

Таким образом, наглядно прослеживается процесс перекристаллизации $\text{Ca}(\text{OH})_2$ при взаимодействии с углекислым газом в ходе карбонизации с образованием нового соединения – вторичного карбоната кальция.

ВЫВОДЫ

1. Карбонизационное твердение гидроксида кальция проходит с образованием аморфного соединения – гидрокарбоната кальция. $\text{Ca}(\text{HCO}_3)_2$ является переходной гидратированной фазой, после растворения которой выделяются стабильный CaCO_3 и H_2O .

2. Методом электронной микроскопии исследовано изменение внутренней структуры известкового материала. Установлено, что пластинчатые агрегаты $\text{Ca}(\text{OH})_2$ перекристаллизуются в кристаллы кальцита преимущественно скаленоэдрической формы.

ИСПОЛЬЗОВАННАЯ ЛИТЕРАТУРА

1. Рыбьев И.А. Общая теория и единая классификация строительных материалов на основе вяжущих веществ / И.А. Рыбьев // Строительные материалы. – 1975. - №5. – С.29 – 31.
2. Zalmanoff N. Carbonation of Lime Putties To Produce High Grade Building / N. Zalmanoff // Rock Products. – 1956. – August. – P. 182 – 186.
3. Глуховский В.Д. Вяжущие и композиционные материалы контактного твердения / Глуховский В.Д., Рунова Р.Ф. Максунев С.Е. – К.: Высшая школа, 1991. – 243 с.
4. Ребиндер П.А. Экспериментальное исследование влияния механических напряжений на процессы образования кристаллизационных контактов при срастании кристаллов / П.А. Ребиндер, Е.Д. Щукин, Е.А. Амелина и др. // Поверхностные явления в дисперсных системах. Физико-химическая механика. Избранные труды. – М.: Наука, 1979. – С. 126-130.
5. Карбонатные материалы на основе известковых систем контактно-карбонизированного типа твердения / С.И. Федоркин, Н.В. Любомирский, М.А. Лукьянченко, Т.А. Локтионова, А.С. Бахтин, В.И. Климюк // Строительство и техногенная безопасность. – Симферополь: НАПКС. – 2007. – вып. 21. – С. 63 – 80.
6. Крешков А.П., Основы аналитической химии / А.П. Крешков. – М.: «Химия», 1976.
7. Бутт Ю.М.. Твердение вяжущих при повышенных температурах / Ю.М. Бутт, Л.Н. Рашкович. – М.: Стройиздат, 1965. – 223 с.
8. Zalmanoff N. Carbonation of Lime Putties To Produce High Grade Building / N. Zalmanoff // Rock Products. – 1956. – September. – P. 84 – 90.
9. Доронин. Н. А. Кальций / Н.А. Доронин. – М.: Госхимиздат, 1962. – 191 с.

УДК 624.012:620.193

ПРОБЛЕМИ ТА МЕТОДИКИ ОЦІНКИ КОРОЗІЙНОЇ СТІЙКОСТІ ТА ДОВГОВІЧНОСТІ БЕТОННИХ І ЗАЛІЗОБЕТОННИХ КОНСТРУКЦІЙ

д.т.н., проф. Лучко Й.Й.,

Дніпропетровський національний університет залізничного транспорту ім. академіка В. Лазаряна

Проблема та актуальність. Для оцінки корозійної стійкості та довговічності бетонних і залізобетонних конструкцій (споруд) потрібно одержати синтезуючу оцінку поширення фронту корозійної деградації із врахуванням напружень та повзучості бетону, швидкості карбонізації захисного шару арматури та термоциклічності навантажень. Розглянемо вплив окремих чинників на корозійну стійкість і довговічність залізобетонних конструкцій та споруд.

Проблемою переважної більшості бетонних та залізобетонних конструкцій, які експлуатуються в умовах неізолюваних від атмосферних (повітряно-вологих) руйнівних впливів, є їхнє локальне корозійне руйнування, що призводить до втрати несучої здатності об'єктів. Дослідження корозії бетону, насамперед, важливе з погляду оцінки ресурсу захисного шару арматури (пасивуючої дії бетону) у залізобетонних елементах конструкцій, тому що у разі його вичерпання виникає небезпека катастрофічних руйнувань несучих елементів. Особливий інтерес становить згаданий вид корозії, який практично завжди присутній, а саме: оцінка агресивності середовища залежно від деяких факторів, зокрема, зволоженості та засоленості.

Численні дослідження, узагальнення яких наведено у [1, 2, 3, 4 та ін.], з кінетики корозії бетону показують, що моделювання процесу значно ускладнюється змінними у часі діючими градієнтами концентрації агресивного середовища та деструкцією цементного каменю. У цих випадках для визначення кінетики корозійного руйнування найкраще використовувати рівняння дифузії Гіббса або хімічної термодинаміки [3, 20].

