

Numerical simulation of the service life of reinforced concrete structures subject to pitting corrosion

Éverton S. Ramos¹, Rogério Carrazedo¹

¹*Departament of Structural Engineering, São Carlos School of Engineering, University of São Paulo
Av. Trabalhador São Carlense, 400, 13566-590, São Carlos, SP, Brazil
evertonramos@usp.br, rogcarrazedo@sc.usp.br*

Abstract. Chloride corrosion is the most severe deterioration mechanism that affects reinforced concrete structures, especially in regions with a marine atmosphere. Electrochemical reactions begin when the critical chloride ion content is reached on the surface of the bar, promoting the depassivation of the steel. In this work, a two-dimensional numerical model based on the Finite Element Method (FEM) is proposed to analyze the service life of reinforced concrete beams subjected to pitting corrosion. Two-dimensional triangular elements with Mazar's damage criterion were used for the concrete matrix and truss elements with elastoplastic behavior were used for the reinforcements, coupled through the embedded technique. The period of initiation of the corrosive process is determined considering exclusively the mechanism of diffusion of chloride ions, using Fick's laws. Deterministic models based Faraday's laws available in the literature are used for the analysis of the propagation phase, simulated by reducing the cross section area of the reinforcement over time. Service life is estimated by the crack opening limit state, according to the Brazilian standardization ABNT NBR 6118:2014. Numerical applications are presented to demonstrate the robustness of the implementations carried out, revealing the importance of the thickness of the concrete cover and the water / cement ratio in the service life of the structural element.

Keywords: Pitting corrosion, Chloride ions, Reinforced concrete beams.

1 Introdução

A instauração do processo corrosivo no aço das armaduras caracteriza-se no principal responsável pela deterioração das estruturas de concreto armado ao longo do tempo. O montante de recursos destinados às atividades de reparação, manutenção e recuperação de estruturas corroídas evidencia sua elevada influência no setor econômico. Estima-se que em países desenvolvidos o impacto financeiro corresponde entre 3.5% e 5.0% de seus respectivos PIBs [1, 2]. Por este motivo, estudos concernentes à problemática têm mobilizado cada vez mais esforços por parte da comunidade científica.

No âmbito da mecânica computacional é notório o interesse no desenvolvimento de ferramentas numéricas capazes de incorporar os fenômenos de degradação material ao longo do tempo, visando prever com precisão o comportamento das estruturas durante sua vida útil. Por vida útil entende-se o período de tempo em que a estrutura é capaz de manter suas características funcionais preservadas, garantindo conforto e segurança ao usuário. Neste sentido, a previsão do comportamento estrutural frente às manifestações patológicas ao longo do tempo desempenha um papel fundamental na estimativa do final da vida útil dos componentes estruturais. Desse modo, tais ferramentas mostram-se promissoras para auxiliar os projetistas nas tomadas de decisões, proporcionando a possibilidade de efetuar análises prévias a partir de parâmetros acessíveis, definidos na fase de projeto, considerando diversos cenários.

A vida útil das estruturas de concreto armado pode ser descrita conforme o modelo apresentado por Tuutti [3], o qual perdura até os dias atuais. Neste modelo o tempo de serviço das estruturas é dividido nos períodos de iniciação e propagação da corrosão. A análise da fase de iniciação é fundamentada nos mecanismos de transporte de massa no concreto, com interesse no tempo de despassivação do aço em virtude da migração dos agentes agressivos presentes no ambiente externo. O processo corrosivo efetivamente ocorre na fase de propagação, que pressupõe a formação de micropilhas na superfície das armaduras, responsáveis pelas reações eletroquímicas de oxirredução, com a circulação de elétrons através das substâncias presentes na rede porosa da microestrutura do concreto [1, 4]. Inúmeros fatores influenciam nestes processos, como as propriedades do concreto, as condições

ambientais em que a estrutura está inserida e as solicitações mecânicas. A complexidade do fenômeno instiga a utilização de modelos simplificados na simulação dos efeitos deletérios que atingem as estruturas.

Morfologicamente a corrosão das armaduras pode ser classificada como generalizada, devido à carbonatação do concreto de cobertura, e localizada, desencadeada pelos íons cloreto. A corrosão localizada é mais propícia em ambientes com atmosfera marinha, devido às altas concentrações de cloretos. Neste caso, a deterioração da armadura ocorre em pontos discretos, formando cavidades com profundidades consideráveis, denominadas de pites.

