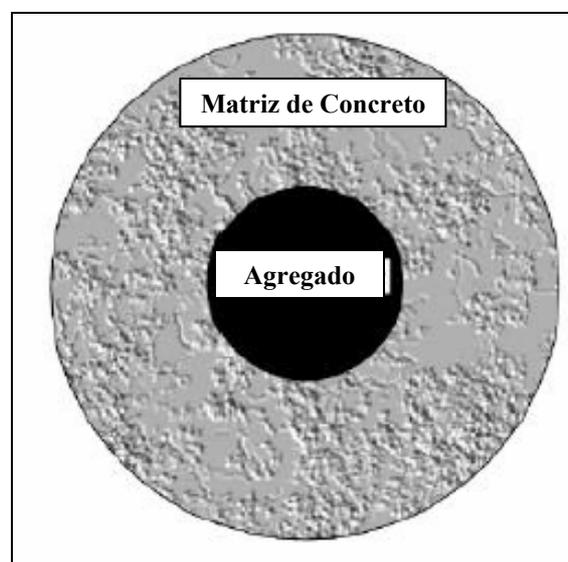


Figura 3.3 – Volume elementar (Fonte: [52]).

De uma maneira geral a microestrutura de um compósito de duas fases pode ser considerada como uma matriz com inclusões distribuídas randomicamente, conforme a Figura 3.4-a. De modo a reduzir o problema a uma direção considera-se uma partição equivalente onde os elementos são aproximados por esferas, como mostra a figura.

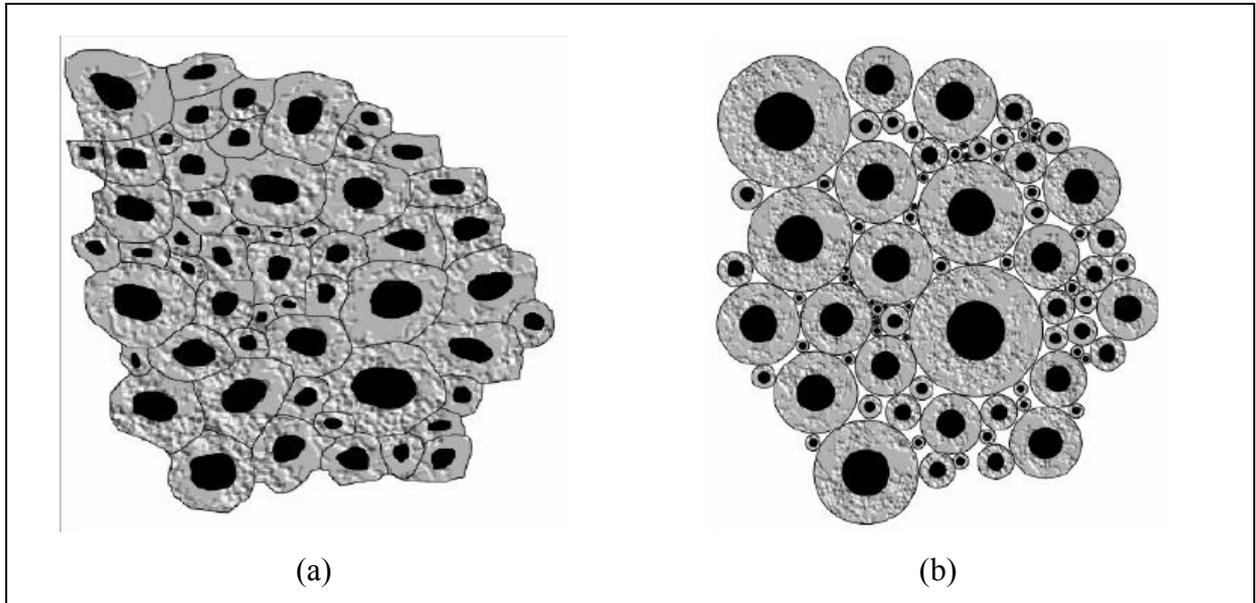


Figura 3.4 – (a) Configuração mesoestrutural de um compósito de duas fases.
(b) Configuração equivalente com elementos esféricos (Fonte: [52]).

Para esse sistema de duas fases pode-se escrever, com base em princípios variacionais para a permeabilidade efetiva de materiais de multi-fase, uma equação simplificada para a magnitude da expansão macroscópica por RAA expressa por:

$$\varepsilon_A = \frac{K_{ag} \cdot \varepsilon_{ag} \cdot V_{ag} \cdot (3 \cdot K_m + 4 \cdot G_m)}{K_m \cdot (3 \cdot K_{ag} + 4 \cdot G_m) - 4 \cdot V_{ag} \cdot G_m \cdot (K_m - K_{ag})} \quad (3.9)$$

onde:

- K_{ag} e K_m são, respectivamente, os módulos de deformação volumétrica dos agregados e da matriz;
- G_{ag} e G_m são, respectivamente, os módulos de cisalhamento dos agregados e da matriz;
- ε_{ag} representa a expansão do agregado;
- V_{ag} é o volume de agregado que reagiu.

A expansão do agregado ε_{ag} é calculada pela expressão:

$$\varepsilon_{ag} = \sum \delta_i \varepsilon_i^{R_i} \quad (3.10)$$

onde o índice i refere-se a o i -ésimo agregado, δ_i é a fração de volume dos agregados com raio equivalente R_i , e $\varepsilon_i^{R_i}$ representa a deformação de expansão do agregado de raio R_i . O cálculo de $\varepsilon_i^{R_i}$ é realizado segundo a expressão:

$$\varepsilon_i^{R_i} = \frac{(V_{gel} - V_{pg} - |V_{gel} - V_{pg}|)}{2\delta_i \cdot V_{ag}} \quad (3.11)$$

onde:

- V_{gel} é o volume de gel produzido;
- V_{pg} é o volume total de gel absorvido no poro dos agregados;

Para obtenção de V_{gel} , V_{pg} e V_a considera-se o processo de microdifusão de íons e a penetração de gel na rede porosa da matriz. A microdifusão dos íons é função do tempo, da porosidade do agregado e da concentração de íons livres nos poros dos agregados. A penetração do gel na rede porosa de interface com o agregado é dependente da permeabilidade da matriz, da pressão gerada na interface entre o agregado e matriz, do volume e da viscosidade do gel.

O modelo considera que o aumento de volume resultante da formação do gel é a cinética da reação, controlada por mecanismo de difusão. O modelo considera a hipótese de que temperatura é constante e o ambiente está saturado de água. Dessa forma, este modelo não descreve a influência da temperatura e da umidade no avanço da reação.

3.3.3 Modelo de Bazant e Steffens

O modelo apresentado por Bazant e Steffens em [13] procura descrever a cinética da reação sem examinar os seus efeitos estruturais. Diferentemente dos modelos apresentados nas duas seções anteriores, onde os agregados são representados por esferas embebidas em um semi-espaço infinito de matriz de cimento, neste a região ao redor do agregado, considerado esférico, é tomada como um cubo.

Do mesmo modo que no modelo anterior, assume-se que a velocidade da difusão do gel através do agregado é muito pequena, quando comparada com a velocidade da reação e do consumo de sílica da superfície do agregado. A formação da camada de gel ao redor do agregado é considerada instantânea, sendo que a forma da camada de gel é aproximada por uma casca esférica. O modelo faz ainda uma distinção entre formação do gel e sua subsequente expansão, considerada como governada pela absorção de água.

O objetivo desse modelo é a descrição matemática da cinética da reação entre os álcalis e a sílica, baseada nos mecanismos de difusão da solução alcalina no gel, sem a preocupação de prever as conseqüências estruturais da expansão decorrente da reação. Sendo assim, no presente trabalho não são apresentados maiores detalhes sobre este modelo.

3.4 Modelos macroscópicos

3.4.1 Modelo de Adeghe et al.

O trabalho apresentado por Adeghe et al. [11] apresenta um modelo para expansão por RAA que considera o acoplamento entre a expansão química e a tensão no material imposta pelas forças externas.

Os autores utilizam a seguinte expressão para modelar a expansão do material:

$$\dot{\varepsilon}^A = \begin{cases} \dot{\varepsilon}_{Livre}^A & \text{se } p \leq p_o \\ \dot{\varepsilon}_{Livre}^A - K \text{Log}\left(\frac{p}{p_o}\right) & \text{se } p > p_o \end{cases} \quad (3.12)$$

onde:

- $\dot{\varepsilon}^A$ é a taxa de expansão do concreto;
- $\dot{\varepsilon}_{Livre}^A$ é taxa de expansão livre de tensões (não confinada) do concreto;
- K é uma constante que determina a tensão de confinamento limite para o avanço da expansão do concreto;
- p é a tensão de confinamento, assumida como a média das tensões nas três direções principais;
- p_o é a tensão de confinamento até a qual a taxa de expansão do concreto é constante. Após este valor há uma redução da taxa de expansão.

O aspecto da curva tensão x taxa de expansão do concreto dada pela expressão (3.12) é apresentado na Figura 3.5, onde a tensão está representada em escala logarítmica.

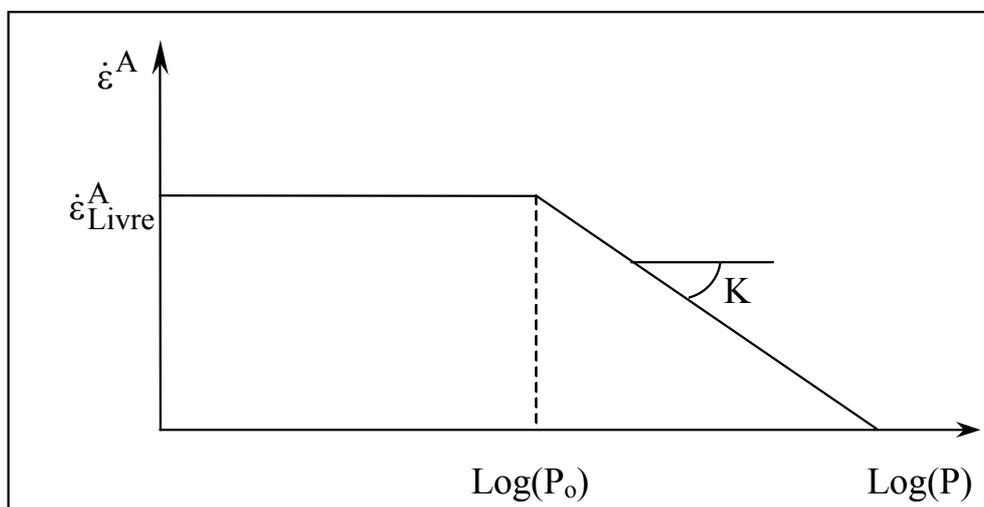


Figura 3.5 - Curva da expansão do concreto por RAA em função da tensão [11].

A expressão (3.12) é bastante simplificada e baseia-se em dados empíricos de modo a representar a deformação por RAA como dependente apenas da tensão de confinamento. O modelo considera a taxa de expansão igual nas três direções principais e despreza a influência da temperatura e da umidade.

Os autores consideraram a fluência como intensificada pela RAA utilizando uma fórmula similar a do *Bureau of Reclamation*, sem considerar o envelhecimento, dada por:

$$\varepsilon^v(t - t') = F_k(t') \ln(1+t-t') \quad (3.13)$$

onde:

- ε^v é a deformação de fluência descartada a deformação elástica, $\varepsilon^v = \varepsilon - \varepsilon^e$;
- F_k é um parâmetro dependente da RAA;
- t é o tempo expresso em dias;
- t' é o tempo em que a estrutura foi carregada.

Com base na expressão (3.12) e (3.13) os autores desenvolveram um método de análise visando representar os efeitos da expansão por RAA em estruturas de concreto. Assim sendo, o modelo numérico é calibrado a partir de um estudo baseado nos deslocamentos longitudinais medidos nos componentes da estrutura afetada pela reação.

O método foi aplicado na Estação Geradora R. H. Saunders (Canadá). Os autores consideraram os resultados obtidos com o emprego do procedimento satisfatório para estimar o tempo de fechamento das juntas de dilatação. No entanto os valores calculados para períodos de tempo posteriores à abertura de juntas se mostraram significativamente menores que os reais.

Comparando-se o modelo com os resultados experimentais obtidos por Larive [7], percebe-se que para valores de tensão abaixo de 10 MPa, ele possui uma certa concordância, distanciando-se completamente do resultado obtido com 20 MPa (Figura 3.6). Dessa forma, pode-se concluir que um modelo que despreza a influência da temperatura e da umidade e, leva em consideração apenas a tensão aplicada, não é representativo do fenômeno a que se destina.

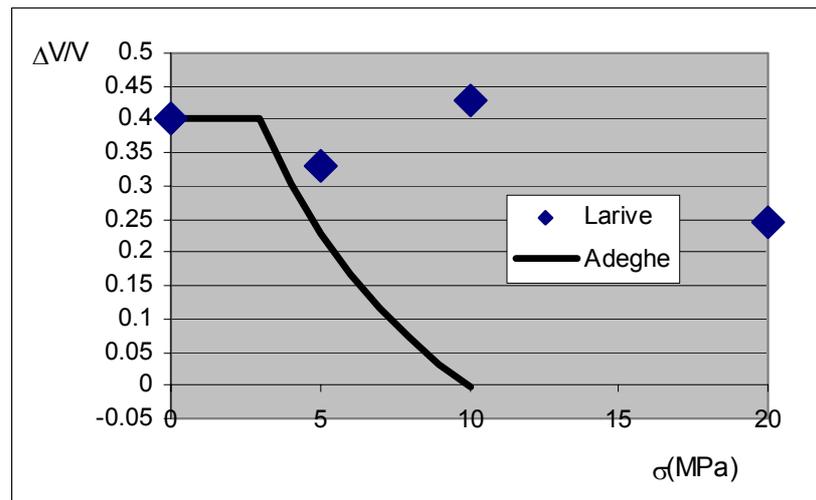


Figura 3.6 - Curva da expansão do concreto por RAA em função da tensão.

3.4.2 Modelo de Pietruszczak e Huang

Este modelo foi apresentado pela primeira vez por Pietruszczak em 1996 [53]. Nele a expansão decorrente da reação álcali-agregado em condições de temperatura e umidade constantes é considerada como função do tempo e da pressão hidrostática, assumida como uma restrição ao avanço da reação. O modelo considera ainda a deterioração do material em função da reação álcali-agregado. Tal deterioração é modelada numericamente de acordo com a teoria da plasticidade e seguindo a teoria de dano para o concreto desenvolvida pelo mesmo autor em [54]. Assim, o modelo considera a irreversibilidade da expansão por RAA.

O modelo matemático foi refinado em [14] de modo a incorporar a influência da temperatura na cinética da expansão por RAA. Neste trabalho apresenta-se a idéia do “tempo de ativação térmica”, uma função que correlaciona o tempo com a temperatura semelhante ao conceito de maturidade comumente utilizado na química do cimento, com o intuito de considerar a característica de termoativação da reação álcali-agregado.

A deformação total é calculada, no regime elástico, de acordo com a relação constitutiva geral apresentada em (3.14), que inclui os efeitos da temperatura e da expansão por reação álcali-agregado.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{C}^e : \boldsymbol{\sigma} + \frac{1}{3} \varepsilon_A \mathbf{1} + \boldsymbol{\varepsilon}_\theta \quad (3.14)$$

Onde ε_A representa a deformação volumétrica decorrente da expansão do gel e $\boldsymbol{\varepsilon}_\theta$ representa a deformação de origem térmica. O termo \mathbf{C}^e representa o tensor elástico do material e $\boldsymbol{\sigma}$ o tensor de tensões.

A parcela referente à deformação térmica (expansão ou retração) é definida por:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_\theta = \frac{1}{3} \alpha (\theta - \theta_o) \mathbf{1} \quad (3.15)$$

Onde α é o coeficiente de expansão térmica e $(\theta - \theta_o)$ representa a variação de temperatura durante o intervalo de tempo considerado.

Conforme a teoria da plasticidade, a equação (3.14) pode ser reescrita em sua forma incremental, para considerar a parcela de deformação plástica, obtendo-se a equação:

$$d\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{C}^e d\boldsymbol{\sigma} + d\mathbf{C}^e : \boldsymbol{\sigma} + \frac{1}{3} d\varepsilon_A \mathbf{1} + \frac{1}{3} d\theta \mathbf{1} + d\boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (3.16)$$

Onde $d\boldsymbol{\varepsilon}^p$ representa a parcela de deformação plástica. A equação (3.16) pode ser reescrita obtendo-se a equação constitutiva incremental do tensor de tensões em função das diversas parcelas de deformação presentes no material, dada por:

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}^e \left[d\boldsymbol{\varepsilon} - d\mathbf{C}^e : \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} d\varepsilon_A \mathbf{1} - \frac{1}{3} \alpha d\theta \mathbf{1} - d\boldsymbol{\varepsilon}^p \right] \quad (3.17)$$

Onde $\mathbf{D}^e = (\mathbf{C}^e)^{-1}$ representa o tensor de rigidez elástica do material. Os termos do tensor \mathbf{D}^e não são constantes, para que seja considerada a degradação do material através da perda de rigidez.

É preciso nesse ponto, formular uma lei de evolução para a expansão provocada pela reação álcali-agregado e representada por ε_A . Para tanto o autor apresenta o conceito de

tempo de ativação térmica t' , o qual é considerado como uma propriedade local influenciada pelo histórico de temperatura. A expressão (3.18) apresenta a lei que descreve a taxa da expansão representada por $\dot{\varepsilon}_A$.

$$\dot{\varepsilon}_A = g_1(\sigma_m)\dot{g}_3(t') ; \text{ de modo que } dt' = g_2(\theta)dt \quad (3.18)$$

Na expressão (3.18), a função g_3 representa a expansão livre observada para uma determinada concentração de álcalis, e as funções g_1 e g_2 representam o efeito de restrição da pressão hidrostática ($\sigma_m = \text{tr}(\sigma)/3$) e da temperatura θ na evolução da reação álcali-agregado.

As funções g_1 , g_2 e g_3 foram escolhidas de acordo com as expressões (3.19) a (3.21).

$$g_1(\sigma_m) = e^{\frac{A_1\sigma}{f_{co}}} ; 0 \leq g_1 \leq 1 \quad (3.19)$$

$$g_2(\theta) = \frac{1}{2} \left(1 + \tanh \left(\frac{\theta - \theta_o}{A_2} \right) \right) ; 0 \leq g_2 \leq 1 \quad (3.20)$$

$$g_3(t') = \frac{\varepsilon_\infty t'}{A_3 + t'} ; t' \rightarrow \infty \Rightarrow g_3 \rightarrow \varepsilon \quad (3.21)$$

onde A_1 , A_2 e A_3 são constantes relativas ao material; f_{co} representa o patamar inicial de resistência à compressão uniaxial; θ_o representa a temperatura de referência para a qual o tempo t coincide com o tempo de ativação térmica t' ; e ε_∞ representa a deformação máxima observada para expansão livre (por reação álcali-agregado). As equações (3.18) e (3.21) podem ser operadas de modo a obter a expressão da taxa de evolução da reação, dada por \dot{g}_3 , e expressa na seguinte equação:

$$\dot{g}_3 = \frac{\varepsilon_\infty \left(1 - \frac{g_3}{\varepsilon_\infty} \right)^2}{A_3} g_2(\theta) \quad (3.22)$$

Observa-se facilmente que a relação $\frac{g_3}{\varepsilon_\infty} \in [0,1]$ representa o nível de avanço da reação álcali-agregado, de modo que $\frac{g_3}{\varepsilon_\infty} = 0$ no início da reação, e quando a reação se completa $\frac{g_3}{\varepsilon_\infty} = 1$.

A degradação das propriedades mecânicas do material, particularmente do módulo de elasticidade e da resistência à compressão, é modelada a partir de funções que consideram a evolução da reação álcali-agregado como responsável pelo dano do material, uma vez que a expansão do gel destrói as ligações da matriz de concreto e provoca a fratura entre os agregados e a pasta de cimento adjacente. As equações (3.23) e (3.24) modelam respectivamente a degradação do módulo de elasticidade do material E e da resistência à compressão f_c .

$$E = E_o \left[1 - (1 - B_1) \frac{g_3}{\varepsilon} \right] \quad (3.23)$$

$$f_c = f_{co} \left[1 - (1 - B_2) \frac{g_3}{\varepsilon} \right] \quad (3.24)$$

Onde $B1$ e $B2$ são constantes características do material, que representam o percentual de degradação máximo provocado pela expansão decorrente da reação álcali-agregado.

A resposta elastoplástica do material é obtida considerando uma superfície de escoamento ($f = 0$), dependente das propriedades mecânicas do material afetadas pelo avanço da reação álcali-agregado (descrito pelo *tempo de ativação térmica t'*). Desse modo a superfície de escoamento é dada por:

$$f(\sigma, \varepsilon^p, t') = \sqrt{J_2} - \beta \bar{\sigma}_c(f_c) = 0 \quad (3.25)$$

Onde J_2 representa o segundo invariante de tensão desviatória, β é uma função que considera o dano na matriz de concreto e $\bar{\sigma}_c(f_c)$ representa o máximo valor resistido para $\sqrt{J_2}$ em compressão. O problema elastoplástico é resolvido do modo padrão a

partir de um algoritmo de integração numérica com subincrementação, padrão em plasticidade computacional. Uma explicação em detalhes é apresentada em [53, 54].

Tabela 3.1 – Características do modelo de Pietruszczak e Huang utilizadas em [14]

Constantes características do material								
A1	A2(°C)	A3 (dias)	B1	B2	E ₀ (GPa)	f _{co} (Mpa)	θ ₀ (°C)	ε _∞
0.1	15.25	8.2	0.7	0.9	15	27	24.75	0.057

Com tais parâmetros é possível obter as curvas características para as funções que modelam a evolução da expansão decorrente da reação álcali-agregado, isto é para g_1 , g_2 e g_3 . A função g_1 descreve o efeito de restrição dado pela pressão hidrostática. Quando a tensão de compressão assume valores muito altos, o valor de g_1 tende a zero, representando uma completa restrição à expansão do material. Quando não há tensão de compressão, o valor de g_1 é igual a 1, caracterizando um estado de expansão livre. A função g_2 considera o efeito da temperatura na evolução da expansão por reação álcali-agregado. A função $g_3(t')$ representa a evolução da expansão livre decorrente da reação álcali-agregado. As figuras 3.7 a 3.9 apresentam as curvas características para $g_1(\sigma_m)$, $g_2(\theta)$ e $g_3(t')/\epsilon_\infty$.

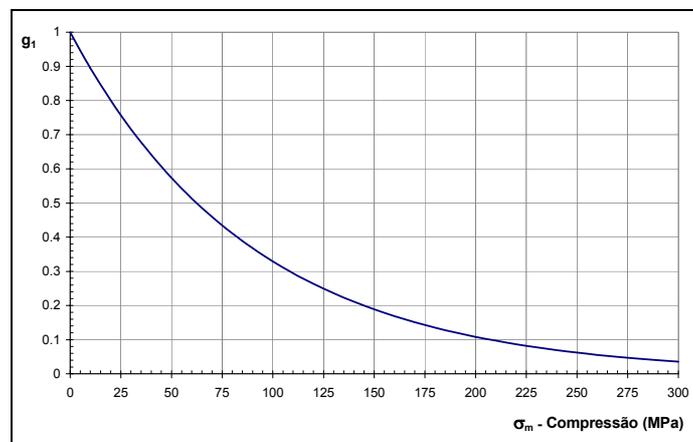
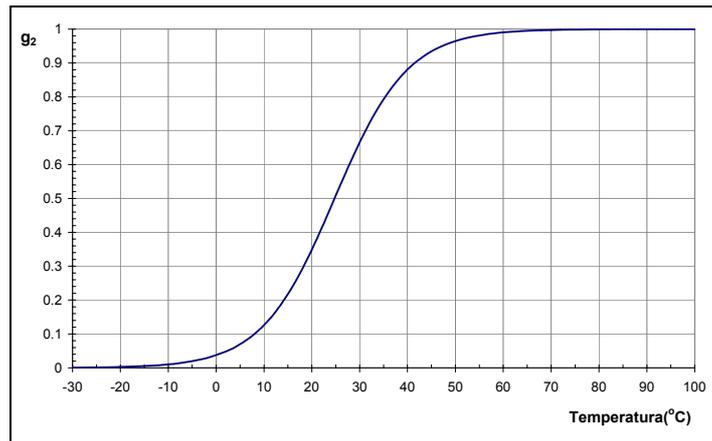
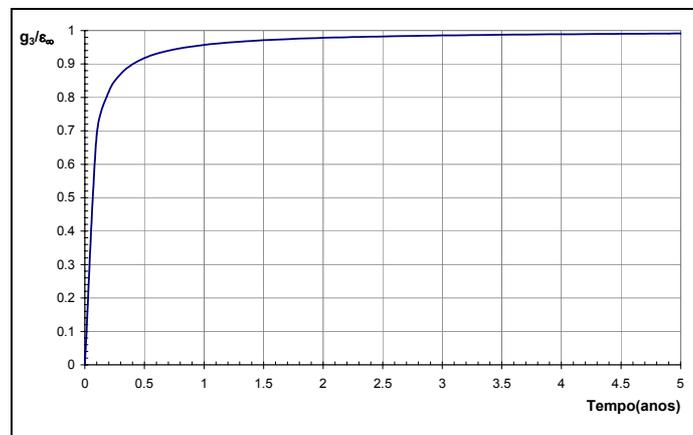


Figura 3.7 - Curvas características para $g_1(\sigma_m)$.

Figura 3.8 - Curvas características para $g_2(\theta)$.Figura 3.9 - Curvas características $g_3(t')/\epsilon_\infty$

No intuito de tornar mais clara a influência das variáveis envolvidas no modelo proposto para a expansão do gel, apresentam-se na Figura 3.10 algumas superfícies de $\epsilon_A/\epsilon_\infty$ como função do tempo e da pressão hidrostática para diferentes temperaturas.

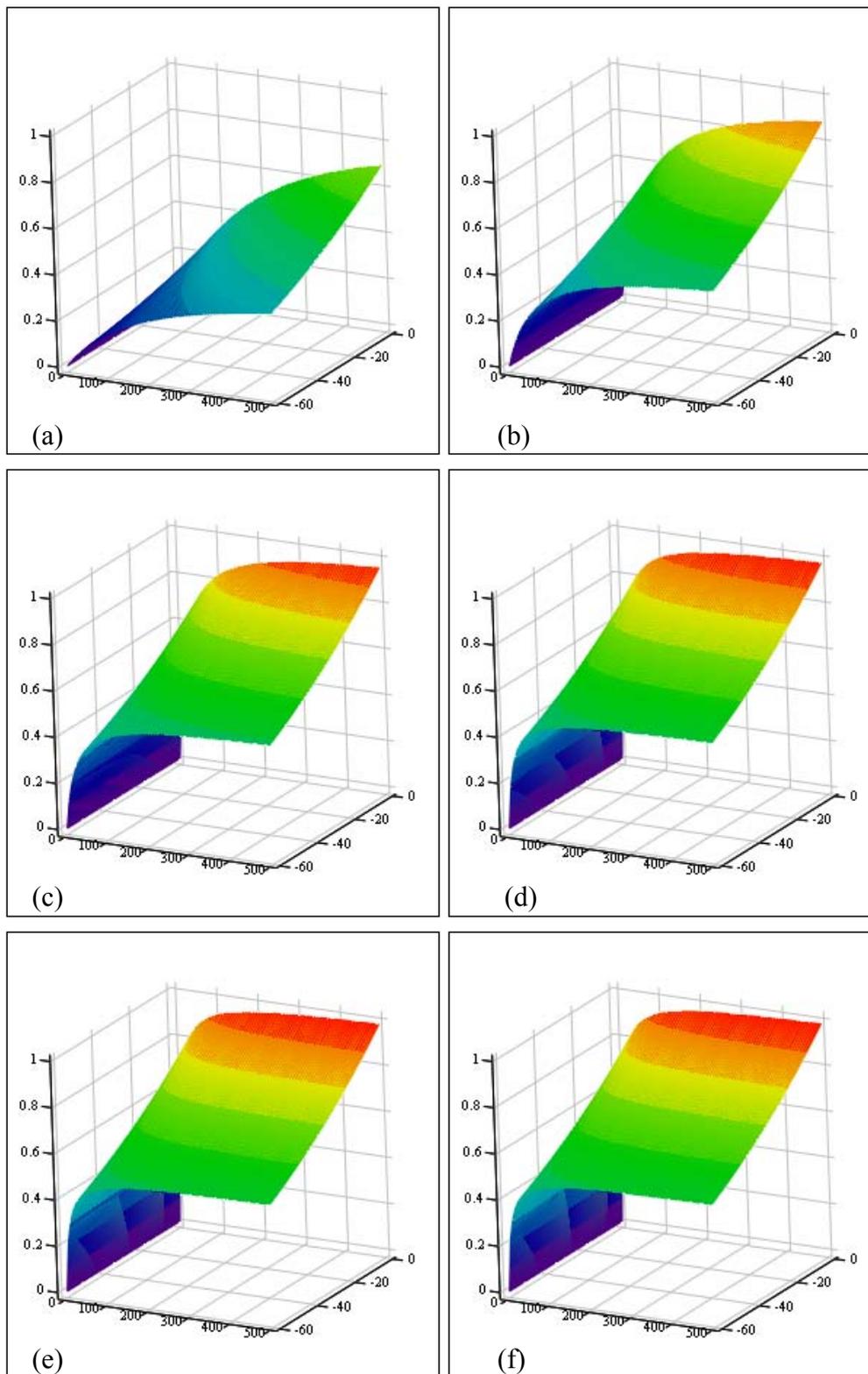


Figura 3.10 – Resultados obtidos para $g_3(t')/\epsilon_\infty \in [0,1]$ em função da variação da pressão hidrostática σ_m (MPa) $\in [-60,0]$ e do tempo t (dias) $\in [0,500]$ para diferentes temperaturas: (a) $\theta = 0^\circ\text{C}$; (a) $\theta = 10^\circ\text{C}$; (a) $\theta = 20^\circ\text{C}$; (a) $\theta = 30^\circ\text{C}$; (a) $\theta = 40^\circ\text{C}$; (a) $\theta = 50^\circ\text{C}$.