Аналізуючи останні дослідження [5, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12] з проблеми підвищення стійкості залізобетонних конструкцій у зволжених та засолених середовищах, можемо зробити висновок, що агресивні середовища переважно характеризуються чітко вираженою періодичністю дії, що зумовлено кліматичними умовами та особливостями виробничого циклу на промислових підприємствах. Відома значна кількість результатів досліджень [11, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18, 19] з вирішення цієї проблеми, а саме: методика кількісної оцінки вилугування бетону, нейтралізації бетону кислими газами повітря, поширення фронту корозійної деградації. Однак відсутня синтезуюча оцінка поширення фронту корозійної деградації із врахуванням напружень розтягу та повзучості бетону у захисному шарі арматури для залізобетонних елементів конструкцій будівель та споруд. Нижче розглянемо аналітичну оцінку корозійної деградації, проблеми впливу температури на корозію, оцінку ресурсу корозійної стійкості у випадку термоциклічних навантажень та вплив напруженого стану на корозію бетонних та залізобетонних конструкцій.

1. Оцінка корозійної стійкості та довговічності. Модель деградації та визначення ресурсу залізобетонних конструкцій. На основі багаторічних експериментальних і теоретичних досліджень впливу агресивного середовища на довговічність залізобетонних конструкцій, результати яких описані у праці [18], можемо прогнозувати ресурс таких конструкцій. Зокрема вивчено кінетику корозійного руйнування бетону, для чого використано рівняння дифузії з урахуванням зміни коефіцієнта дифузії внаслідок деградації структури цементного каменю (бетону). Це дало змогу визначити коефіцієнт пропорційності β , який зв'яже величину корозійної деградації бетону з тривалістю дії агресивного середовища за теоретичними розрахунками на основі даних про дифузійні властивості нормальної та деградованої структур бетону (рис. 1).

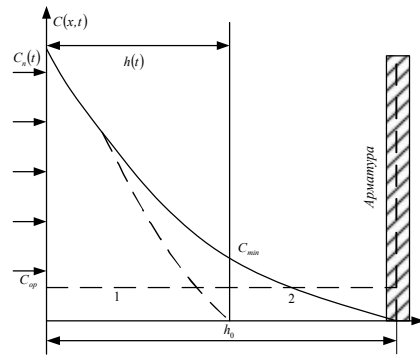


Рис. 1. Розрахункова схема розподілу концентрації агресивної речовини у захисному шарі бетону: 1 – деградована структура бетону; 2 – недеградована; h_0 – захисний шар бетону; C_{\min} – мінімальна концентрація, постійна між деградованою та нормальною структурами; $C_n(t)$ – певна початкова концентрація агресивної речовини; C_{op} – концентрація агресивної речовини, коли починається пасивація арматури

Коефіцієнт β можна визначити з характеристичного рівняння, одержаного у праці [18]:

$$\frac{\sqrt{D_1}(C_{\min} - C_n)}{\text{erf}\beta/\sqrt{D_1}} \exp\left(-\frac{z_1^2}{D_1}\right) - \frac{\sqrt{D_2}C_{\min}}{\text{erfc}\beta/2\sqrt{D_2}} \exp\left(-\frac{z_1^2}{D_2}\right) = \frac{\alpha\rho_2\sqrt{\pi}}{2}\beta. \quad (1)$$

Нехай $C_2(x,t) = C_{\min}$, тобто в початковий момент концентрація агресивної речовини однакова по глибині. Якщо функції $\exp z_1^2$ і $\text{erfc} z_1$, де $z_1 = \beta/2$, розкласти в ряди й обмежитись першими членами, то

$$\beta = \sqrt{\frac{2\rho_1}{\alpha\rho_2}(C_{\min} - C_n)}. \quad (2)$$

Як бачимо, коефіцієнт β залежить від фізико-хімічних (дифузійно-реактивних) параметрів нормального та прокородованого бетону і можемо його одержати, враховуючи наближені методи. Якщо взяти два члени розкладу $\exp z_1^2$ й обмежитись першими членами розкладу $\text{erfc} z_1$, отримаємо

$$\beta = \left[\frac{2D_1}{\alpha\rho_2}(C_{\min} - C_n) \left(1 + \frac{D_1\rho_1(C_{\min} - C_n)}{2\lambda\rho_2} \right) \right]^{1/2}. \quad (3)$$

Отже, у наступному наближенні цей коефіцієнт залежатиме від густини бетону після корозійного руйнування.