Concomitantemente a redução da seção transversal das armaduras ocorre a formação dos produtos de corrosão, os quais são comumente conhecidos como ferrugem. Os produtos de corrosão possuem ação expansiva, ocupando cerca de 3 a 10 vezes o volume do metal original, exercendo pressões internas de elevada magnitude na interface aço / concreto, as quais são responsáveis por desencadear o processo de fissuração [4]. As fissuras, por sua vez, desempenham importante papel na análise da vida útil das estruturas, pois constituem-se em caminhos preferenciais para a entrada dos agentes agressivos [5–7]. Neste sentido, os modelos iniciais de previsão de vida útil foram elaborados considerando como fator limitante o surgimento das primeiras fissuras no concreto de cobertura, conforme apresentado nos trabalhos de Bažant [8] [9], Morinaga [10] e Bhargava et al. [11].

Desse modo, este estudo apresenta uma contribuição às análises de vida útil de estruturas de concreto armado. A modelagem numérica é realizada com o auxílio do Método dos Elementos Finitos (MEF), acoplando cinematicamente as armaduras na matriz de concreto por uma metodologia embasada nas técnicas de embutimento. As não linearidades físicas do concreto e da armadura encontram-se contempladas com base em modelos de dano escalar e elastoplasticidade, respectivamente. A fase de iniciação é analisada por meio da segunda de Fick, enquanto a fase de propagação é simulada a partir do acoplamento de modelos determinísticos presentes na literatura.

2 Modelagem numérica do concreto armado

Neste trabalho os campos mecânicos são aproximados empregando uma abordagem Lagrangiana total por meio do método dos elementos finitos baseado em posições. Tal metodologia possui natureza geometricamente não linear. Para o presente estudo o concreto é modelado por elementos finitos planos triangulares e a armadura com elementos de treliça, acoplados cinematicamente por uma estratégia baseada nas técnicas de embutimento. Esta abordagem mostra-se interessante na simulação de materiais compósitos, apresentando como vantagens o fato de não limitar as posições nodais do reforço, garantindo total liberdade na geração das malhas, e também não aumentar o número de graus de liberdade do problema. A aderência entre os domínios é garantida por meio dos nós da armadura. Sua formulação consiste em descrever os parâmetros nodais dos elementos finitos do reforço em função dos parâmetros nodais dos elementos finitos da matriz, por meio das funções aproximativas, também conhecidas como funções de forma.

A condição de equilíbrio é determinada por meio do princípio da estacionariedade da energia mecânica total, em que desconsiderando os efeitos das forças inerciais pode ser expressa como:

$$\delta\Pi = \left(\frac{\partial\mathbb{U}}{\partial Y_i} \right) \delta Y_i + \left(\frac{\partial\mathbb{P}}{\partial Y_i} \right) \delta Y_i = 0, \quad (1)$$

na qual \mathbb{U} e \mathbb{P} representam as energias de deformação e potencial das forças externas, respectivamente, e Y_i correspondem às posições da matriz. Assim, o equilíbrio é determinado a partir dos princípios variacionais, sendo dado pela nulidade da primeira variação da energia mecânica. Considerando a arbitrariedade de δY_i e tomando $\partial\mathbb{P}/\partial Y_i = -F_i^{\text{ext}}$, obtém-se o seguinte sistema de equações não lineares:

$$\frac{\partial\mathbb{U}}{\partial Y_i} - F_i^{\text{ext}} = 0_i. \quad (2)$$

A derivada da energia interna de deformação em relação às posições resulta nas forças internas. Para o sólido bidimensional reforçado com fibras, a energia de deformação é composta pelas energias desenvolvidas na matriz de concreto ($\tilde{\mathbb{U}}$) e nas armaduras ($\bar{\mathbb{U}}$). Desse modo, considerando as contribuições da matriz e do reforço, $\partial\mathbb{U}/\partial Y_i$ é escrito como:

$$\frac{\partial\mathbb{U}}{\partial Y_i} = F_i^{\text{int}} = \frac{\partial\tilde{\mathbb{U}}}{\partial Y_i} + \frac{\partial\bar{\mathbb{U}}}{\partial Y_i}. \quad (3)$$