Os autores aplicaram o modelo a um problema real, a usina elétrica de Beauharnois localizada no rio St. Lawrence próxima a Montreal no Canadá. Os parâmetros utilizados nessa aplicação são os mesmos apresentados na Tabela 3.1.

Os deslocamentos obtidos foram comparados com valores dos deslocamentos medidos na estrutura, evidenciando a importância da consideração da variação de temperatura ambiente. A Tabela 3.2 apresenta tal comparação para dois pontos da estrutura.

Tabela 3.2 – Resultados obtidos por Pietruszczak e Huang após 25 anos [14].

Localção	Deslocamentos na vertical (cm)			Deslocamentos na horizontal (cm)		
	Calculado		Medido (média)	Calculado		Medido (média)
	Isotérmico	Não-Isotérmico		Isotérmico	Não-Isotérmico	
Jusante	4.53	4.63	4.88	0.56	3.26	3.22
Montante	5.39	4.35	3.31	0.96	3.87	–

No trabalho de Peterson e Ulm [3] os ensaios experimentais de Larive [7] são confrontados com o modelo matemático proposto por Pietruszczak, os resultados obtidos são apresentados na Figura 3.11.

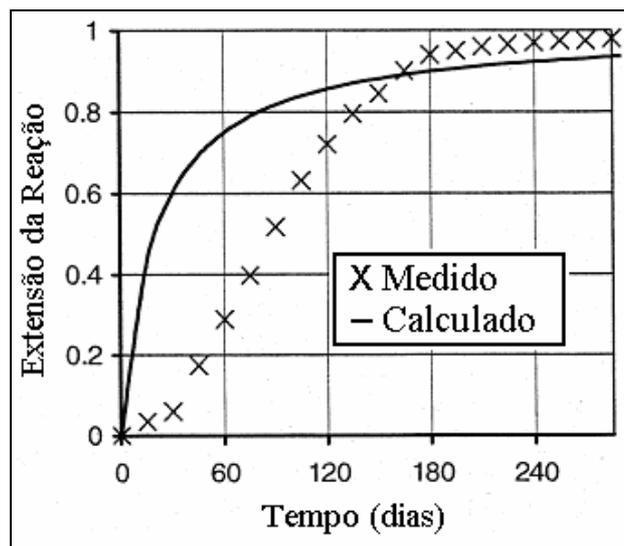


Figura 3.11 - Comparação entre resultados experimentais e os previstos pelo modelo de Pietruszczak (Fonte: [3]).

Através dos resultados mostrados na Figura 3.11 observa-se que o modelo não representa perfeitamente a fase inicial da reação. O período de desenvolvimento é mostrado como sendo praticamente imediato. Quanto à deformação assintótica, o modelo atinge um valor próximo ao valor experimental. Dessa forma, o modelo não pode ser considerado como representativo do fenômeno.

3.4.3 Modelo de Capra, Bournazel et al.

Um modelo baseado na mecânica da fratura para descrever a resposta do concreto quando está submetido a expansão por reação álcali-agregado foi desenvolvido por Capra e Bournazel, sendo apresentado em diversos trabalhos [6, 15, 55, 56]. Os autores desenvolveram ainda um modelo probabilístico apresentado por Sellier, Bournazel et al. em [29], onde se procura considerar a distribuição randômica dos locais reativos de modo a modelar os efeitos macroscópicos induzidos pela reação álcali-agregado.

O modelo global proposto considera a temperatura θ , a umidade relativa H , e um fator representativo da reação química A_{pa} como os principais parâmetros para descrever a reação álcali-agregado. Além disso, o modelo considera ainda a tensão σ como um fator determinante, porém como uma restrição à expansão do esqueleto do concreto na direção na qual a tensão é aplicada. Para tanto utiliza conceitos da mecânica da fratura.

Os autores deixam claro que consideram a tensão como um parâmetro correlacionado com a expansão do esqueleto e não com a evolução da reação, considerando que pode haver reação sem que haja expansão. A relação (3.26) é utilizada para a evolução da expansão provocada pela reação álcali-silica.

$$\varepsilon_A = \varepsilon_A(\theta, H, A_{pa}, \sigma) \quad (3.26)$$

Os autores apresentam duas curvas mostrando a evolução com o tempo da expansão observada macroscopicamente e do percentual de alcalinos consumidos para duas temperaturas diferentes. Tais curvas estão apresentadas na Figura 2.8. O percentual de

alcalinos consumidos durante a reação é considerado pelos autores como um parâmetro global representativo da evolução da reação química A_{pa} .

A relação entre expansão ε_A e o percentual de alcalinos consumidos na reação A_{pa} é modelada por uma função bilinear conforme apresentado na equação:

$$\begin{aligned} \text{Se } A_{pa} \leq A_{pa_o} &\rightarrow \varepsilon_A = 0 \\ \text{Se } A_{pa} > A_{pa_o} &\rightarrow \varepsilon_A = \frac{\varepsilon_o}{A_{pa_o}}(A_{pa} - A_{pa_o}) \end{aligned} \quad (3.27)$$

Na equação (3.27) A_{pa_o} e ε_o são parâmetros do material dependentes de propriedades do concreto, obtidos de acordo com a Figura 3.12.

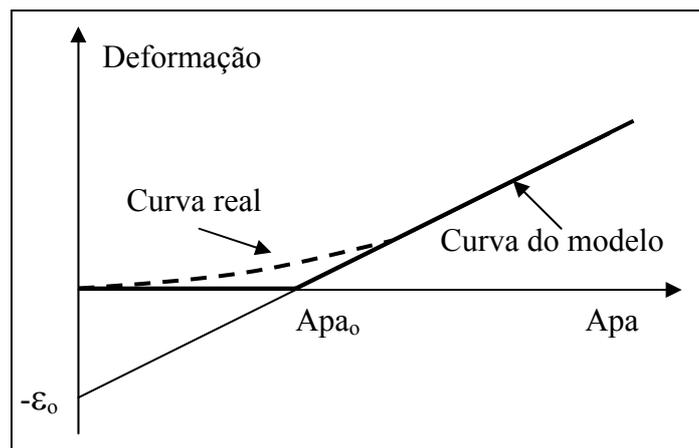


Figura 3.12 - Determinação de parâmetros do material (Fonte [56]).

Para a variação de A_{pa} com o tempo e com a temperatura os autores postulam a lei definida na equação:

$$A_{pa}(\theta, t) = \left(1 - e^{-k_{pa}(\theta)t} \right); \quad k_{pa}(\theta) = k_{pa_o} \cdot e^{\frac{E_a}{R\theta}} \quad (3.28)$$

Na equação (3.28) o termo $k_{pa}(\theta)$ considera o efeito da temperatura na evolução da reação. A lei proposta para $k_{pa}(t)$ é uma lei do tipo Arrhenius, padrão para reações

químicas termoativadas, onde k_{pa_o} é uma constante, E_a é a energia de ativação da reação, R é a constante universal dos gases perfeitos e θ é a temperatura. Assim, é possível obter as expressões dadas por:

$$\begin{aligned}
 & \text{Se } A_{pa} \leq A_{pa_o} \rightarrow \varepsilon_A(t, \theta) = 0 \\
 & \text{Se } A_{pa} > A_{pa_o} \rightarrow \varepsilon_A(t, \theta) = \frac{\varepsilon_o}{A_{pa_o}} \left(1 - A_{pa_o} - e^{\left(-k_{pa_o} e^{-\frac{E_a}{R\theta}} \right) t} \right)
 \end{aligned} \tag{3.29}$$

Os autores compararam os resultados experimentais para expansão com os calculados a partir da equação (3.29) obtendo uma boa correlação.

Para considerar a influência da umidade relativa na expansão do material, os autores apresentam a equação (3.30), onde H é a umidade e $\varepsilon_{A,100}$ representa a deformação livre para $H = 100\%$.

$$\varepsilon_A = \varepsilon_{A,100} H^m; \quad m = 8 \tag{3.30}$$

O gráfico da expressão (3.30) está representado na Figura 3.13.

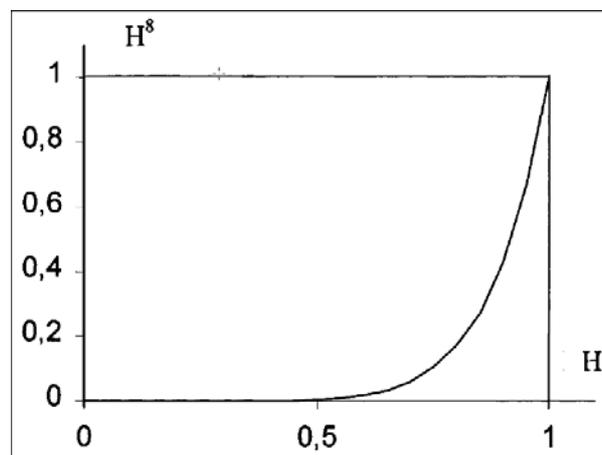


Figura 3.13 – Grau de influência da umidade na deformação.

Assim, o modelo considera a evolução da reação alcáli-agregado e a expansão do material a partir das equações (3.29) e (3.30), restando ainda considerar a tensão para quantificar a resposta estrutural do esqueleto.

Os autores consideram a tensão como o fator mais importante a ser considerado, do ponto de vista estrutural, para modelar a expansão do material. O modelo proposto considera um desacoplamento entre tensão e cinética da reação, isto é, a tensão não interfere na evolução da reação, porém pode reduzir a expansão do material na direção da tensão por um efeito estrutural. Dessa forma, a expansão do material deve ser modelada anisotropicamente e para tanto os autores utilizam a teoria da mecânica da fratura.

As hipóteses consideradas são:

1. A abertura de fissuras se dá no modo I (ver Figura 3.14), e interações entre fissuras não são consideradas;
2. A expansão livre é proporcional ao volume de gel criado pela reação álcali-sílica V_g , considera-se então que $\varepsilon_A(t) = \alpha_{g,1} V_g(t)$, onde $\alpha_{g,1}$ representa uma constante de proporcionalidade;
3. As pressões locais desenvolvidas pelo inchamento do gel σ_g são proporcionais ao volume de gel criado.

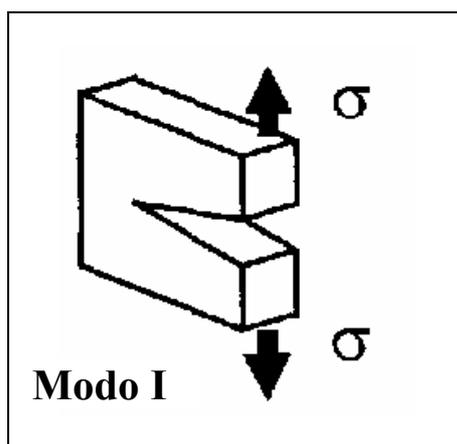


Figura 3.14 – Modo I de abertura de fissuras.

Utilizando as hipóteses 2 e 3 citadas acima obtém-se a equação (3.31), que considera a pressão local desenvolvida pelo gel como proporcional a expansão livre, que é a variável global possível de ser medida.

$$\sigma_g(t) = \alpha_{g,2} V_g(t) = \left(\frac{\alpha_{g,2}}{\alpha_{g,1}} \right) \varepsilon_A(t) = \beta_g \cdot \varepsilon_A(t) \therefore \beta_g = \frac{\alpha_{g,2}}{\alpha_{g,1}} \quad (3.31)$$

A modelagem da expansão é tratada em função da abertura de fissuras através da mecânica da fratura, utilizando um fator de intensidade de tensão K_g dependente da pressão interna da fissura σ_g , das duas tensões principais σ_1 e σ_2 , da metade da largura da fissura an e do ângulo φ entre a normal da fissura e a direção da tensão aplicada.

$$K_g = \frac{\sqrt{\pi \cdot an} \cdot (\sigma_g(t) + \sigma_1(t) \cdot \cos(\varphi)^2 + \sigma_2(t) \cdot \text{sen}(\varphi)^2)}{\sqrt{\pi \cdot an} \cdot (\beta_g \cdot \varepsilon_A(t) + \sigma_1(t) \cdot \cos(\varphi)^2 + \sigma_2(t) \cdot \text{sen}(\varphi)^2)} \quad (3.32)$$

O modelo utiliza ainda uma função $F(\sigma)$, obtida a partir de análise de imagens da primeira fissura e de uma distribuição de probabilidade, que fornece a fração de fissuras que se propagam em cada direção, desse modo, $F(\sigma)$ é uma função que correlaciona, anisotropicamente, deformação e tensão. O modelo proposto, pode finalmente, ser expresso pela equação:

$$\varepsilon_A(\theta, H, Apa, \sigma) = H^8 \cdot \frac{\varepsilon_o}{Apa_o} \cdot \left(1 - Apa_o - e^{-kpa_o \cdot e^{-\frac{Ea_t}{R\theta}}} \right) \cdot F(\sigma) \quad (3.33)$$

Em [6] são apresentadas algumas simulações numéricas, nas quais comparam-se dados experimentais com valores obtidos numericamente, para diferentes condições de carregamento (Figura 3.15).

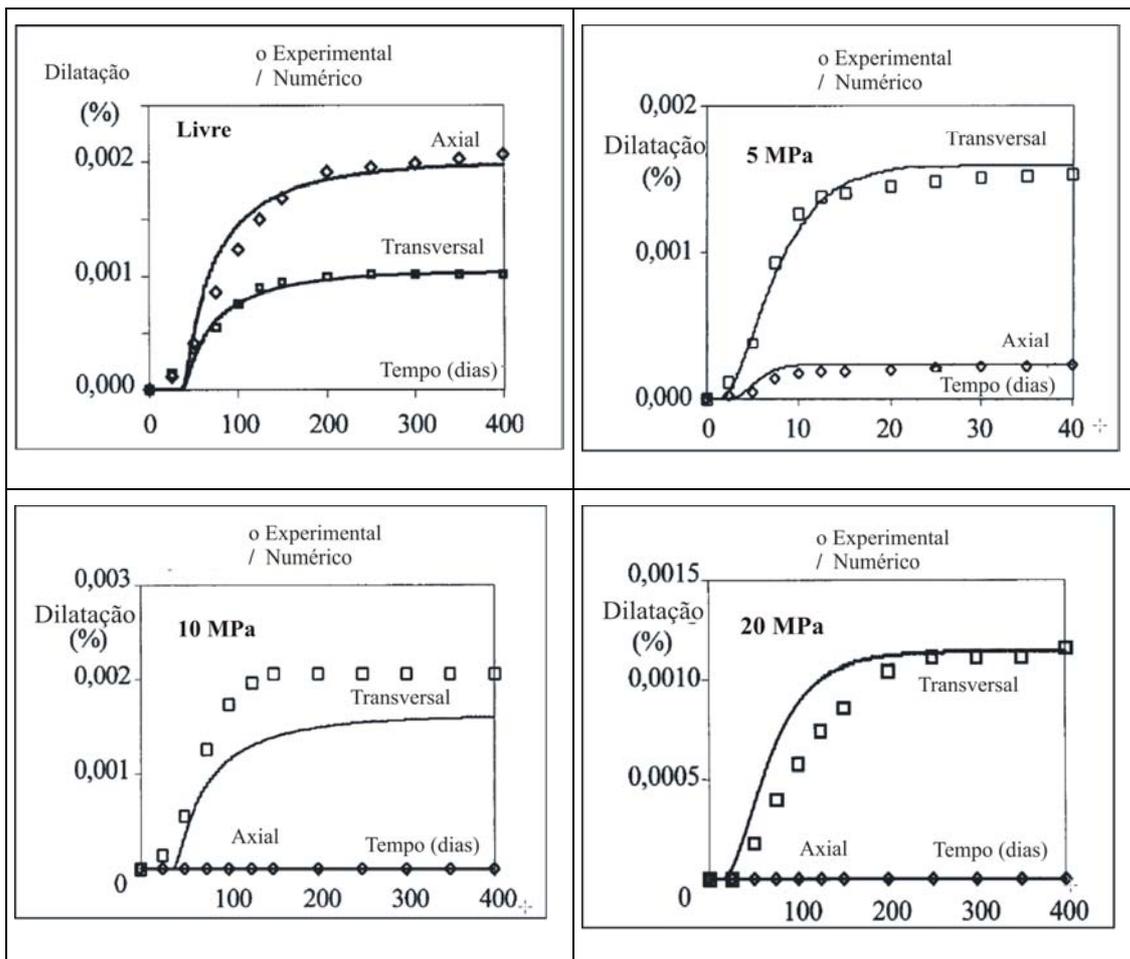


Figura 3.15 – Comparação entre dados experimentais e resultado numérico para diferentes condições de carregamento (Fonte: [6]).

Os resultados obtidos evidenciam a anisotropia da expansão provocada pela reação álcali-sílica. Observa-se através da Figura 3.15 que há uma boa correlação entre os resultados experimentais e os calculados pelo modelo.

3.4.4 Modelo de Ulm, Coussy et al.

Dentro de um quadro teórico baseado na termodinâmica para meios porosos [6], foram desenvolvidos diversos trabalhos que procuram modelar o comportamento de estruturas de concreto sujeitas à expansão por reação álcali-agregado, considerando o acoplamento do comportamento térmico, químico e mecânico do material durante o fenômeno [3, 7, 5, 16, 47, 57 58].

Pela teoria da termodinâmica, supondo-se o concreto como um meio elástico reativo fechado, pode-se quantificar a reação entre os álcalis do concreto e a sílica do agregado a partir de uma medida normalizada do avanço da reação, representada por $\xi \in [0,1]$, onde $\xi = 0$ indica que ainda não houve formação de nenhum produto da reação e $\xi = 1$ significa que os reagentes foram completamente consumidos pela reação. Além disso, assume-se que a expansão devida à RAA ε é proporcional à formação do produto da reação, portanto, ao grau da reação ξ , sendo a dilatação do material comparável à formação do gel. Desta forma, considera-se que o grau dado por ξ representa uma medida do avanço da RAA e da expansão do material.

O comportamento do material em função da expansão interna por RAA pode ser explicado através do modelo reológico unidimensional apresentado na Figura 3.16

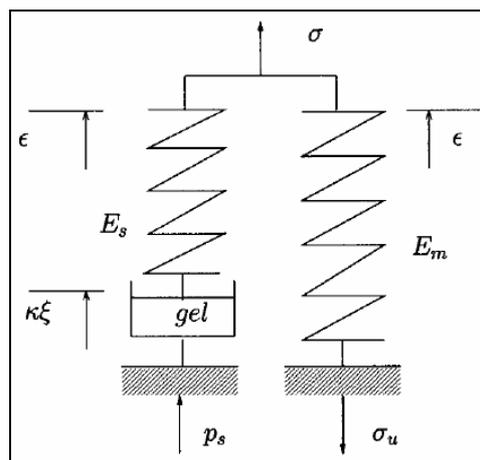


Figura 3.16 – Modelo reológico unidimensional para quimio-elasticidade (Fonte: [58]).

Este sistema consiste em uma célula de pressão química onde se forma o gel por RAA associada em série a uma mola com módulo de elasticidade E_s , representando a elasticidade do gel, que absorve a pressão p_s provocada pela expansão. Esse sistema está associado em paralelo a uma outra mola de constante E_m , representando a elasticidade do esqueleto, que absorve a tensão σ_u que equilibra a pressão p_s . A deformação de expansão do gel em função da reação álcali-agregado é associada a um coeficiente de dilatação química κ que quantifica o desenvolvimento do gel com relação ao grau de evolução da reação ξ .

A observação do modelo quimio-elástico da Figura 3.16 permite obter a equação que descreve o equilíbrio de tensões do sistema. Desta forma, a tensão aplicada pelo carregamento externo σ é equilibrada pela diferença entre a tensão no esqueleto deformável σ_u e a pressão do gel p_s conforme a equação:

$$\sigma = \sigma_u - p_s \quad (3.34)$$

A pressão do gel é dada por:

$$p_s = E_s (\kappa \xi - \varepsilon) \quad (3.35)$$

A tensão no esqueleto deformável é obtida a partir de :

$$\sigma_u = E_m \varepsilon \quad (3.36)$$

Substituindo-se (3.35) e (3.36) na equação (3.34) obtém-se a equação de equilíbrio para o modelo unidimensional quimio-elástico apresentado na Figura 3.16 dada por:

$$\sigma = E_m \varepsilon + E_s (\varepsilon - \kappa \xi) \quad (3.37)$$

No caso de expansão livre ($\sigma = 0$) é possível obter uma relação entre a deformação macroscópica e a evolução do grau da reação conforme a seguinte expressão:

$$\varepsilon = \frac{E_s \kappa}{E_m + E_s} \xi \quad (3.38)$$

Observa-se então que a amplitude da deformação observada é função da rigidez do esqueleto de concreto e de parâmetros característicos do gel produzido pela reação química. Já a cinética de sua evolução é dada pela evolução da reação álcali-agregado ξ . Como no caso quimio-elástico, a evolução de ξ é definida por uma lei cinética na forma:

$$1 - \xi = t_c \frac{d\xi}{dt} \quad (3.39)$$

onde t_c é o tempo característico da reação, a ser determinado experimentalmente. A fórmula de Larive [7] para t_c foi determinada a partir de ensaios de expansão livre, e é dada pela seguinte expressão:

$$t_c = \tau_c(\theta) \frac{1 + \exp[-\tau_L(\theta) / \tau_c(\theta)]}{\xi + \exp[-\tau_L(\theta) / \tau_c(\theta)]} \quad (3.40)$$

onde τ_c e τ_L são constantes relacionadas à reação, denominadas respectivamente de tempo característico e de tempo de latência (Figura 3.17) e θ é a temperatura. A constante τ_L está associada com a dissolução da sílica do agregado e a constante τ_c é associada com o mecanismo de formação do gel. A evolução da reação álcali-agregado é modelada de acordo com a expressão proposta por Larive [7], baseada em dados experimentais, dada por:

$$\zeta(t) = \frac{1 - e^{-\left(\frac{t}{\tau_c}\right)}}{1 + e^{-\left(\frac{t + \tau_L}{\tau_c}\right)}} \quad (3.41)$$

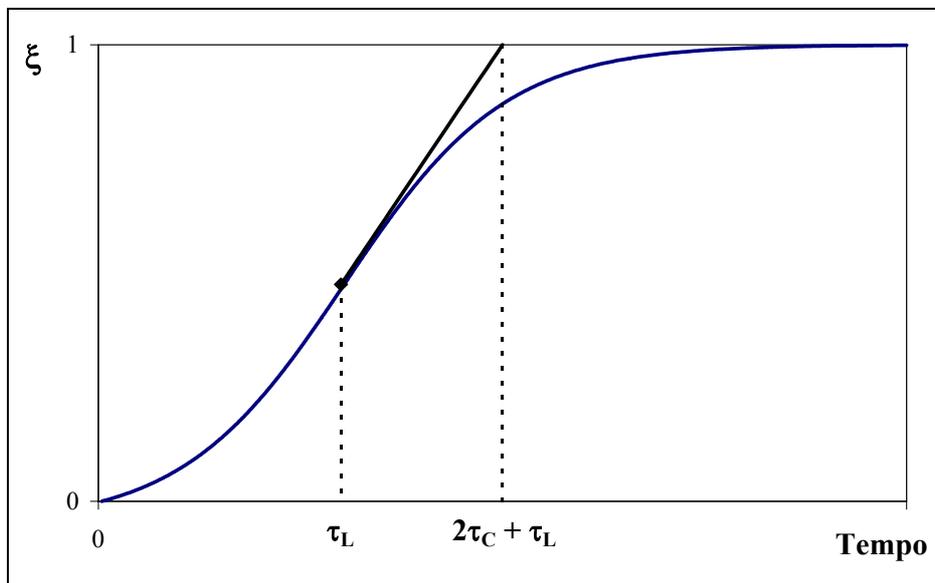


Figura 3.17 – Definição de tempo de latência τ_L e de tempo característico τ_c em função da expansão normalizada $\xi = \varepsilon(t)/\varepsilon(\infty)$.

Em [5], Ulm et al avaliaram a dependência dessas constantes em relação à temperatura para ensaios de expansão livre para diferentes temperaturas (23, 33, 38 e 58 °C). Os resultados de $\ln \tau_c$ e $\ln \tau_L$ em função da temperatura estão demonstrados na Figura 3.18. Ressalta-se que os valores alinham-se segundo a lei de Arrhenius:

$$\tau_L(\theta) = \tau_L(\theta_0) \exp[U_L(1/\theta - 1/\theta_0)] \quad (3.42)$$

$$\tau_c(\theta) = \tau_c(\theta_0) \exp[U_C(1/\theta - 1/\theta_0)] \quad (3.43)$$

onde $\tau_L(\theta_0)$ e $\tau_c(\theta_0)$ são constantes ao longo do tempo para a temperatura de referência θ_0 e $U_L = 9400 \pm 500$ K e $U_C = 5400 \pm 500$ K são constantes de ativação térmica.

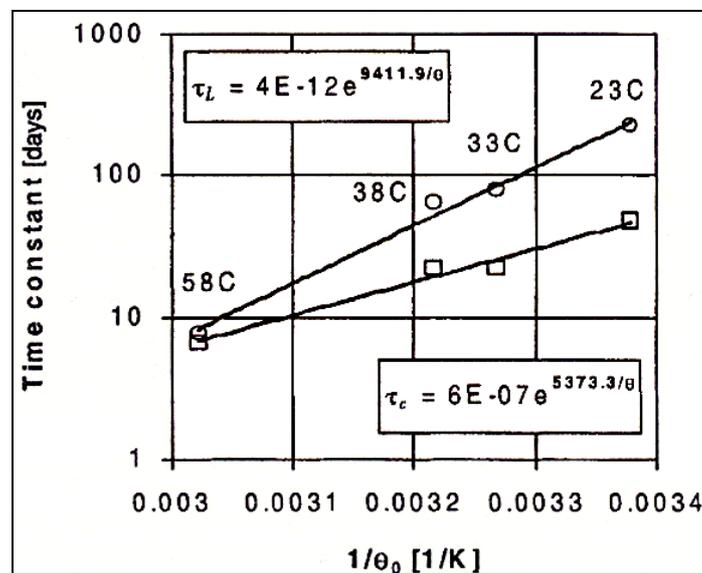


Figura 3.18 – Dependência da temperatura das constantes τ_c e τ_L (Fonte: [5]).

O modelo de quimio-elasticidade descrito anteriormente pode ser estendido para um modelo de quimio-plasticidade introduzindo-se uma deformação irreversível γ_p como mostra a Figura 3.19.

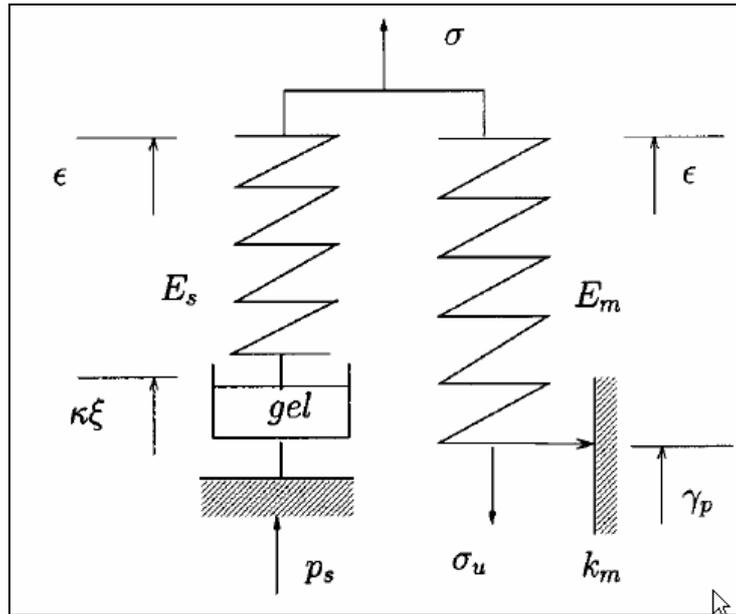


Figura 3.19 – Modelo reológico unidimensional para quimio-plasticidade (Fonte: [58]).

Este modelo de quimio-plasticidade foi detalhado no trabalho de Peterson [3]. O objetivo de tratar a reação álcali-agregado sob a ótica da teoria da quimio-plasticidade é prever a expansão macroscópica decorrente da reação a partir de um modelo que correlacione a cinética da reação com a deformação estrutural irreversível causada pela expansão.

O modelo procura descrever o comportamento mecânico em uma escala macroscópica, isto é, uma escala típica de ensaios laboratoriais. A pressão de gel imposta é acoplada com uma deformação irreversível do esqueleto, dada por uma deformação plástica. Desta forma, a expressão (3.37) pode ser reescrita considerando a parcela de deformação plástica, como segue:

$$\sigma = \sigma_u - p_s = (E + E_s)\epsilon - E\epsilon^p - E_s\kappa\xi \quad (3.44)$$

$$\sigma_u = E(\epsilon - \epsilon^p) \quad \text{e} \quad p_s = -E_s(\epsilon - \kappa\xi) \quad (3.45)$$

O critério de plastificação é considerado de acordo com a expressão:

$$f(\sigma, p_s) = |\sigma - p_s| - k_m \leq 0 \quad (3.46)$$

Assim, a deformação plástica ε^p é caracterizada por um critério de escoamento função de uma resistência k_m associada com a deformação permanente da matriz.

O modelo unidimensional de quimio-plasticidade representado na Figura 3.19 pode ser generalizado para o caso tridimensional, com base na termodinâmica. Assim, a dissipação do sistema φ é dada pela expressão:

$$\varphi dt = \boldsymbol{\sigma} : d\boldsymbol{\varepsilon}^p + p_s d\phi_s^p + A_m d\xi \geq 0 \quad (3.47)$$

A expressão (3.47) representa os diversos fenômenos dissipativos, irreversíveis, presentes durante a dilatação do material em função da reação álcali-agregado, onde:

- O termo φ representa a dissipação do sistema;
- p_s representa a pressão do gel;
- O termo ϕ_s^p representa o espaço formado pela expansão, o qual é consolidado de forma irreversível a partir do momento em que a pressão de dilatação do gel atinge a resistência da matriz k_m ;
- A_m representa a afinidade química da reação entre os álcalis e a sílica dos agregados.

