



MODELAGEM DA FLUÊNCIA E RETRAÇÃO EM ESTRUTURAS DE CONCRETO SUJEITAS À REAÇÃO ÁLCALI-SÍLICA

Tito José Rodrigues Balabuch

Mariana Corrêa Posterli

Emerson Felipe Félix

Rogério Carrazedo

titobalabuch@gmail.com

mariana.posterli@gmail.com

emerson.felipe.felix@gmail.com

rogcarrazedo@sc.usp.br

Universidade de São Paulo - USP; Escola de Engenharia de São Carlos - EESC

Av. Trabalhador São-carlense, 400, 13566-590, São Carlos, São Paulo, Brasil

Resumo. As deformações derivadas da retração e fluência são conhecidas como um dos fatores que afetam a durabilidade, integridade e a facilidade de manutenção das estruturas de concreto a longo prazo. Outro fator que corrobora para a deterioração do concreto é a Reação Álcali-Sílica (RAS), considerada como uma das principais manifestações patológicas de origem química. As deformações devido à retração e fluência potencializam o efeito da RAS, criando um ciclo de degradação do concreto de difícil controle. Deste modo, neste trabalho elabora-se um modelo numérico elástico bidimensional via Método dos Elementos Finitos Posicional que possibilita a previsão do comportamento de estruturas de concreto sujeitas à retração e à fluência quando associadas à RAS. Os exemplos numéricos demonstraram o bom desempenho da formulação.

Palavras-chave: Concreto; Reação Álcali-Sílica; Retração; Fluência; Método dos Elementos Finitos Posicional.

1 INTRODUÇÃO

Os processos físico-químicos acionados por determinadas condições ambientais podem produzir degradação significativa da resistência e rigidez do concreto em diferentes tipos de estruturas. Dentre esses processos, pode-se citar a Reação Álcali-Agregado (RAA), segunda forma mais prevalente de degradação do concreto após a corrosão da armadura, e causa principal da deterioração do concreto em estruturas como pontes e barragens. Com o passar do tempo, cada vez mais estruturas são diagnosticadas com o fenômeno da RAA (Scrivener, 2009; Comi e Perego, 2011; Pan *et al.*, 2013).

A Reação Álcali-Sílica, uma das classificações da RAA, sendo a mais recorrente no Brasil, é a reação química que ocorre no concreto entre a pasta de cimento alcalino e o dióxido de silício, também conhecido como sílica amorfa, presente nos agregados. O principal produto da reação entre o álcali e a sílica amorfa é um gel que se expande na presença de água livre, e deste modo, produz fissuras extensivas dentro da matriz de concreto, reduzindo a durabilidade das estruturas de concreto. A deterioração das propriedades mecânicas é consequência da ação combinada das tensões internas devido à expansão do gel, e das tensões macroscópicas causadas pela redundância estrutural que impedem a livre expansão da estrutura (Hasparyk, 2011; Comi e Perego, 2011; Pan *et al.*, 2013).

Como se trata de um fenômeno que leva anos para produzir danos visíveis, é importante prever o comportamento das deformações causadas no concreto pela RAS, de modo que seja possível avaliar a estabilidade das estruturas. Para que o modelo de previsão seja mais apurado é importante compreender o comportamento das deformações no concreto (Comi e Perego, 2011; Pan *et al.*, 2013).

O concreto, em seu comportamento, apresenta viscosidade, elasticidade e plasticidade, caracterizando-o como um material do tipo elasto-viscoplástico. As deformações no concreto podem ser da seguinte forma (Leonhardt e Mönning, 1977): Elásticas, causadas por carregamento ou temperatura, deformações que desaparecem por completo após o fim da ação que as causou; plásticas, causadas por carregamentos elevados, deformações que não desaparecem por completo após o fim do carregamento. As deformações podem ser também em função do tempo e de condições climáticas. Devido a alteração da pasta de cimento no concreto, classificam-se essas deformações como retração e expansão que são independentes do carregamento e causadas devido a variação de umidade e temperatura no concreto; e como deformação lenta ou fluência, quando causadas pela variação de volume do concreto, que dependem da aplicação ou remoção de carregamentos.

As deformações derivadas da retração e fluência são conhecidas como os dois maiores fatores que afetam a integridade e facilidade de manutenção das estruturas de concreto a longo prazo. É possível encontrar na literatura diferentes formulações e programas experimentais, que tem como objetivo fornecer um conjunto de dados adequados para a compreensão da forma como ocorre a retração e fluência ao longo do tempo. Encontra-se também diferentes formulações e programas experimentais elaborados com o intuito de compreender exclusivamente o comportamento do concreto (Abdellatif *et al.*, 2015).

As simulações numéricas de estruturas de concreto afetadas pela RAS, de modo geral, negligenciam as interações entre RAS, fluência e retração (Grimal *et al.*, 2008). Neste sentido, este artigo vem com o propósito de apresentar um modelo numérico em que seja possível

prever o comportamento da retração e fluência em estruturas de concreto sujeitas à reação álcali-sílica. Assim, permite-se a manutenção e avaliação de estruturas de maneira mais otimizada, sendo possível a melhora da vida útil das estruturas de concreto.

No item dois deste artigo será conceituado sucintamente a Reação Álcali-Sílica, bem como apresentado o modelo de previsão empregado. O item 3 trará a definição de Retração e Fluência no concreto, e o modelo de Bazant e Baweja (2000), usado no modelo numérico. No item 4 será mostrada a aplicação do Método dos Elementos Finitos Posicional para o elemento de chapa, considerando como material estrutural o concreto. E, por fim, o item 5 mostrará os exemplos utilizados para validação do modelo numérico.

2 REAÇÃO ÁLCALI-SÍLICA

As Reações Álcali-Sílica e Álcali-Silicato podem ser consideradas como as reações químicas que se dão no interior de uma estrutura de concreto, que envolvem minerais reativos presentes nos agregados, álcalis presentes na solução dos poros de concreto, e água. O produto que resulta dessa reação gera expansão, causando a fissuração do concreto, e interferindo na durabilidade da estrutura (Hasparyk, 2011). A RAS é uma das formas de RAA mais conhecidas e estudadas pelo meio técnico. Devido as formas minerais de sílica envolvidas, essa reação ocorre mais rapidamente. Dentre as formas minerais mais comuns, pode-se destacar a opala, a calcedônia, a cristobalita, entre outras. A reação álcali-silicato possui um desenvolvimento um pouco mais lento. Essa reação tem o mesmo princípio da RAS, com a diferença que os minerais reativos estão mais presentes na matriz do agregado, o que torna o processo mais lento. Os minerais envolvidos nesta reação são os do grupo dos filossilicatos, como a vermiculita, a ilita e a montmorilonita (Hasparyk, 2005).

A RAS é o tipo de reação mais comum no Brasil, e considerada como uma das principais responsáveis pela deterioração da maioria das estruturas. Ela pode ser dividida em duas fases. Conforme exemplificado na Fig. 1, na primeira fase o agregado que contém sílica cristalina sofre um ataque de íons hidroxila gerando o rompimento das ligações de siloxano ($\text{Si}-\text{O}-\text{Si}$) o que produz silicato alcalino (de sódio ou potássio) e ácido silícico. O ácido reage imediatamente com íons hidroxila, levando a formação do gel sílico-alcalino. Na segunda fase o gel sílico-alcalino higroscópico absorve água e expande (Hasparyk, 2011; Glasser e Kataoka, 1981).