A estratégia de solução baseia-se no método de Newton-Raphson, procedendo com a linearização do resíduo em torno de um conjunto de posições tentativas (Y_k^t). O processo resulta em um sistema de equações lineares, o qual encontra uma correção para as posições tentativas. Portanto, considerando as posições iniciais como tentativas o resíduo pode ser escrito por meio de um vetor g_i , do seguinte modo:

$$g_i = \frac{\partial\mathbb{U}(Y_k^t)}{\partial Y_i} - F_i^{\text{ext}} \neq 0_i. \quad (4)$$

Expandindo g_i em série de Taylor e truncando em primeira ordem, obtém-se a expressão da linearização do resíduo:

$$g_i(Y_k) = g_i(Y_k^t) + \frac{\partial g_i}{\partial Y_j} \Big|_{Y_k^t} \Delta Y_j = g_i(Y_k^t) + \frac{\partial^2 \mathbb{U}}{\partial Y_i \partial Y_j} \Big|_{Y_k^t} \Delta Y_j = g_i(Y_k^t) + H_{ij} \Delta Y_j = 0_i, \quad (5)$$

na qual H refere-se à Hessiana ou matriz de rigidez tangente do problema, a qual pode ser determinada derivando a eq. (4) em relação às posições, em que considerando forças externas conservativas resulta em:

$$H_{ij} = \frac{\partial^2 \mathbb{U}}{\partial Y_i \partial Y_j} = \frac{\partial^2 \tilde{\mathbb{U}}}{\partial Y_i \partial Y_j} + \frac{\partial^2 \bar{\mathbb{U}}}{\partial Y_i \partial Y_j}. \quad (6)$$

Assim, as posições tentativas são atualizadas durante o processo iterativo da seguinte forma: $Y_j^{t+1} = Y_j^t + \Delta Y_j$. O procedimento de correção das posições tentativas é repetido até um dado critério de convergência for atendido. Na presente formulação o critério é definido com base na relação entre as normas dos vetores de correção e das posições na configuração indeformada, sendo expresso como:

$$\frac{\sqrt{\Delta Y_j \Delta Y_j}}{\sqrt{X_j X_j}} \leq \text{tolerância}. \quad (7)$$

Para maiores detalhes sobre a formulação adotada o leitor é encorajado a consultar os trabalhos de Coda e Greco [12] e Paccola et al. [13].

O comportamento não linear físico do concreto é considerado a partir do modelo de dano escalar proposto por Mazars [14]. Desse modo, as propriedades elásticas do material são penalizadas uniformemente com a evolução das deformações de alongamento. Visando uma descrição completa do comportamento mecânico, um modelo elastoplástico unidimensional com encruamento isótropo linear positivo é incorporado nas relações constitutivas do aço das armaduras.

3 Modelagem da corrosão por pites

A modelagem do período de iniciação da corrosão localizada é realizada considerando a atuação isolada do mecanismo de difusão de cloretos, conforme argumentado em Vu e Stewart [15]. Assim, segundo Cao e Cheung [16], o fenômeno de difusão de cloretos pode ser simulado consistentemente por meio das leis de Fick. No presente trabalho o tempo referente à iniciação do processo corrosivo é determinado através da segunda lei de Fick, adequada para a representação da difusão em regime transiente, conforme a expressão a seguir:

$$C(x, t) = C_0 \left[1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{D_0 t}} \right) \right], \quad (8)$$

na qual $C(x, t)$ corresponde à concentração de cloretos a uma distância x da superfície em um determinado tempo t , C_0 refere-se à concentração de cloretos na superfície da estrutura, erf representa a função erro de Gauss e D_0 é o coeficiente de difusão. A fim de determinar de maneira explícita o tempo até a despassivação do aço assume-se $C_{\text{lim}} = C(x_c, t)$, em que C_{lim} indica o teor crítico de cloretos e x_c é a distância entre as superfícies do elemento estrutural e da armadura. Desse modo, manipulando algebricamente a expressão anterior, escreve-se o tempo de iniciação da corrosão, dado em segundos, como:

$$t_i = \frac{1}{D_0} \left[\frac{x_c}{2 \operatorname{erf}^{-1}(1 - C_{\text{lim}}/C_0)} \right]^2. \quad (9)$$