O primeiro termo da expressão (3.47) é padrão para a elastoplasticidade, que associa o tensor de tensões $\boldsymbol{\sigma}$ com o incremento da deformação permanente $d\varepsilon^p$. A lei de evolução para o termo $\boldsymbol{\sigma}$ é apresentada na expressão (3.48), onde $\varepsilon = \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon})$ e $\varepsilon^p = \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}^p)$.

$$\boldsymbol{\sigma} = \left(K - \frac{2}{3}G \right) (\varepsilon - \varepsilon^p) \mathbf{1} + 2G (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^p) \quad (3.48)$$

Do mesmo modo, o segundo termo de (3.47) associa a pressão do gel p_s à expansão plástica do espaço que circunda o gel $d\phi_s^p$ isto é, à deformação irreversível provocada pelo produto da reação. A lei de evolução para p_s é dada na expressão (3.49), onde K_s representa o módulo de deformação volumétrica do gel.

$$p_s = K_s (3\kappa\xi - \phi_s^p) \quad (3.49)$$

O último termo está associado à parcela de dissipação de energia provocada pela reação química, que correlaciona a afinidade química da reação A_m com o incremento do grau da reação $d\xi$. A expressão (3.50) apresenta a lei de evolução para A_m , sendo que A_o é um parâmetro associado ao tempo característico da reação química e que pode ser obtido a partir do ensaio de expansão livre.

$$A_m = A_o(1 - \xi) \quad (3.50)$$

A anisotropia da expansão é considerada como induzida pelo estado de tensões ao qual está submetido o material. Peterson [3] adota o critério de escoamento de Drucker-Prager, para verificação da plastificação do material, considerado conforme a expressão:

$$f(\sigma, p_s) = \sqrt{J_2} + \alpha(\sigma_m + p_s) - c \leq 0 \quad (3.51)$$

Onde $J_2 = \text{tr}(s.s)/2$ e $\sigma_m = \text{tr}(\sigma)/3$ são os invariantes de tensão; s é a tensão desviadora, α é o coeficiente de fricção do concreto e c é a coesão do concreto. O problema é tratado de acordo com a teoria clássica de plasticidade computacional [63], assumindo as regras de fluxo dadas pelas expressões que seguem, onde $\varepsilon^p = \text{tr}(\varepsilon^p)$.

$$d\varepsilon^p = d\lambda \left(\frac{s}{2\sqrt{J_2}} + \frac{1}{3}\alpha 1 \right) \quad (3.52)$$

$$d\phi_s^p = d\lambda\alpha = d\varepsilon^p \quad (3.53)$$

O multiplicador plástico é obtido a partir da expressão:

$$d\lambda = \frac{1}{H} \left[d\sqrt{J_2} + \alpha(d\sigma_m + 3K_s\kappa d\xi) \right] \quad (3.54)$$

Este modelo, foi confrontado por [3] com os resultados experimentais obtidos por [7], para condições diversas de carregamento, obtendo uma boa correlação e permitindo

descrever a anisotropia observada experimentalmente. A comparação entre os valores calculados e aqueles obtidos experimentalmente é apresentada na Figura 3.20.

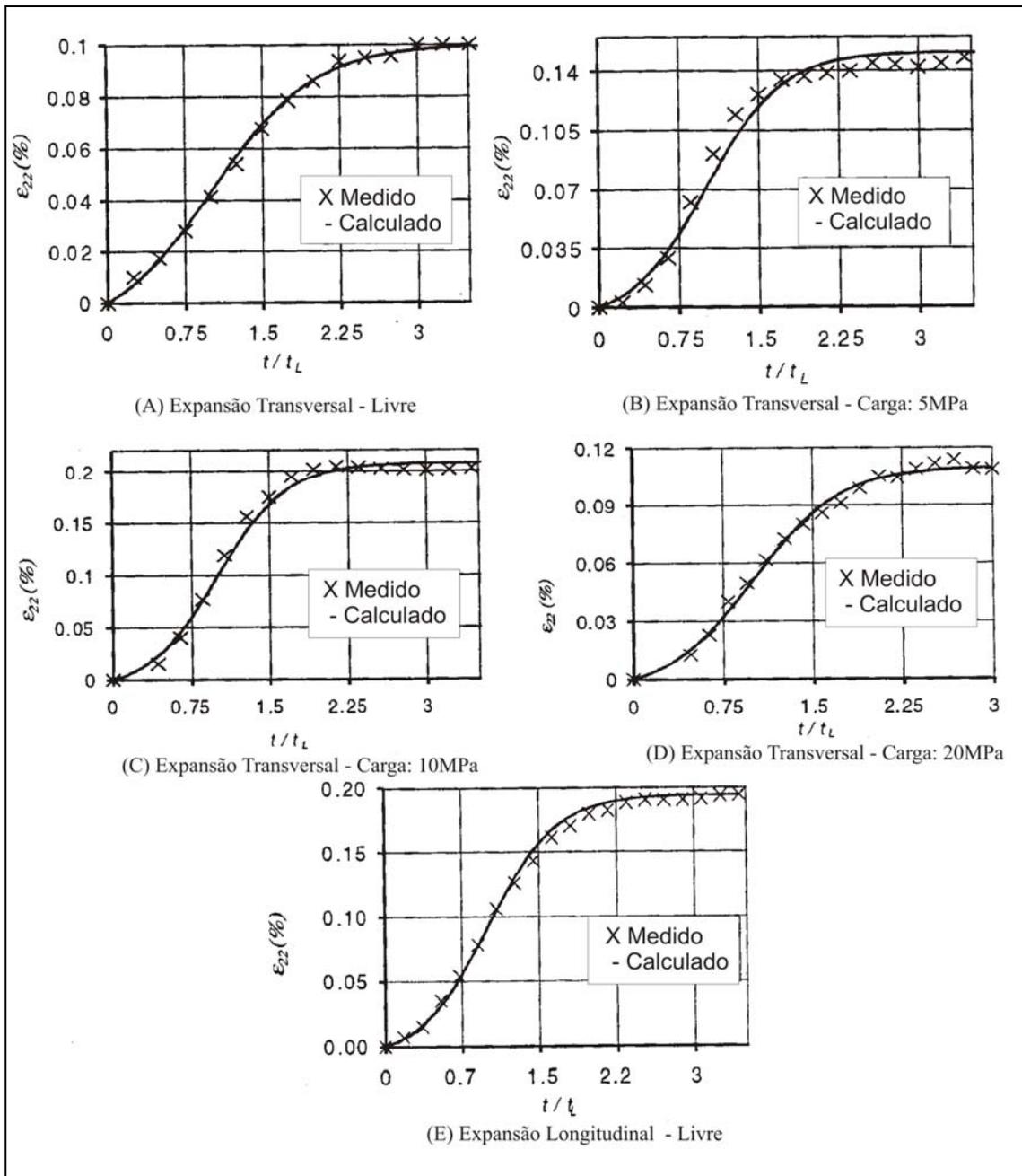


Figura 3.20 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos para diferentes condições de carregamento (Fonte: [3]).

Este modelo foi aplicado na análise de um pilar de ponte no trabalho [58], onde se apresenta um método consistente de avaliação do estado de degradação de uma estrutura afetada por RAA.

4 Modelo de Ulm et al modificado

4.1 Aspectos gerais

O modelo mecânico utilizado no presente trabalho baseia-se no de Ulm et al [5] e tem como principal característica a representação do comportamento sob carregamento limite através de um modelo clássico de fissuração repartida [64, 65], que foi implementado em um código tridimensional de elementos finitos.

Como a fissuração acontece geralmente no começo do processo de expansão [7], a determinação experimental das características da reação a partir de ensaios de expansão livre deveria ser realizada considerando-se os efeitos da fissuração sobre o corpo de prova. Assim sendo, um procedimento de análise inversa com consideração da fissuração é utilizado para determinar os parâmetros que caracterizam a evolução da reação.

4.2 Modelo unidimensional explicativo

O modelo utilizado no presente trabalho foi baseado nos desenvolvimentos iniciais de Ulm et al [5] (ver também item 3.4.4) e aperfeiçoado para a introdução da fissuração do

esqueleto de concreto [19, 28, 66]. Seja o domínio Ω , de comprimento h e fronteira $\partial\Omega$, interior a um domínio Γ com seção transversal A e fronteira $\partial\Gamma$. Seja $\sigma = P/A$ a tensão macroscópica em $\partial\Omega$ e $\varepsilon = \Delta/h$ a deformação específica macroscópica em Ω (ver Figura 4.1).

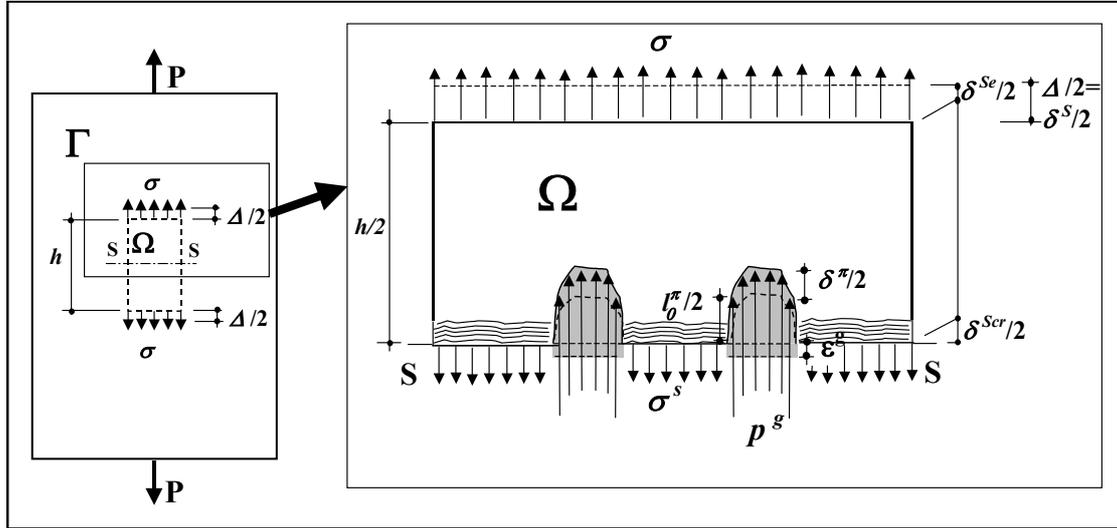


Figura 4.1 – Domínios unidimensionais.

No domínio macroscópico Γ , o concreto é considerado como homogêneo. Tomando-se apenas a fração Ω , o concreto é considerado como um meio poroso composto por um esqueleto e uma porosidade conectada que pode estar submetida (ou não) a uma pressão de gel de RAA, p_g , atuando nos poros. Neste nível, considera-se que a pressão do gel é auto-equilibrada pela tensão σ^s no esqueleto:

$$\sigma \cdot A_c = \sigma^s A_s - p^g A_\pi \quad (4.1)$$

Na expressão acima, $A_c = A_s + A_\pi$ é a área total de concreto, A_s é a área do esqueleto, A_π a área projetada do espaço poroso, e $p^g = 0$, se o corpo de prova não está ainda sujeito aos efeitos da RAA.

Pode-se então definir a tensão fictícia $\bar{\sigma}^s$ e a pressão fictícia \bar{p}^g distribuídas sobre a área total de concreto, de tal forma que:

$$\bar{\sigma}^S A_C = \sigma^S A_s \quad \text{e} \quad \bar{p}^g A_c = p^g A_\pi \quad (4.2)$$

Desse modo, a equação (4.1) pode ser reescrita na forma:

$$\sigma = \bar{\sigma}^S - \bar{p}^g \quad (4.3)$$

O modelo considera que uma estreita região no interior de Ω pode desenvolver uma microfissuração coesiva correspondendo a uma deformação localizada δ^{Scr} . Supõe-se que a fissuração seja distribuída ao longo do domínio Ω , permitindo a definição de uma deformação específica de fissuração (repartida de forma fictícia):

$$\varepsilon^{Scr} = \frac{\delta^{Scr}}{h} \quad (4.4)$$

A deformação elástica do esqueleto em Ω é designada δ^{Se} . A deformação total do esqueleto δ^S é considerada como sendo a superposição das deformações elástica e de fissuração do esqueleto, conforme esquematizado na Figura 4.1. Esta deformação é igual à deformação macroscópica total Δ . Assim sendo, pode-se escrever:

$$\varepsilon^{Se} = \frac{\delta^{Se}}{h}; \quad \varepsilon^S = \frac{\delta^S}{h} = \frac{\delta^{Se} + \delta^{Scr}}{h} = \varepsilon^{Se} + \varepsilon^{Scr}; \quad \varepsilon = \varepsilon^S \quad (4.5)$$

onde ε^{Se} é a deformação elástica do esqueleto e ε é a deformação total (macroscópica) em Ω , que é considerada como igual à deformação total ε^S no esqueleto.

Considera-se que a deformação do poro ε^π seja igual a do domínio Ω . Assim sendo, pode-se escrever:

$$\varepsilon^\pi = \frac{\delta^\pi}{l_0^\pi} = \varepsilon \quad (4.6)$$

onde δ^π é o deslocamento do poro e l_0^π é o comprimento inicial do poro.

Considera-se também que a expansão do gel é representada pela deformação imposta ε^g . Desta forma, definindo-se D^g como sendo a elasticidade do gel, a seguinte equação constitutiva pode ser escrita:

$$p^g = D^g \langle -(\varepsilon^\pi - \varepsilon^g) \rangle = D^g \langle -(\varepsilon - \varepsilon^g) \rangle \quad (4.7)$$

onde o símbolo $\langle \rangle$ tem o seguinte significado: $\langle x \rangle = \frac{1}{2}(x + |x|)$. Fazendo uso da equação (4.2), a equação (4.7) pode ser reescrita em termos da pressão fictícia:

$$\bar{p}^g = \bar{D}^g \langle -(\varepsilon^\pi - \varepsilon^g) \rangle = \bar{D}^g \langle -(\varepsilon - \varepsilon^g) \rangle; \quad \bar{D}^g = D^g \frac{A_\pi}{A_c} \quad (4.8)$$

Esta equação constitutiva é ilustrada na Figura 4.2.

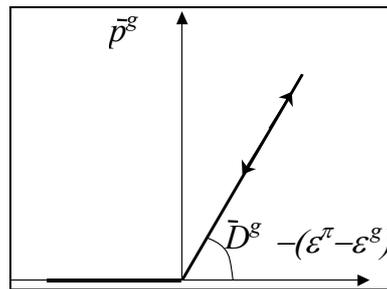


Figura 4.2 – Equação constitutiva para o gel.

Considerando, como uma aproximação de primeira ordem, que ε^g varia linearmente com a extensão da reação, pode-se escrever a seguinte equação:

$$\varepsilon^g = k\xi \quad (4.9)$$

onde k é uma constante e $0 \leq \xi \leq 1$ é uma medida normalizada da extensão da reação química.

Utiliza-se, neste trabalho, a fórmula proposta por Ulm et al [5] para modelar a extensão da reação química:

$$\xi(t) = \frac{1 - \exp(-t/\tau_c)}{1 + \exp(-t/\tau_c + \tau_L/\tau_c)} \quad (4.10)$$

Nesta fórmula, τ_c é o tempo característico e τ_L é o tempo de latência, que representam a influência da temperatura e da umidade sobre a evolução química e, cujo significado é explicado através do gráfico mostrado na Figura 3.17.

Se apenas um poro fosse considerado, este poro deveria ser preenchido por um certo volume de gel antes que o gel começasse a pressionar o esqueleto, induzindo a expansão e a fissuração subsequente. Desta forma, a curva de expansão relativa à extensão da reação deveria conter um primeiro trecho correspondendo a uma reta cuja equação é $\varepsilon^g(\xi) = 0$. De fato, este trecho reto não é verificado em um ensaio de expansão livre, porque a deformação macroscópica observada integra os efeitos de expansão em todos os poros que têm um largo espectro de diâmetros. Assim sendo, a curva $\varepsilon \times t$ tem a forma de uma curva sigmóide e a relação macroscópica entre ε^s e ξ tem também a forma de uma curva sigmóide.

Se o módulo elástico D^S representa a elasticidade do esqueleto de concreto, a relação entre tensão e deformação elástica no esqueleto pode ser escrita como:

$$\sigma^S = D^S \varepsilon^{Se} \quad (4.11)$$

ou, em termos da tensão fictícia definida pela equação (4.2):

$$\bar{\sigma}^S = \bar{D}^S \varepsilon^{Se}; \quad \bar{D}^S = D^S \frac{A_s}{A_c} \quad (4.12)$$

A Figura 4.3 mostra esta equação constitutiva.

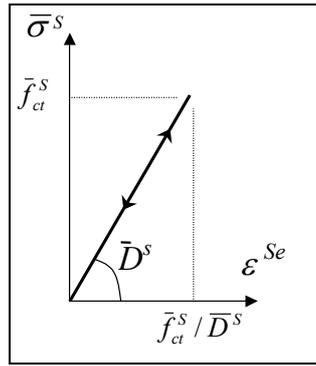


Figura 4.3 – Equação constitutiva linear-elástica para o esqueleto de concreto.

O comportamento elástico do esqueleto à tração é limitado pela resistência à tração fictícia do esqueleto \bar{f}_{ct}^S :

$$\bar{f}_{ct}^S = f_{ct}^S (A_S / A_C) \quad (4.13)$$

onde f_{ct}^S é a resistência à tração do esqueleto. Após atingir \bar{f}_{ct}^S , o modelo considera que o esqueleto desenvolve uma microfissuração com coesão correspondendo a uma relação constitutiva do tipo *strain softening*.

Estas microfissuras podem evoluir para uma macrofissura se uma energia $\bar{g}_f^S = \int \bar{\sigma}^S d\delta^{Scr}$ é suprida ao esqueleto

Assim sendo, uma (pseudo) energia específica de fissuração \bar{g}_f^S pode ser definida como:

$$\bar{g}_f^S = \int \bar{\sigma}^S d\varepsilon^{Scr} = \frac{\bar{g}_f^S}{h} \quad (4.14)$$

A Figura 4.4 mostra a relação constitutiva para o elemento fissurado com coesão utilizando-se uma lei linear de *softening*.

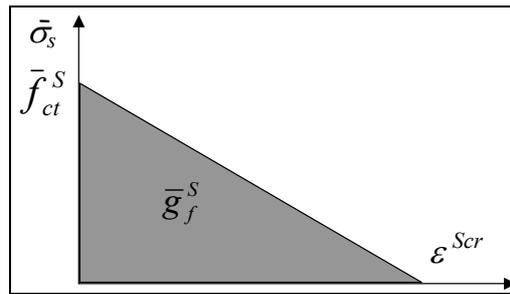


Figura 4.4 – Equação constitutiva para a fissura coesiva.

O modelo representado pelas equações (4.3)-(4.14) está esquematizado na Figura 4.5.

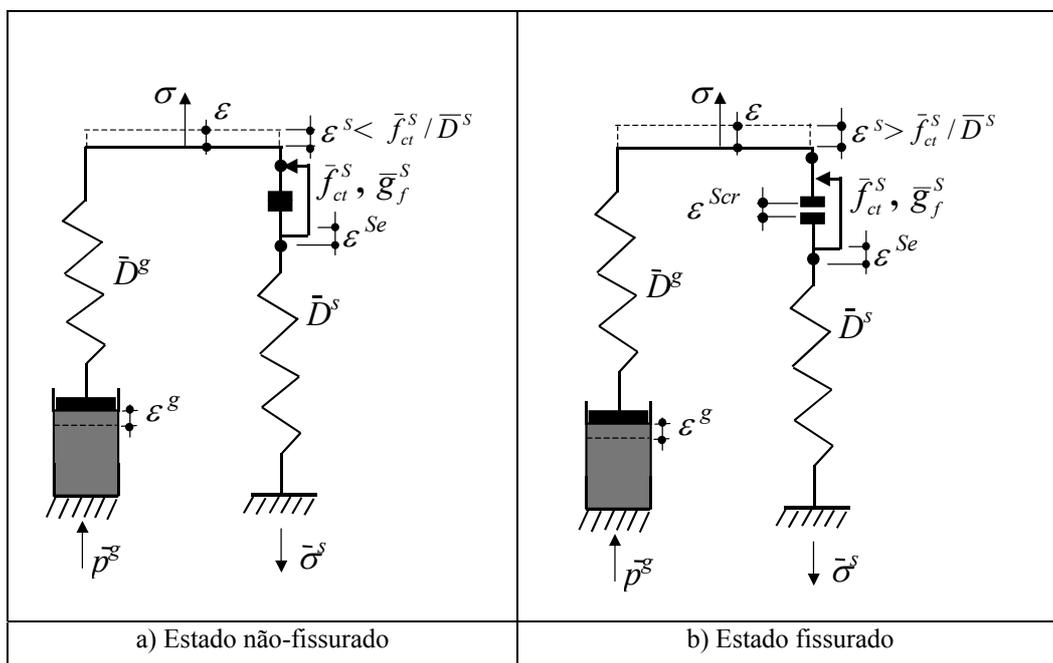


Figura 4.5 – Modelo unidimensional do comportamento expansivo do concreto.

A mola de constante \bar{D}^s , que representa a elasticidade do esqueleto de concreto, está associada em série com o elemento de fissuração caracterizado pelo seu limite de resistência \bar{f}_{ct}^s e pela sua energia específica de fissuração \bar{g}_f^s .

Estes dois elementos representativos do esqueleto são associados em paralelo com uma mola de constante \bar{D}^g , que é conectada em série a uma célula expansiva representando a reação expansiva.

Uma vez apresentado o modelo unidimensional simplificado, é possível explorar os ensaios que permitem a determinação de parâmetros necessários à modelagem numérica da RAA.

4.3 Determinação experimental do módulo de elasticidade, da resistência à tração e da energia de deformação.

O ensaio para determinação do módulo de elasticidade poderia ser realizado em um corpo de prova reativo. Entretanto considera-se que um corpo de prova não reativo é utilizado para a determinação deste parâmetro. A razão para a realização deste ensaio em um corpo de prova não reativo é que um concreto com reação álcali-agregado está danificado pela fissuração induzida pela expansão. Neste caso, o módulo de deformação longitudinal obtido pelo ensaio não é mais elástico. De acordo com o modelo apresentado acima, o ensaio pode ser representado pelo esquema mostrado na Figura 4.6, onde a pressão \bar{p}^g é considerada como sendo igual a zero, i.e., não existe atividade da reação expansiva.

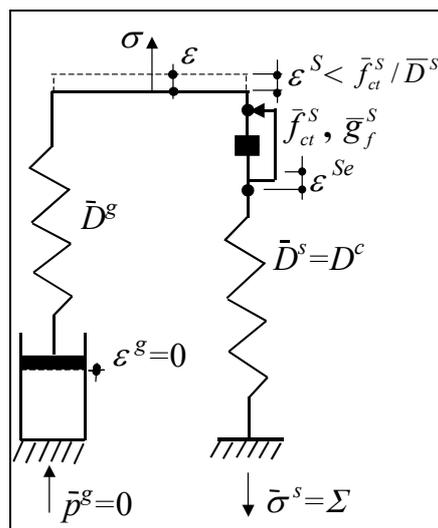


Figura 4.6 – Ensaio para determinação do módulo de elasticidade.

Deste modo, a tensão fictícia no esqueleto $\bar{\sigma}^s$ iguala a tensão macroscópica σ , e o módulo \bar{D}^s iguala D^c , i.e., o módulo de elasticidade do esqueleto é o mesmo que o

módulo de elasticidade obtido a partir de um ensaio padrão em um corpo de prova são. Pode-se então escrever:

$$\bar{\sigma}^S = \bar{D}^S \varepsilon^S; \sigma = D^C \varepsilon; \bar{\sigma}^S = \Sigma \text{ e } \varepsilon^S = \varepsilon \quad (4.15)$$

Considera-se também um corpo de prova não reativo para a determinação da resistência à tração e da energia de fratura pelas mesmas razões explicadas acima. Assim sendo, seria difícil a interpretação das tensões de fissuração e das curvas tensão-deformação obtidas de corpos de prova já fissurados por RAA. Então, usando o mesmo raciocínio já desenvolvido acima (ver Figura 4.7), pode-se escrever que:

$$\bar{f}_{ct}^S = f_{ct} \text{ e } \bar{g}_f^S = g_f \quad (4.16)$$

onde f_{ct} e g_f são, respectivamente, a resistência à tração e a energia de fissuração específica para um corpo de prova não reativo.

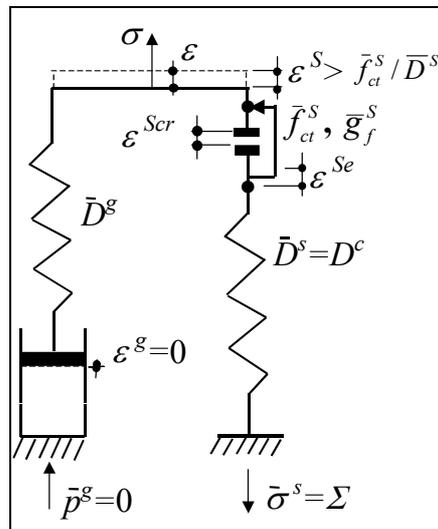


Figura 4.7 – Ensaio para determinação das características de fratura.

4.4 Determinação experimental das características da RAA: o ensaio de expansão livre.

O ensaio de expansão livre tem sido regularmente usado para a determinação das características da RAA. Este ensaio consiste na leitura da deformação macroscópica ε em um corpo de prova reativo sob temperatura e umidade controlada. Como a reação é termo-ativada, e não evolui em um ambiente seco, é desejável que o corpo de prova seja mantido em uma atmosfera saturada a uma temperatura constante maior que 38 °C para que seja propiciada uma evolução mais rápida da reação. Como foi verificado por Larive [7], todos os corpos de prova fissuram no começo do processo de expansão. Assim sendo, o ensaio de expansão livre corresponde ao modelo apresentado na Figura 4.8a antes da fissuração e na Figura 4.8b após a fissuração.

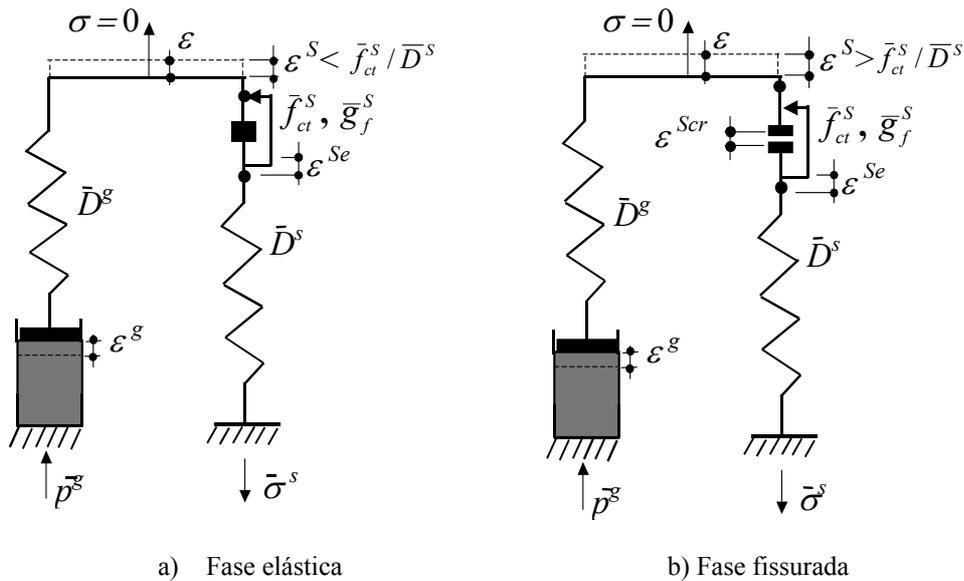


Figura 4.8 – Ensaio de expansão livre para determinação das características da RAA.

Pode-se verificar que se o corpo de prova está fissurado, a deformação macroscópica ε não pode ser diretamente associada nem à deformação imposta ε^g e nem à extensão da reação química ξ . Como o esqueleto está fissurado, os deslocamentos medidos incluem as aberturas de fissura e outras não-linearidades do processo de fissuração.

A deformação macroscópica na expansão livre não é diretamente associada a ξ . Contrariamente, tenta-se achar uma curva relacionando a extensão da reação ao tempo

através de uma análise inversa, onde o corpo de prova submetido ao ensaio de expansão livre corresponde ao modelo mostrado na Figura 4.8. Assim sendo, a fissuração pode acontecer e a extensão da reação é determinada de tal forma que a deformação macroscópica observada durante o experimento é igual (a menos de uma tolerância) àquela obtida pela simulação do ensaio por Elementos Finitos.