Для бетону марки В20 під час його взаємодії з розчином хлористого кальцію і при $D_1 = 1,5 \cdot 10^{-9}$ м²/с, $D_2 = 0,2 \cdot 10^{-9}$ м²/с, $\lambda = 0,005$, $\rho_1 = 2,8 \cdot 10^3$ кг/м³, $\rho_2 = 2,6 \cdot 10^3$ кг/м³, $C_{\min} = 0,7$ кг/м³, $C_n = 1-9$ кг/м³. Як очевидно з рис.1 коефіцієнт β істотно залежить від концентрації агресивної речовини на поверхні бетону.

Використавши підстановку Больцмана (z/\sqrt{t}) та функцію Крампа $\text{erf}(x)$, рівняння (1) згодом стало можливим розв'язати щодо коефіцієнта β , який був одержаний в праці [19] і виконати аналітичну оцінку корозійної деградації бетону і залізобетону в кислотному середовищі, а саме за формулою

$$\beta = \frac{D_2(C_n - C_{kp})}{r\pi\sqrt{D_2\pi}} \pm \sqrt{\frac{D_2^2(C_n - C_{kp})^2}{\pi r^2 \rho^2 m^2 D_2} + \frac{2D_1(C_{kp} - C_n)}{r\pi}}. \quad (4)$$

За фізичним змістом формули (4.4) потрібно вибрати корінь

$$\sqrt{\frac{D_2^2(C_n - C_{kp})^2}{\pi r^2 \rho^2 m^2 D_2} + \frac{2D_1(C_{kp} - C_n)}{r\pi}} > 0.$$

Ресурс залізобетонного елемента t можна визначити з урахуванням корозійної деградації захисного шару арматури ϵ_0 . Підставивши значення β , обчислене за формулою (4) або (3), у співвідношення ($\epsilon = 2\sigma\sqrt{t}$) [19], одержимо

$$t = (\epsilon_0 / \beta)^2 \quad (5)$$

На основі формули (5) можна оцінити ресурс корозійної тривкості бетонних та залізобетонних конструкцій у кислотному середовищі.

2. Аналітична оцінка корозійної деградації в кислотному середовищі.

Розглянемо ресурс захисного шару від величини напружень за різних його товщин. Для цього необхідно розробити метод кількісної оцінки розвитку фронту корозійної деградації захисного шару арматури під дією повітря та вологи і встановити його ресурс, враховуючи повзучість бетону.

Основними методами досліджень вибрані наближені методи розв'язування нелінійних крайових задач для рівнянь дифузії під час переміщення у матеріалі поверхні розділу фаз, теорії повзучості бетону.

Згідно з результатами досліджень нейтралізація бетону кислотними газами – це найтипівіша дія впливу повітря. До того ж часто (у разі карбонізації атмосферним вуглекислим газом) міцність бетону не спадає, а навпаки, збільшується. Встановлено [9, 19], що нейтралізація має пошировий характер і швидкість руху її фронту в глибину є спадна.

У першому наближенні карбонізація описується рівнянням:

$$h = \sqrt{\frac{2DC_0\tau}{m_0}}, \tag{6}$$

де h – глибина карбонізації, см; D – ефективний коефіцієнт дифузії вуглекислого газу у бетоні, $см^2/с$; C_0 – концентрація вуглекислого газу в повітрі, %; m_0 – реакційна ємність бетону, %; τ – час, с.

Рівняння (4.6) можна записати у загальному вигляді

$$h = A\sqrt{\tau} \tag{7}$$

При постійній концентрації CO_2 в навколишній атмосфері і вологості повітря кожний вид бетону характеризується своїм коефіцієнтом

$$A = \sqrt{\frac{2DC_0}{m_0}} \tag{8}$$

Найбільша небезпека руйнівного корозійного впливу води (вологи) спостерігається передусім у підземних спорудах, де також необхідно враховувати вплив карбонізації. Тут зниження міцності цементного розчину та бетону відбувається за рахунок вилугування вапна. З'ясовано [20], що “розчинність” (вилугування) вапна при температурі 20 °C становить 1230 мг/л. Розділяють три етапи такої корозійної деградації бетону:

- утворення $Ca(OH)_2$ в порах;
- гідроліз кремнієвих сполук х утворенням $Ca(OH)_2$ з подальшим транспортуванням його до поверхні;
- розклад інших сполук з утворенням лугу.

Оцінювати вилугування бетону будемо величиною q , г/см³, яка є допустимою кількістю вапна в грамах, що може бути видалена з одиниці об'єму бетону з погляду забезпечення необхідної залишкової міцності [6]. Тоді ресурс t_b , час експлуатації конструкції в агресивному середовищі за умови деградації бетону тільки вилугуванням обчислюється за формулою

$$t_b = \frac{q}{VC_b}, \tag{9}$$

де V – об'єм води, що фільтрується за одиницю часу через одиницю об'єму бетону; C_b – середня концентрація у водному розчині CaO під час експлуатації

$$q = KZ\alpha, \tag{10}$$

де Z – вміст цементу в г/см³; α – вміст CaO в цементі; K – допустима процентна кількість вилугування.