Para levar em consideração a porosidade do concreto, adota-se o modelo proposto por Bentz et al. [17], no qual D_0 depende do fator água / cimento (a/c), sendo dado em cm^2/s pela seguinte expressão:

$$D_0 = 10^{-10+4.66(a/c)}. \quad (10)$$

Neste estudo a fase de propagação é simulada considerando somente a influência da perda de área de seção transversal das armaduras no comportamento mecânico do elemento estrutural. Para isso, emprega-se o modelo de corrosão não uniforme proposto por Yuan e Ji [18], o qual visa representar a degradação causada pelos íons cloreto. Tal modelo propõe que a corrosão afeta somente a superfície do aço voltada para o concreto de cobertura, atuando

apenas em metade da seção transversal da armadura. Desse modo, a redução do raio circunferencial é dada pela seguinte expressão:

$$u_{st}(\theta, t_p) = R_{st} - \frac{R_{st}(R_{st} - p(t_p))}{\sqrt{(R_{st} - p(t_p))^2 \cos^2 \theta + R_{st}^2 \sin^2 \theta}}, \quad (11)$$

na qual u_{st} representa a redução do raio, θ refere-se ao ângulo que descreve a superfície semi-elíptica suscetível à corrosão, onde $0 \leq \theta \leq \pi$, p corresponde à profundidade do pite e R_{st} é o raio inicial da armadura.

O modelo proposto por Val et al. [19] é usado para a estimativa da profundidade do pite, o qual é dado por:

$$p(t_p) = 0.0116 i_{\text{corr}}(t_p) R t_p, \quad (12)$$

sendo p a profundidade do pite, dada em milímetros, i_{corr} a densidade da corrente de corrosão, expressa em $\mu\text{A}/\text{cm}^2$, t_p o tempo de propagação do processo corrosivo, dado em anos, e R uma constante probabilística associada à relação entre a máxima profundidade do pite e a profundidade média. Neste estudo adota-se $R = 5.08$, em concordância com os resultados dos ensaios experimentais e análises estatísticas conduzidos por Stewart [20].

A densidade da corrente de corrosão ao longo do tempo é estimada pelo modelo empírico proposto por Vu e Stewart [15]. Apesar de sua simplicidade, é bastante empregado no meio científico, apresentando boa previsão para a análise do processo de corrosão. O fato de representar satisfatoriamente a corrente de corrosão empregando somente dois parâmetros, de fácil obtenção, motivou seu emprego neste estudo. Assim, a densidade da corrente de corrosão é dada da seguinte forma:

$$i_{\text{corr}}(t_p) = \left[\frac{37.8(1 - a/c)^{-1.64}}{x_c} \right] 0.85 t_p^{-0.29}, \quad (13)$$

com x_c indicando a espessura do concreto de cobrimento, dado em cm.

Desse modo, considerando à região corroída com formato semi-elíptico, a área íntegra da seção transversal (A_{int}) é calculada como:

$$A_{\text{int}}(t_p) = \frac{\pi R_{st}}{2} (2R_{st} - p(t_p)). \quad (14)$$

4 Aplicação numérica

O modelo mecânico desenvolvido acoplado à corrosão localizada é aplicado na predição da vida útil de uma viga biapoiada sujeita à corrosão por pites. O elemento estrutural foi dimensionado à flexão conforme as recomendações da ABNT NBR 6118:2014 [21]. Para o dimensionamento os seguintes parâmetros foram considerados: CAA II (Classe de Agressividade Ambiental); cobrimento de 30 mm; relação $a/c = 0.50$; concreto com resistência característica à compressão de $f_{ck} = 20$ MPa; e aço com resistência ao escoamento de $f_e = 500$ MPa. As características geométricas e condições de contorno essenciais e mecânicas são apresentadas na Fig. 1.