Para generalizar o modelo para o caso 3D substituem-se as quantidades escalares nas equações (4.3), (4.5), (4.8) e (4.12) por suas correspondentes vetoriais [5]. Assim, as equações constitutivas incrementais podem ser escritas na forma:

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \dot{\overline{\boldsymbol{\sigma}}}^S - \dot{\bar{p}}_g \mathbf{1} \quad (4.17)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^S = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{Se} + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{Scr} \quad (4.18)$$

$$\dot{\bar{p}}_g = \bar{K}^g \langle -(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^V - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{g,V}) \rangle \quad (4.19)$$

$$\dot{\overline{\boldsymbol{\sigma}}}^S = \bar{\mathbf{D}}^S \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{Se} ; \quad (4.20)$$

onde $\boldsymbol{\sigma}$, $\overline{\boldsymbol{\sigma}}^S$, $\boldsymbol{\varepsilon}$, $\boldsymbol{\varepsilon}^S$, $\boldsymbol{\varepsilon}^{Se}$, $\boldsymbol{\varepsilon}^{Scr}$ e $\boldsymbol{\varepsilon}^g$ são vetores de 6ª ordem, referidos a um sistema de referência global (x, y, z) :

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\sigma} &= \{\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz}\}^T ; \quad \overline{\boldsymbol{\sigma}}^S = \{\overline{\sigma}_{xx}^S, \overline{\sigma}_{yy}^S, \overline{\sigma}_{zz}^S, \overline{\tau}_{xy}^S, \overline{\tau}_{yz}^S, \overline{\tau}_{xz}^S\}^T ; \\ \boldsymbol{\varepsilon} &= \{\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}, \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{xz}\}^T ; \quad \boldsymbol{\varepsilon}^S = \{\varepsilon_{xx}^S, \varepsilon_{yy}^S, \varepsilon_{zz}^S, \gamma_{xy}^S, \gamma_{yz}^S, \gamma_{xz}^S\}^T \\ \boldsymbol{\varepsilon}^{Se} &= \{\varepsilon_{xx}^{Se}, \varepsilon_{yy}^{Se}, \varepsilon_{zz}^{Se}, \gamma_{xy}^{Se}, \gamma_{yz}^{Se}, \gamma_{xz}^{Se}\}^T ; \quad \boldsymbol{\varepsilon}^{Scr} = \{\varepsilon_{xx}^{Scr}, \varepsilon_{yy}^{Scr}, \varepsilon_{zz}^{Scr}, \gamma_{xy}^{Scr}, \gamma_{yz}^{Scr}, \gamma_{xz}^{Scr}\}^T \end{aligned} \quad (4.21)$$

representando, respectivamente, as tensões macroscópicas, as tensões no esqueleto, as deformações macroscópicas, as deformações no esqueleto, a parte elástica das deformações no esqueleto e as deformações de fissura no esqueleto. Um ponto sobre a variável indica derivada em relação ao tempo, $\mathbf{1}$ é um vetor unitário definido como $\{1,1,1,0,0,0\}$, $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^V = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{xx} + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{yy} + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{zz}$ é a taxa de deformação volumétrica macroscópica e $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{g,V} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{xx}^g + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{yy}^g + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{zz}^g$ é a taxa de deformação volumétrica imposta pelo gel. Como a expansão é considerada como sendo isotrópica tem-se então $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{g,V} = 3\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{xx}^g$. $\bar{K}_g = \phi K_g$ é o

módulo volumétrico do gel multiplicado pela porosidade e $\bar{\mathbf{D}}^S$ é a matriz elástica do esqueleto, definida como:

$$\bar{\mathbf{D}}^S = \begin{bmatrix} \bar{\lambda}^S + 2\bar{\mu}^S & \bar{\lambda}^S & \bar{\lambda}^S & 0 & 0 & 0 \\ \bar{\lambda}^S & \bar{\lambda}^S + 2\bar{\mu}^S & \bar{\lambda}^S & 0 & 0 & 0 \\ \bar{\lambda}^S & \bar{\lambda}^S & \bar{\lambda}^S + 2\bar{\mu}^S & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \bar{\mu}^S & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \bar{\mu}^S & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \bar{\mu}^S \end{bmatrix} \quad (4.22)$$

onde $\bar{\lambda}^S = \bar{K}^S - 2\bar{G}^S/3$ e $\bar{\mu}^S = \bar{G}^S$ são os coeficientes (fictícios) de Lamé para o esqueleto, sendo $\bar{K}^S = K^C$ e $\bar{G}^S = G^C$, respectivamente, o módulo volumétrico do esqueleto, que é igual ao módulo volumétrico do corpo de prova não reativo, e o módulo de cisalhamento do esqueleto, que é igual ao módulo de cisalhamento do corpo de prova não reativo:

$$\bar{K}^S = K^C = \frac{D^C}{3(1-2\nu^C)} \quad ; \quad \bar{G}^S = G^C = \frac{D^C}{2(1+\nu^C)} \quad (4.23)$$

Nas equações acima, D^C e ν^C são, respectivamente, o módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson do corpo de prova não reativo.

A fissuração ocorre de acordo com o critério de *Rankine*, i.e., quando a máxima tensão principal no esqueleto atinge a resistência à tração do corpo de prova não reativo:

$$\bar{\sigma}_I^S > \bar{\sigma}_{II}^S > \bar{\sigma}_{III}^S = \bar{f}_{ct}^S = f_{ct} \quad (4.24)$$

A fissuração é implementada dentro do quadro clássico de fissuração repartida multidirecional fixa [64, 65]. O estado fissurado do material é representado em uma forma homogênea, na qual o estado inicial isotrópico elástico-linear é substituído por um estado anisotrópico não-linear, para que seja incorporado o dano devido às microfissuras coesivas e à abertura da macrofissura.

4.5 Descarregamento/re-carregamento

Durante a análise da reação álcali-agregado necessita-se simular o descarregamento e o re-carregamento da estrutura. Durante o descarregamento pode ocorrer o fechamento e uma subsequente reabertura de fissuras, com um re-carregamento. No modelo adotado, tal fenómeno foi considerado através de um retorno elástico, utilizando-se o módulo de elasticidade inicial. O mecanismo está representado na Figura 4.9.

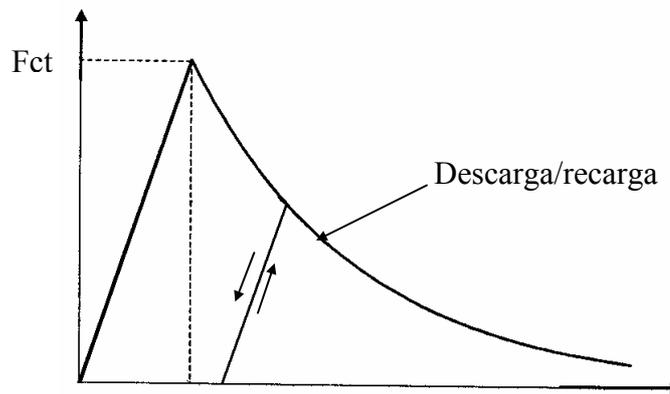


Figura 4.9 – Mecanismo de descarregamento/re-carregamento.

5 Modelos de fissuração

5.1 Aspectos gerais

Os modelos de fissuração podem ser classificados em discretos e repartidos. A fissuração discreta modela a fissura como uma descontinuidade geométrica, enquanto que a fissuração repartida imagina um sólido fissurado como um contínuo. Discute-se a seguir o modelo de fissuração repartida implementado neste trabalho, com uma breve descrição introdutória dos modelos de fissuração discreta.

5.2 Modelo de fissuração discreta

Nas primeiras análises de fissuração com elementos finitos, as fissuras eram modeladas considerando-se a separação de elementos [67]. Na época, esta aproximação apresentou alguns problemas tais como a mudança contínua da conectividade nodal e da topologia da malha, além de ter a sua aplicação restrita a um caminho pré-definido de fissuração, o que tornava o problema fortemente dependente da malha. Para contornar estas dificuldades foram desenvolvidas técnicas de malhas adaptativas de forma que novos elementos pudessem ser introduzidos, orientados pela direção da fissura já existente.

A fissuração discreta pode ser modelada também através de elementos de interface posicionados nas faces dos elementos que permitem a abertura e o deslizamento relativo entre os elementos.

A fissuração discreta seria a forma mais realista de representar o comportamento de uma estrutura de concreto. As restrições acima mencionadas referentes à malha hoje em dia não podem ser consideradas empecilhos, diante do aumento da capacidade computacional e dos avanços das técnicas de geração de malhas. No entanto, a necessidade de se estabelecer um caminho pré-definido para as fissuras é uma dificuldade que justifica o uso de um modelo de fissuração repartida no caso de fissuras em mapa, como é o caso da RAA.

5.3 Modelo de fissuração repartida

5.3.1 Modelo de fissura fixa única

A suposição básica do modelo proposto é a decomposição do campo de deformação total ε do material fissurado em uma deformação de fissura ε_{cr} e uma deformação do material sólido ε_{co} entre as fissuras:

$$\varepsilon = \varepsilon_{co} + \varepsilon_{cr} \quad (5.1)$$

A principal vantagem desta concepção é que permite tratar o comportamento da fissura separadamente do comportamento do concreto existente entre as fissuras. A Figura 5.1 mostra a decomposição da deformação na direção normal à fissura. Uma consequência desta formulação é que a fissuração pode ser combinada com outros componentes não-lineares do material. Por exemplo, além da parcela elástica, sempre presente, parcelas plásticas, viscoelásticas, térmicas ou de fluência podem ser consideradas. No modelo adotado, o comportamento do concreto íntegro é considerado como linear elástico em tração.

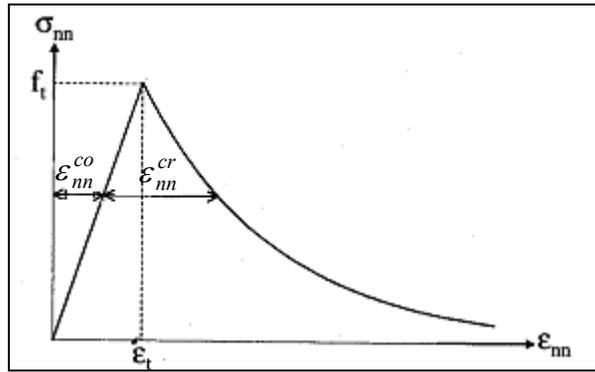


Figura 5.1 – Exemplo de decomposição da deformação normal à fissura.

As deformações da fissura, referenciadas ao eixo global de coordenadas x, y e z , são representadas por um vetor de seis componentes:

$$\mathbf{e}_{cr} = [\epsilon_{xx}^{cr} \quad \epsilon_{yy}^{cr} \quad \epsilon_{zz}^{cr} \quad \gamma_{xy}^{cr} \quad \gamma_{yz}^{cr} \quad \gamma_{xz}^{cr}]^T \quad (5.2)$$

Para a representação local das deformações adota-se o eixo local de coordenadas n, s e t da fissura, como mostra a Figura 5.2. Desta forma, as deformações locais da fissura \mathbf{e}_{cr} são dadas por:

$$\mathbf{e}_{cr} = [\epsilon_{nn}^{cr} \quad \epsilon_{ss}^{cr} \quad \epsilon_{tt}^{cr} \quad \gamma_{ns}^{cr} \quad \gamma_{st}^{cr} \quad \gamma_{nt}^{cr}]^T \quad (5.3)$$

onde ϵ_{nn}^{cr} , ϵ_{ss}^{cr} e ϵ_{tt}^{cr} são as deformações normais, referentes ao modo I de fissuração, que representam a abertura de fissura. Os componentes γ_{ns}^{cr} , γ_{st}^{cr} e γ_{nt}^{cr} são as deformações cisalhantes do modo II e do modo III, respectivamente. O modo II representa as deformações de cisalhamento no plano da fissura e o modo III representa as deformações de cisalhamento fora do plano da fissura.

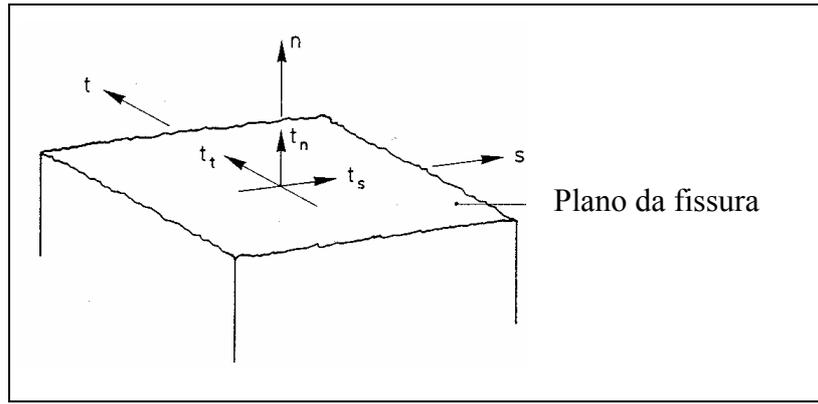


Figura 5.2 – Plano de fissura.

A relação entre as deformações locais e globais da fissura é dada por:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{cr} = \mathbf{N} \cdot \mathbf{e}_{cr} \quad (5.4)$$

onde \mathbf{N} é a matriz de transformação refletindo a orientação da fissura. Esta matriz provém da manipulação da rotação de um tensor de 2ª ordem de um sistema local para um sistema global, sendo dada pela expressão

$$\mathbf{N} = \begin{bmatrix} v1_x^2 & v2_x^2 & v3_x^2 & v1_x v2_x & v2_x v3_x & v1_x v3_x \\ v1_y^2 & v2_y^2 & v3_y^2 & v1_y v2_y & v2_y v3_y & v1_y v3_y \\ v1_z^2 & v2_z^2 & v3_z^2 & v1_z v2_z & v2_z v3_z & v1_z v3_z \\ 2v1_x v1_y & 2v2_x v2_y & 2v3_x v3_y & v2_x v1_y + v1_x v2_y & v3_x v2_y + v2_x v3_y & v3_x v1_y + v1_x v3_y \\ 2v1_y v1_z & 2v2_y v2_z & 2v3_y v3_z & v2_y v1_z + v1_y v2_z & v3_y v2_z + v2_y v3_z & v3_y v1_z + v1_y v3_z \\ 2v1_x v1_z & 2v2_x v2_z & 2v3_x v3_z & v2_x v1_z + v1_x v2_z & v3_x v2_z + v2_x v3_z & v3_x v1_z + v1_x v3_z \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

onde $v1, v2, v3$ são os cossenos diretores dos eixos n, s, t de orientação da fissura.

Da mesma forma, as tensões globais $\boldsymbol{\sigma}$ e as tensões locais \mathbf{s} são representadas pelos vetores:

$$\boldsymbol{\sigma} = [\sigma_{xx} \quad \sigma_{yy} \quad \sigma_{zz} \quad \sigma_{xy} \quad \sigma_{yz} \quad \sigma_{xz}]^T \quad (5.6)$$

$$\mathbf{s} = [\sigma_{nn} \quad \sigma_{ss} \quad \sigma_{tt} \quad \sigma_{ns} \quad \sigma_{st} \quad \sigma_{nt}]^T \quad (5.7)$$

A relação entre as tensões globais e locais é dada pela matriz \mathbf{N}^t .

$$\mathbf{N}^t = \begin{bmatrix} v1_x^2 & v1_y^2 & v1_z^2 & 2v1_x v1_y & 2v1_y v1_z & 2v1_x v1_z \\ v2_x^2 & v2_y^2 & v2_z^2 & 2v2_x v2_y & 2v2_y v2_z & 2v2_x v2_z \\ v3_x^2 & v3_y^2 & v3_z^2 & 2v3_y v3_x & 2v3_y v3_z & 2v3_x v3_z \\ v1_x v2_x & v1_y v2_y & v1_z v2_z & v1_y v2_x + v1_x v2_y & v1_y v2_z + v1_z v2_y & v1_x v2_z + v1_z v2_x \\ v2_x v3_x & v2_y v3_y & v2_z v3_z & v2_y v3_x + v2_x v3_y & v2_y v3_z + v2_z v3_y & v2_x v3_z + v2_z v3_x \\ v1_x v3_x & v1_y v3_y & v1_z v3_z & v1_y v3_x + v1_x v3_y & v1_y v3_z + v1_z v3_y & v1_x v3_z + v1_z v3_x \end{bmatrix} \quad (5.8)$$

$$\mathbf{s} = \mathbf{N}^t \cdot \boldsymbol{\sigma} \quad (5.9)$$

A lei de comportamento para o concreto íntegro é uma relação entre as tensões e as deformações, que no sistema global é dada por

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}^{co} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}^{co} \quad (5.10)$$

e no sistema local,

$$\mathbf{s} = \mathbf{D}^{cr} \cdot \mathbf{e}^{cr} \quad (5.11)$$

A matriz \mathbf{D}^{co} traduz a lei de comportamento do material não fissurado. Quando o concreto íntegro é considerado como linear elástico, a matriz \mathbf{D}^{co} é a matriz elástica usual obtida a partir da lei de Hooke.

A matriz \mathbf{D}^{cr} relaciona as tensões às deformações da fissura, incluindo as propriedades da fissura nos modos I, II e III e em modo misto, ou seja, modo I e modo II simultaneamente. Ao se conservar apenas os componentes de tensões e deformações locais que possuem significado físico, as tensões e deformações passam a ser expressas da seguinte forma, no eixo local:

$$\mathbf{e}^{cr} = [\varepsilon_{mn}^{cr} \quad \gamma_{ns}^{cr} \quad \gamma_{nt}^{cr}]^T \quad (5.12)$$

$$\mathbf{s} = [\sigma_{mn} \quad \sigma_{ns} \quad \sigma_{nt}]^T \quad (5.13)$$

A matriz \mathbf{D}^{cr} possui a seguinte forma:

$$\mathbf{D}^{cr} = \begin{bmatrix} D^I & 0 & 0 \\ 0 & D^{II} & 0 \\ 0 & 0 & D^{III} \end{bmatrix} \quad (5.14)$$

onde D^I equivale ao módulo de deformação em regime de *strain-softening*, conforme ilustrado pela Figura 4.4, sendo igual a:

$$D^I = \frac{(\bar{f}_{ct}^S)^2}{2\bar{g}_f^S} \quad (5.15)$$

Os módulos D^{II} e D^{III} correspondem aos módulos de cisalhamento da fissura, e são iguais a

$$D^{II} = D^{III} = \infty \quad (5.16)$$

no caso de retenção total e

$$D^{II} = D^{III} = \frac{\beta}{1-\beta} \bar{G}^S; \quad 0 < \beta < 1 \quad (5.17)$$

para o caso de a retenção parcial. Se for considerada retenção nula,

$$D^{II} = D^{III} = 0 \quad (5.18)$$

A relação entre as tensões e as deformações no sistema de coordenadas globais pode ser deduzida a partir da decomposição da deformação (5.1), resultando em:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D} \{ \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^{cr} \} \quad (5.19)$$

Substituindo (5.4) na equação acima obtém-se:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D} \{ \boldsymbol{\varepsilon} - \mathbf{N} \mathbf{e}^{cr} \} \quad (5.20)$$

Pré-multiplicando por \mathbf{N}^t e introduzindo (5.11) e (5.9) obtém-se a relação entre as deformações locais da fissura e as deformações globais:

$$\mathbf{e}^{cr} = [\mathbf{D}^{cr} + \mathbf{N}^{-1} \mathbf{D}^{co} \mathbf{N}]^{-1} \mathbf{N}^{-1} \mathbf{D}^{co} \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.21)$$

A relação entre as tensões e deformações globais é obtida substituindo-se (5.21) em (5.20).

$$\boldsymbol{\sigma} = \left[\mathbf{D}^{co} - \mathbf{D}^{co} \mathbf{N} [\mathbf{D}^{cr} + \mathbf{N}^{-1} \mathbf{D}^{co} \mathbf{N}]^{-1} \mathbf{N}^{-1} \mathbf{D}^{co} \right] \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.22)$$

De forma compacta,

$$\boldsymbol{\sigma} = [\mathbf{D}^{co,cr}] \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.23)$$

5.3.2 Modelo de múltiplas fissuras fixas

Uma outra vantagem da decomposição da deformação total em uma parcela relativa ao concreto e outra relativa à fissura é que ela permite uma sub-decomposição da deformação da fissura em contribuições separadas de fissuras individuais que aparecem simultaneamente em um ponto de integração:

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{cr} = \boldsymbol{\varepsilon}_1^{cr} + \boldsymbol{\varepsilon}_2^{cr} + \dots \quad (5.24)$$

em que $\boldsymbol{\varepsilon}_1^{cr}$ é a deformação global da primeira fissura, $\boldsymbol{\varepsilon}_1^{cr}$ a deformação da segunda fissura e assim sucessivamente. Nesta aproximação, desenvolvida inicialmente por [68],

cada fissura fixa possui seu próprio vetor de deformações locais e_i^{cr} , seu próprio vetor de tensões locais s_i e sua própria matriz de transformação N_i . Eles demonstraram que é mais conveniente reunir estes vetores e matrizes associados a uma fissura única em:

$$\begin{aligned}\hat{\mathbf{e}}^{cr} &= [\mathbf{e}_1^{cr} \quad \mathbf{e}_2^{cr} \quad \dots]{}^T \\ \hat{\mathbf{s}}^{cr} &= [\mathbf{s}_1 \quad \mathbf{s}_2 \quad \dots]{}^T \\ \hat{\mathbf{N}} &= [\mathbf{N}_1 \quad \mathbf{N}_2 \quad \dots]{}^T\end{aligned}\tag{5.25}$$

no qual $\hat{}$ representa a reunião das múltiplas fixas. Repetindo a substituição de (5.4) em (5.24), tem-se:

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{cr} = \hat{\mathbf{N}} \hat{\mathbf{e}}^{cr}\tag{5.26}$$

que é o equivalente a (5.4) para múltiplas fissuras. De forma similar, a relação tensão-deformação pode ser expandida para múltiplas fissuras sendo equivalente a (5.11),

$$\hat{\mathbf{s}} = \hat{\mathbf{D}}^{cr} \hat{\boldsymbol{\varepsilon}}^{cr}\tag{5.27}$$

ou, de forma mais elaborada,

$$\begin{bmatrix} \mathbf{s}_1^{cr} \\ \mathbf{s}_2^{cr} \\ \dots \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{D}_{11}^{cr} & \mathbf{D}_{12}^{cr} & \dots \\ \mathbf{D}_{21}^{cr} & \mathbf{D}_{22}^{cr} & \dots \\ \dots & \dots & \dots \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{e}_1^{cr} \\ \mathbf{e}_2^{cr} \\ \dots \end{bmatrix}\tag{5.28}$$

Repetindo o procedimento da seção anterior, tem-se para o concreto fissurado com múltiplas fissuras:

$$\boldsymbol{\sigma} = \left[\mathbf{D}^{co} - \mathbf{D}^{co} \hat{\mathbf{N}} \left[\hat{\mathbf{D}}^{cr} + \hat{\mathbf{N}}^t \mathbf{D}^{co} \hat{\mathbf{N}} \right]^{-1} \hat{\mathbf{N}}^t \mathbf{D}^{co} \right] \boldsymbol{\varepsilon}\tag{5.29}$$

6 Modelo Numérico

6.1 Aspectos gerais

O modelo proposto foi implementado em um programa para análise não-linear via Método dos Elementos Finitos, tendo-se utilizado elementos tetraédricos. Para a resolução do sistema de equações não-lineares resultante emprega-se uma técnica iterativa incremental baseada no método de Newton-Raphson (modificado). A solução dos sistemas linearizados é obtida com o método dos Gradientes Conjugados Pré-Condicionado, implementado de uma forma que pode utilizar tanto estrutura de dados por arestas como o formato comprimido CSR [69, 70, 71]. Estas estruturas de dados possibilitam a implementação em ambientes computacionais de alto desempenho [72, 73], como arquiteturas vetoriais de memória compartilhada ou arquiteturas paralelas de memória distribuída (clusters de PC's), viabilizando assim análises de grandes estruturas. Mesmo na forma seqüencial, o código de elementos finitos desenvolvido é capaz de analisar, em microcomputadores de uso comum (processadores Pentium 4 com 1 GB de memória RAM) estruturas com um número de graus de liberdade da ordem de 10^6 .

6.2 Algoritmo de solução

Descreve-se a seguir o algoritmo utilizado para a solução do sistema de equações não-lineares resultante da discretização do problema através de elementos finitos. Denotando por \mathbf{U}_n^i e \mathbf{F}_n^i os campos de deslocamentos e de forças nodais equivalentes,

na iteração i , do passo de tempo $t = t_n$, e sendo \mathbf{R}^i o resíduo na iteração i , o emprego do método de Newton-Raphson (modificado) resulta no algoritmo iterativo:

$$\mathbf{U}_{n+1}^0 = \mathbf{U}_n \quad (6.1)$$

Para $i = 0, 1, 2, 3 \dots$

$$\mathbf{R}^i = \mathbf{F}_{n+1} - \mathbf{K}\mathbf{U}_{n+1}^i \quad (6.2)$$

$$\Delta\mathbf{U}_{n+1}^i = (\mathbf{K})^{-1} \mathbf{R}^i \quad (6.3)$$

$$\mathbf{U}_{n+1}^{i+1} = \mathbf{U}_{n+1}^i + \Delta\mathbf{U}_{n+1}^i \quad (6.4)$$

onde \mathbf{K} é a matriz de rigidez, dada pela expressão:

$$\mathbf{K} = \int [\mathbf{B}]^t [\mathbf{D}] [\mathbf{B}] d\Omega \quad (6.5)$$

e \mathbf{D} é a matriz constitutiva elástica.

Para o cálculo das tensões no esqueleto utiliza-se a matriz \mathbf{D} para o caso do elemento íntegro e $\mathbf{D}_{co,cr}$ para o elemento fissurado. Dessa forma tem-se:

$$\Delta\boldsymbol{\sigma}_{s,n+1}^i = [\mathbf{D}] \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^i \text{ — elemento íntegro} \quad (6.6)$$

$$\Delta\boldsymbol{\sigma}_{s,n+1}^i = [\mathbf{D}_{co,cr}] \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^i \text{ — elemento fissurado} \quad (6.7)$$

Os incrementos de deformação são dados por:

$$\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^i = [\mathbf{B}] \Delta\mathbf{U}_{n+1}^i \quad (6.8)$$

A incorporação da RAA é feita através da determinação da tensão macroscópica σ , que é utilizada para o cálculo das forças internas. A tensão macroscópica resulta da interação entre o esqueleto de concreto e a pressão p_{gel} exercida pelo gel:

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1}^i = \boldsymbol{\sigma}_{s,n+1}^i - p_{gel,n+1} \quad (6.9)$$

A pressão p_{gel} é determinada a partir de,

$$p_{gel,n+1} = p_{gel,n+1} + \Delta p_{gel,n+1} \quad (6.10)$$

$$\Delta p_{gel,n+1} = K_{gel} (3\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_g - \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^v) \quad (6.11)$$

Na equação acima, K_{gel} é o módulo de deformação volumétrica do gel e $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_g$ é a taxa de deformação química imposta pelo gel. Com a consideração do comportamento isotrópico para a expansão livre, a expansão química é igual nas três direções.

A taxa de deformação química é dada pela derivada no tempo da expressão (4.10), obtendo-se:

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^g = \left(\frac{k e^{-\frac{t_{n+1}}{\tau_c}} + e^{-\frac{(-t_{n+1} + \tau_L)}{\tau_c}}}{\tau_c (1 + e^{-\frac{t_{n+1} + \tau_L}{\tau_c}})^2} \right) \Delta t \quad (6.12)$$

onde τ_c , τ_L e k são o tempo característico, tempo de latência e a deformação assintótica do gel, respectivamente. Esses parâmetros estão representados na Figura 3.17 e são dados de entrada para o programa.

Com o valor da tensão macroscópica (6.9), obtém-se as forças internas no tempo $t_{n+1} = t_n + \Delta t$:

$$\{\mathbf{K}\mathbf{U}_{n+1}^i\} = \int [\mathbf{B}] \{\boldsymbol{\sigma}_{t_{n+1}}\} d\Omega \quad (6.13)$$

Adota-se como critério de convergência a seguinte relação:

$$\frac{\|\Delta \mathbf{R}_{n+1}^i\|}{\|\mathbf{R}^0\|} \text{ ou } \frac{\|\Delta \mathbf{U}_{n+1}^i\|}{\|\mathbf{U}^0\|} \leq Tol \quad (6.14)$$

onde Tol é a tolerância pré-especificada.

Para a solução do sistema de equações algébricas lineares em (6.3) utiliza-se o método dos Gradientes Conjugados Pré-Condicionado.

6.3 Calibração do modelo

Os exemplos apresentados a seguir correspondem aos ensaios realizados no Laboratoire Central des Ponts et Chaussées apresentados na tese de Larive [7]. Tratam-se de corpos de prova reativos, de diâmetro 130 mm e altura 240 mm, submetidos a ensaios de expansão livre e sob carga axial de 5 MPa e 10 MPa. Os corpos de prova foram mantidos a uma temperatura ambiente de 38 °C em atmosfera saturada.

Diversas malhas de elementos tetraédricos lineares com diferentes graus de refinamento foram testadas, tendo-se obtido uma solução convergente para uma malha com 2160 elementos (ver Figura 6.1).

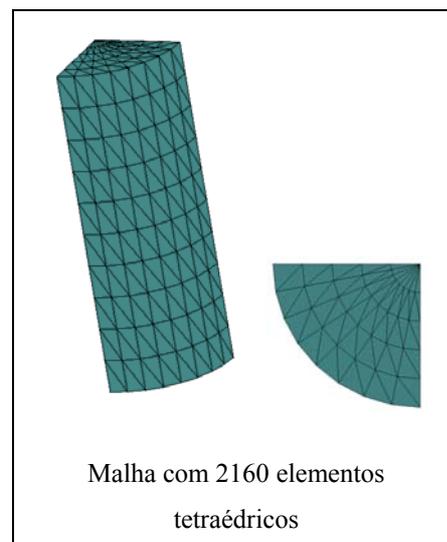


Figura 6.1 – Malha de elementos finitos.

6.4 Análise inversa para determinação de parâmetros da RAA.

A determinação dos parâmetros que caracterizam a evolução da RAA foi realizada através de uma análise inversa. Os tempos característico e de latência τ_c e τ_L (ver

Figura 3.17) e o parâmetro k , definido na equação (4.9) e que corresponde à deformação assintótica, foram obtidos através da comparação entre os resultados numéricos e experimentais da evolução da expansão volumétrica com o corpo de prova fissurado.

Inicialmente foram simuladas expansões relativas com diversos valores de k até que a curva numérica da expansão volumétrica em função do tempo atingisse a mesma assíntota que a curva experimental, como mostra a Figura 6.2.

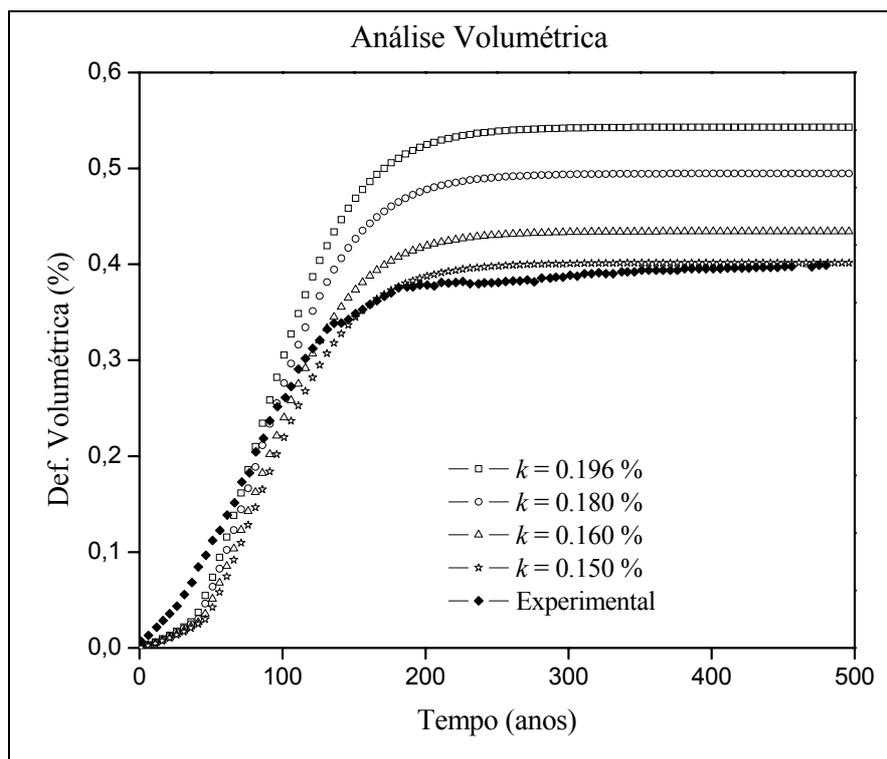


Figura 6.2 – Deformação volumétrica em função do tempo: ajuste do parâmetro k .