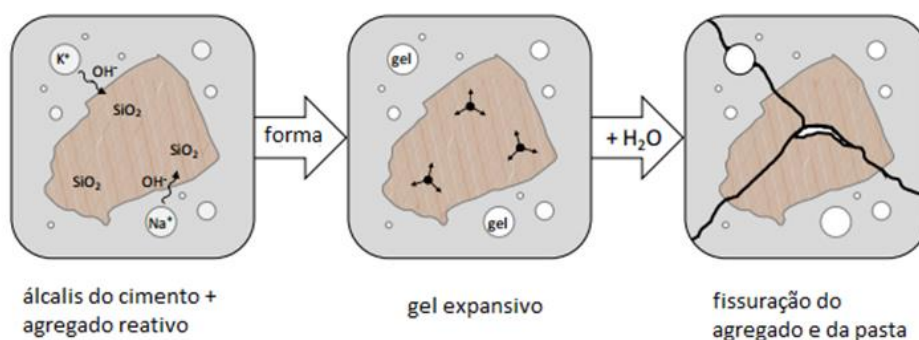


Figura 1. Mecanismo da reação álcali-sílica.
Fonte: Deschenes, 2009.

Saouma (*et al.*, 2015) detalha em estágios a RAS com base em interpretações petrográficas da evolução da reação, como mostra a Fig. 2. Para o estágio I, a reação começa ao redor do agregado sem causar expansão. No estágio II ocorre formação do gel nos poros do agregado reativo dando início à expansão. O gel confinado nos poros do agregado exerce pressão ocasionando a fissuração do agregado. No estágio III o processo de deterioração se torna mais perceptível já que as fissuras do agregado reativo começam a se propagar para a pasta de cimento. Essas fissuras vão aumentando em tamanho e quantidade e o gel começa a migrar através delas para vazios distantes do agregado reativo. Para o estágio IV ocorre dano severo na estrutura, incluindo falhas como possível ruptura de armadura, distorção e perda de integridade estrutural.

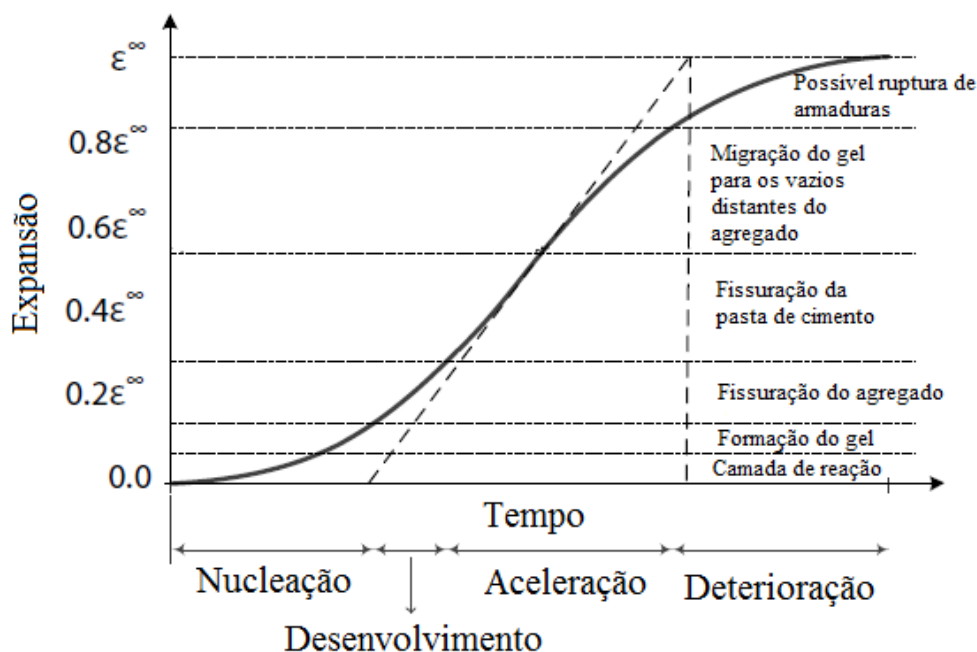


Figura 2. Interpretação petrográfica da evolução da RAS.

Fonte: Saouma *et al.*, 2015.

2.1 Modelagem da RAS

Neste trabalho será empregado para a expansão por RAS o modelo proposto por Carrazedo (2004), que se baseou nos modelos paramétricos apresentados por Léger (*et al.*, 1996) e Pappalardo Jr. (*et al.*, 2000), e na equação constitutiva apresentada por Pietruszczak (1996). No modelo proposto, a taxa de deformação volumétrica causada pela RAS é obtida através da combinação dos fatores que influenciam a reação por meio de uma lei constitutiva.

Partindo de uma curva de expansão por RAA genérica, Carrazedo (2004) verificou que uma equação exponencial era capaz de representar as principais características da expansão. Devido a anisotropia da expansão em função das tensões aplicadas ou induzidas, é necessário incluir os fatores de influência normalizados da umidade F_m (Fig. 3a), da porosidade F_p (Fig. 3b), do estado de tensões F_c (Fig. 3c) e da temperatura F_t (Fig. 3d) para representar a equação constitutiva de expansão por RAS. Deste modo, a equação assume a seguinte forma (Carrazedo, 2004; Posterlly, 2017):

$$\varepsilon_{RAS} = H(t - t_p F_p) \varepsilon_{vol}^{\max} \left[1 - \exp \left\{ \frac{-(t - t_p F_p)}{A_2 F_t} \right\} \right] F_c \sqrt{F_m} \quad (1)$$

em que $\varepsilon_{vol}^{\max}$ é a máxima expansão volumétrica esperada ou a expansão volumétrica livre devido à RAS; A_1 e A_2 são índices de reatividade; $t_p F_p$ representa o tempo que o gel leva para preencher todos os poros do concreto. Para obter a taxa de expansão $\dot{\varepsilon}_{RAS}$ causada por RAS, diferencia-se a equação anterior com relação ao tempo, obtendo a seguinte equação:

$$\dot{\varepsilon}_{RAS} = H(t - t_p F_p) \varepsilon_{vol}^{\max} \left[\exp \left\{ \frac{-(t - t_p F_p)}{A_2 F_t} \right\} \right] / A_2 F_t F_c \sqrt{F_m} \quad (2)$$