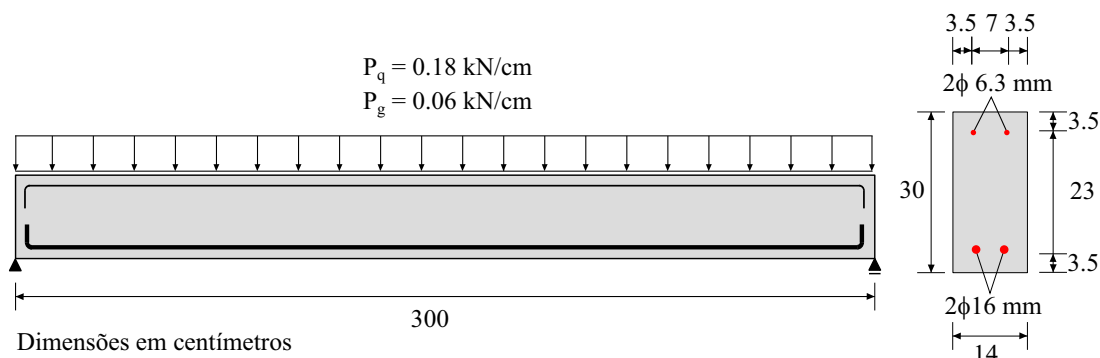


Figura 1. Detalhamento do elemento estrutural

A discretização da matriz foi efetuada com o emprego de 720 elementos finitos triangulares com ordem de aproximação cúbica, totalizando 3439 nós e 6878 graus de liberdade. As armaduras foram discretizadas por 663 elementos de barra simples e 665 nós. Quanto aos materiais, as seguintes propriedades elásticas foram usadas na modelagem: $E_c = 3005.275$ kN/cm², $\nu_c = 0.20$, $E_s = 21000$ kN/cm² e $\nu_s = 0.0$. Destaca-se que E_c foi determinado segundo as prescrições da instrução normativa brasileira. Os parâmetros de dano foram calibrados de acordo com o comportamento uniaxial do concreto dado pela respectiva norma, assumindo o seguinte conjunto de valores:

$\varepsilon_{d0} = 5.1476 \times 10^{-5}$, $A_T = 1.00$, $B_T = 11000$, $A_C = 0.70$ e $B_C = 1600$. Para as amaduras foi assumido um comportamento perfeitamente elástico.

A presença dos pites foi considerada somente no terço central da armadura longitudinal inferior. Tal simplificação é adotada devido ao fato desta região apresentar os maiores valores de abertura de fissura, o que favorece a intensidade da entrada dos agentes agressivos, sendo portanto, mais suscetível à formação de pites. Além disso, as armaduras são mais solicitadas nesta região, logo a redução da área de seção transversal do aço presente nesta faixa conduz ao cenário mais severo. A fim de simular o processo de corrosão localizada devido ao ingresso de íons cloreto, foram posicionados uniformemente 20 elementos de pite, com espaçamento $s = 2\phi_i$ e comprimento igual à ϕ_i , em que ϕ_i refere-se ao diâmetro inicial da armadura. Cada elemento de pite corresponde a um elemento finito de barra simples. O posicionamento dos pites e o detalhamento da malha de elementos finitos da matriz de concreto são expostos na Fig. 2.

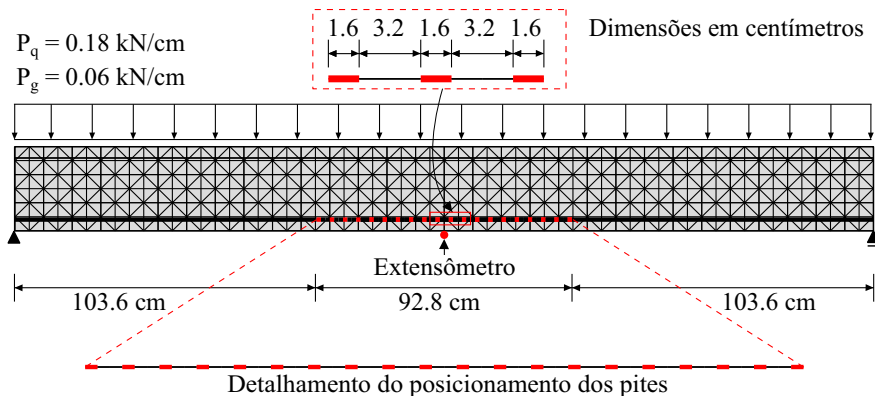


Figura 2. Discretização do domínio e posicionamento dos elementos de barra simples sujeitos à deterioração