Após este ajuste, foram simuladas expansões para diversos valores de τ_c e τ_L , conforme ilustrado na Figura 6.3. Com os três parâmetros k , τ_c e τ_L ajustados, foram traçadas as curvas numéricas para $\tau_c = 50$ dias, $\tau_L = 30$ dias e $k = 0,15\%$. Os resultados obtidos coincidem com o experimental, como mostra a Figura 6.4.

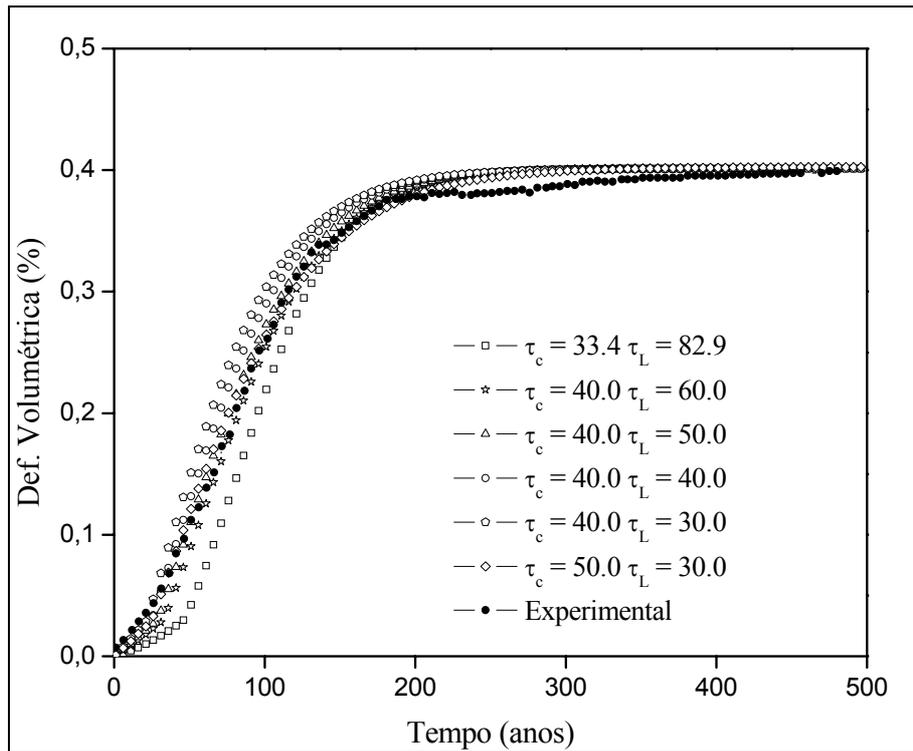


Figura 6.3 – Deformação volumétrica em função do tempo: ajuste de τ_c e τ_L .

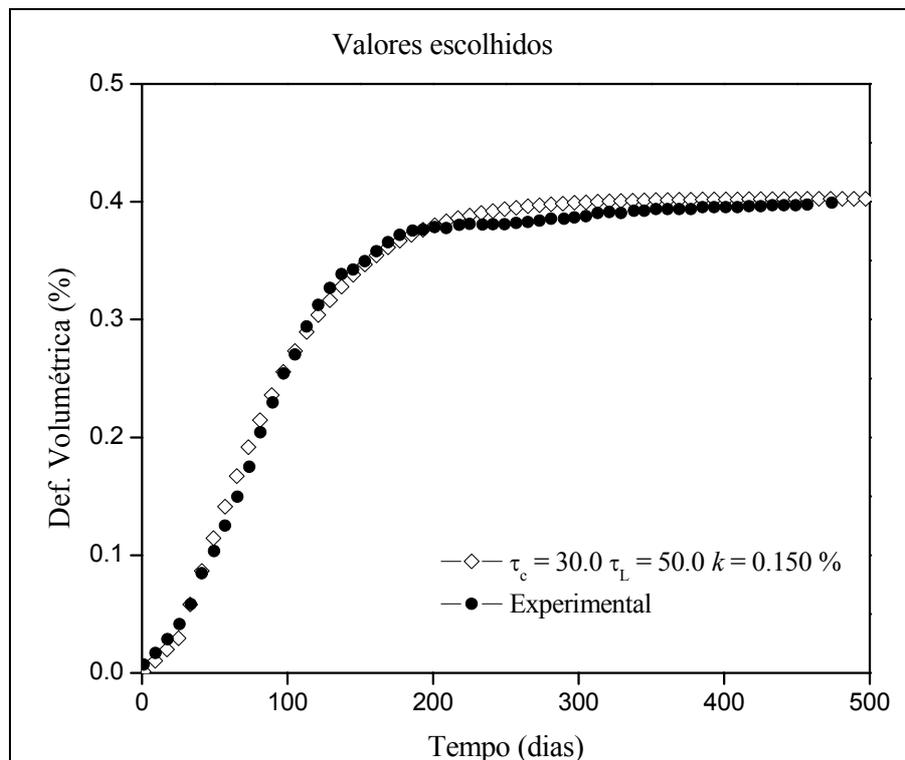


Figura 6.4 – Deformação volumétrica em função do tempo: curvas experimental e numérica.

6.5 Expansão livre

Com a calibração realizada no item anterior, procedeu-se à análise da expansão livre do corpo de prova. A Figura 6.5 mostra a configuração deformada obtida numericamente. Os componentes dos deslocamentos nas direções x , y e z são ilustrados na Figura 6.6, onde pode-se verificar o comportamento homogêneo nas três direções, mesmo após a fissuração.

A Figura 6.7 apresenta um gráfico comparativo entre a evolução numérica e experimental das deformações longitudinal e transversal. Como pode-se observar, o ensaio apresentou anisotropia, fato este provavelmente ligado à direção de concretagem do corpo de prova, e que não foi explicado por Larive em seu trabalho [7]. As deformações longitudinais e transversais obtidas numericamente são coincidentes, como esperado, uma vez que o modelo deveria apresentar isotropia na ausência de carregamentos externos.

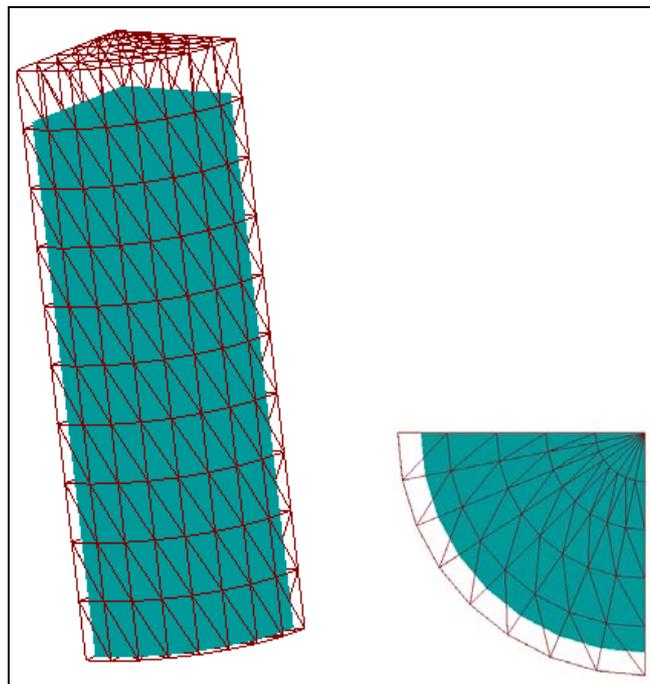


Figura 6.5 – Configuração deformada para expansão livre.

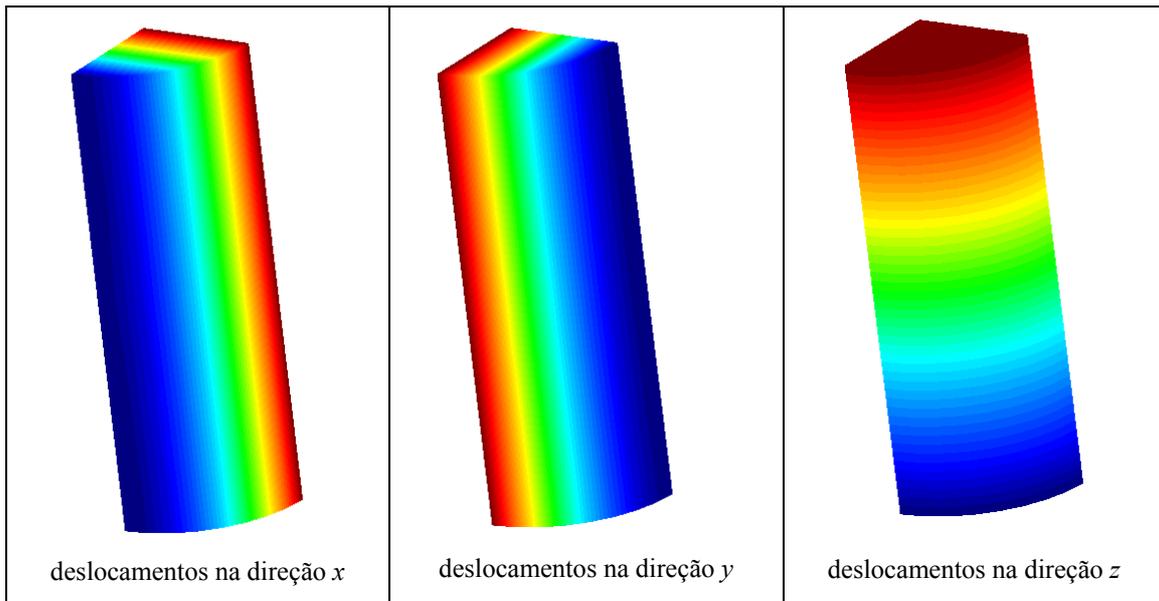


Figura 6.6 – Componentes dos deslocamentos nas direções x , y e z .

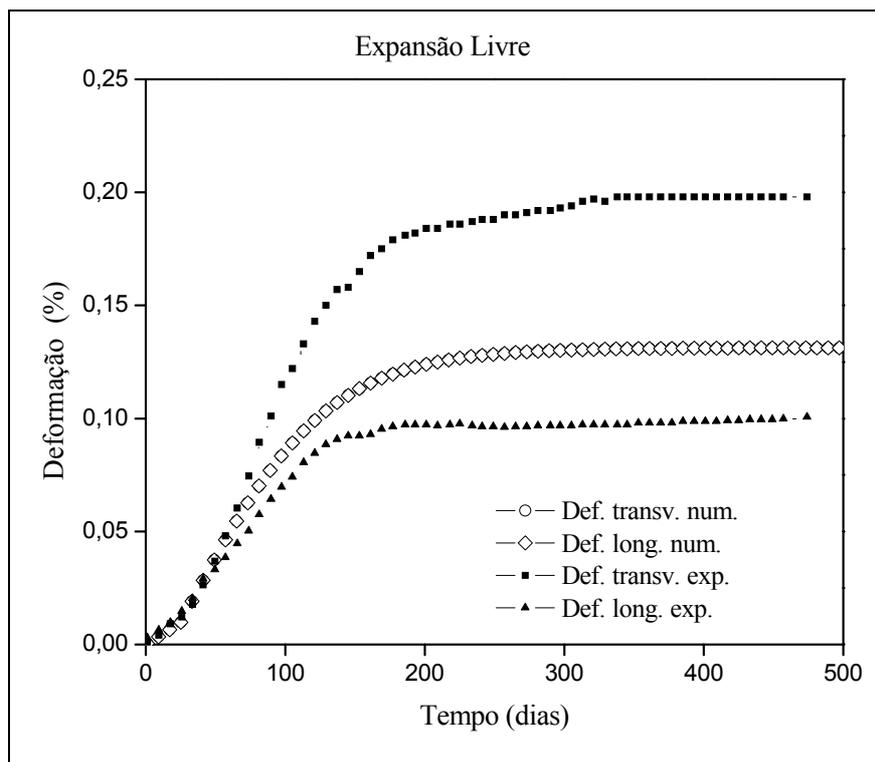


Figura 6.7 – Deformações longitudinal e transversal para expansão livre (as curvas numéricas são coincidentes).

6.6 Anisotropia induzida por tensões.

Os ensaios com tensões aplicadas na direção longitudinal apresentaram anisotropia induzida por tensões. A anisotropia verificada nos ensaios realizados por Larive [7], e que foi reproduzida pelas simulações, corresponde a uma inibição de fissuração na direção perpendicular ao carregamento já que as tensões de compressão aplicadas, maiores que a resistência à tração do concreto, atuam como uma protensão. Assim, a deformação se dá prioritariamente na direção perpendicular ao carregamento (direção transversal) já que a fissuração facilita a expansão do gel nesta direção.

A Figura 6.8 apresenta as deformações volumétricas para os três casos estudados de expansão livre e tensões aplicadas de 5 MPa e 10 MPa, reproduzindo os resultados dos ensaios [7] que indicaram deformação volumétrica praticamente igual para os três casos. Nas figuras Figura 6.9 e Figura 6.10 encontram-se as deformações longitudinal e transversal para os casos de 5 MPa e 10 MPa, evidenciando-se a anisotropia induzida por tensões.

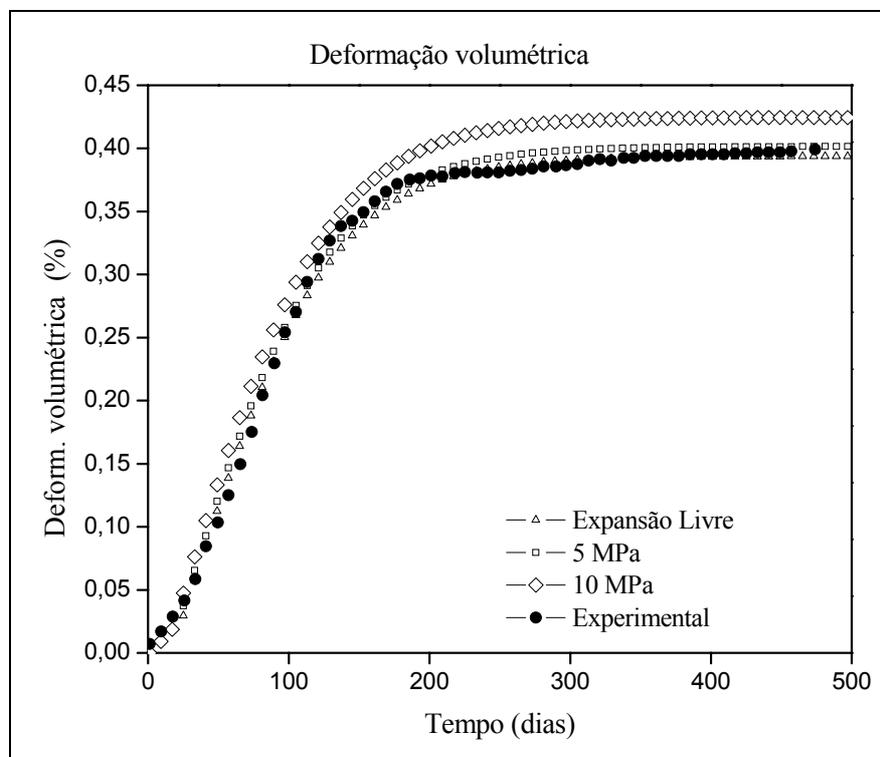


Figura 6.8 – Deformações volumétricas para expansão livre e tensões aplicadas de 5MPa e 10MPa.

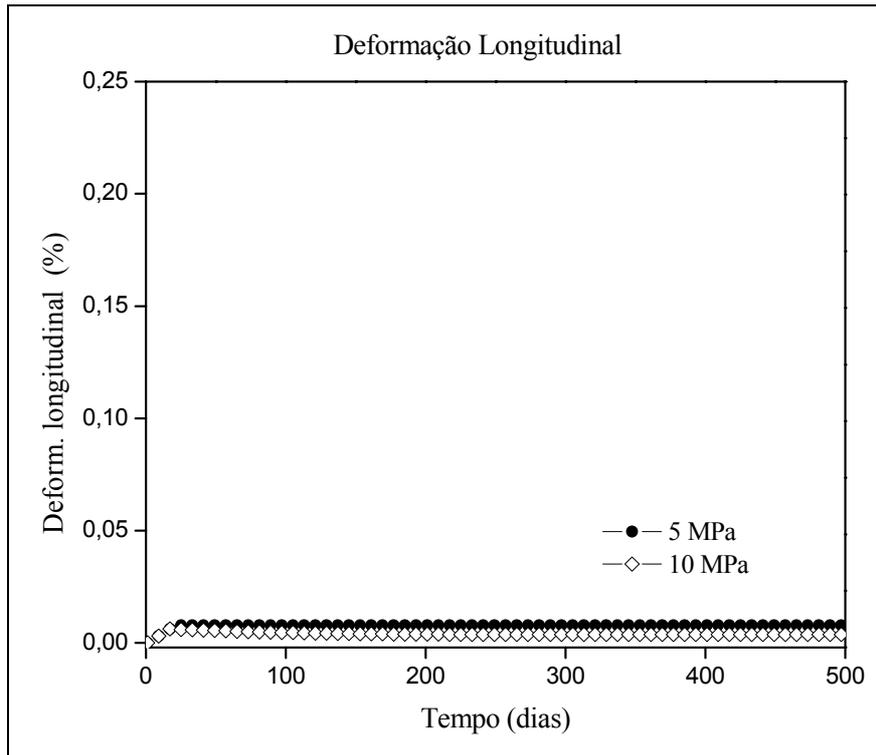


Figura 6.9 – Deformações longitudinais para tensões aplicadas de 5MPa e 10MPa.

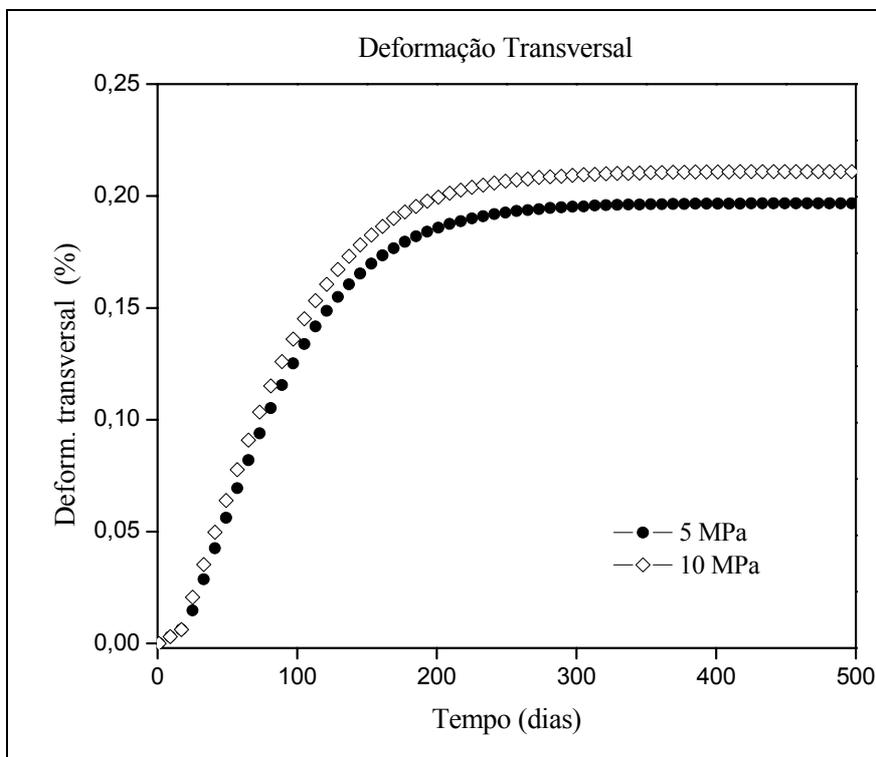


Figura 6.10 – Deformações transversais para tensões aplicadas de 5 MPa e 10 MPa.

6.6.1 Análise com descarregamento

Para a recuperação de estruturas afetadas pela reação álcali-agregado utiliza-se comumente o alívio das tensões através da abertura de juntas de dilatação. Esta prática configura uma descarga na estrutura, dessa forma, para a validação do programa desenvolvido, realizou-se a simulação de corpos de prova sob tensão e que, posteriormente, sofreram um descarregamento.

Na Figura 6.11 estão representadas as curvas de descarga/recarga obtidas pelo programa simulando corpos de prova inicialmente sob uma tensão de 5MPa e descarregados aos 28, 56, 112 e 448 dias.

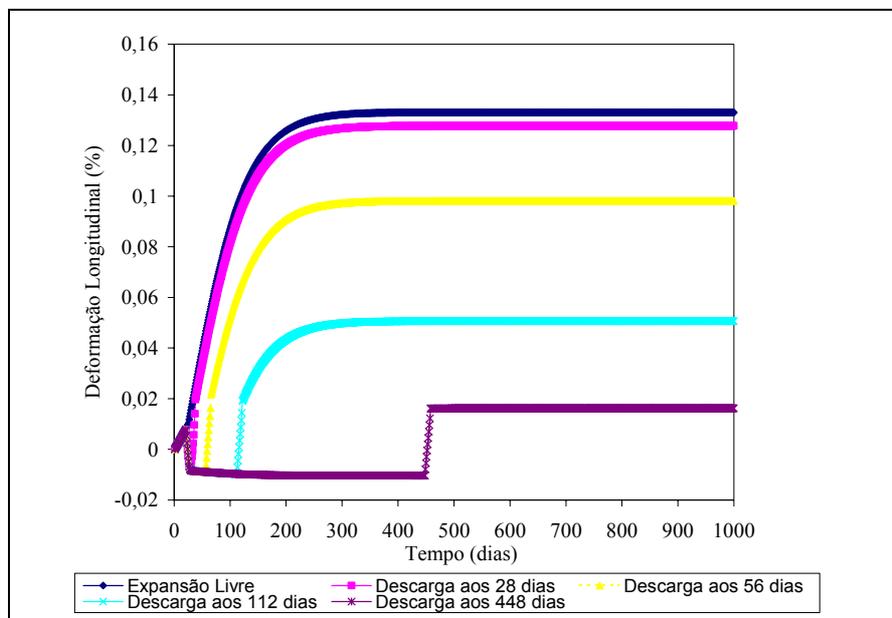


Figura 6.11 – Comportamento dos corpos de prova submetidos à descarga.

Simulam-se assim, as etapas do comportamento de descarga/recarga, onde o corpo de prova é carregado; ocorre a expansão devida ao gel; as fissuras longitudinais são abertas e a direção transversal passa a obedecer à relação pós-fissura; a carga é retirada; recomeça a expansão na direção longitudinal; continua a expansão longitudinal. Observa-se que quanto mais tardio ocorre o descarregamento, a retomada da expansão distancia-se mais do patamar da expansão livre, devido à diminuição da quantidade de reagentes.

7 Exemplos

Para a validação do modelo utilizado foram analisados dois exemplos relacionados com estruturas de barragens: um componente hipotético da casa de força de uma barragem e um muro real localizado na Usina Hidrelétrica de Furnas.

7.1 Anel

Nas barragens que sofrem ataque da RAA, a casa de força usualmente sofre com os danos causados pelo fenômeno [59]. Nessa estrutura localizam-se as turbinas geradoras e as deformações causadas pela expansão do gel produzido na reação álcali-agregado modificam a geometria do anel de descarga onde estão localizadas as palhetas da turbina geradora. Para demonstrar a localização do anel de descarga na casa de força, apresenta-se, no detalhe da Figura 7.1, a casa de força da barragem de Jupia [81]. Em função da ação da RAA, a capacidade da usina pode ficar comprometida, pois entre os reparos usuais, está a diminuição da palheta. Outro método de reparo utilizado é a abertura de juntas de dilatação no anel com o intuito de retornar à geometria inicial.

A abertura de juntas de dilatação é uma intervenção bastante onerosa e de difícil execução, sendo assim com o intuito de verificar a eficiência de tal procedimento foram realizadas simulações numéricas para monitorar até que ponto essa intervenção seria vantajosa e prever o comportamento após a abertura da junta de dilatação para verificar a possível necessidade de uma nova intervenção, dessa forma, realizou-se análises com alteração das condições de contorno para que se possa avaliar a eficácia do procedimento realizado a diferentes idades.

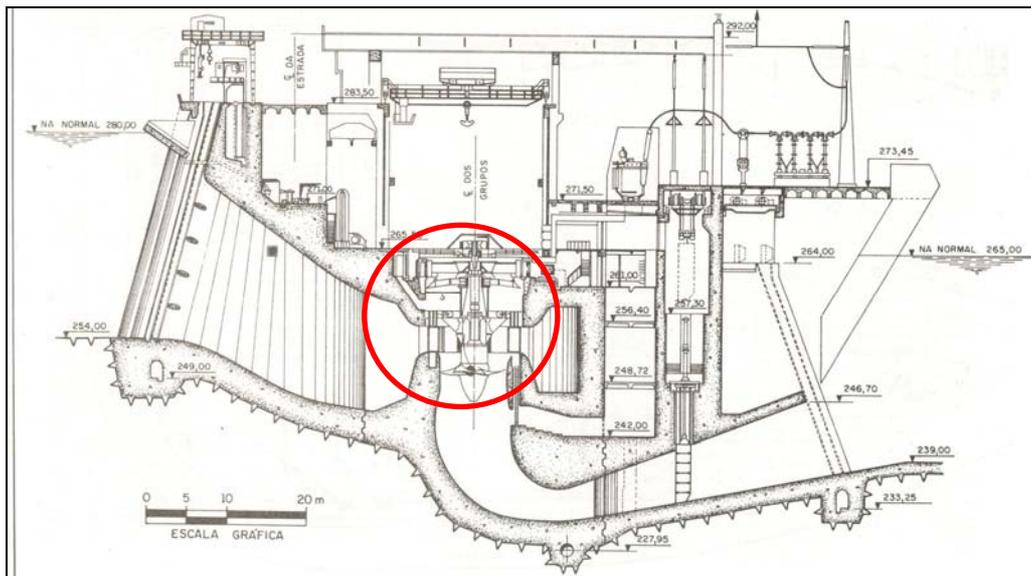


Figura 7.1- Casa de força da UHE de Jupia [81].

A geometria escolhida para o anel é representativa do seu comportamento quando submetido à reação expansiva e à introdução da junta. Esta geometria, assim como as condições de contorno, são apresentadas na Figura 7.2, sendo que na Figura 7.2a têm-se as condições iniciais do problema e na Figura 7.2b as condições após a abertura da junta de dilatação. Na Figura 7.2 todas as medidas estão em metros. A partir da geometria escolhida utilizou-se a malha apresentada na Figura 7.3, com 6301 nós e 27350 elementos tetraédricos.

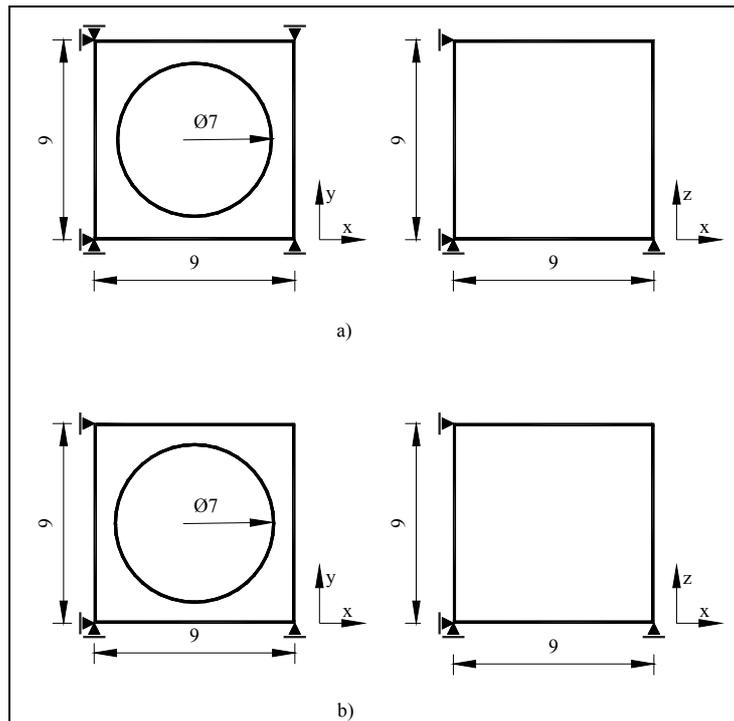


Figura 7.2 - Geometria e condições de contorno: a) iniciais; b) após a abertura da junta.

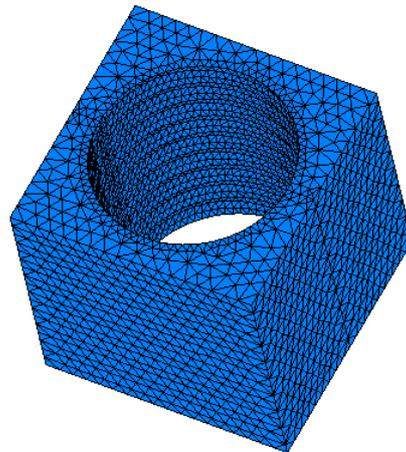


Figura 7.3- Malha com 27350 elementos.

7.1.1 Simulação numérica

Para a análise numérica utilizou-se valores usuais para as propriedades mecânicas, assim como, estipulou-se uma lei de evolução para a RAA. Realizou-se a análise numérica da expansão RAA ao longo de 50 anos, tendo-se adotado um passo de tempo $\Delta t = 1$ ano. As propriedades mecânicas utilizadas foram:

- Módulo de elasticidade = 18.20 GPa
- Coeficiente de Poisson = 0.23
- Resistência à tração = 3.50 MPa
- Módulo de elasticidade do gel = 18.20 GPa.