Вплив напружень для деформацій розтягу можна оцінити за залежністю [19]

$$\eta = \eta_0 \left[1 + \frac{\sigma}{E\beta} (1 - \nu_0) \right]^3, \tag{11}$$

де η_0 – інтенсивність корозії без урахування напружень; η – з урахуванням напружень; σ – напруження; E – модуль пружності; ν – коефіцієнт Пуассона; $\beta = \frac{2dnb}{a^2}$ – відносна величина (характеристика пористості) відношення фільтруючих капілярів і мікротріщин перерізом $2db$ у кількості n площі матеріалу.

Прийmemo положення теорії повзучості [1], де деформація повзучості ϵ_n залежно від напружень σ , віку бетону в момент прикладення навантаження τ і часу t :

$$\epsilon_n = \epsilon_n(\sigma, t, \tau), \tag{12}$$

$$\epsilon_n(t) = \sigma C(t, \tau), \tag{13}$$

де $C(t, \tau)$ – міра повзучості – відносна деформація повзучості, зумовлена одиничним напруженням.

Під час розрахунків використовують безрозмірну характеристику повзучості:

$$\varphi(e, \tau) = E(t_0)C(t, \tau) \tag{14}$$

де $E(t_0)$ – початковий модуль пружності.

Функція, що апроксимує міру повзучості

$$\varphi(t, \tau) = \theta(\tau) - F(t) \left(e^{-\gamma t} - A_1 \right) - \Delta(\tau) e^{-b(t-\tau)} \tag{15}$$

де для бетону марки В20: $\theta(\tau) = \varphi_1 + A_2 e^{-\gamma_2 \tau}$, $F(t) = \frac{\psi(t)}{e^{-\gamma_1 t} - A_1}$,
 $\psi(t) = \varphi_4 + A_4 e^{-\gamma_4 t}$, $\Delta(\tau) = \varphi_5 + A_5 e^{-\gamma_5 \tau}$, $t_0 = 0$, $\varphi_1 = 0,5$, $A_2 = 2$, $\varphi_4 = 0,35$,
 $\gamma_2 = \gamma_4 = \gamma_5 = 0,0163 \frac{1}{\text{добу}}$, $A_4 = 1,2$, $\varphi_5 = 0,15$, $A_5 = 0,8$, $A_1 = 1$, $b = 1$.

У формулах (9)–(10) для цього виду бетону [20]: $\nu = 5,14 \cdot 10^{-9} \frac{1}{\text{с}}$;
 $C_6 = 0,0012 \frac{\text{з}}{\text{см}^3}$; $Z = 0,3$; $\alpha = 65\%$. Допустиму величину вилугування,
 яка відповідає вичерпанню ресурсу захисного шару, приймемо $K > 10\%$.

На рис. 2 наведено результати обчислень графічних залежностей ресурсу захисного шару від відносної величини середніх напружень у початковий момент навантаження $\sigma_H = \frac{\sigma}{R_b}$ для різної товщини захисного шару.

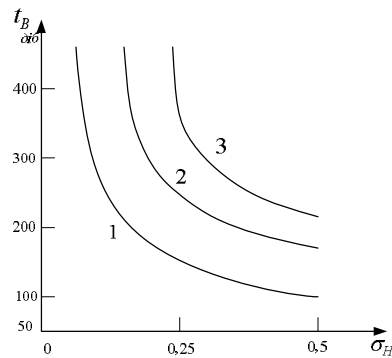


Рис.2. Графіки залежності ресурсу захисного шару від відносної величини напружень на поверхні розтягнутої зони балкового елемента за товщини захисного шару: 1 – 0,05 м; 2 – 0,01 м; 3 – 0,015 м.

Розрахунки виконано для випадку високої дифузійної проникливості вуглекислого газу при $D = 10 \cdot 10^{-4} \text{см}^2/\text{с}$ за звичайної його концентрації у повітрі. Причому ресурс його визначається від сумісної дії вилугування та карбонізації бетону.

Розрахунки свідчать, що для захисного шару 0,05 м ресурс вичерпується за рахунок нейтралізації CO_2 , для товстіших шарів – за рахунок вилугування.

Отже, під час визначення ресурсу залізобетонних балок і плит найважливішим фактором впливу можна вважати корозійну деградацію захисного шару арматури, через те, що початок інтенсивної корозії арматури у розтягнутій зоні очевидно є процесом швидкої втрати міцності конструкції. Під час експлуатації елементів конструкцій за умови атмосферних впливів у разі малої товщини захисного шару вичерпання ресурсу відбувається в

насамперед за рахунок нейтралізації бетону вуглекислим газом. Збільшена товщина дає змогу збільшити ресурс, але враховуючи, що втрата міцності швидше відбувається за рахунок вилугування, доцільно влаштувати гідроізоляцію поверхні конструкцій, що дозволяє ресурс збільшити у 2 – 3 рази.

3. Проблема оцінки впливу температури на корозію бетонних та залізобетонних конструкцій.

До останнього часу, в основному серед фізичних чинників впливу на корозію бетону при розрахунках увага зосереджувалась виключно на температурних впливах, які викликають термічні напруження. Однак на тепловий обмін між середовищем та бетонними і залізобетонними конструкціями суттєво впливають процеси масообміну, а також фазові перетворення, що відбуваються в бетоні.

Отже, тепловий потік в бетоні можна розглядати як складний, що складається з кондуктивного та конвективного потоків. Окрім того, потік вологи в бетоні залежить як від градієнта вологи, так і від градієнта температури. Цілком природно, що при порушенні термовологої рівноваги між середовищем і бетоном, залежно від величини перепаду температурі вологи в ньому виникнуть внутрішні напруження.

Відзначимо, що дуже часто для будівельних конструкцій, які наприклад експлуатуються в атмосферних умовах, зазначені фізичні чинники впливу мають циклічний характер.

Для однорідної стіни з бетону при сталому коефіцієнті теплопровідності з урахуванням нестационарності температурного поля розподіл температури можна описати рівнянням відомим рівнянням теплопровідності:

$$c\rho \frac{dT}{dt} = \text{div}(\lambda \text{grad}T), \quad (1)$$

де c - питома теплоємність; ρ - густина; T - температура; t - час; λ - коефіцієнт теплопровідності.

При цьому підвищення і пониження температури всередині бетону супроводжується випаровуванням, конденсацією і замерзанням води, що приводить до зміни кількості тепла в системі. Також необхідно враховувати і молекулярне перенесення тепла, яке виникає за рахунок дифузійних і фільтраційних процесів. Враховуючи процеси масообміну рівняння (16) прийме вигляд:

$$c\rho \frac{dT}{dt} = \text{div}(\lambda \text{grad}T) + A_n u_n \frac{\partial W}{\partial t} - c_p \rho_p v_p \text{grad}T, \quad (17)$$

де u_n - питома теплота фазового перетворення (питома теплота випаровування або питома теплота плавлення льоду); W - об'ємна концентрація рідини в тілі (маса рідини в одиниці об'єму пористого тіла); A_n - коефіцієнт (при випаровуванні або конденсації пари дорівнює критерію фазового переходу); ρ_p , c_p - відповідно густина і питома теплоємність рідини (газу); v_p - лінійна швидкість руху рідини (газу).

Для розв'язання рівняння (17) необхідно знати кількість тепла, яке бере участь у теплообміні із системою за рахунок фазових перетворень $\left(\frac{\partial W}{\partial t}\right)$.

Цю величину визначають із диференціального рівняння масопереносу:

$$\frac{\partial W}{\partial t} = \text{div}(a_m \text{grad} W + a_m \delta \text{grad} T) + A_n \frac{\partial W}{\partial t}, \quad (18)$$

де a_m - коефіцієнт потенціалопровідності масопереносу; δ - термоградієнтний коефіцієнт.

Таким чином, дія тепла навколишнього середовища на бетон приводить до появи в ньому у загальному випадку нестационарних потоків тепла і речовини, включаючи потік газів (зокрема і водяної пари).

При порушенні рівноваги вологи між бетоном і середовищем через нерівномірне протікання дифузії вологи в об'ємі бетону, в ньому можуть виникати значні градієнти вологи. Це приводить до появи усадочних деформацій (при висушуванні) і деформацій набухання (при насиченні бетону водою). Окрім того величина усадки включає в себе усадку за рахунок контракційних явищ і процесів хімічної взаємодії складових частин бетону і середовища (наприклад, за рахунок карбонізації).

Таким чином, аналітичні розв'язки рівнянь (17), (18) практично сьогодні не вдалось отримати через складність вказаних процесів тепломасопереносу та відсутність однозначних даних для розрахунку теплофізичних коефіцієнтів. Однак в результаті розв'язання проблеми хоча б адекватного експериментального визначення цих коефіцієнтів реально можливо отримати достатню наближену інженерну оцінку впливу зміни температурного поля на інтенсивність корозійної деградації за допомогою чисельних методів. Тут слід зазначити, що така зміна додатково впливає на інтенсивність корозійної деградації також за рахунок виникнення термічних напружень вище певної межі.

4. Оцінка ресурсу корозійної тривкості залізобетонних конструкцій у разі термоциклічних навантажень. Використовуючи рівняння хімічної реакції першого порядку, оцінимо корозійну деградацію. У роботі [12] описано, що кінетика корозійної деградації залежить від температури, однак, ефективно описати це явище складно, оскільки крайова задача для рівнянь дифузії нелінійна, а введення залежності для коефіцієнта дифузії від температури значно ускладнює задачу. Відзначені елементи конструкції часто працюють в умовах змін температури середовища, тобто така проблема актуальна.

Для опису корозійної деградації в елементарному об'ємі використаємо рівняння хімічних реакцій першого порядку:

$$\frac{dC}{dt} = -kC, \quad (19)$$

де C - концентрація агресивної речовини в момент часу t ; $k > 0$ - коефіцієнт швидкості реакцій. Залежність коефіцієнта k від температури можна описати рівнянням Арреніуса:

$$k = A e^{\frac{E}{RT}}, \quad (20)$$

де A - температурний фактор, $1/c$; E - енергія активації корозійної деградації, Дж/моль; R - універсальна газова стала, Дж/(моль · К); T - температура, К.

Приймаємо початкову концентрацію структурних елементів в елементарному об'ємі C_0 , а кінцеву C . Тоді, розв'язавши рівняння (19), отримуємо, що за проміжок часу t деструктивне число L досягне значення

$$L = \lg \frac{C_0}{C} = A_0 \int_0^t e^{\frac{E}{RT}} d\tau, \quad (21)$$

де τ - змінне інтегрування за часом; $A_0 = A \lg e$.

Обчислимо величину L для необмеженої пластини завтовшки $2l$ при $z=0$. Для цього використаємо відомий розв'язок задачі теплопровідності. Інтеграл у формулі (21) не обчислюється у елементарних функціях, але використавши методи інтегрування, його можна виразити через інтегральні показникові функції $E_i(x)$. У результаті одержимо деструктивне число під час нагрівання:

$$L = \frac{A_0}{S} \left(\frac{b}{l^{\frac{b}{T}}} \left[E_i \left(\frac{b}{T_k} - \frac{b}{T} \right) - E_i \left(\frac{b}{T_0} - \frac{b}{T} \right) \right] + E_i \left(\frac{b}{T_0} \right) - E_i \left(\frac{b}{T_k} \right) \right) + A_0 l^{\frac{b}{T}} t_0, \quad (22)$$

де $S = -\alpha \mu^2 / l^2$; ($\mu = 1,5$); α - коефіцієнт дифузії; $b = -E/R$; T_0 - початкова температура; T - кінцева; T_k - температура, коли досягається число L : при $T_k > T$ у формулі треба прийняти $t_0 = 0$, якщо ні, то необхідно підставити $T_k = T$, де t_0 - час витримки за температури T .

Отже, числово можна обчислити час t , за якого досягається задане число L , або дослідити зміну L залежно від часу і температури.

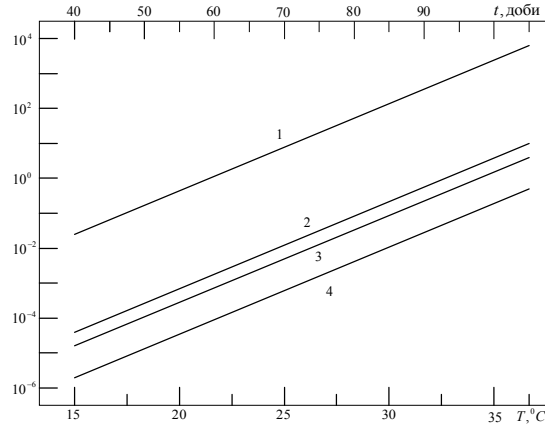


Рис. 3. Залежність деструктивного числа L від часу t під час щодобових термодинамічних навантажень протягом 12 год. і початковій температурі

5. Вплив напруженого стану бетону на його корозійну тривкість.

Вважаючи, що об'єм бетону під час розтягу збільшується внаслідок розкриття мікротріщин, та використовуючи розробки, наведені у праці [18], можемо отримати вираз, що пов'язує середню швидкість руху рідини в тріщинах з відносним видовженням бетону ϵ_p :

$$U = -\frac{d^2}{3\eta dx} \left[1 + \epsilon_p \frac{(1-\nu_0)}{\beta} \right]^{-3}, \tag{23}$$

де $\frac{dp}{dx}$ – градієнт тиску; η – в'язкість рідини; $\beta = 2d\eta b/a^2$ – відношення фільтруючих капілярів і мікротріщин перерізу $2db$ в кількості η до площі всього матеріалу.