A partir de um estudo prévio verificou-se que o estado limite de abertura de fissuras é atingido antes do estado limite de deformações excessivas, quando se considera a redução da área da seção transversal das armaduras ao decorrer do tempo. Ressalta-se que o modelo não leva em conta as deformações diferidas. Contudo, por meio de uma abordagem analítica admitindo a existência de contra-flecha, verifica-se que a estrutura se mantém resguardada quanto às deformações excessivas. Assim, a vida útil da viga é determinada mediante o estado limite de abertura de fissuras, conforme a ABNT NBR 6118:2014 [21], a qual especifica uma largura máxima de $w_k = 0.3$ mm para a CAA II, calculada da seguinte forma:

$$w_k \leq \begin{cases} \frac{\phi_i}{12.5 \cdot \eta_i} \cdot \frac{\sigma_{si}}{E_{si}} \cdot \frac{\sigma_{si}}{f_{ct,m}} \\ \frac{\phi_i}{12.5 \cdot \eta_i} \cdot \frac{\sigma_{si}}{E_{si}} \cdot \left(\frac{4}{\rho_{cr}} + 45 \right) \end{cases} \quad (15)$$

sendo ϕ_i o diâmetro da barra que protege a região de envolvimento analisada, η_i o coeficiente de conformação superficial, assumindo o valor de 2.25 para barras nervuradas, σ_{si} a tensão de tração no centro de gravidade da barra de aço avaliada, tomada como a máxima tensão atuante nas regiões sujeitas à corrosão, E_{si} o módulo de Young do aço, $f_{ctk,m}$ a resistência média do concreto à tração, dada por $f_{ctk,m} = 0.3 f_{ck}^{2/3}$ e ρ_{cr} a taxa de armadura em relação à área da região de envolvimento.

O período de iniciação foi avaliado por meio da lei de Fick para o estado de difusão transiente. Foi adotado um teor de cloretos constante na superfície externa da viga, equivalente à $C_0 = 0.9\%$, sugerido por Helene [22] para um concreto com resistência à compressão entre 20 e 30 MPa sujeito à névoa salina. Para a despassivação da armadura foi adotado um teor crítico de cloretos de $C_{lim} = 0.4\%$, conforme indicado em Medeiros [23].

A simulação numérica pode ser dividida em três etapas, em que a primeira refere-se à aplicação do carregamento de forma imediata, o qual é aplicado em 20 passos de carga. Na segunda etapa o tempo de iniciação da corrosão é determinado conforme a segunda lei de Fick. Por último, a terceira etapa compreende a fase de propagação, em que o comportamento mecânico da viga é determinado considerando a redução da área de seção transversal das armaduras, adotando passos de tempo de 1 ano. As análises foram conduzidas variando, isoladamente, a espessura do concreto de cobrimento e o fator água / cimento. Logo, a vida útil foi determinada para os cobrimento de 20, 25 e 30 mm, mantendo $a/c = 0.50$ e, em seguida, adotando $c = 30$ mm a vida útil foi analisada considerando um fator a/c de 0.45, 0.50 e 0.55. Os gráficos presentes na Fig. 3 apresentam a máxima abertura de fissura em função do tempo, até o final da vida útil da viga. Nota-se que os parâmetros avaliados influenciam significativamente no comportamento mecânico do elemento estrutural.