Para os parâmetros referentes à reação álcali-agregado arbitrou-se a lei de evolução da expansão representada na Figura 7.4 que é determinada pelas seguintes propriedades:

- $\tau_c = 3.34$ anos, $\tau_L = 8.29$ anos e $k = 0.196$ %.

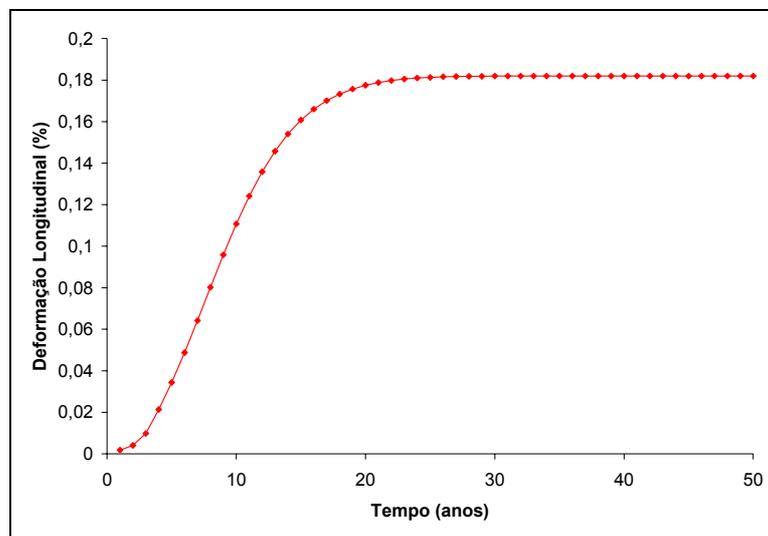


Figura 7.4- Evolução da Expansão.

7.1.2 Resultados

Em uma primeira simulação, submeteu-se o anel de descarga sem a introdução de junta de dilatação (Figura 7.2a) à expansão por RAA. Com isso obteve-se o padrão de deformação caso a estrutura não sofresse nenhuma intervenção. Nas Figuras 7.5 a 7.7 tem-se os resultados encontrados para os deslocamentos nas três direções. Todos os resultados são referentes ao tempo $t = 20$ anos.

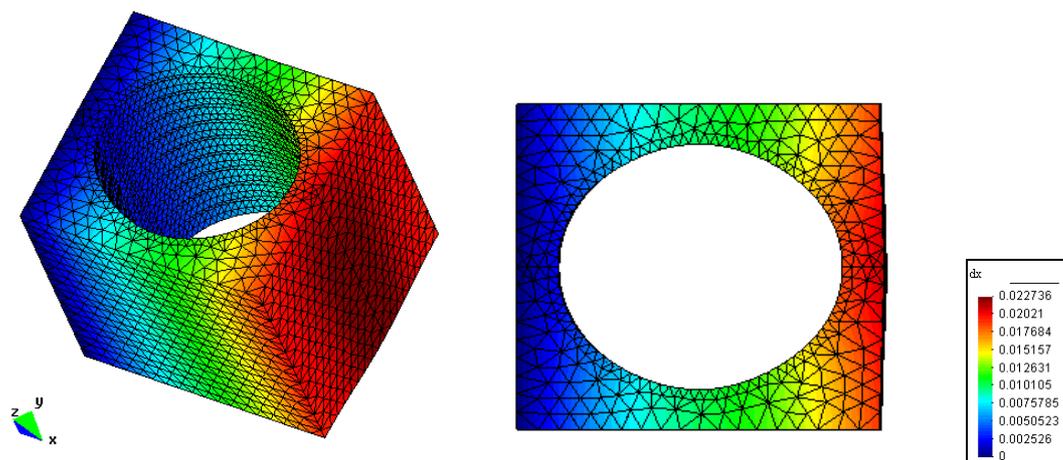


Figura 7.5- Deslocamentos na direção x .

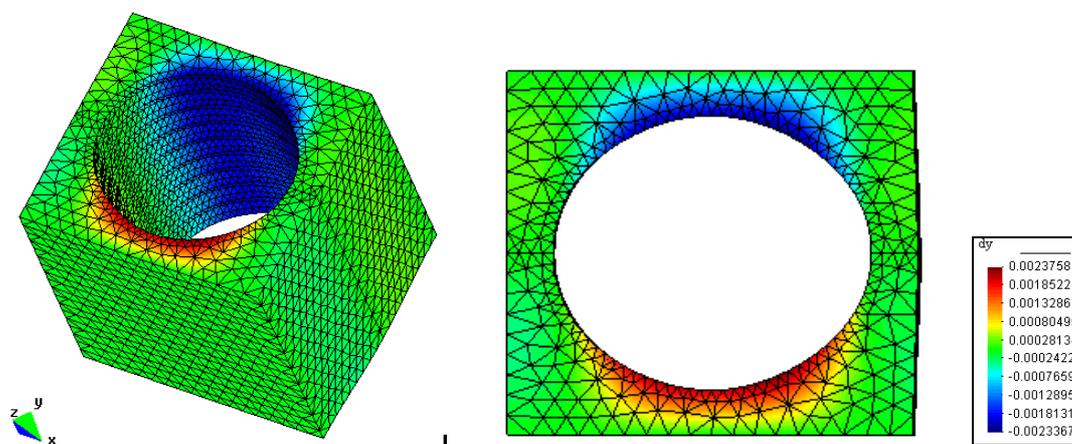


Figura 7.6- Deslocamentos na direção y .

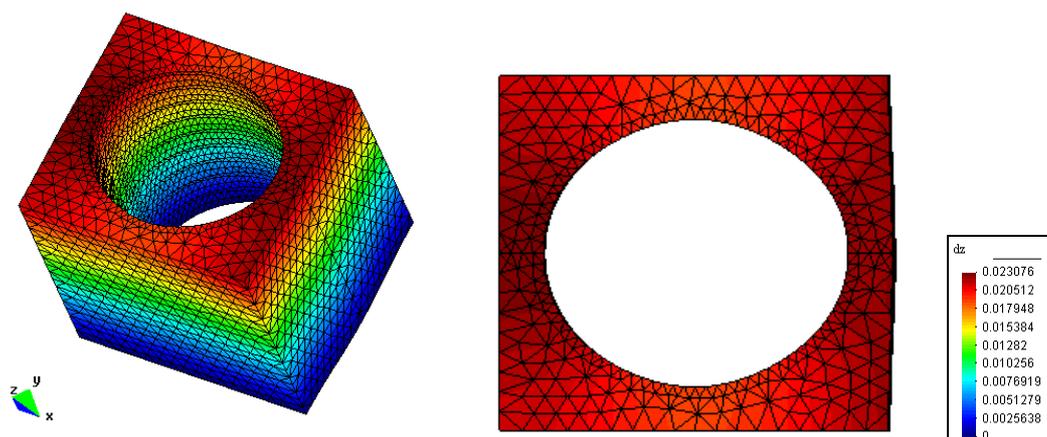


Figura 7.7- Deslocamentos na direção z .

Percebe-se que a expansão gerada pela RAA causa a ovalação do anel, o que ratifica a necessidade de uma intervenção na estrutura. Após essa primeira análise simulou-se a abertura da junta aos 4 anos. Dessa forma, a estrutura é avaliada até o passo de tempo

correspondente a 3 anos com as condições de contorno iniciais e, a partir de então, com as condições de contorno finais (Figura 7.2b).

Nas Figuras 7.8 a 7.10 tem-se os resultados encontrados para os deslocamentos nas três direções, onde observa-se que a expansão continua a se desenvolver, entretanto ela ocorre de maneira mais uniforme e com uma amplitude menor no que diz respeito ao deslocamento diametral.

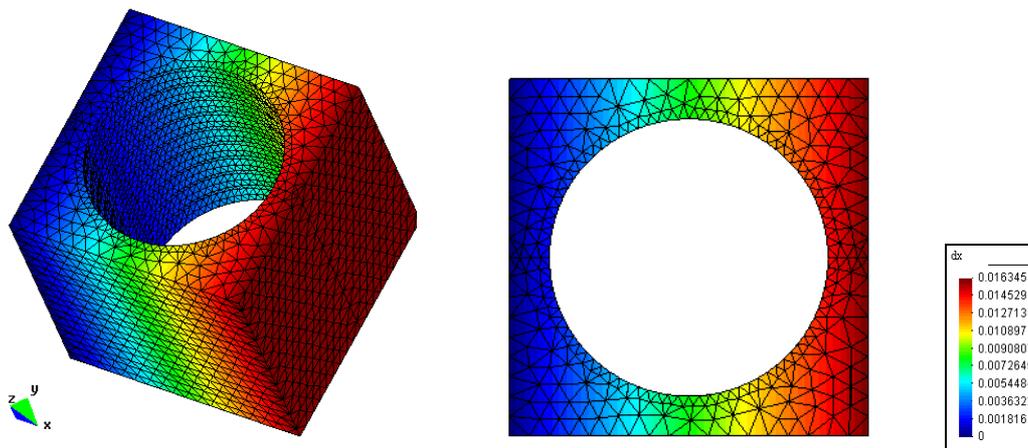


Figura 7.8- Deslocamentos na direção x (abertura aos 4 anos).

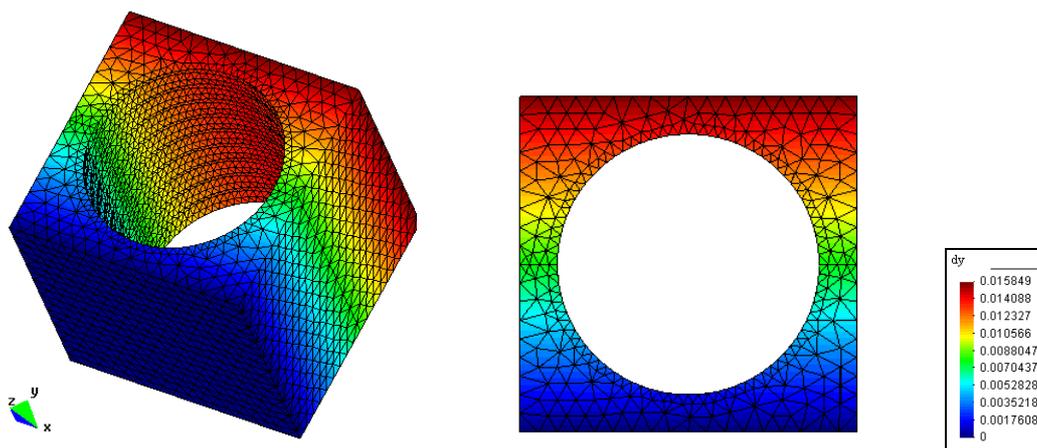


Figura 7.9- Deslocamentos na direção y (abertura aos 4 anos).

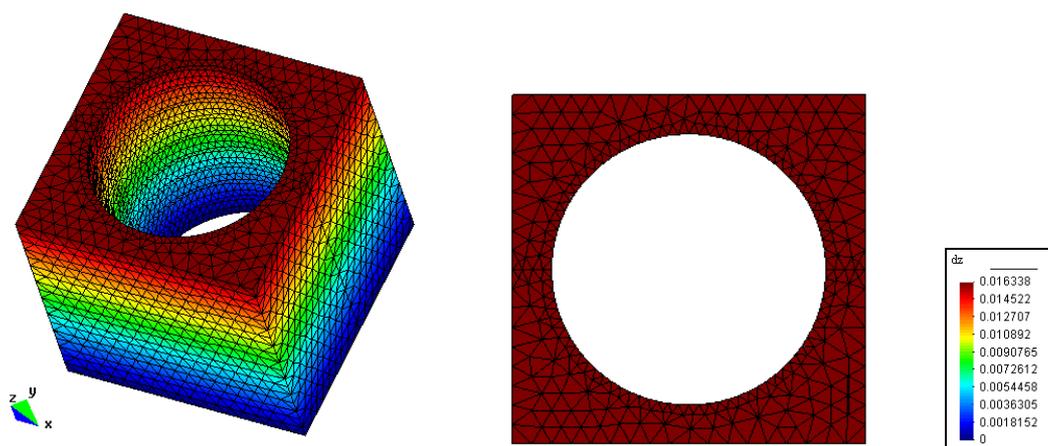


Figura 7.10- Deslocamentos na direção z (abertura aos 4 anos).

Em seguida, foi simulada a abertura da junta de dilatação aos 10 anos, para avaliar se seria vantajosa a intervenção em uma estrutura com um estado avançado de desenvolvimento da reação. De maneira semelhante à simulação anterior, a análise se inicia com as condições da Figura 7.2a e após 10 anos estas condições de contorno são trocadas pelas da Figura 7.2b. Nas Figuras 7.11 a 7.13 tem-se os resultados encontrados para os deslocamentos nas três direções.

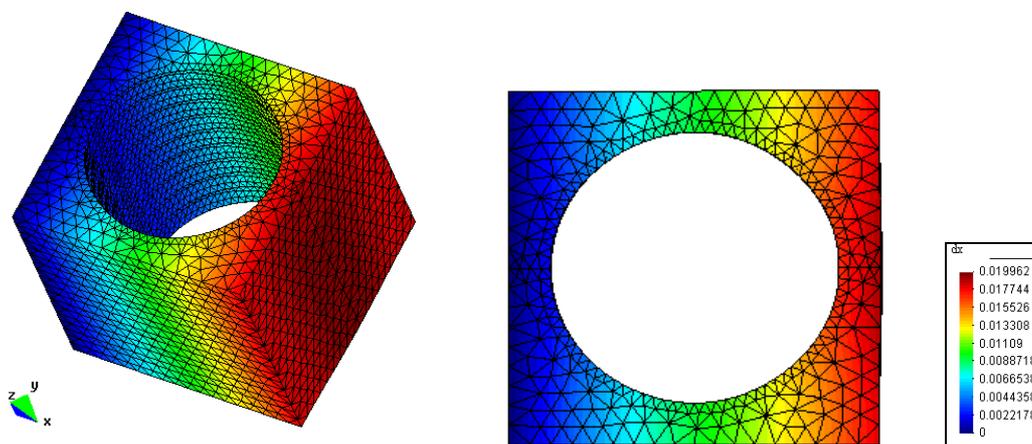


Figura 7.11- Deslocamentos na direção x (abertura aos 10 anos).

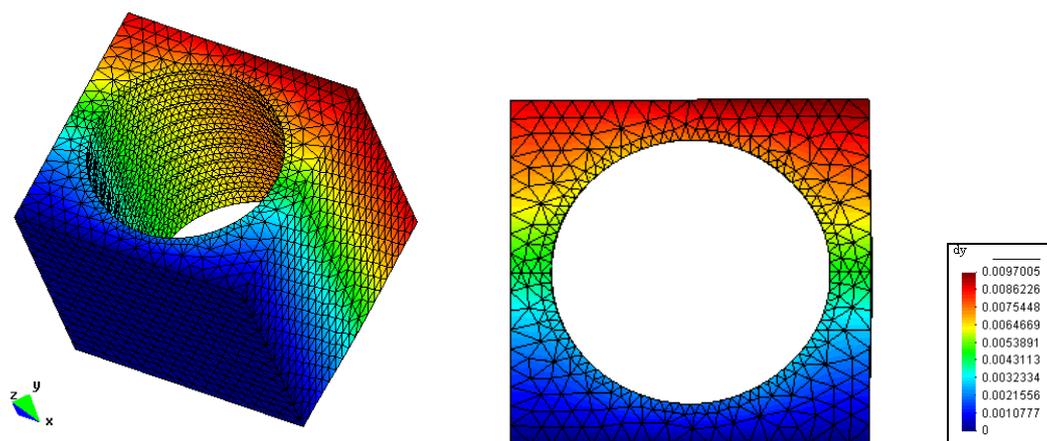


Figura 7.12- Deslocamentos na direção y (abertura aos 10 anos).

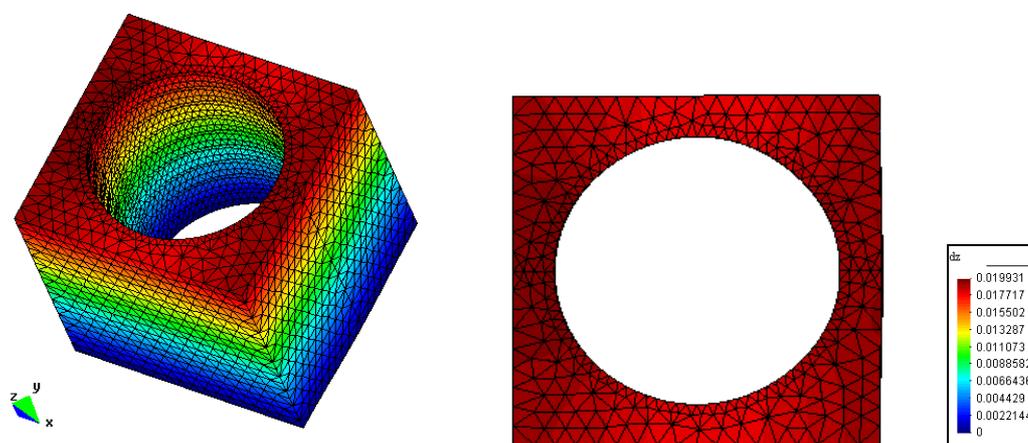


Figura 7.13- Deslocamentos na direção z (abertura aos 10 anos).

Nessa análise observa-se que a expansão anterior à abertura da junta de dilatação causou ovalação irreversível à geometria circular inicial do anel. Entretanto, o deslocamento diametral possui amplitude inferior se comparado ao caso onde não há intervenção, conforme pode ser observado no gráfico da Figura 7.14.

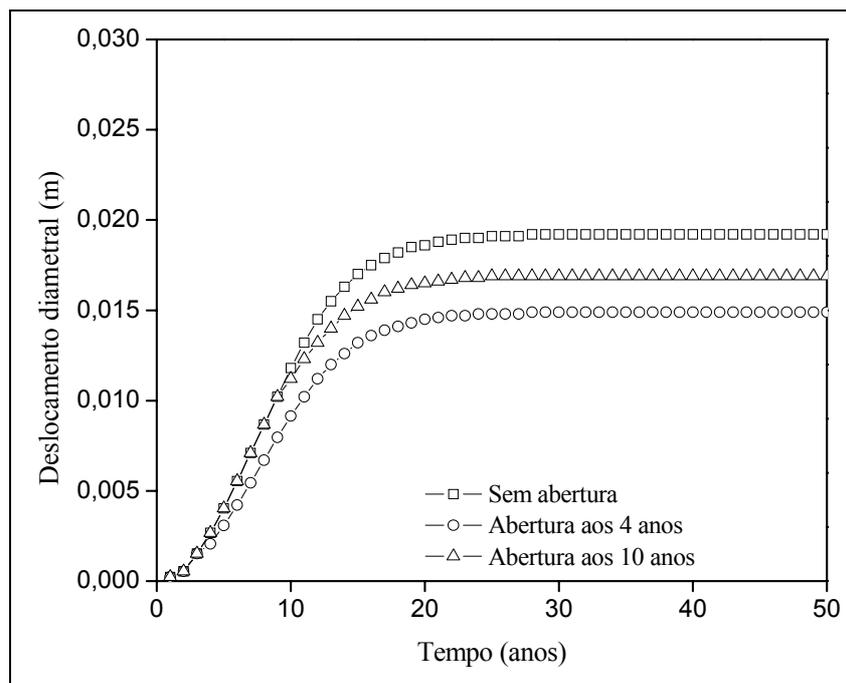


Figura 7.14– Deslocamento diametral do anel.

Em vista dos resultados correspondentes às diversas simulações realizadas, percebe-se que é possível avaliar a pertinência das intervenções para minimizar as conseqüências da reação álcali-agregado em uma estrutura atingida por este fenômeno. Observa-se que os efeitos da ovalação podem ser minimizados com a abertura da junta na idade de 4 anos. Na Figura 7.15 tem-se a configuração deformada das três situações no plano xy , que é o plano das hélices das turbinas geradoras. Na Figura 7.16 tem-se a distribuição da pressão exercida pelo gel na estrutura. Pode-se observar que na análise com a abertura da junta de dilatação aos 4 anos a distribuição da pressão do gel é mais uniforme.

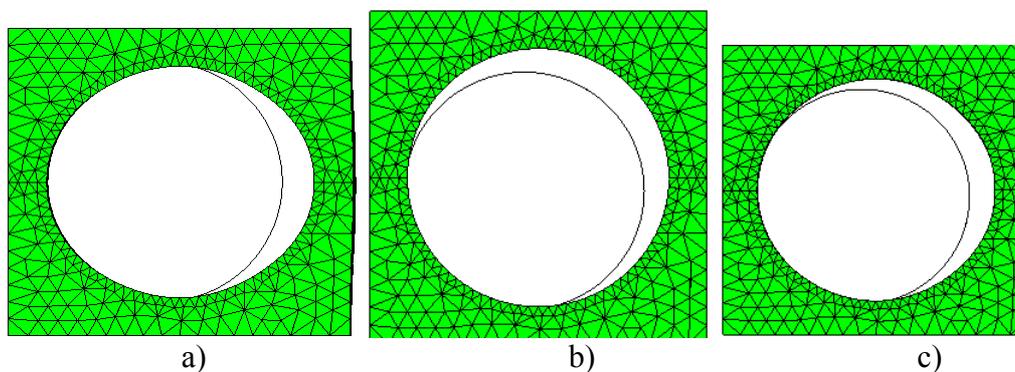


Figura 7.15– Configuração deformada: a) Sem junta de dilatação; b) Abertura da junta de dilatação aos 4 anos; c) Abertura da junta aos 10 anos.

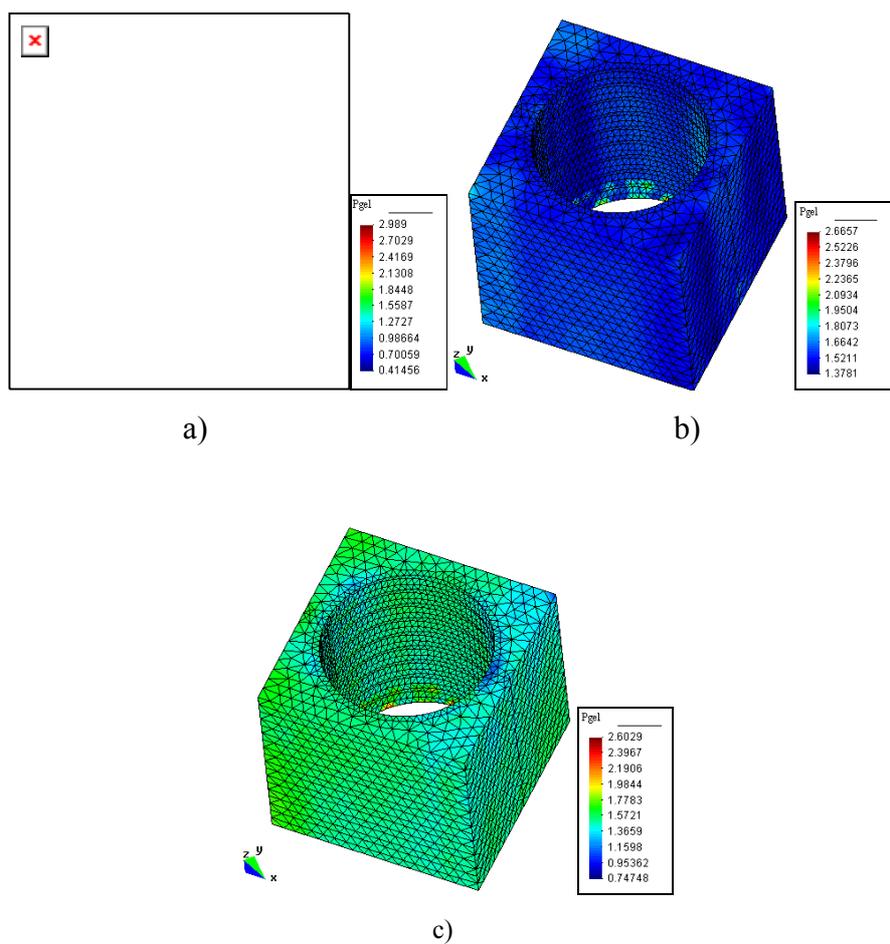


Figura 7.16– Pressão do gel: a) Sem junta de dilatação; b) Abertura da junta de dilatação aos 4 anos; c) Abertura da junta aos 10 anos.

7.2 Muro da barragem da Usina Hidrelétrica de Furnas

O muro analisado pertence à barragem da Usina Hidrelétrica de Furnas (Figura 7.17). Esta usina foi implantada no rio Grande, estado de Minas Gerais. Sua construção se iniciou em 1958 e ela entrou em operação no ano de 1963. Em 1976 a barragem começou a apresentar sinais de reação álcali-agregado, tais como: fissuração nos topos dos pilares do vertedouro, nos blocos de ancoragem dos condutos forçados, na superfície do salto esqui, na casa de força, além do desnivelamento do coroamento entre o muro central e os blocos adjacentes [1].

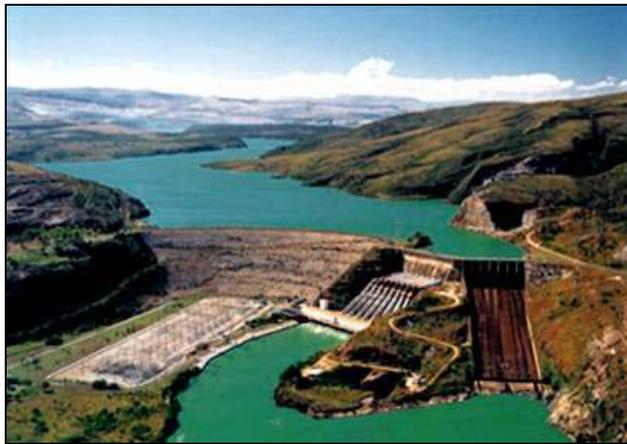


Figura 7.17- Usina Hidrelétrica de Furnas.

O muro analisado é o muro central esquerdo (destaque na Figura 7.18), que é um bloco de concreto massa, localizado entre a tomada d' água e o vertedouro, com 35 m de altura e largura variando entre 5.80 m a montante e 12.00 m a jusante. No interior do bloco, ao longo do eixo longitudinal da barragem e cerca de 3 m acima do contato concreto-rocha, estende-se uma galeria de drenagem com dois drenos de alívio de subpressão interligados a um túnel na rocha de fundação.

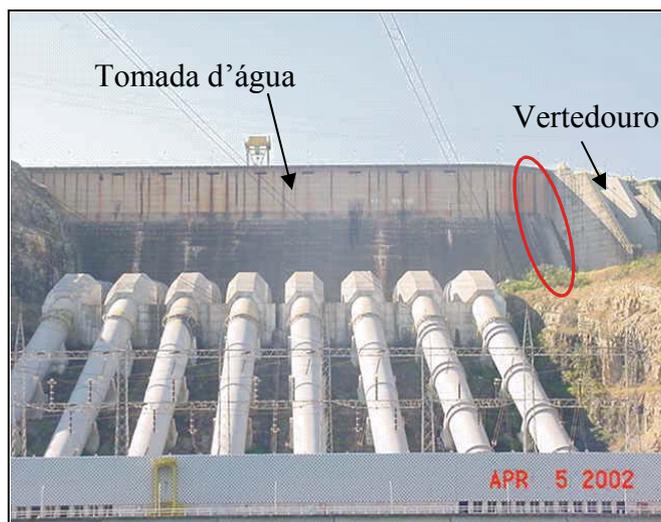


Figura 7.18- Detalhe do muro analisado (barragem de Furnas).

A geometria detalhada do bloco, definindo camadas de concretagem e respectivas classes de concreto adotadas, é apresentada na Figura 7.19. Nesta análise, por simplificação, foi considerada uma única classe de concreto ao longo de toda a barragem.

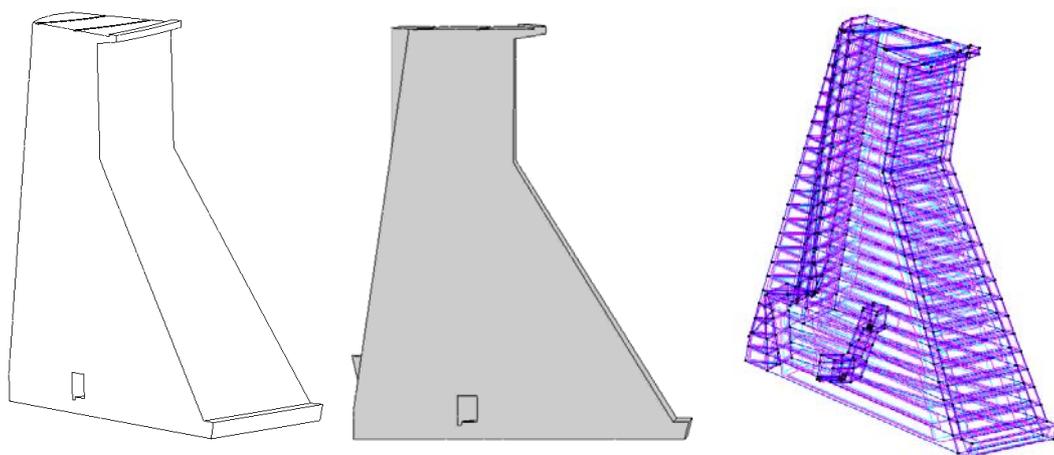


Figura 7.19- Geometria do bloco da barragem de Furnas.

Procurou-se realizar uma análise numérica que fosse a mais abrangente possível. Esta barragem é monitorada desde os primeiros sintomas de RAA, possuindo dessa forma um extenso banco de dados com informações que permitiram mapear campos de temperatura e umidade, além de calibrar os resultados numéricos com os deslocamentos medidos no local. A partir dos dados fornecidos de temperatura ambiente e temperatura na galeria, realizou-se uma análise térmica com o objetivo de mapear os campos de temperatura ao longo de toda a malha de elementos finitos utilizada. Com esta mesma

malha realizou-se também uma análise de percolação da água no bloco da barragem, em regime permanente, com o objetivo de realizar a análise por RAA com a consideração de elementos secos (sem RAA) e molhados (com RAA). Para esta análise utilizou-se a altura média da coluna d'água (fornecida por Furnas) e uma estimativa de altura de coluna d'água a jusante.