Прийнявши, що інтенсивність корозії пропорційна збільшенню коефіцієнта фільтрації $\xi / K_\phi = \text{const}$, для осьового розтягу можемо записати вираз

$$\xi = \xi_0 \left[1 + \frac{\sigma}{E\beta} [1 - \nu_0] \right]^3, \tag{24}$$

де ξ_0 – показник інтенсивності корозії за відсутності навантаження; σ – напруження; E – модуль пружності; ν_0 – початковий коефіцієнт Пуассона.

За стиску аналогічну залежність отримати набагато складніше через нестабільність коефіцієнта Пуассона, який залежить від стискальних напружень. У початковий період навантаження (від нуля до нижньої

параметричної точки стану бетону R_T^0), коли коефіцієнт поперечного розширення бетону ν_0 зберігає майже постійне значення 0,16 – 0,2 (фільтрація, а отже, і інтенсивність корозії поступово знижуються зі збільшенням стискальних напружень через ущільнення дефектів структури пор та капілярів). У цьому проміжку напружень інтенсивність корозії

$$\xi / K_{TM} = \text{const}, \quad \xi = \xi_0 \left[1 - K \frac{\sigma}{E\beta} [1 - \nu_0] \right]^3, \tag{25}$$

де K – коефіцієнт, який враховує, що під час стиску закривають ходи фільтрації і раніше незамкнені пори.

Під напруженням, вищими від R_T^0 , збільшується коефіцієнт Пуассона, закономірність його зміни можна оцінити виразом

$$\nu_0(\sigma) = 0,5 + 0,6 \left(\frac{\sigma}{R_T^0} - 1 \right). \tag{26}$$

За цих напружень інтенсивність корозії можна визначити за виразом

$$\begin{aligned} \xi &= \xi_0 \left[1 - K \left[\frac{\sigma}{E\beta} (1 - \nu_0) + \frac{\sigma}{E\beta} (\nu_0(\sigma) - \nu_0) \right] \right]^3 = \\ &= \xi_0 \left[1 - K \frac{\sigma}{E\beta} (1 - 2\nu_0 + \nu_0(\sigma)) \right]^3. \end{aligned} \tag{27}$$

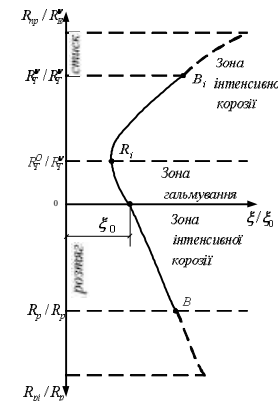


Рис. 4. Вплив напруженого стану на інтенсивність корозії бетону: ξ – показник інтенсивності корозії від навантаження; ξ_0 – показник за відсутності зовнішнього навантаження; $A-A_1$ – зона гальмування корозії бетону під час стиску; A_1-B_1 і $A-B$ – зони інтенсивної корозії бетону за високих рівнів стиску і розтягу.

Підсумовуючи результати обчислень за формулами (23) (27) та їх аналіз, вплив напруженого стану на інтенсивність корозії у загальному вигляді можна описати графічно (рис.4).

Висновок. Отже, на ділянці $A-B$ інтенсивність корозії зростає відповідно до виразу (25), на ділянці $A-A'$ інтенсивність сповільнюється завдяки стиску, а потім на ділянці $A'-B'$ зростає. Треба також відзначити, що під час дослідження стійкості бетону в агресивних середовищах потрібно враховувати і власний напружений стан.

ВИКОРИСТАНА ЛІТЕРАТУРА

1. Александровский С.В. Применение теории ползучести бетона / С.В. Александровский. – Wrocław: Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej. – 164с.
2. Трапезников Л.П. Температурная трещиностойкость массивных бетонных сооружений / Л.П. Трапезников. – М.: Энергоатомиздат. – 1986. – 272 с.
3. Москвин В.М. Повышение стойкости бетона и железобетона при воздействии агрессивных сред / В.М. Москвин, Ю.А. Савина – М.: Стройиздат, 1975. – 240 с.
4. Лыков А.В. Тепло- и массоперенос при фазовых и химических превращениях / А.В. Лыков, Б.М. Смольский. – Минск: Изд-во АН БССР, 1962. – 380 с.
5. Експериментальні дослідження вологості та засоленості бетону і цегляної кладки / Лучко Й.Й., Парнета Б.З., Назаревич Б.Л., Майба Р.І. // Одеса, 2005. – Вип. № 20. – С. 185 – 195.
6. Коррозия бетона и железобетона, методы их защиты / Москвин В.М., Иванов Ф.М., Алексеев С.Н., Гузеев Е.А. // Под. общ. ред. В.М. Москвина. – М.: Стройиздат, 1980. – 536с.
7. Лучко Й.Й. Дослідження конструкцій басейну готелю „Прикарпаття” та пропозиції відновлення експлуатаційних характеристик споруди / Й.Й. Лучко, Б.З. Парнета // Діагностика, довговічність та реконструкція мостів і будівельних конструкцій. – Львів: Каменяр, 2006. – № 8. – С. 71 – 81.
8. Лучко Й.Й. Методи дослідження та випробування будівельних матеріалів і конструкцій / Й.Й. Лучко, П.М. Коваль, М.Л. Дем'ян. – Львів: Каменяр, 2001. – 436с.
9. Лучко Й.Й. Методи підвищення корозійної стійкості та довговічності бетонних конструкцій і споруд / Й.Й. Лучко, І.І. Глагола, Б.Л. Назаревич. – Львів: Каменяр, 1999. – 229с.
10. Лучко Й.Й. Обстеження фундаментів АВО газу на компресорній станції „Опори П” та їх посилення / Й.Й. Лучко, Б.З. Парнета // Дороги і мости. – К., 2007. – Вип.7. – С. 47 – 56.
11. Лучко Й.Й. Обстеження фундаментів під розвантажуючими опорами ГПА насосної станції „Опори” та їх посилення / Й.Й. Лучко, Б.З. Парнета // Ресурсоекономі матеріали, конструкції, будівлі та споруди. – Рівне, 2007.

- Вип.15. – С. 377 – 387.
12. Лучко Й.Й. Оцінка ресурсу корозійної тривкості бетонних та залізобетонних конструкцій / Й.Й. Лучко, І.І. Глагола, Т.В. Гембара // Діагностика, довговічність та реконструкція мостів і будівельних конструкцій. – Львів: Каменяр, 2003. – Вип. 5. – С. 133 – 136.
 13. Лучко Й.Й. Технологія влаштування горизонтальної гідроізоляції в цегляних стінах / Й.Й. Лучко, Б.Л. Назаревич, Б.З. Парнета // Ресурсоекономі матеріали, конструкції, будівлі та споруди. – Рівне, 2005. – Вип.13. – С.322 – 328.
 14. Лучко Й.Й. Технологія влаштування горизонтальної гідроізоляції в цегляних і бетонних стінах / Й.Й. Лучко, Б.З. Парнета, Б.Л. Назаревич // Вісник Одеської держ. академії будівництва та архітектури. – Одеса: Місто майстрів, 2006. Вип.23. – С. 177 – 182.
 15. Назаревич Б.Л. Влаштування горизонтальних гідроізоляцій при проблемах пов'язаних з реставрацією / Б.Л. Назаревич – Львів: Каменяр, 2005. – Вип. 6. – С. 533 – 541.
 16. Назаревич Б.Л. Проблеми, пов'язані з улаштуванням горизонтальних гідроізоляцій при реставрації заволожених об'єктів / Б.Л. Назаревич // Діагностика, довговічність та реконструкція мостів і будівельних конструкцій. – Львів: Каменяр. – 2004. – Вип. 6. – С. 97 – 107.
 17. Парнета Б.З. Результати експериментальних досліджень заволоженості бетонних стін / Б.З. Парнета, Й.Й. Лучко // Дороги і мости. – К., 2006. – Вип. 6. – С. 267 – 277.
 18. Лучко Й.Й. Методи оцінки несучої здатності і підвищення тріщиностійкості залізобетонних елементів конструкцій. – Львів: Слово і комерція, 1997. – 435 с.
 19. Гембара Т.В. Аналітична оцінка корозійної деградації бетону в кислотному середовищі з урахуванням мінімальної руйнівної концентрації агресивної речовини / Т.В. Гембара, Й.Й. Лучко, І.І. Глагола // Діагностика, довговічність та реконструкція мостів і будівельних конструкцій. – Львів: Каменяр. – 2000. – Вип. 2. – С. 22 – 27.
 20. Z. Scislewski. Ochrone konstrukcji zelbetowych. Arkady, 1999. – 196 p.
 21. Лучко Й.Й. Проблеми оцінки впливу фізичних факторів на корозію бетонних та залізобетонних елементів конструкцій / Й.Й. Лучко, Т.В. Гембара // Зб.наук.праць «Механіка і фізика руйнування будівельних матеріалів та конструкцій». – Львів: Каменяр, 2005. -Вип.6. -С.506-511.

УДК 539.3:620.0.12

РОЗРАХУНОК МІЦНОСТІ МЕХАНІЧНОГО З'ЄДНАННЯ АРМАТУРНИХ СТЕРЖНІВ ТА ПРИКЛАДИ АРМУВАННЯ МОСТОВИХ ЗАЛІЗОБЕТОННИХ КОНСТРУКЦІЙ

д.т.н., проф. Лучко Й.Й. *, інж. Пенцак А.Я. **

*Дніпропетровський національний університет залізничного транспорту
ім. академіка В. Лазаряна
**ТЗОВ «Фірма ТЕРМІТ», м. Львів