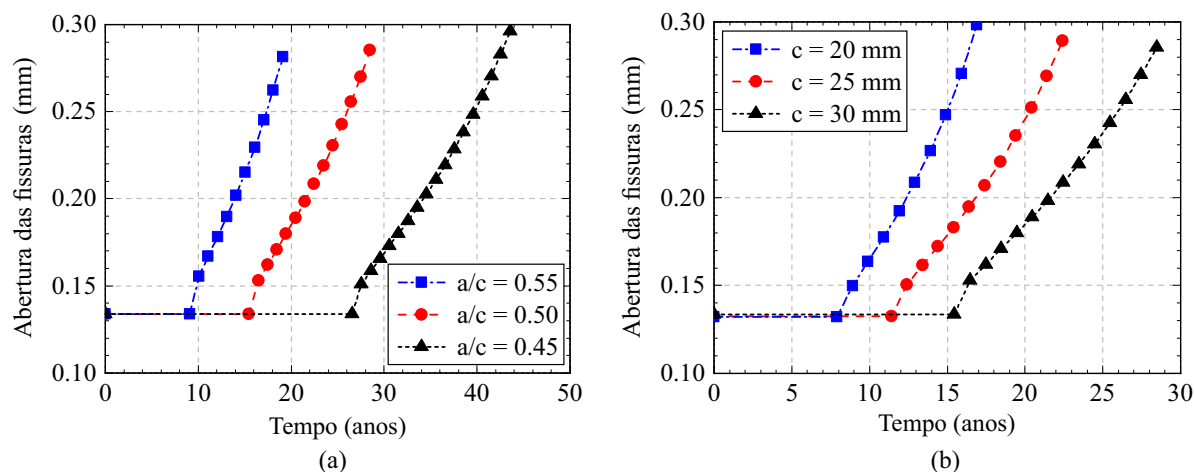


Figura 3. Abertura das fissuras em função do tempo: (a) influência da espessura do cobrimento para $a/c = 0.50$ e (b) influência do fator a/c para um cobrimento de 30 mm

O período referente à vida útil e os tempos de iniciação e propagação da corrosão são apresentados nas Tabelas 1 e 2. Observa-se que a redução do cobrimento de 30 mm para 20 mm reduziu a vida útil da estrutura em 11.56 anos, equivalente à 40.60%. Já o aumento do fator água / cimento de 0.45 para 0.55 provocou uma redução da vida útil de 24.49 anos, correspondente à 56.21%. Desse modo, o modelo se mostrou bastante sensível com relação aos parâmetros, especialmente o fator água / cimento.

Tabela 1. Influência do cobrimento na vida útil para $a/c = 0.50$

c (mm)	Tempo de iniciação (anos)	Tempo de iniciação (%)	Tempo de propagação (anos)	Tempo de propagação (%)	Vida útil (anos)
20	7.91	46.78	9.0	53.22	16.91
25	11.41	50.91	11.0	49.09	22.41
30	15.47	54.34	13.0	45.66	28.47

Tabela 2. Influência da relação a/c na vida útil para $c = 30$ mm

a/c	Tempo de iniciação (anos)	Tempo de iniciação (%)	Tempo de propagação (anos)	Tempo de propagação (%)	Vida útil (anos)
0.45	26.57	59.61	17.0	40.39	43.57
0.50	15.47	54.34	13.0	45.66	28.47
0.55	9.08	47.59	10.0	52.41	19.08

5 Conclusões

Diante dos resultados obtidos verifica-se que o período de propagação do processo corrosivo corresponde a uma parcela substancial da vida útil da estrutura. Tal comportamento aponta a capacidade do elemento estrutural preservar suas características funcionais por um razoável período de tempo após a despassivação das armaduras.

O fator a/c e a espessura do cobrimento, parâmetros definidos na fase de projeto, influenciaram significativamente o tempo de vida útil. Os resultados mostraram que a redução do cobrimento de 30 mm para 25 mm conduziu a uma redução de 21.29% da vida útil do elemento. Já o aumento do fator a/c de 0.50 para 0.55 provocou uma redução de 32.98% da vida útil.

Portanto, apesar das simplificações adotadas, os resultados mostraram-se condizentes com o esperado. Desse modo, verifica-se a aplicabilidade do modelo computacional desenvolvido na análise da degradação mecânica e previsão de vida útil de estruturas de concreto armado sujeitas à corrosão localizada.

Agradecimentos. Os autores agradecem ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), processo nº 140996/2020-6, pelo fomento oferecido à pesquisa.

Declaração de autoria. Os autores confirmam que são as únicas pessoas responsáveis pela autoria deste trabalho, e que todo o material aqui incluído como parte do presente artigo é de propriedade (e autoria) dos autores, ou tem a permissão dos proprietários para serem incluídos aqui.