Além das análises de temperatura e umidade, com o objetivo de incorporar aos deslocamentos medidos no local aqueles provenientes da fluência do concreto ao longo do tempo, calculou-se também a deformação lenta da barragem. Como considera-se a hipótese de desacoplamento entre deformações por fluência e deformações da expansão por álcali-agregado, conforme verificado por Larive [7], efetuou-se a análise da deformação lenta separadamente no programa DIANA [75]. Esse efeito foi estimado a partir de medições realizadas na barragem de Funil mapeadas para Furnas via relação entre módulos de elasticidade, já que não existem ensaios experimentais que permitam a determinação da função de fluência a longo prazo para Furnas. Foi utilizado como carregamento para a análise por deformação lenta o peso próprio da barragem, além da carga gerada pela pressão hidrostática da coluna d'água.

De posse dos resultados obtidos com essas análises preliminares, realizou-se a modelagem da expansão por RAA propriamente dita. Para essa análise considerou-se o mesmo carregamento da análise por deformação lenta. Como condições de contorno, considerou-se a barragem engastada na base (fundação de rocha) e livre nas demais direções.

A malha utilizada tem 10479 nós e 49513 elementos tetraédricos (Figura 7.20), totalizando 30528 equações. Esta malha foi gerada no pré-processador GID [74], a partir de um desenho em CAD cedido por Furnas.

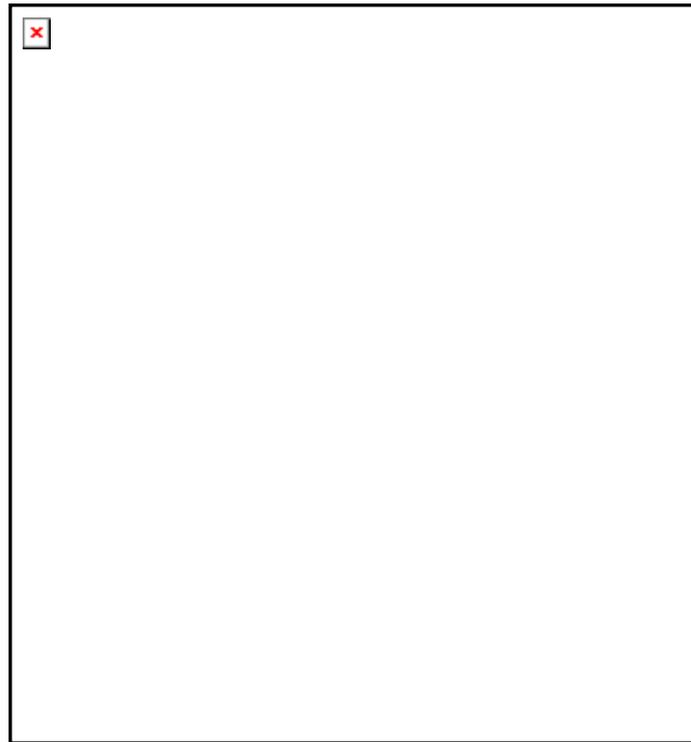


Figura 7.20- Malha de 10479 nós e 49513 elementos tetraédricos.

7.2.1 Determinação dos campos de temperatura e umidade

Para se obter o campo de temperatura necessário para análise da modelagem da expansão por RAA efetuou-se uma análise térmica em regime permanente utilizando-se o programa DIANA [75]. Como condições de contorno para essa análise, adotou-se uma temperatura externa constante e igual à média dos valores medidos em campo. Desse modo considerou-se a temperatura externa igual a 23 °C. As faces laterais da barragem foram consideradas adiabáticas, assim como a face inferior. Na face molhada, o nível d'água adotado, também a partir do valor médio histórico, foi de 28 metros a partir da base da barragem (Figura 7.21). A temperatura da água superficial foi considerada igual à temperatura ambiente e foi arbitrado um decréscimo de temperatura com a profundidade de 1 °C a cada 4 m. Dessa forma, considerou-se para a parte submersa da barragem o perfil de temperatura da Figura 7.22.

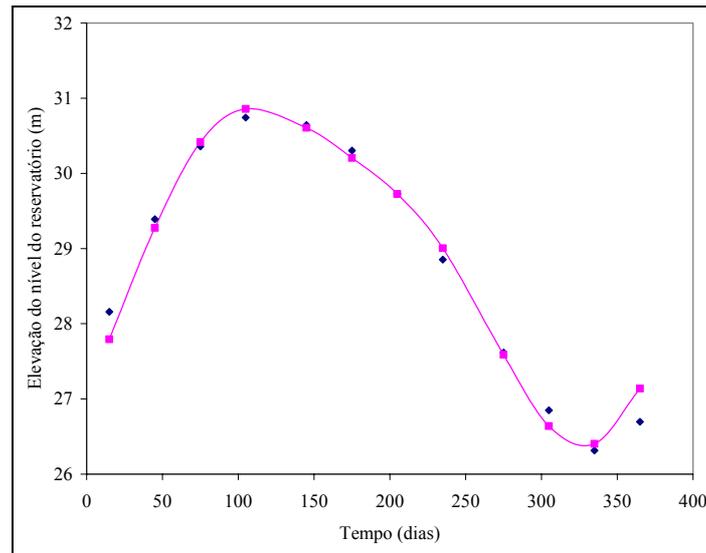


Figura 7.21 – Nível d'água medido.

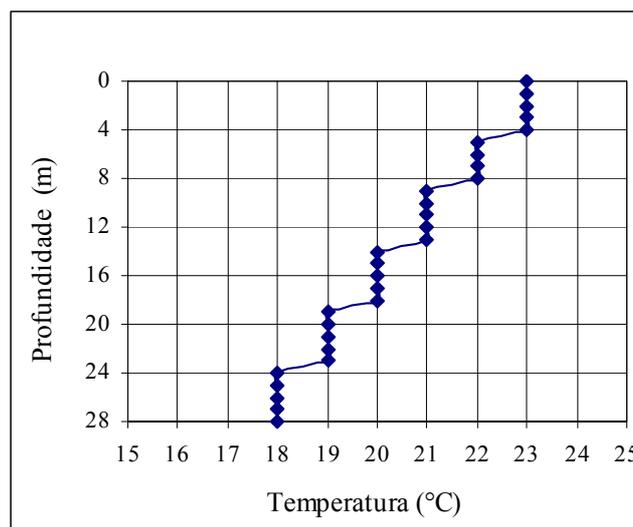


Figura 7.22 - Perfil de temperatura na face de fluxo.

A Figura 7.23 apresenta os resultados do campo de temperatura obtidos. Foram utilizados como dados de entrada os seguintes valores experimentais fornecidos por Furnas: difusividade térmica = $0.1610 \text{ m}^2/\text{dia}$, calor específico = 1.067 J/kg.K , massa específica = 2380 kg/m^3 , que é equivalente à condutividade adotada de 4.72 W/m.K .

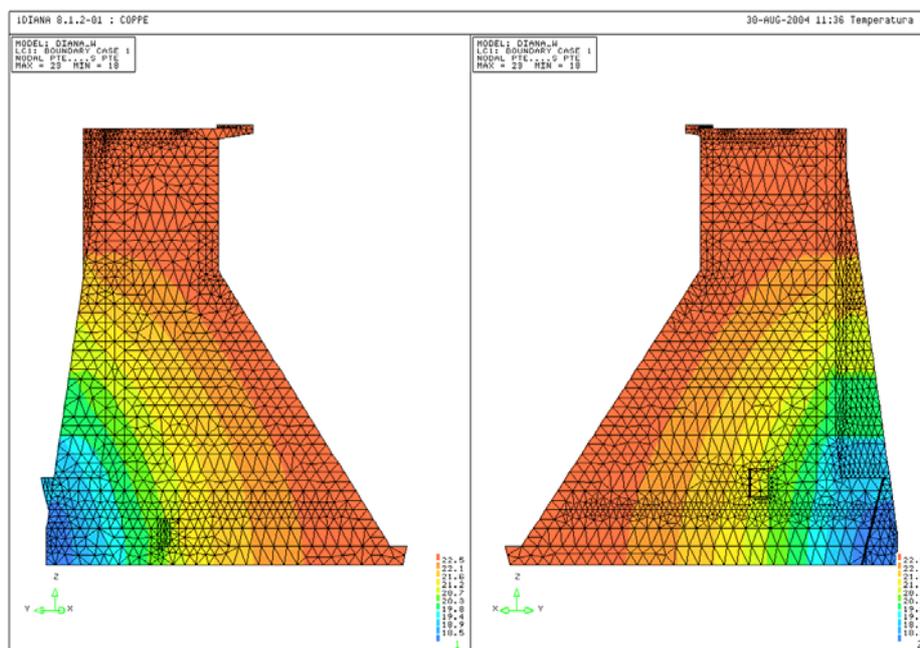


Figura 7.23 – Campo de temperatura em regime permanente.

Para a análise do campo de umidade, também necessário para a modelagem da expansão por RAA, efetuou-se novamente uma análise preliminar no programa DIANA. A análise da umidade foi realizada de maneira simplificada, considerando-se uma diferença de potencial entre as faces de montante e jusante. Na face de montante foi considerado o mesmo valor de coluna d'água utilizado na análise dos campos de temperatura: 28 m. Na face de jusante foi arbitrado o valor de 1 m. Dessa forma, a análise foi realizada em um regime permanente através de diferença de potencial. O concreto da barragem foi considerado um meio poroso com um coeficiente de permeabilidade de 4×10^{-13} m/s. A malha utilizada foi a mesma da análise térmica. Obteve-se assim o perfil de umidade da Figura 7.24.

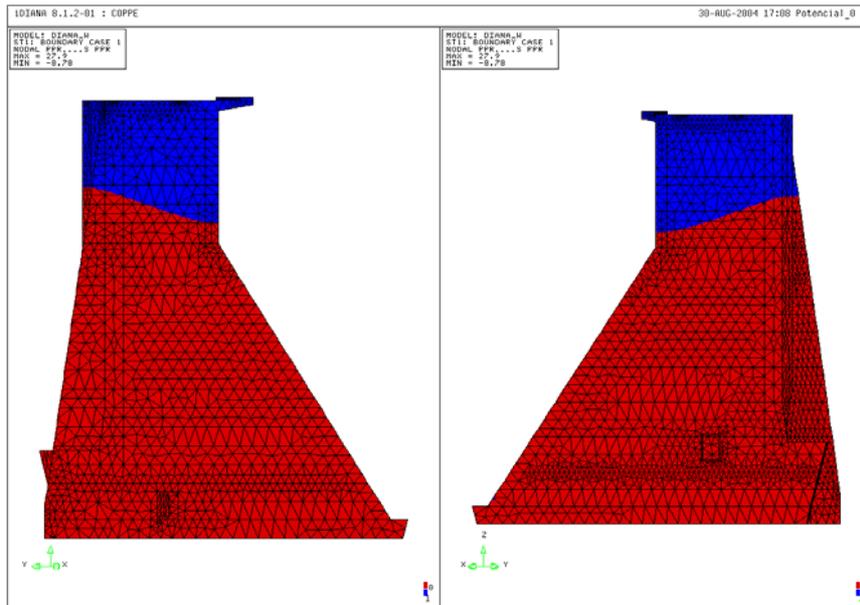


Figura 7.24 – Campo de umidade em regime permanente.

7.2.2 Análise de deformação lenta

O modelo utilizado para a deformação lenta é o modelo diferencial correspondente a uma cadeia de Maxwell, conforme indicado na Figura 7.25.

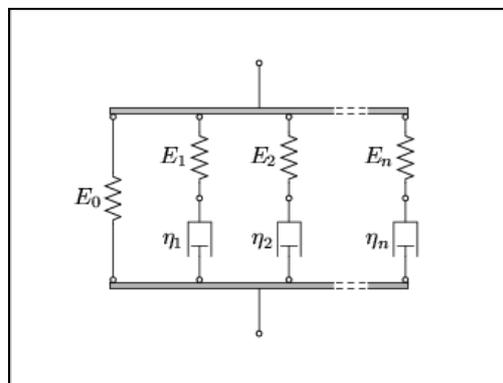


Figura 7.25 – Modelo da cadeia de Maxwell para deformação lenta do concreto.

No modelo de *Maxwell* a função de relaxação $R(t, \tau)$, onde τ é a idade de carregamento e t é o tempo, é expandida em uma série de *Dirichlet* truncada, o que resulta na seguinte série exponencial:

$$R(t, \tau) = \sum_{i=0}^n E_i(\tau) e^{-\frac{t-\tau}{\lambda_i}} \quad (7.1)$$

Como, para o problema aqui estudado não se consideram as variações do grau de hidratação do concreto jovem, já que a análise é realizada a partir do enchimento da barragem, considera-se que o módulo de elasticidade e as funções de relaxação são constantes para $\tau > \tau_0$, sendo τ_0 a idade do enchimento. Assim, pode-se reescrever (7.1) como:

$$R(t, t - \tau) = \sum_{i=0}^n E_i e^{-\frac{t-\tau}{\lambda_i}} \quad (7.2)$$

As rigidezes das molas E_i e as viscosidades dos amortecedores η_i determinam os tempos de relaxação λ_i de acordo com a equação (7.2). O primeiro termo da cadeia de Maxwell é freqüentemente representado por uma única mola, ou de modo equivalente por $\eta_i = \infty$.

$$\lambda_i = \frac{\eta_i}{E_i} \quad (7.3)$$

Note-se que para $t = \tau$, situação que corresponde a um carregamento instantâneo, a função de relaxação confunde-se com o módulo de elasticidade, conforme indicado pela equação (7.4) abaixo:

$$\lambda_i = \frac{\eta_i}{E_i} \quad (7.4)$$

De posse de uma função de relaxação (ou de fluência) experimental pode-se ajustar uma série de *Dirichlet* como aquela da equação (7.1). Para tal, arbitram-se, a partir da experiência do analista, valores para λ_i e para n . Utilizando algum método de ajuste, como por exemplo, o método dos mínimos quadrados, calculam-se os valores dos módulos E_i . Geralmente, para funções de relaxação do concreto se conseguem bons ajustes para valores de $n \leq 4$, sendo que valores típicos de $\lambda_i = \lambda_{i-1} \cdot 10^{1/q}$ (q número inteiro tomado geralmente como $1 \leq q \leq 5$), se situam entre 0,1 e 1000 dias (para

maiores detalhes sobre o modelo da cadeia de Maxwell generalizada ver, por exemplo, [76, 77, 78]).

Como não se dispõe de função de fluência para a barragem de Furnas, foi feita uma aproximação a partir de uma função de relaxação ajustada por cadeia de *Maxwell*, deduzida por análise inversa para a UHE de Funil [79]. Decidiu-se por esta aproximação porque são praticamente inexistentes na bibliografia dados sobre funções de fluência obtidas ao longo de 26 anos, correspondendo ao comportamento macroscópico de barragens tomadas como um todo.

Utilizou-se então, para a barragem de Furnas, uma série de *Dirichlet* com o mesmo número de termos ($n + 1 = 3$) e os mesmos tempos de relaxação usados para Funil ($\lambda_0 = \infty$, $\lambda_1 = 100$ dias, $\lambda_2 = 1000$ dias). Os módulos E_i obtidos para Funil foram então mapeados pela razão entre os módulos de elasticidade dos concretos das duas barragens, levando em conta que a soma dos módulos individuais da cadeia de *Maxwell* deve equivaler ao módulo de elasticidade do concreto conforme pode ser visto na equação (7.4). A aproximação usada corresponde então à equação abaixo:

$$E^{Funil} = \sum_{i=0}^n E_i^{Funil} ; E^{Furnas} = \sum_{i=0}^n E_i^{Furnas} ; E^{Furnas} = \alpha E^{Funil} = \sum_{i=0}^n \alpha E_i^{Funil} \quad (7.5)$$

Assim sendo, sabendo-se que a série que define a função de relaxação de Funil é dada por [79]:

$$R^{Funil}(t, t - \tau) = 6,2 + 3,5 \cdot e^{-\frac{t-\tau}{100}} + 19,8 \cdot e^{-\frac{t-\tau}{1000}}, R \text{ em GPa, } t \text{ e } \tau \text{ em dias.} \quad (7.6)$$

Conhecendo-se os módulos de elasticidade $E^{Furnas} = 14,79$ GPa e $E^{Funil} = 29,45$ GPa, determina-se o valor de $\alpha = 0,502$, e assim podem ser correlacionados os módulos de Maxwell do concreto de Furnas e aqueles de Funil obtendo-se a função de relaxação para Furnas:

$$R^{Furnas}(t, t - \tau) = 3,1 + 1,75 \cdot e^{-\frac{t-\tau}{100}} + 9,94 \cdot e^{-\frac{t-\tau}{1000}}, R \text{ em GPa, } t \text{ e } \tau \text{ em dias.} \quad (7.7)$$

Desta forma, com os parâmetros acima descritos e ainda com o coeficiente de Poisson $\nu = 0,23$ foi realizada a análise do comportamento viscoelástico do muro central da barragem de Furnas. O carregamento considerado foi:

- Peso próprio, para material com densidade $\rho = 2380 \text{ Kg/m}^3$ e $g = 9,8 \text{ m/s}^2$;
- Carga provocada pela pressão da água, conforme item 7.2.1
- Os carregamentos foram aplicados na idade do enchimento da barragem e considerados como constantes a partir de então e ao longo do tempo.

A Figura 7.26 apresenta a configuração deformada após deformação instantânea.

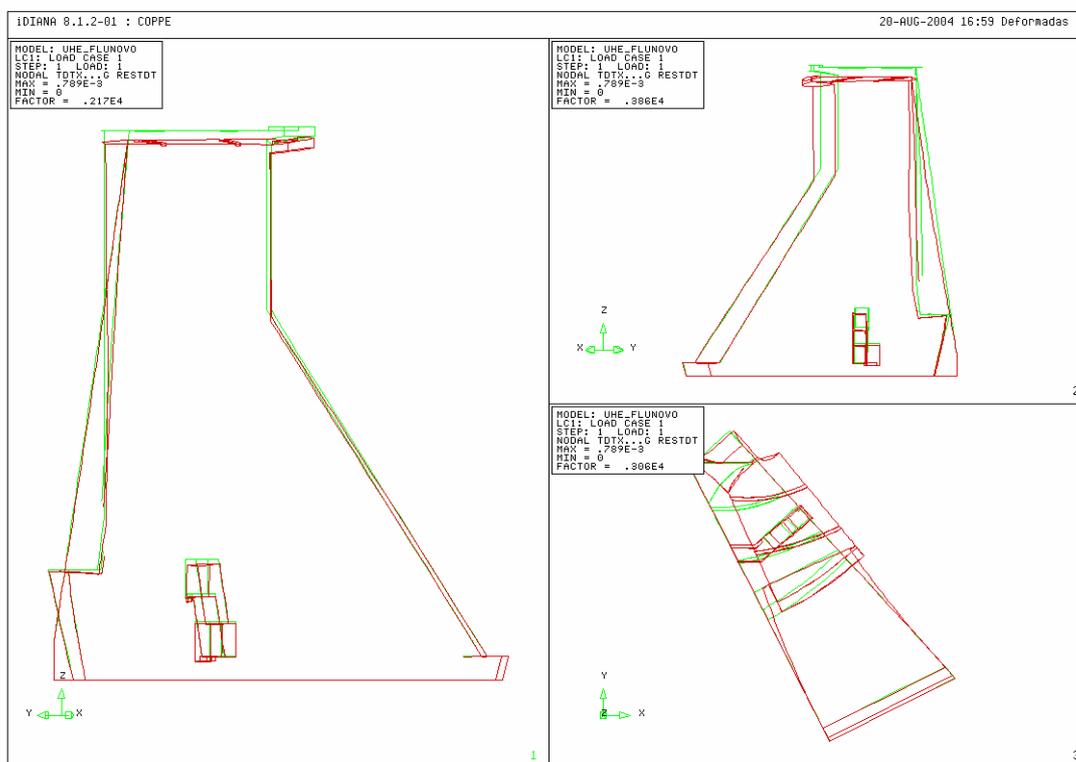


Figura 7.26 – Deformada para deformação instantânea.

A Figura 7.27 apresenta a evolução com o tempo do deslocamento de um nó na crista da barragem na direção vertical (eixo z). Este seria então o deslocamento vertical que existiria se não houvesse reação expansiva álcali-agregado. Como considera-se a hipótese de desacoplamento entre fluência e RAA, estes valores corrigirão as medições realizadas para que se obtenha um valor mais próximo dos deslocamentos verticais função apenas da reação álcali-agregado.

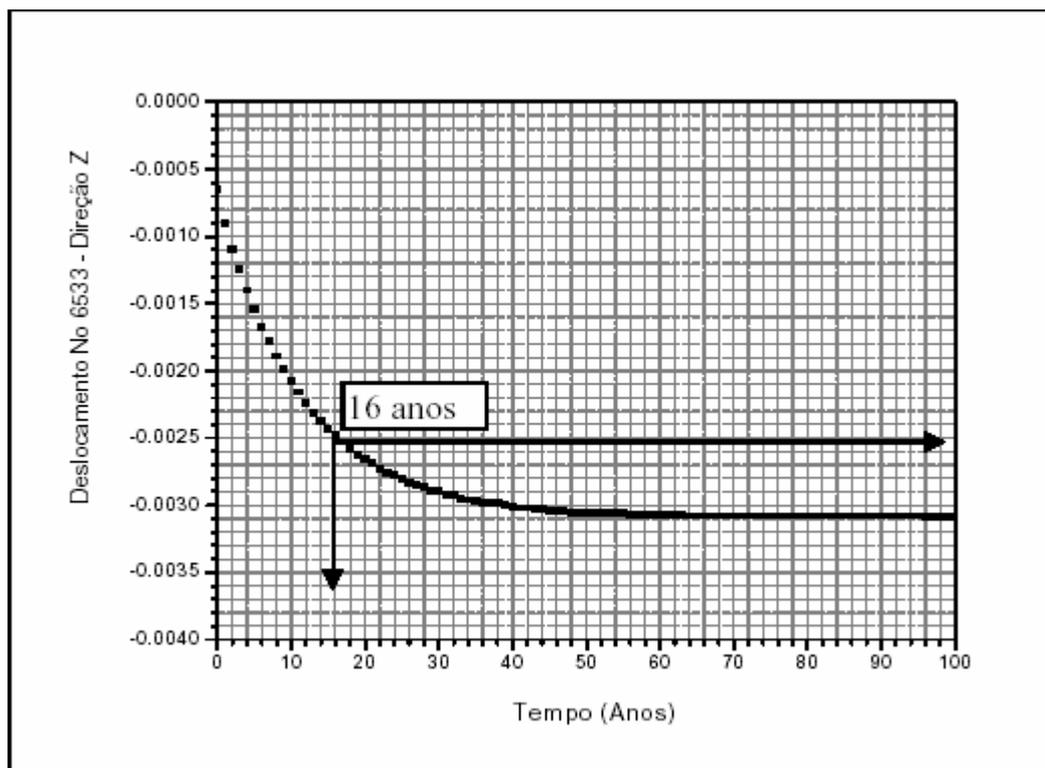


Figura 7.27 – Deslocamento do nó 10479 na direção z - escala logarítmica.

7.2.3 Modelagem da expansão por RAA

Após as análises descritas acima, realizou-se a modelagem da expansão por RAA. As propriedades mecânicas utilizadas na análise foram:

- Módulo de elasticidade = 14.79 GPa
- Coeficiente de Poisson = 0.23
- Resistência à tração = 2.35 MPa
- Módulo de elasticidade do gel = 14.79 GPa.
- Porosidade do concreto = 10 %
- Parâmetro de retenção ao cisalhamento = 0.5

Como os parâmetros referentes à RAA são desconhecidos para a barragem, realizou-se uma retroanálise a partir dos dados representativos da expansão disponíveis, ou seja, a curva de deslocamentos medidos. Dessa forma os resultados numéricos obtidos foram ajustados para corresponder à curva de elevação da crista barragem (corrigida pela

deformação lenta – ver item 7.2.2). É importante ressaltar que a reatividade³ da barragem de Furnas, da ordem de 12 μ S ao ano [80], é considerada baixa quando comparada à reatividade de outras barragens monitoradas, como Moxotó, onde a taxa de evolução é de 90 μ S ao ano. De maneira semelhante ao efetuado para os ensaios de Larive [7], realizou-se uma variação entre os parâmetros τ_c , τ_L e k . O problema apresenta sensibilidade ao parâmetro de retenção ao cisalhamento (equação (5.17), inicialmente foi utilizada a retenção total ($\beta = 0$), entretanto devido a problemas de convergência optou-se pela retenção parcial utilizando-se $\beta = 0.5$. Na Figura 7.29 estão representadas algumas fases da calibração destes parâmetros, onde o deslocamento refere-se ao do ponto A na direção z . Este ponto está localizado no topo da barragem, como ilustra a Figura 7.28, e sua escolha foi determinada pela localização da instrumentação na barragem real.

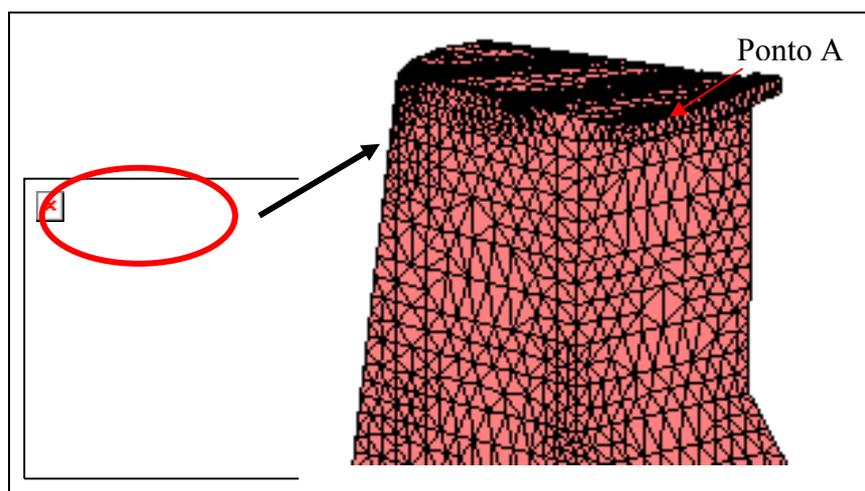


Figura 7.28- Indicação do ponto A analisado.

³ reatividade refere-se à capacidade da reação se processar

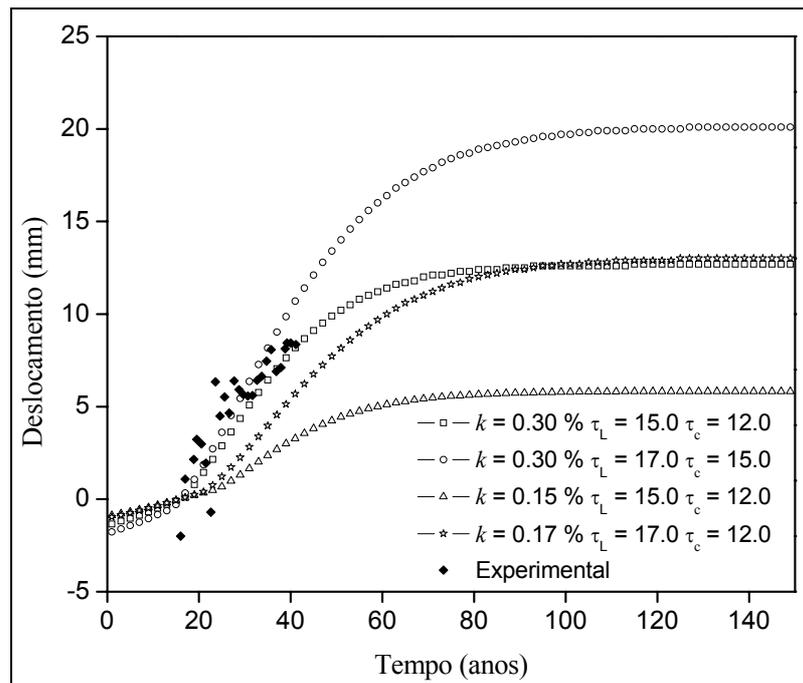


Figura 7.29- Etapas da calibração de parâmetros.

Optou-se então por uma combinação de parâmetros que fosse representativa da evolução da RAA na barragem. Assim, os parâmetros de RAA que definem as curvas de evolução da reação são:

- $\tau_c = 12.0$ anos, $\tau_L = 15.0$ anos e $k = 0.30$ %.

Simulou-se numericamente a expansão RAA ao longo de 250 anos, tendo-se adotado um passo de tempo $\Delta t = 1$ ano. A Figura 7.30 mostra a pressão exercida pelo gel na barragem no tempo $t = 50$ anos, que é o tempo para o qual a estabilização da expansão se inicia. A pressão na parte superior é nula, pois esta é a região seca da barragem, sendo a base da barragem a região que se encontra com maiores pressões. Os elementos fissurados estão representados na Figura 7.31, onde as cores vermelha, verde e azul representam os elementos com três, duas e uma fissura. Ao final da análise ($t = 50$ anos), todos os elementos da barragem possuem pelo menos uma fissura. As tensões na barragem nas direções x , y e z estão representadas na Figura 7.32, para $t = 50$ anos. O gráfico da Figura 7.33 mostra o deslocamento obtido numericamente e o deslocamento real monitorado do ponto A (Figura 7.28). Observa-se neste gráfico que houve uma boa correlação entre os valores medidos e calculados. Pode-se concluir que o modelo é

capaz de reproduzir o comportamento da barragem ao longo do tempo, sob a influência da RAA.

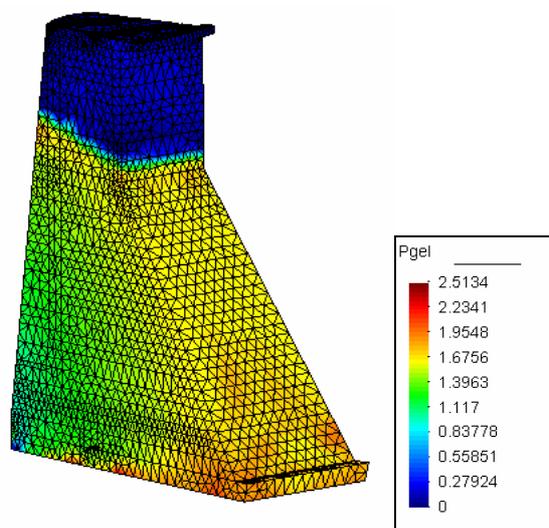


Figura 7.30- Pressão do gel (em MPa).

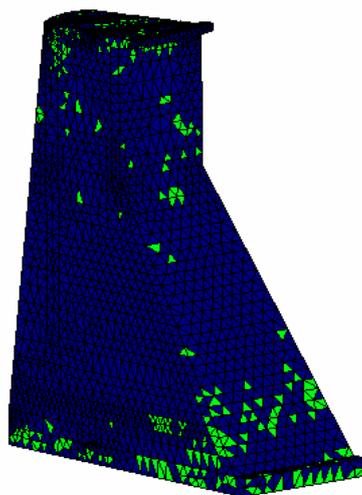


Figura 7.31- Elementos fissurados.

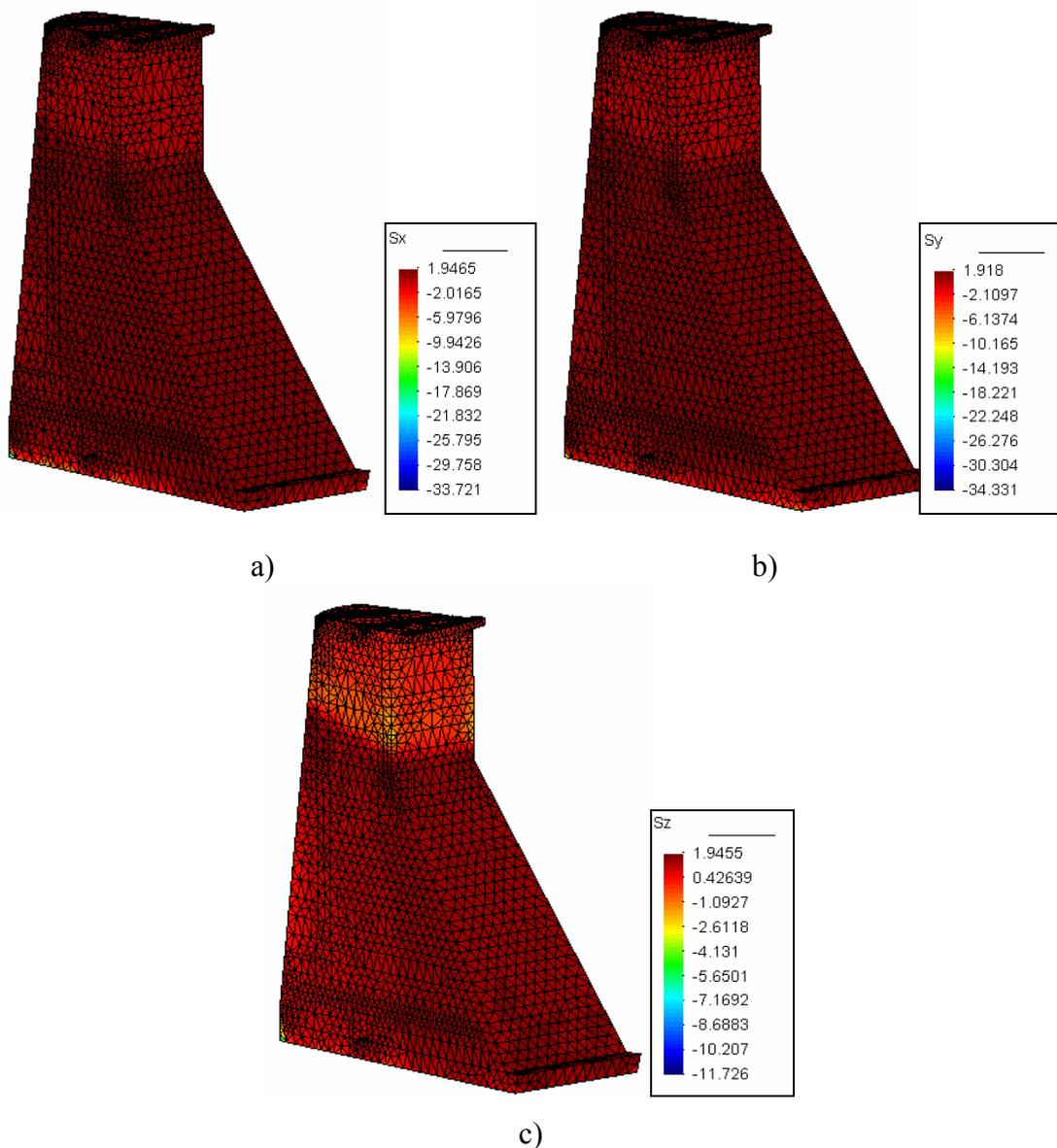


Figura 7.32- Tensões nas direções: a) x ; b) y ; c) z . Tempo = 50 anos.

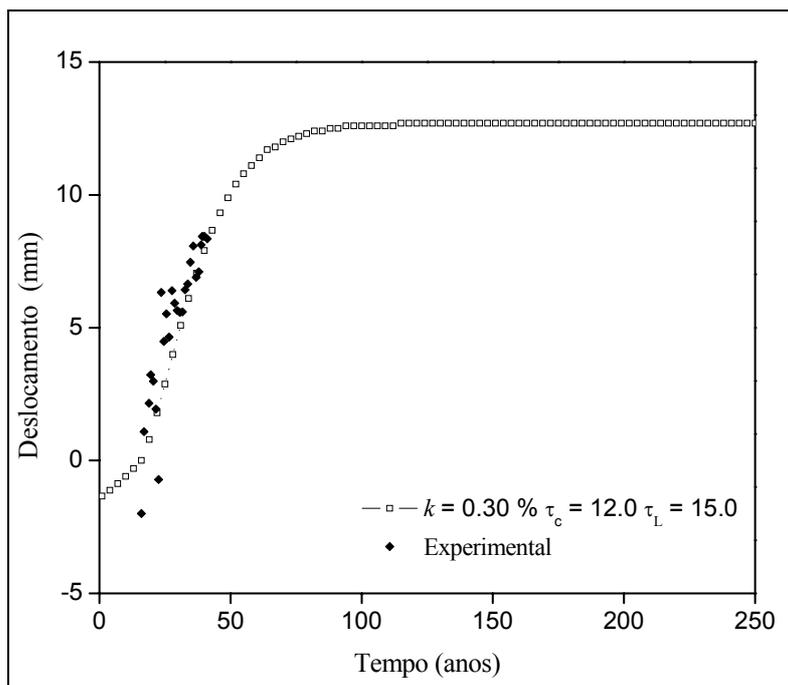


Figura 7.33- Deslocamento do ponto A na direção z.

8 Conclusões

Da revisão bibliográfica apresentada nesse trabalho, pode-se concluir que os autores são unânimes ao destacar a dependência da RAA em relação à umidade e à temperatura. Enquanto a temperatura influi na cinética, a umidade está relacionada a amplitude da expansão. Dessa forma, é imprescindível que os modelos numéricos incorporem, além dos módulos de cálculo mecânico de RAA, módulos para o cálculo da evolução dos campos de umidade e térmico na estrutura.

Há uma controvérsia na questão de a expansão ser ou não dependente do estado de tensões. Quanto a este ponto, é importante distinguir-se a influência da tensão nas deformações, microfissuração ou fissuração do esqueleto de concreto, da influência da tensão na evolução da reação química. Destaca-se que a evolução da reação química pode depender da pressão do gel, mas não (diretamente) da tensão. Mesmo se esta parcela for levada em conta, é difícil aceitar que uma tensão σ cuja ordem de grandeza situa-se entre 5 e 10 MPa possa ter alguma significado para alterar o andamento da reação, já que a pressão do gel tem a ordem de grandeza de 400 MPa. Conclui-se então que a influência da tensão se dá, principalmente, através de efeitos estruturais que podem alterar a evolução da expansão por RAA. Um exemplo seria a aplicação de uma tensão de compressão maior em módulo que a resistência à tração, em uma direção dada. Esta tensão age como uma protensão, impedindo a estrutura de fissurar nesta direção. A fissuração por RAA ocorre então nas direções ortogonais à direção pretendida, o que cria direções mais fáceis para que a expansão ocorra. Neste caso, a influência da tensão corresponderia a uma alteração do comportamento estrutural (protensão) e não químico da RAA.

As características principais do modelo termo-químico-mecânico apresentadas neste trabalho são sua capacidade para simular a anisotropia induzida pela tensão da expansão por RAA e levar em conta a termo-ativação e a dependência de umidade da reação. O modelo foi capaz de simular ensaios de laboratório em corpos de prova cilíndricos com temperatura, umidade e níveis de tensão controlados. Nos dois exemplos estudados o modelo apresentou resultados satisfatórios. No primeiro exemplo, referente à análise de um muro da barragem de Furnas, os resultados numéricos apresentaram uma boa correlação com as medições realizadas no local. No segundo exemplo, no qual analisou-se um componente típico de uma casa de forças - um anel de descarga. O modelo mostrou-se eficiente ao demonstrar que a irreversibilidade do fenômeno RAA está relacionada à extensão da reação química.

O modelo de expansão por álcali-agregado implementado neste trabalho mostrou-se capaz de prever o deslocamento, mesmo de estruturas robustas com um elevado número de graus de liberdade da ordem de 10^6 .

Vale ressaltar a extensa aplicabilidade do programa implementado, pois este constitui uma valiosa ferramenta na análise de estruturas sob a ação da RAA. Com ele pode-se prever o comportamento das estruturas e monitorá-las ao longo do tempo. Atualmente já encontra-se na literatura diversas técnicas construtivas para evitar que a reação se desencadeie, entretanto nem sempre essas técnicas são viáveis financeiramente. Dessa forma, o programa desenvolvido nessa tese permite que mesmo em situações inevitáveis de utilização de materiais que irão gerar a RAA possa haver uma garantia da amplitude que o fenômeno desenvolverá.

Sugestões para trabalhos futuros

Considerando que o fenômeno da RAA possui um alto grau de não-linearidade devido à expansão e também devido à fissuração do concreto, e tendo em vista também que as estruturas reais analisadas contém um grande número de elementos finitos, sugere-se o desenvolvimento de uma plataforma para execução do programa em arquitetura paralela para que possa ser utilizado um “cluster” de PC’s que permitirá a execução de exemplos reais com alto grau de complexidade.

A respeito do modelo implementado sugere-se a incorporação de um modelo de plasticidade para o comportamento do material à compressão, além da incorporação da fluência para o concreto tornando o modelo mais realista.

Para uma análise mais precisa da barragem real seria fundamental realizar ensaios em laboratório de RAA de amostras retiradas de várias regiões da barragem, o que permitiria uma avaliação mais precisa dos parâmetros que definem a evolução da RAA.

9 Referências

- 1 HASPARYK, N. P. (1999), "Investigação dos Mecanismos da Reação Álcali-Agregado – Efeito da Cinza de Casca de Arroz e da Sílica Ativa", *Dissertação de Mestrado*, Universidade Federal de Goiás, Escola de Engenharia Civil.
- 2 LEGER, P., TINAWI, R., MOUZER, N. (1995), “Numerical Simulation of Concrete Expansion in Concret Dams affected by Alkali-Aggregate Reaction: State-of-the-Art”, *Canadian Journal of Civil Engineering*, v. 22, pp. 692-713.
- 3 PETERSON, M. G., ULM, F-J, (2000), *Chemoplasticity of the Alkali-Silica Reaction in Concrete: Modeling of Stress-Induced Anisotropy*, Report, Department of Civil & Enviromental Engineering - School of Engineering, Massachsetts, EUA, June 2000.
- 4 DENT-GLASSER, L. S. , KATAOKA, N. (1981), “The Chemistry of Alkali-Aggregate Reaction”. *Cement and Concrete Research*, v. 11, pp. 1-9.
- 5 ULM, F.-J., COUSSY, O., KEFEI, L. et. al (2000) “Thermo-Chemo-Mechanics of ASR Expansion in Concrete Structures”, *Journal of Engineering Mechanics*, v. 126, nº 3, pp. 233-242, March.
- 6 CAPRA, B, SELIER, A.(2002), "Modelling Alkali-Aggregate Reaction: Orthotropic Behaviour and Numerical Simulations", *Concrete Science and Engineering*, RILEM, 4, 56-70.
- 7 LARIVE, C. (1997), *Apport Combinés de L'Alkali-Réaction et des ses Effets Mécaniques*, thèse de doctorat, École Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, France.
- 8 WIGUM, B. J., FRENCH, W. J., HOWARTH, R. J., HILLS, C., Accelerated tests for assessing the potential exhibited by concrete aggregates for alkali-aggregate reaction, *Cement and Concrete Composites*, 1997, 19 451-476.

-
- 9 MIN, D., YANG, T., SHIPING, Z., JIE, L., MINGSHU, T. (2004), Technical Visit, *12th Int. Conf. On Alkali-Aggregate Reaction (ICAAAR) in Concrete*, brochura anexa aos anais, Beijing, China.
- 10 MORANVILLE - REGOURD, M. (1997) “*Modelling of Expansion Induced by ASR – New Approaches*”, *Cement and Concrete Composites*, v. 19, pp. 415-425.
- 11 ADEGHE, L., HINDY, A., HO, M. S. (1995) “*R. H. Saunders G S Concrete Growth Mitigation Project - Instrumentation na Finite Element Analysis*”. In: *Proceedings of the Second International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in Hydroelectric Plants and Dams*, USCOLD, pp. 323-342, Chatanooga, Tennessee, EUA, Oct. 1995.
- 12 BAZANT, Z. P., ZI, G. and MEYER, C., Fracture mechanics of alkali silica reaction in concretes with waste glass particles of different sizes, *Journal of Engineering Mechanics*, 2000, 126 (3) 226-232.
- 13 BAZANT, Z. P., STEFFENS, A. (2000), “*Mathematical Model for Kinetics of Alkali-Silica Reaction in Concrete*”, *Cement and Concrete Research*, v. 30, pp. 419-428.
- 14 HUANG, M., PIETRUSCZAK, S. (1999), “*Modeling of Thermomechanical Effects of Alkali-Silica Reaction*”, *Journal of Engineering Mechanics*, pp. 476-485;
- 15 CAPRA, B., BOURNAZEL, J. P., BOURDAROT, E. (1995) “*Modeling of Alkali-Aggregate Reaction Effects in Concrete Dams*”. In: *Proceedings of the Second International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in Hydroelectric Plants and Dams*, USCOLD, pp. 441-455, Chatanooga, Tennessee, EUA, Oct. 1995.
- 16 COUSSY, O., ULM, F. J., “*Elements of Durability Mechanics of Concrete Structures*”, In : “*Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and Other Quasi-Brittle Materials*”, *Proceedings of the sixth international conference CONCREEP-6 – MIT Massachusetts, USA, 2001.*
- 17 LEMARCHAND, E., DORMIEUX, L., ULM, F.-J. (2002), "Elements of Micromechanics of ASR-Induced Swelling in Concrete Structures", *Concrete Science and Engineering*, RILEM, 4, 12-22.
- 18 DORMIEUX, L., LEMARCHAND, E., FAIRBAIRN, E.M.R. (2004), “*A New Micromechanical Model for Alkali-Silica Reaction*”, a ser submetido a ASCE Journal of Engineering Mechanics.

-
- 19 FARAGE, M.C.R., ALVES, J.L.D., FAIRBAIRN, E.M.R. (2004), “Macroscopic Model of Concrete to Alkali-Aggregate Reaction”, *Cement and Concrete Research*, v. 34, n° 3, pp 495-505.
- 20 COUSSY, O., (1995) *Mechanics of Porous Continua*. 1 ed. Chichester, John Wiley & Sons.
- 21 LOPES, L. E., FAIRBAIRN, E. M. R., RIBEIRO, F. L. B., TOLEDO FILHO, R. D., AGUAS, M. F. (2004), Simulação da expansão do concreto por reação álcaliagregado usando um novo modelo acoplado macroscópico, aceito para apresentação e publicação em XXV CILAMCE, novembro, Recife, Brasil.
- 22 FAIRBAIRN, E. M. R., RIBEIRO, F. L. B., TOLEDO FILHO, R. D., LOPES, L. E., AGUAS, M. F., GUEDES, Q. M. (2004), Smearred cracking fem simulation of alkali silica expansion using a new macroscopic coupled model, aceito para apresentação e publicação em *12th Int. Conf. On Alkali-Aggregate Reaction (ICAAR) in Concrete*, outubro 15-19, Beijing, China.
- 23 STANTON, T. E. (1940), “Expansion of Concrete Through Reaction between Cement and Aggregate”. *Proceedings of the American Society of Civil Engineers*, v. 66, pp. 1781-1811.
- 24 PACELLI DE ANDRADE, W. e Equipe do Laboratório de Concreto de FURNAS (1997), “*CONCRETOS massa, estrutural, projetado e compactado com rolo – Ensaio e Propriedades*”, 1 ed. São Paulo, PINI (1997).
- 25 KURTIS, K. E., COLLINS, C. L., MONTEIRO, P. J. M. (2002), “The Surface Chemistry of the Alkali-Silica Reaction: a Critical Evaluation and X-Ray Microscopy”, *Concret Science and Engineering*, v. 4, março 2002, pp 2-11;
- 26 HOBBS, D. W. (1988) “*Alkali-silica reaction in concrete*”. Thomas Telford Ltd., London.
- 27 DIAMOND, S., BARNEYBACK, R. G., STRUBLE, L. J. (1989). *Proceedings of the 5th ICAAR*, Cape Town, S252/22;
- 28 FARAGE, M. C. R. (2000), *Modelagem e implementação numérica da expansão por reação álcali-agregado do concreto*, tese de doutorado , Programa de Engenharia Civil da Coordenação dos Programas de Pós-Graduação de Engenharia da Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.
- 29 SELIER, A. BOURNAZEL, J. P., MÉBARKI, A., (1995) “*Une Modélisation de la Réaction Alcalis-Granulat Intégrant une Description des Phénomènes Aléatoires Locaux*”. *Materials and Structures*, v. 28, n° 181, pp. 373-383.

-
- 30 GRAVEL, C., BALLIVY, G., KHAYAT, K., QUIRION, M., LACHEMI, M. (2000), "Expansion of AAR Concrete under Triaxial Stresses: Simulation with Instrumented Concrete Block.". *Proceedings of the 11th International Conference of the Alkali-Aggregate Reaction in Concrete*, Québec, pp. 959-968.
- 31 DORMIEUX, L., LEMARCHAND, E., KONDO, D., FAIRBAIRN, E.M.R. (2004), "Elements of poro-micromechanics applied to concrete", *Materials and Structures / Matériaux et Constructions* - January-February, vol. 37, n° 265
- 32 FERRARIS, C.F. (1995) "Alkali-Silica Reaction and High Performance Concrete". Report NISTIR 5742. National Institute of Standards and Technology, Building and Fire Research Laboratory, Gaithersburg, Maryland.
- 33 GABORIAUD, F. (1999), *Etude du rôle de l'ion alcalin au cours de la gélification des solutions silico-alcalines déstabilisées par addition d'ions calcium*, thèse de doctorat, Université de Bourgogne, France.
- 34 DRON, R., BRIVOT, F. (1992), "Thermodynamic and Kinetic Approach to the Alkali-Silica Reaction. Part 1: Concepts". *Cement and Concrete Research*, v. 22, pp. 941-948.
- 35 DRON, R., BRIVOT, F. (1992), "Thermodynamic and Kinetic Approach to the Alkali-Silica Reaction. Part 2: Experiment". *Cement and Concrete Research*, v. 23, pp. 93-103.
- 36 DRON, R., BRIVOT, F. And CHAUSSADENT, T. (1997), "Mechanism of the Alkali-Silica Reaction". *Proceedings of the 10th International Congress on the Chemistry of Cement*, Gothenburg, Suécia.
- 37 DRON, R., BRIVOT, F. (1996), "Solid-Liquid Equilibrium in K-C-S-H/H₂O Systems.". *Proceedings of the 10th International Conference of the Alkali-Aggregate Reaction in Concrete*, Melbourne, pp. 927-939.
- 38 DENT-GLASSER, L. S. , KATAOKA, N. (1981), "A Reply to J. Bensted's Discussion of 'The Chemistry of Alkali-Aggregate Reaction'". *Cement and Concrete Research*, v. 11, pp. 809-810.
- 39 CHATTERJI, S. (1989), "Mechanisms of alkali-silica reaction and expansion", *Proceedings of the 8th International Conference of the Alkali-Aggregate Reaction in Concrete*, Kyoto, pp. 101-105.
- 40 WEST, G., SIBBICK, R. G. (1989), "A Mechanisms for Alkali-Silica Reaction in Concrete Roads.". *Proceedings of the 8th International Conference of the Alkali-Aggregate Reaction in Concrete*, Kyoto, pp. 95-100.

-
- 41 POWERS, T. C., STEINOUR, H. H. (1955), “An Interpretation of Some Published Researches on the Alkali-Aggregate Reaction: Part 1 – The Chemical Reactions and Mechanisms of Expansion”, *Journal of the American Concrete Institute Proc.*, 51, pp. 497-516.
- 42 POWERS, T. C., STEINOUR, H. H. (1955), “An Interpretation of Some Published Researches on the Alkali-Aggregate Reaction: Part 2 – A Hypothesis concerning Safe and Unsafe Reactions with Reactive Silica in Concrete”, *Journal of the American Concrete Institute Proc.*, 51, pp. 785-812.
- 43 DENT-GLASSER, L. S. (1979), “Osmotic Pressure and the Swelling of Gels”, *Cement and Concrete Research*, 9, pp. 512-517.
- 44 DIAMOND, S. (1997), *Alkali-Silica Reactions – Some Paradoxes*”, *Cement and Concrete Composites*, v. 19, pp. 391-401.
- 45 DIAMOND, S. (1989), “ASR – Another look at mechanism”, *Proceedings of the 8th Conference of the Alkali-Aggregate Reaction in Concrete*, Kyoto, pp. 83-94.
- 46 GRENOBLE, B. A., MEISENHEIMER, J. K., WAGNER, C. D., NEWELL, V. A., (1995) “*Finite Element Analysis of Three TVA Dams with Alkali-Aggregate Reaction*”. In: *Proceedings of the Second International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in Hydroelectric Plants and Dams*, USCOLD, pp. 67-82, Chattanooga, Tennessee, EUA, Oct.
- 47 LEMARCHAND, E., DORMIEUX, L., ULM, F.-J. (2001), “*A Micromechanical Approach to the Modeling of Swelling due to Alkali-Silica Reaction*”, In : “*Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and Other Quasi-Brittle Materials*”, *Proceedings of the sixth international conference CONCREEP-6 – MIT*, pp.477-484, Massachusetts, USA.
- 48 LEMARCHAND, E. (2001), “*Contribution de la Micromécanique à l'étude des phénomènes de transport et couplage poromécanique dans les milieux poreux: Application aux phénomènes de gonflement des géomatériaux*”, thèse de doctorat, École Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, France.
- 49 FURUSAWA, Y., OHGA, H., UONOMOTO, T. (1994) “*An Analytical Study Concerning Prediction of Concrete Expansion Due to Alkali-Silica Reaction*”. In: *Durability of Concrete: Third International Conference*. ACI SP 145-40, 757-778.
- 50 XI, Y., SUWITO, A., WEN, X., MEYER, C., JIN, W (1999), *Testing and Modeling Alkali-Silica Reaction and then Associated Expansion of Concrete. Mechanics of Quasi-Brittle Materials*.

-
- 51 SUWITO, A., JIN, W., XI, Y., MEYER, C. (2002) "A Mathematical Model for the Pessimum Effect of ASR in Concrete", *Concrete Science and Engineering*, RILEM, 4, 23-34.
- 52 XI, Y., SUWITO, A., (2002) " The Effect of Microstructure Features on Pessimum Effect of ASR in Concrete ", WCCM V, Viena, Áustria, July.
- 53 PIETRUSCZAK, S. (1996), "On the Mechanical Behavior of Concrete Subject to alkali-Aggregate Reactions", *Computer and Structures*, v. 58, pp. 1093-1099.
- 54 PIETRUSCZAK, S., JIANG, J., MIRZA, F. A., (1988), "An Elastoplastic Constitutive Model for Concrete", *International Journal of Solids and Structures*, v. 24, pp. 705-722;
- 55 CAPRA, B., BOURNAZEL, J. P., (1995) "*Perspectives Nouvelles pour la Prise en Compte des Alkali-Reactions das le Calcul des Structures*". *Materials and Structures*, v. 28, pp. 71-73.
- 56 CAPRA, B., BOURNAZEL, J. P. (1998), "Modeling of Induced Mechanical Effects of Alkali-Aggregate Reactions", *Cement and Concrete Research*, v. 28, nº 2, pp251-260.
- 57 LI, K., ULM, F.-J., COUSSY, O. (2001), "Durability Assesment of ASR-Induced Structural Concrete Degradation by a Consistent Model-Based Dignosis-Prognosis Methodology", In : "*Creep, Shrinkage and Durabilty Mechanics of Concrete and Other Quasi-Brittle Materials*", Proceedings of the sixtth international conference CONCREEP-6 – MIT, pp.499-501, Massachusetts, USA.
- 58 LI, K., COUSSY, O. (2002), "Concrete ASR Degradation: From Material Modeling to Structure Assssment", *Concrete Science and Engineering*, RILEM, 4, 35-46.
- 59 CURTIS, D. D. (1995) "*Modeling of AAR Affected Structures Using the GROW3D FEA Program*". In: Proceedings of the Second International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in Hidroeletric Plants and Dams, USCOLD, pp. 457-478, Chatanooga, Tennessee, EUA, Oct.1995.
- 60 LEGER, P., CÔTÉ, P., TINAWI, R. (1996), "Finite Element Analysis of Concrete Swelling Due Alkali-Aggregare Reactions in Dams", *Computer & Structures*, v. 60, nº4, pp. 601-611.
- 61 PAULETTI, R. M. O., PIMENTA, P. M., PAPPALARDO Jr. (1999) "*A New Procedure for the Long-Term Evaluation of Structural Effects Due to Alkali-Aggregate*

- Reaction*". In: Proceedings of Computational Methods in Engineering'99, pp. 281.1-281.19, São Paulo.
- 62 CHATTERJI, S., CHRISTENSEN, P. (1990), "Studies of the Alkali-Silica Reaction: Part 7. Modeling of Expansion", *Cement and Concrete Research*, v. 20, pp. 285-290;
- 63 SIMO, J. C., HUGHES, T. J. R., *Computational Inelasticity*, Springer-Verlag. 1998.
- 64 BAZANT, Z. P., OH, B. H. (1983), "Crack Band Theory for Fracture of Concrete", *ACI Materials and Structures*, v. 16, nº 93, pp. 155-177.
- 65 ROTS, J. G., BLAAUWENDRAAD, J. (1989), Crack models for concrete: discrete or smeared? fixed, multi-directional or rotating?, *Heron*, 34 (1).
- 66 FARAGE, M.C.R., FAIRBAIRN, E.M.R., ALVES, J.L.D. (2000), "Application of smeared crack model for simulating concrete chemical expansion", *Proceedings of Computational Methods in Engineering*, pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, (CD-Rom).
- 67 NGO, D., SCORDELIS, A.C. (1967), "Finite element analysis of reinforced concrete beams", *J. Am. Concrete Inst.*, 64 (14), 152-163.
- 68 DE BORST, R., NAUTA, P. (1985), "Non-orthogonal cracks in a smeared finite element model", *Engng. Computations*. 2, 35-46.
- 69 RIBEIRO, F.L.B., GALEÃO, A.C., LANDAU, L. (2001) Edge-based finite element method for shallow-water equations, *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 36: 659-685.
- 70 RIBEIRO, F.L.B. and COUTINHO, A.L.G.A. (2004) Comparison between element, edge and compressed storage schemes for iterative solutions in finite element analyses, *International Journal for Numerical Methods in Engineering* (em publicação).
- 71 COUTINHO, A.L.G.A., MARTINS, M.A.D., ALVES, J.L.D., LANDAU, L., MORAES, A. (2001) Edge-based finite element techniques for non-linear solid mechanics problems, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 50(9): 2053-2068.
- 72 FERREIRA, I.A., RIBEIRO, F.L.B., FAIRBAIRN, E.M.R. e TOLEDO FILHO, R.D.(2004) Uma implementação em paralelo do MEF usando PCG e armazenamento CSR, CILAMCE 2004.

-
- 73 MARTINS, M.A.D., ALVES, J.L.D. and COUTINHO, A.L.G.A. (2001) Parallel edge-based finite element techniques for nonlinear solid mechanics. *Lecture Notes in Computer Science*, 1981:506-518.
- 74 GID *software* para geração e visualização de malhas de elementos finitos. Universidade da Catalunia www.cimne.es.
- 75 DIANA *software* para análise não-linear por elementos finitos. Delft.
- 76 BAZANT, Z. P., ASGHARI, A. (1974), I- Computation of age-dependent relaxation spectra – II - Computation of Kelvin-chain retardation spectra, *Cement and Concrete Research*, vol. 4, I - 567-579; II – 797-806.
- 77 FAIRBAIRN, E. M. R., GUEDES, Q. M., LONGO, H. I (1988), Sobre as formulações integral e diferencial da viscoelasticidade linear com envelhecimento: aplicações ao concreto massa, *Revista Brasileira de Engenharia - Cadernos de Engenharia Estrutural*, Rio de Janeiro - RJ, v. 6, n. 1, p. 5-18.
- 78 FAIRBAIRN, E. M. R. (1994), L'Expérience brésilienne dans l'utilisation du modèle rhéologique de la chaîne de Maxwell pour la résolution du problème thermomécanique des barrages en béton, *Annales de l'ITBTP*, v. 520, n. 343, p. 150-179.
- 79 FAIRBAIRN, E. M. R., GOULART, E., COUTINHO, A. L. G. A., EBECKEN, N. F. F., GUEDES, Q. M., VIANNA, D. M. (1999), Durability assessment of an arch dam using inverse analysis with neural networks and high performance computing, *13th ASCE-Engineering Mechanics Division Conference*, Baltimore, USA, pp. 1-6.
- 80 ÁGUAS, M. F. (2004), Comunicação pessoal.
- 81 ELETROBRÁS, CBGB, IBRACON (1989), “Concreto Massa no Brasil: Memória Técnica”, vol. 1, 1ª ed, Rio de Janeiro, Eletrobrás.

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)