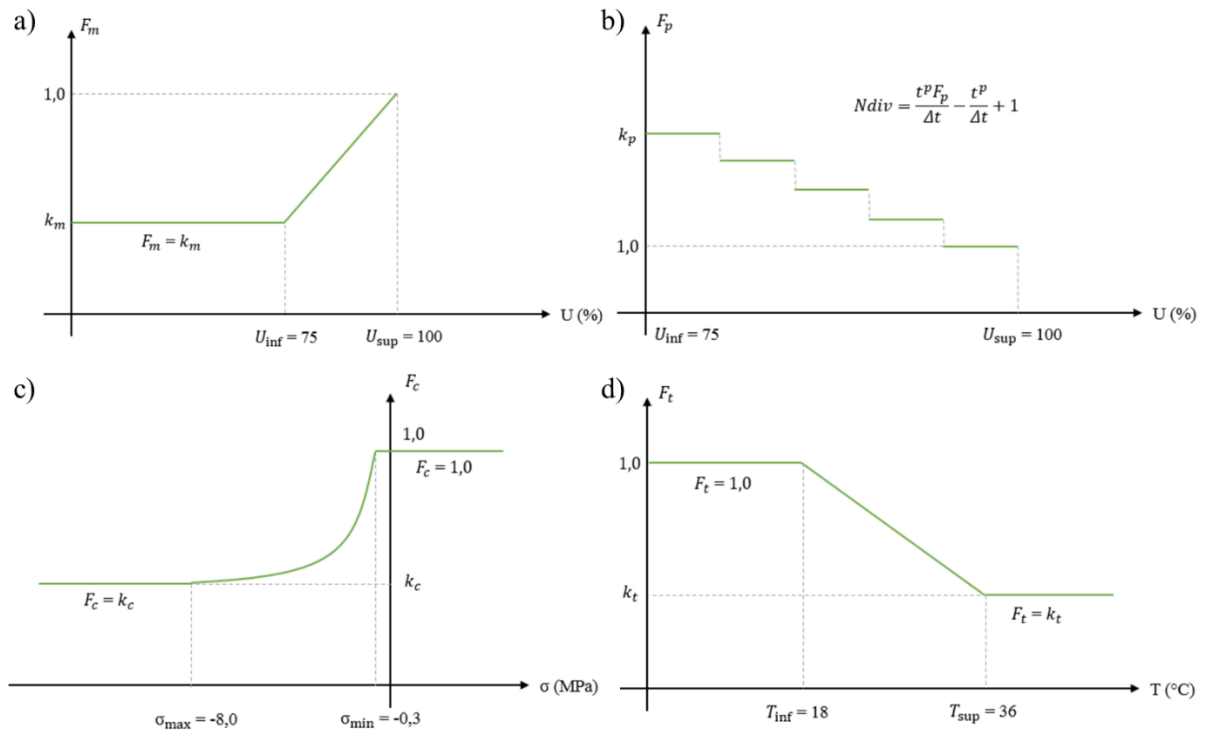


Figura 3. Fatores de Influência.

Fonte: Adaptado de Carrazedo, 2004; Pappalardo *et al.*, 2000 e Léger *et al.*, 1996.

3 RETRAÇÃO E FLUÊNCIA

Os fenômenos de retração e fluência podem ser discutidos em conjunto, uma vez que ambos têm a mesma origem, a pasta de cimento hidratado. As curvas de deformação-tempo para ambos também são muito semelhantes. Os fatores que influenciam a retração normalmente influenciam também a fluência (Mehta e Monteiro, 2014).

A retração por secagem consiste em contração de caráter irreversível, proveniente da variação de umidade das pastas de cimento, argamassa, ou concreto, ou outros materiais que

também possuem natureza porosa (Equipe de Furnas, 1997). Esse tipo de deformação está relacionado à perda de umidade para o meio ambiente, tornando-a uma das principais causas de fissuração, assumindo papel importante quanto a durabilidade do concreto (Kalintzis, 2000).

Um material é considerado perfeitamente elástico quando as deformações aparecem e desaparecem de maneira imediata após a aplicação e remoção de um carregamento. É importante observar que um material elástico não implica em relação linear para o gráfico de tensão x deformação. As características elásticas de um determinado material são uma medida de sua rigidez (Neville, 1997; Mehta e Monteiro, 2014). A velocidade com que a carga é aplicada também influencia na deformação instantânea registrada (Rüsch, 1981).

A fluência pode ser entendida como o aumento da deformação sob um carregamento constante, ou, considerando a deformação como constante, a fluência ocorre pela redução da tensão com o tempo, fenômeno conhecido como relaxação. A fluência no concreto pode ser atribuída pela migração da água promovida pelo carregamento externo. Ao aplicar uma determinada força em uma estrutura de concreto, há redistribuição de forças pelo esqueleto do sólido e pela água presente nos poros (Rüsch, 1981; Neville, 1997).

Quando a retração por secagem pode ser desprezada, a fluência básica pode ser vista como o aumento de deformação ao longo do tempo, com carregamento constante, sob condições de umidade relativa de 100%. A fluência por secagem é uma forma de fluência adicional que ocorre quando o corpo está sob a ação de um carregamento e sob secagem. Assim, a fluência total se dá pela soma da fluência básica e da fluência por secagem, e a deformação total (Fig. 4) será a soma da deformação devido a fluência total e a deformação por retração (Neville, 1997; Mehta e Monteiro, 2014). A deformação que acontece imediatamente ou concomitantemente à aplicação de uma carga é considerada elástica, e o aumento posterior a essa deformação causada pelo carregamento constante é tratado como fluência (Sampaio, 2004).

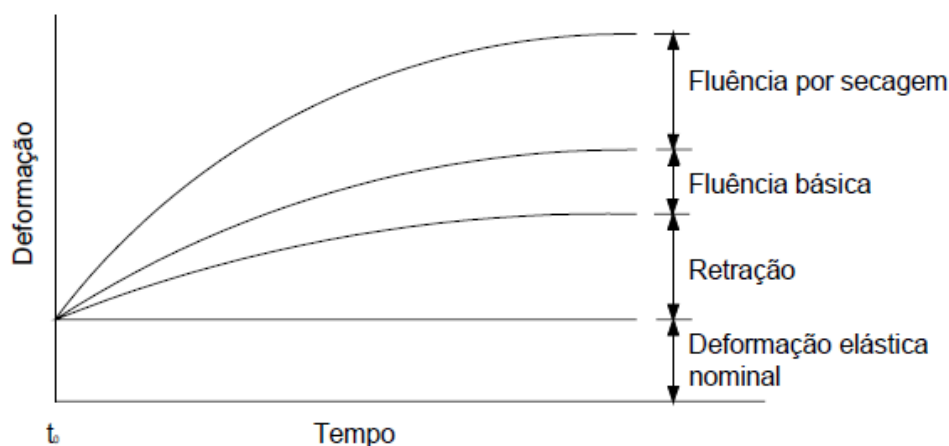


Figura 4. Deformação dependente do tempo em concreto submetido à carga constante.
Fonte: Neville, 1997.

3.1 Modelagem da Retração e Fluência

O modelo de retração e fluência usado neste artigo é o B3 de Bazant e Baweja (2000), resultado de uma série de métodos de previsão de retração e de fluência desenvolvidos por

Bažant e seus colaboradores na Universidade de Northwestern, baseado na descrição matemática de dez fenômenos físicos que afetam a fluência e retração. De acordo com os autores, o modelo B3 é mais simples e é teoricamente mais justificado que os modelos que os precedem. O efeito da composição do concreto e a solicitação de projeto nos parâmetros do modelo é a principal fonte de erro do modelo. Este modelo foi previsto para ser útil àqueles que trabalham tanto com estruturas simples, quanto complexas. Para o modelo foi utilizado funções de conformidade a fim de reduzir o risco dos erros causados por valores imprecisos do módulo elástico. O modelo, ainda, separa claramente a fluência básica e a de secagem.

O modelo considera como fatores de influência a idade do concreto, idade que o concreto recebe carregamento, quantidade de agregados, quantidade de cimento, tipo de cimento, resistência à compressão, condições de cura, umidade relativa, geometria do elemento estrutural, relação entre volume e superfície e relação água/cimento. A deformação média de retração $\varepsilon_{sh}(t, t_c)$ na seção transversal à idade do concreto em t (dias), medida a partir do início da secagem em t_c (dias), é calculada pela Eq. (3) (Bažant e Baweja, 2000).

$$\varepsilon_{sh}(t, t_c) = -\varepsilon_{sh\infty} k_h S(t - t_c) \quad (3)$$

em que k_h é um coeficiente dependente da umidade, $\varepsilon_{sh\infty}$ e $S(t - t_c)$ são dados respectivamente pelas equações (4) e (5), a seguir:

$$\varepsilon_{sh\infty} = \alpha_1 \alpha_2 \left[0,019 w^{2,1} f_{cm28}^{-0,28} + 270 \right] E_{cm28} \left(\frac{t}{4 + 0,85t} \right)^{0,5} \times 10^{-6} \quad (4)$$

$$S(t - t_c) = \tanh \sqrt{\frac{(t - t_c)}{0,085 t_c^{-0,08} f_{cm28}^{-0,25} [2k_s (V/S)]^2}} \quad (5)$$

em que w é o teor de água presente no concreto, f_{cm28} e E_{cm28} são respectivamente a resistência à compressão e módulo de elasticidade do concreto aos 28 dias, α_1 e α_2 são constantes relacionadas ao tipo de cimento e condições de cura, k_s é o fator de correção da forma da seção transversal e V/S é a relação volume-superfície. O cálculo da função de conformidade que leva em consideração a fluência no concreto é dado pela Eq. (6) (Bažant e Baweja, 2000).

$$J(t, t_0) = q_1 + C_0(t, t_0) + C_d(t, t_0, t_c) \quad (6)$$

em que q_1 é deformação instantânea devido à tensão unitária, $C_0(t, t_0)$ é a função de conformidade para a fluência básica dada pela Eq. (7) e $C_d(t, t_0, t_c)$ é a função de conformidade adicional para a fluência por secagem Eq. (9). t , t_0 e t_c são, respectivamente, idade do concreto, a idade a partir o início da secagem ou do fim da cura, e a idade do carregamento.

$$C_0(t, t_0) = q_2 Q(t, t_0) + q_3 \ln[1 + (t - t_0)^n] + q_4 \ln(t/t_0) \quad (7)$$

em que q_2 é um parâmetro relacionado à quantidade de cimento e a resistência à compressão aos 28 dias, q_3 é o parâmetro de conformidade viscoelástico, q_4 é o parâmetro de conformidade do fluxo de envelhecimento, e $Q(t, t_0)$ é dada pela equação a seguir:

$$Q(t, t_0) = [0,086t_0^{2/9} + 1,21t_0^{4/9}]^{-1} \left[1 + \left(\frac{[0,086t_0^{2/9} + 1,21t_0^{4/9}]^{-1}}{t_0^{-m} \ln[1 + (t - t_0)^n]} \right)^{1,7t_0^{0,12} + 8} \right]^{-1/1,7t_0^{0,12} + 8} \quad (8)$$

A Eq. (9) mostra o cálculo da função de conformidade para a fluência por secagem:

$$C_d(t, t_0, t_c) = q_5 [\exp\{-8H(t)\} - \exp\{8H(t_0)\}]^{1/2} \quad (9)$$

em que q_5 é o parâmetro de conformidade da fluência por secagem, $H(t)$ e $H(t_0)$ são calculados da seguinte forma:

$$H(t) = 1 - (1 - h) \tanh \left[\left(\frac{t - t_c}{\tau_{sh}} \right)^{1/2} \right]$$

$$H(t_0) = 1 - (1 - h) \tanh \left[\left(\frac{t_0 - t_c}{\tau_{sh}} \right)^{1/2} \right] \quad (10)$$

em que h é a umidade relativa e τ_{sh} é o tempo de retração. Uma vez definida a função de conformidade, é possível então calcular pela Eq. (11) o valor da deformação devido à fluência (Bažant e Baweja, 2000).

$$\varepsilon_{cr}(t, t_0) = J(t - t_0) \cdot \sigma \quad (11)$$

4 MODELAGEM DO CONCRETO

O Método dos Elementos Finitos Posicional (MEFP) proposto por Coda e Greco (2004), é uma formulação alternativa ao método dos elementos finitos baseado em deslocamentos ao sugerir o uso da função mudança de configuração para escrever a energia potencial total Π em função das posições nodais, utilizando a energia específica de deformação $\mathbb{U}_e$ e o potencial das cargas externas $\mathbb{P}$.

$$\Pi = \mathbb{U}_e + \mathbb{P} \quad (12)$$

No MEFP, para a formulação de um determinado elemento finito, são necessárias três configurações, a configuração adimensional de referência, a configuração inicial indeformada, e configuração final deformada. A função mudança de configuração será aquela que determina o movimento de uma partícula de uma configuração a outra, fazendo uso das funções $a(\xi_1, \xi_2)$, $a_0(\xi_1, \xi_2)$ e $a_1(\xi_1, \xi_2)$ e seus respectivos gradientes A , A_0 e A_1 (Friedel, 2016). Neste método, as operações diferenciais e integrais são realizadas em relação ao estado inicial do corpo, o que implica em descrição Lagrangiana.

O gradiente de transformação A é um tensor de segunda ordem, que fornece as informações quanto a variação da função a com relação às coordenadas dos materiais, e representa a maneira como a_0 se transforma em a_1 , após a deformação, sendo calculado da seguinte forma:

$$A = A_1 \cdot (A_0)^{-1} \quad (13)$$

O tensor a direita de Cauchy-Green, que representa o estiramento quadrático de uma fibra do sólido na configuração atual, é definido a seguir:

$$C = A^t \cdot A \quad (14)$$

O tensor de deformações Green-Lagrange, medida não-linear mais simples obtida do tensor de Cauchy-Green, na maior parte dos problemas da mecânica dos sólidos deformáveis satisfaz as aplicações da engenharia estrutural. Esse tensor é calculado da seguinte maneira:

$$E = \frac{1}{2}(C - I) - \varepsilon_{RAS} - \varepsilon_{FLUÊNCIA} - \varepsilon_{RETRAÇÃO} \quad (15)$$

em que I é o tensor identidade de segunda ordem, ε_{RAS} , $\varepsilon_{FLUÊNCIA}$ e $\varepsilon_{RETRAÇÃO}$ são as deformações relacionadas à RAS, retração e fluência. Quando ocorre uma mudança de configuração no corpo que envolve moderadas deformações e grandes deslocamentos, o tensor E torna-se uma medida válida. O tensor de deformação Green-Lagrange é invariante com relação aos sistemas de coordenadas e aos movimentos de corpo rígido.

Considerando um modelo constitutivo para materiais elásticos e isotrópicos, em que a energia específica de deformação é em função da deformação de Green-Lagrange ou de parâmetros a ele relacionados assim como seus invariantes, a energia de deformação pode ser calculada pela Eq. (16), em que $\mathbb{C}$ é o tensor módulo de rigidez elástica, de quarta ordem.

$$u_e = \frac{1}{2}(E : \mathbb{C} : E) \quad (16)$$

O comportamento de um corpo pode ser descrito a partir de sua lei constitutiva, recorrendo-se ao conceito do conjugado energético das deformações. Assim, o conjugado energético tensão/tensor de deformações de Green-Lagrange, também conhecido como tensor de tensão de Piola-Kirchhoff de segunda espécie, pode ser descrito como (Kzam, 2016):

$$\frac{\partial u_e}{\partial \mathbf{E}} = \mathbf{S} = \mathbb{C} : \mathbf{E} \quad (17)$$

Apesar do tensor de Piola-Kirchhoff de segunda espécie não possuir significado físico em se tratando de forças de superfície, ele é comumente usado na formulação da lei constitutiva de sólidos deformáveis e na mecânica computacional. O tensor $\mathbf{S}$ relaciona-se à medida de tensão de Cauchy, também conhecida como medida de tensão verdadeira, através da equação a seguir:

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{\mathbf{A} \cdot \mathbf{S} \cdot \mathbf{A}^t}{J} \quad (18)$$

em que J é o jacobiano dado pelo determinante do gradiente $\mathbf{A}$. Retomando à Eq. (12) que descreve a energia potencial total, a energia específica de deformação pode ser expressa, em quantidades Lagrangianas, sobre o volume inicial, dada pela seguinte equação:

$$U_e = \int_{\Gamma_0} u_e dV_0 \quad (19)$$

O potencial das cargas externas pode ser expresso a partir do trabalho realizado pela resultante do carregamento na configuração atual, dado pela equação a seguir:

$$P = -\overrightarrow{F_{ext}} \cdot \vec{Y} \quad (20)$$

O carregamento externo é responsável pela diminuição da capacidade do corpo elástico em armazenar a energia potencial de deformação à medida que se eleva a magnitude das forças, o que resulta no sinal de subtração. O sistema de equações pode ser resolvido pelo método de Newton-Raphson, resumido do seguinte modo:

$$F_{ext} - F_{int} = 0 \quad (21)$$

Uma vez que o vetor de forças internas depende de forma não-linear das posições, e ainda, a posição atual é arbitrária, cria-se um vetor de desbalanceamento $\mathbf{g}$ pela imposição de uma correção à F_{int} :

$$F_{ext} - F_{int}(\mathbf{y}_i) = \mathbf{g}(\mathbf{y}_i) \quad (22)$$

Para que seja possível equilibrar o sistema, faz-se necessário a criação de um novo vetor de forças internas, a fim de que $\mathbf{g}$ alcance um valor suficientemente pequeno. Sabendo que o carregamento externo independe dos resíduos, $\mathbf{g}$ pode ser expandido por meio da série de Taylor:

$$g(y_i) = g(y_{i-1}) + \left. \frac{\partial g}{\partial y} \right|_{y_{i-1}} (y_i - y_{i-1}) \quad (23)$$

Considerando que se deseja que o resíduo fosse nulo, o acréscimo das posições pode ser calculado da seguinte forma:

$$\left. \frac{\partial g}{\partial y} \right|_{y_{i-1}} \Delta y_i = F_{ext} - F_{int}(y_{i-1}) \quad (24)$$

A variação do vetor de desbalanceamento, também conhecida como matriz Hessiana, é dada por:

$$H_{\alpha\beta\gamma\eta} = \left. \frac{\partial g}{\partial y} \right|_{y_{i-1}} = \frac{\partial^2 U_e}{\partial Y_\alpha^\beta \partial Y_\gamma^\eta} \quad (25)$$

Sabendo o valor de Δy_i , é necessário verificar se ele é pequeno o suficiente considerando uma determinada tolerância. Dessa maneira, pode-se utilizar como critério de convergência a seguinte equação:

$$erro = \frac{\|\Delta y_i\|}{\|y_0\|} \leq tol \quad (26)$$

Maiores detalhes da formulação posicional podem ser obtidos nos estudos de Coda e Greco (2004), Coda e Paccola (2007 e 2014), Sampaio (*et al.*, 2015), Carrazedo e Coda (2017).

5 EXEMPLOS

5.1 Jones e Clark, 1996

Para o primeiro exemplo deste artigo, foi utilizado o trabalho experimental de Jones e Clark (1996), cujo trabalho apresentou resultados de testes relacionados à expansão por RAS em corpos de prova de concreto submetidos a tensões constantes. Para realização do experimento, foram utilizados 180 corpos de prova cilíndricos, com 100 mm de diâmetro e 200 mm de comprimento. O consumo de cimento foi de 400 kg/m³, com relação água/cimento de 0,45 e teor de agregados de 4,60, módulo de elasticidade de 3500 kN/cm², coeficiente de Poisson de 0,20 e resistência à compressão de 55,7 MPa. Os cilindros foram submetidos a carregamentos constantes de compressão uniaxial de 1 a 7 MPa, aplicados quando o concreto tinha 28 dias de idade. Durante o processo de expansão os espécimes foram condicionados sob água, mantida a uma temperatura de 38 ° C, por um período de 250 dias. A máxima expansão volumétrica para este exemplo é de 0,0165 e o tempo de preenchimento dos poros é de 70 dias.

A Figura 5 apresenta a comparação entre os resultados obtidos por Jones e Clark (1996) e os obtidos pelo modelo numérico, sob diferentes regimes de tensão axial. É importante salientar que os resultados obtidos pelos autores do trabalho experimental representam a expansão global, e deste modo, incluem também deformações que não foram providas pela RAS, como as deformações elásticas causadas pelas tensões aplicadas, e possivelmente, as deformações de retração e fluência, escopo deste trabalho. É possível perceber que, tanto para os valores experimentais quanto numéricos, a tensão aplicada abrandou o efeito da expansão por RAS, entretanto não de intensidade suficiente para impedi-la, mesmo a uma tensão de compressão de 7 MPa.

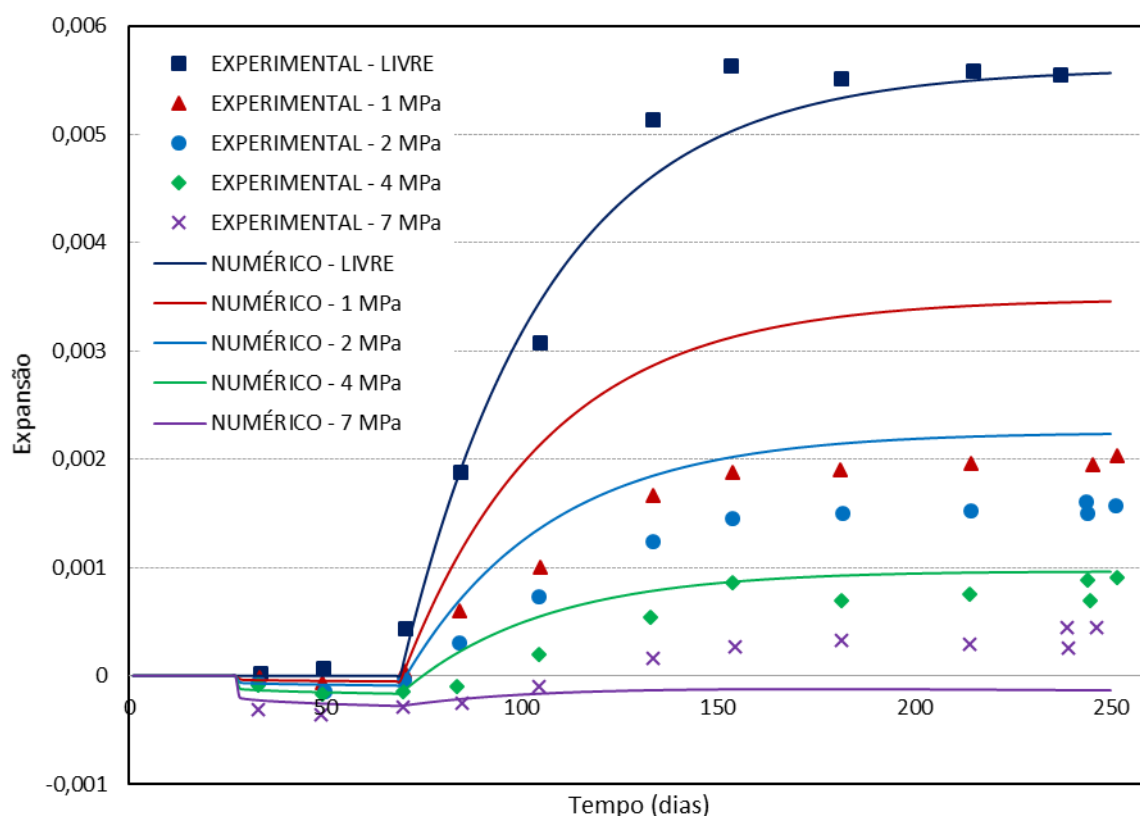


Figura 5. Expansão axial dos corpos de prova sob diferentes regimes de tensão.

A fim de obter melhor entendimento dos modelos numéricos utilizados para os diferentes fenômenos, a Figura 6 traz a curva de 4 MPa do gráfico anterior, em que foi considerado três situações para o modelo numérico: apenas o efeito da RAS; somente as deformações de retração e fluência e, por fim, os três fenômenos em conjunto.

Ao considerar exclusivamente os fenômenos de retração e fluência, percebe-se tão-somente as deformações negativas ao longo do tempo. Quando se considera unicamente as deformações causadas pela reação álcali-silica, verifica-se que o modelo é capaz de mostrar a expansão do corpo de prova, entretanto é somente ao considerar os três fenômenos que o modelo apresenta o melhor resultado, em que há a expansão por RAS, que é reduzida não somente pelo carregamento aplicado em sentido oposto ao da expansão, como também pelos efeitos das deformações por fluência e retração.

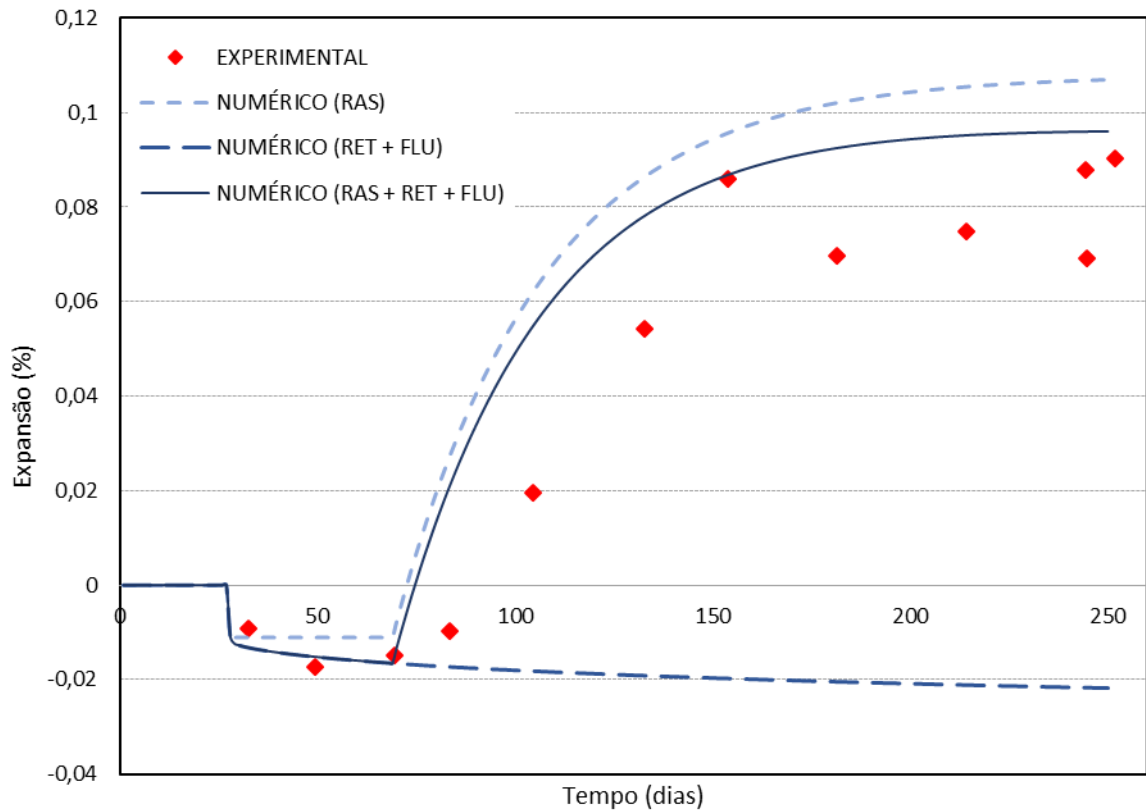


Figura 6. Expansão axial do corpo de prova submetido a uma tensão de 4 MPa.

5.2 Multon e Toutlemonde, 2006

Para este exemplo foi usado o trabalho experimental de Multon e Toutlemonde (2006), que apresentou e analisou as medições realizadas em corpos de prova de concreto sujeitos a vários estados de tensão ao longo das direções radial e longitudinal. Para o experimento foram utilizados corpos de prova de concreto, com consumo de cimento de 410 kg/m^3 , relação água/cimento de 0,50, teor de agregados de 3,00, módulo de elasticidade de 3720 kN/cm^2 , coeficiente de Poisson de 0,22 e resistência a compressão de 61,7 MPa. Após 28 dias de cura, foram aplicados diferentes estados de tensões axiais (0, 10 e 20 MPa) em espécimes cilíndricos, de 130 mm de diâmetro e 240 mm de altura, durante 450 dias. Todos os espécimes foram mantidos selados sob uma cobertura estanque para obter um estado homogêneo de umidade. A máxima expansão volumétrica para este exemplo é de 0,000994128 e o tempo de preenchimento dos poros é de 90 dias.

A Figura 7 mostra a comparação entre os resultados do experimento de Multon e Toutlemonde (2006) e os valores obtidos pelo modelo numérico para as deformações axiais, em que se verifica comportamento satisfatório do modelo empregado, tanto para deformação livre, em que há predominância da expansão por RAS, quanto para deformações com regime de tensão, em que se combina a RAS com os efeitos da retração e fluência. A Figura 8 apresenta os resultados para as deformações radiais. Como o modelo empregado não considera a transferência de expansão por RAS da direção restringida para a livre – como visto em Multon e Toutlemonde (2006) – a distinção entre expansões é promovida apenas pelo coeficiente de Poisson.

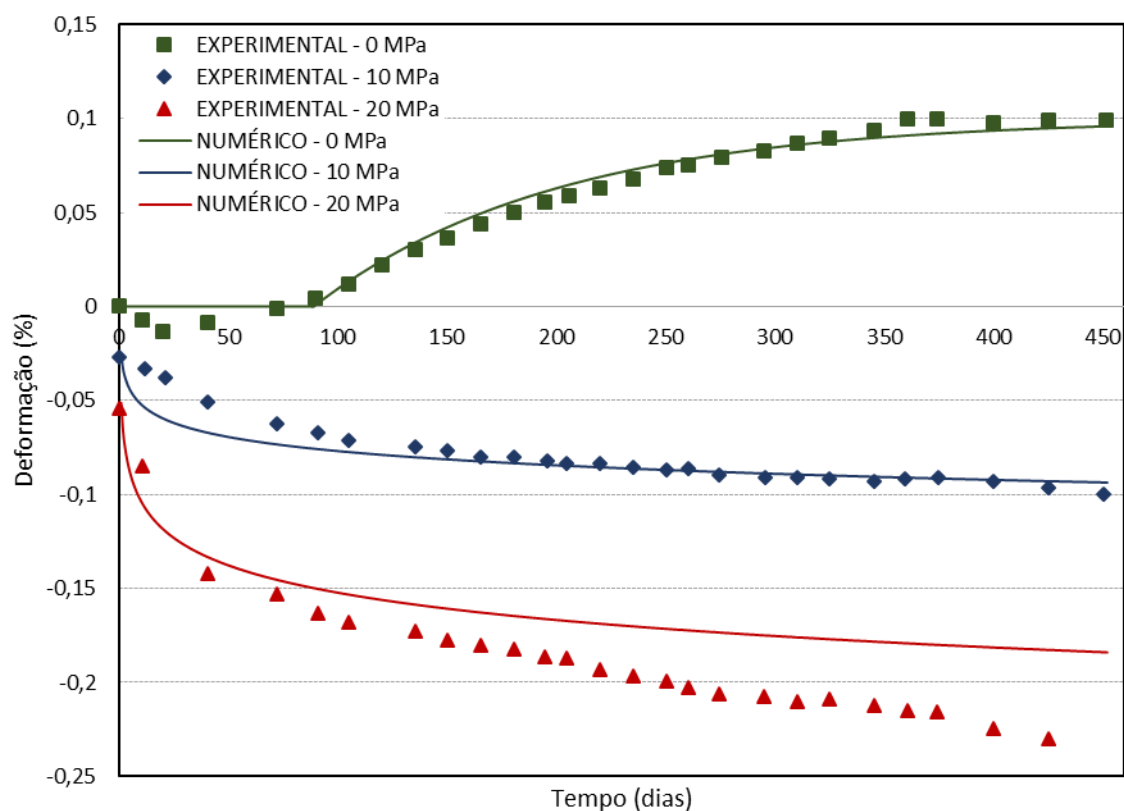


Figura 7. Expansão axial dos corpos de prova sob diferentes regimes de tensão.

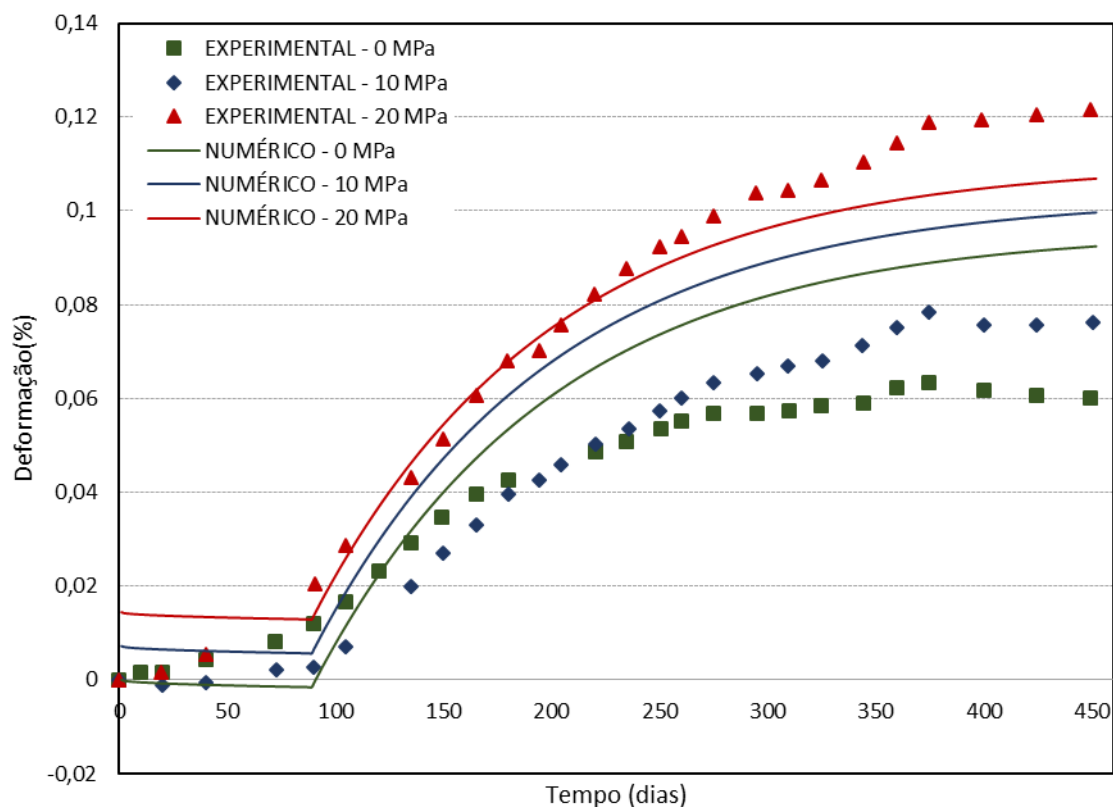


Figura 8. Expansão radial dos corpos de prova sob diferentes regimes de tensão.

Com o intuito de verificar a importância de inserção dos fenômenos da retração e fluência no modelo numérico de RAS, apresenta-se a Fig. 9, empregando-se o elemento sujeito a compressão axial de 10 MPa. É possível verificar que, devido a magnitude da tensão, a expansão devido a RAS é contida, e somente a deformação relativa à parcela elástica ao longo do tempo é considerada. Ao inserir as deformações relacionadas à retração e fluência, o modelo passa a descrever coerentemente a curva de deformação durante o período analisado.

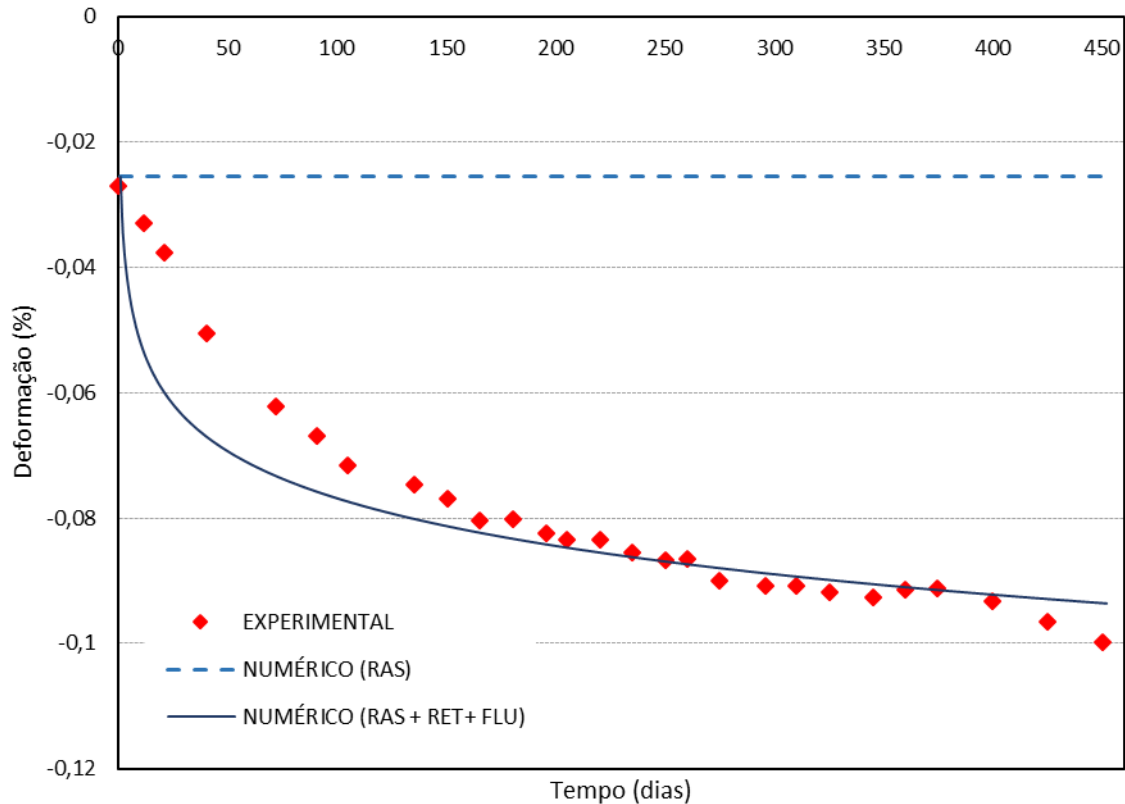


Figura 9. Deformação axial do corpo de prova submetido a uma tensão de 10 MPa.

6 CONCLUSÃO

As comparações entre os resultados experimentais e numéricos permitem concluir que o modelo empregado para verificação do comportamento de estruturas de concreto sujeitas à RAS considerando os efeitos de retração e fluência é satisfatório. O modelo apresentou bons resultados tanto para estrutura com expansão livre, quanto carregada, o que indica sua utilidade para previsão da expansão por RAS, colaborando para a manutenção da vida útil das estruturas.

O modelo utilizado neste trabalho, mesmo apresentando resultados satisfatórios, ainda pode ser aprimorado, como a consideração da danificação da estrutura e trabalhar com o modelo em escala mesoscópica de modo a permitir que o modelo não opere exclusivamente em regime ortotrópico.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelo apoio fornecido à pesquisa (CNPq 444321/2014-4 e CNPq 132702/2016-9).

REFERÊNCIAS

- Abdellatef, M., Alnaggar, M., Boumakis, G., Cusatis, G., Di-Luzio, G. & Wendner, R., 2015. Lattice Discrete Particle Modeling for coupled concrete creep and shrinkage using Solidification Microprestress Theory. *Concreep 10: Mechanics and Physics of Creep, Shrinkage, and Durability of Concrete and Concrete Structures*. pp. 184-193.
- Bažant, Z. P. & Baweja, S., 2000. Creep and Shrinkage Prediction Model for Analysis and Design of Concrete Structures: Model B3. In: *ACI Adam Neville Symposium: Creep and Shrinkage - Structural Design Effects*. pp. 1-83.
- Carrazedo, R., 2004. *Modelagem Numérica da Expansão do Concreto devido à Reação Álcali-Agregado*. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Paraná.
- Carrazedo, R. & Coda, H. B., 2017. Triangular based prismatic finite element for the analysis of orthotropic laminated beams, plates and shells. *Composite Structures*, v. 168, pp. 234-246.
- Coda, H. B. & Greco, M. A., 2004. A simple FEM formulation for large deflection 2D frame analysis based on position description. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, v. 193, n. 33-35, pp. 3541-3557.
- Coda, H. B. & Paccola, R. R., 2007. An alternative positional FEM formulation for geometrically non-linear analysis of shells: Curved triangular isoparametric elements. *Computational Mechanics*, v. 40, n. 1, pp. 185-200.
- Coda, H. B. & Paccola, R. R., 2014. A total-Lagrangian position-based FEM applied to physical and geometrical nonlinear dynamics of plane frames including semi-rigid connections and progressive collapse. *Finite Elements in Analysis and Design*, v. 91, pp. 1-15.
- Comi, C. & Perego, U., 2011. Anisotropic Damage Model for Concrete Affected by Alkali-Aggregate Reaction. *International Journal of Damage Mechanics*, v. 20, n. 4, pp. 598-617.
- Deschenes, D. J., 2009. *ASR/DEF-Damaged bent caps : shear tests and field implications*. Master of Science in Engineering, The University of Texas.
- Equipe de Furnas, 1997. *Concreto: massa, estrutural, projetado e compactado com rolo: ensaios e propriedades*. São Paulo, Pini.
- Friedel, L. F. O., 2016. *Análise de estruturas planas reforçadas com fibras ativas viscoelásticas e matriz com modelo constitutivo hiperelástico: aplicações gerais em engenharia e biomecânica*. Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- Glasser, L. S. D. & Kataoka, N., 1981. The chemistry of alkali-aggregate reaction. *Cement and Concrete Research*, v. 11, n. 1, pp. 1-9.

Grimal, E., Sellier, A., Le Pape, Y. & Bourdarot, E., 2008. Creep, Shrinkage, and Anisotropic Damage in Alkali-Aggregate Reaction Swelling Mechanism—Part I: A Constitutive Model. *ACI Materials Journal*, v. 105, n. 3, pp. 227-235.

Hasparyk, N. P., 2005. *Investigação de concretos afetados pela reação álcaliagregado e caracterização avançada do gel exsudado*. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Hasparyk, N. P., 2011. Reação álcali-agregado no concreto. In: ISAIA, C. G. *Concreto: ciência e tecnologia*. IBRACON, pp. 933-1001.

Jones, A. E. K. & Clark, L. A., 1996. The effects of restraint on ASR expansion of reinforced concrete. *Magazine of Concrete Research*, v. 48, n. 174, pp. 1-13.

Kalintzis, C. A. A., 2000. *Estudo da fluência do concreto de elevado desempenho*. Dissertação de Mestrado, Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.

Kzam, A. K. L., 2016. *Análise da instabilidade estrutural global e local pelo MEF posicional com determinação de pontos críticos na trajetória de equilíbrio*. Tese de Doutorado, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

Léger, P., Côté, P. & Tinawi, R., 1996. Finite element analysis of concrete swelling due to alkali-aggregate reactions in dams. *Computers & Structures*, v. 60, n. 4, pp. 601-611.

Leonhardt, F. & Mönning, E., 1977 *Construções de Concreto. Princípios Básicos do Dimensionamento de Estruturas de Concreto Armado*. Rio de Janeiro, Interciência Ltda.

Mehta, P. K. & Monteiro, P. J. M., 2014. *Concreto. Microestrutura, Propriedades e Materiais*. São Paulo, IBRACON.

Multon, S. & Toutlemonde, F., 2006. Effect of applied stresses on alkali-silica reaction-induced expansions. *Cement and Concrete Research*, v. 36, pp. 912-920.

Neville, A. M., 1997. *Propriedades do Concreto*. São Paulo: Pini.

Pan, J., Feng, Y. T., Jin, F. & Zhang, C., 2013. Numerical prediction of swelling in concrete arch dams affected by alkali-aggregate reaction. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, v. 17, n. 4, pp. 231-247.

Pappalardo Jr, A., Pauletti, R. M. O. & Pimenta, P. M., 2000. Simulação numérica da reação álcali-agregado em barragens de concreto. *Revista Mackenzie de Engenharia e Computação*, v. 1, n. 1, pp. 181-199.

Pietruszczak, S., Jiang, J. & Mirza, F. A., 1988. An elastoplastic constitutive model for concrete. *International Journal of Solids and Structures*, v. 24, n. 7, pp. 705-722.

Posterlli, M. C., 2017. *Modelagem da expansão devido à reação álcali-agregado de concreto armado reforçado com fibras*. Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo

Rüsch, H., 1981. *Concreto armado e protendido - propriedades dos materiais e dimensionamento*. Rio de Janeiro: Campus.

Sampaio, M. S. M., Paccola, R. R. & Coda, H. B., 2015. A geometrically nonlinear FEM formulation for the analysis of fiber reinforced laminated plates and shells. *Composite Structures*, v. 119, pp. 799-814.

Saouma, V. E., Martin, R. A., Hariri-Ardebili, M. A. & Katayama, T. A., 2015. A mathematical model for the kinetics of the alkali-silica chemical reaction. *Cement and Concrete Research*, v. 68, pp. 184-195.

Scrivener, K. L., 2009. Importance of microstructural understanding for durable and sustainable concrete. *Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting II*, pp. 13-20.