Referências

- [1] Gentil, V., 2011. *Corrosão*. Editora LTC, Rio de Janeiro, 6 edition.
- [2] Ribeiro, D. V., Sales, A., Tutikian, B. F., Souza, C. A. C., Almeida, F. C. R., Cunha, M. P. T., Lourenço, M. Z., & Oswaldo Cascudo, Helene, P. R. L., 2018. *Corrosão e degradação em estruturas de concreto: teoria, controle e técnicas de análise e intervenção*. Elsevier Brasil, Rio de Janeiro, 2 edition.
- [3] Tuutti, K., 1982. *Corrosion of steel in concrete*. Swedish Cement and Concrete Research Institute Stockholm, Stockholm.
- [4] Cascudo, O., 1997. *O controle da corrosão de armaduras em concreto: inspeção e técnicas eletroquímicas*. PINI Ltda, 1 edition.
- [5] Ji, Y. S., Hu, Y., Zhang, L., & Bao, Z. Z., 2016. Laboratory studies on influence of transverse cracking on chloride-induced corrosion rate in concrete. *Cement and Concrete Composites*, vol. 69, pp. 28–37.
- [6] Köliö, A., Pakkala, T. A., Hohti, H., Laukkarinen, A., Lahdensivu, J., Mattila, J., & Pentti, M., 2017. The corrosion rate in reinforced concrete facades exposed to outdoor environment. *Materials and Structures*, vol. 50, n. 1, pp. 23.
- [7] Zaki, A., Chai, H. K., Behnia, A., Aggelis, Dimitrios G. and Tan, J. Y., & Ibrahim, Z., 2017. Monitoring fracture of steel corroded reinforced concrete members under flexure by acoustic emission technique. *Construction and Building Materials*, vol. 136, pp. 609–618.
- [8] Bažant, Z. P., 1979a. Physical model for steel corrosion in concrete sea structures - Theory. *Journal of the Structural Division*, vol. 105, n. 6, pp. 1137–1153.
- [9] Bažant, Z. P., 1979b. Physical model for steel corrosion in concrete sea structures - Application. *Journal of the Structural Division*, vol. 105, n. 6, pp. 1155–1166.
- [10] Morinaga, S., 1989. Prediction of service lives of reinforced concrete buildings based on rate of corrosion of reinforcing steel. *Special Report of the Institute of Technology. Skimiza Corporation, Japan*.
- [11] Bhargava, K., Ghosh, A. K., Mori, Y., & Ramanujam, S., 2006. Analytical model for time to cover cracking in RC structures due to rebar corrosion. *Nuclear Engineering and Design*, vol. 236, n. 11, pp. 1123–1139.
- [12] Coda, H. B. & Greco, M., 2004. A simple FEM formulation for large deflection 2D frame analysis based on position description. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 193, n. 33-35, pp. 3541–3557.
- [13] Paccola, R. R., Piedade Neto, D., & Coda, H. B., 2015. Geometrical non-linear analysis of fiber reinforced elastic solids considering debonding. *Composite Structures*, vol. 133, pp. 343–357.
- [14] Mazars, J., 1984. *Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire et à la rupture du béton de structure*. PhD thesis, Thèse de Doctorat d'État, Université Paris 6, Paris.
- [15] Vu, K. A. T. & Stewart, M. G., 2000. Structural reliability of concrete bridges including improved chloride-induced corrosion models. *Structural Safety*, vol. 22, n. 4, pp. 313–333.
- [16] Cao, C. & Cheung, M. M. S., 2014. Non-uniform rust expansion for chloride-induced pitting corrosion in RC structures. *Construction and Building Materials*, vol. 51, pp. 75–81.
- [17] Bentz, D. P., Clifton, J. R., & Snyder, K. A., 1996. Predicting service life of chloride-exposed reinforced concrete. *Concrete International*, vol. 18, n. 12, pp. 42–47.
- [18] Yuan, Y. & Ji, Y., 2009. Modeling corroded section configuration of steel bar in concrete structure. *Construction and Building Materials*, vol. 23, n. 6, pp. 2461–2466.
- [19] Val, D. V., Stewart, M. G., & Melchers, R. E., 1998. Effect of reinforcement corrosion on reliability of highway bridges. *Engineering Structures*, vol. 20, n. 11, pp. 1010–1019.
- [20] Stewart, M. G., 2004. Spatial variability of pitting corrosion and its influence on structural fragility and reliability of RC beams in flexure. *Structural Safety*, vol. 26, n. 4, pp. 453–470.
- [21] Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2014. NBR 6118: Projeto de estruturas de concreto. Rio de Janeiro.
- [22] Helene, P. R. L., 1993. Contribuição ao estudo da corrosão em armaduras de concreto armado.
- [23] Medeiros, M. H. F., 2008. *Contribuição ao estudo da durabilidade de concretos com proteção superficial frente à ação de íons cloretos*. PhD thesis, Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo.