

УДК 691.328.1

© Е. Е. Шалый, аспирант
(Дальневосточный федеральный университет)
E-mail: john_shamali@mail.ru
© С. Н. Леонович, д-р техн. наук, профессор
(Белорусский национальный технический университет)
E-mail: snleonovich@yandex.ru
© Л. В. Ким, канд. техн. наук, доцент
(Дальневосточный федеральный университет)
E-mail: kimlv2@yandex.ru
© В. Е. Румянцева, д-р техн. наук, профессор
(Институт социально-гуманитарных
и естественных наук Ивановского государственного
политехнического университета)
E-mail: varrym@gmail.com
© Н. А. Будревич, инженер
(Белорусский национальный технический университет)
E-mail: nellibudrevich@yandex.by

DOI 10.23968/1999-5571-2018-15-3-123-131

© E. E. Shalyy, post-graduate student
(Far Eastern Federal University)
E-mail: john_shamali@mail.ru
© S. N. Leonovich, Dr. Sci. Tech., Professor
(Belarusian National Technical University)
E-mail: snleonovich@yandex.ru
© L. V. Kim, PhD in Sci. Tech., Associate Professor
(Far Eastern Federal University)
E-mail: kimlv2@yandex.ru
© V. E. Rumyantseva, Dr. Sci. Tech., Professor
(Institute of Social and Humanitarian and Natural Sciences
of the Ivanovo State Polytechnic University)
E-mail: varrym@gmail.com
© N. A. Budrevich, engineer
(Belarusian National Technical University)
E-mail: nellibudrevich@yandex.by

СОВМЕСТНОЕ ДЕЙСТВИЕ КАРБОНИЗАЦИИ И ХЛОРИДНОЙ АГРЕССИИ НА КОНСТРУКЦИОННЫЙ БЕТОН: ВЕРОЯТНОСТНАЯ МОДЕЛЬ

PROBABILISTIC MODEL OF THE COMBINED EFFECT OF CARBONIZATION AND CHLORIDE AGGRESSION ON STRUCTURAL CONCRETE

С развитием Северного морского пути и наращиванием нефтедобычи на шельфе проблема определения долговечности инженерных гидротехнических и портовых сооружений является крайне актуальной. Большинство современных методов оценки надежности конструкций основаны на детерминистском (историческом и эмпирическом) методе, полувероятностном и полном вероятностном методах. Полувероятностные и вероятностные методы оценки надежности были задуманы с учетом неопределенности параметров, влияющих на долговечность конструкции с точки зрения вероятности ее отказа. В этом подходе управляющие параметры задачи моделируются как случайные величины. Предложена комплексная полувероятностная модель прогноза срока службы железобетонных конструкций от комбинированного действия карбонизации и хлоридной агрессии, которая сравнивается с хлоридным переносом без карбонизации и проверяется экспериментально.

Ключевые слова: гидротехническое сооружение, бетон, карбонизация, хлоридная агрессия.

The problem of determining the longevity of engineering hydraulic engineering and port facilities has become extremely urgent with the development of the Northern Sea Route and the increase in oil production on the shelf. Most currently used methods of estimating the reliability of structures are based on the deterministic (historical and empirical) method, semi-probabilistic method and complete probabilistic method. Semi-probabilistic and probabilistic methods for assessing reliability were conceived with due regard for the uncertainty of the parameters affecting the durability of the structure in terms of the probability of its failure. In this approach, the control parameters of the problem were modeled as random variables. A complex semi-probabilistic model for the prediction of the service life of reinforced concrete structures subjected to the combined action of carbonization and chloride aggression is proposed, which is compared with chloride transport without carbonization and tested experimentally.

Keywords: hydraulic structure, concrete, corrosion, carbonization, chloride aggression.

1. Обзор исследований

Сегодня около 90 % железобетонных портовых сооружений Дальнего Востока России имеют дефекты бетона и арматуры, которые

снижают долговечность и несущую способность [1]. В процессе эксплуатации эти сооружения, как правило, подвергаются комплексу тяжелых агрессивных воздействий, поэтому на стадии

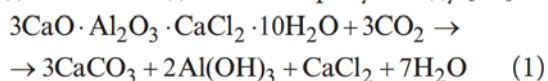
проектирования важно предусмотреть целый ряд факторов, которые могут повлиять на фактический срок службы их железобетонных элементов.

Существующие методики проектирования не в полном объеме отражают реальные условия эксплуатации прибрежных сооружений. Это особенно ярко проявляется в районах, где одновременное воздействие таких факторов, как низкие температуры воздуха и большое число ясных дней в зимнее время при сильной солнечной радиации, приводит к резкому изменению реальных условий эксплуатации по сравнению с расчетными. Бетоны многих сооружений и конструкций испытывают большее число агрессивных воздействий, чем это предусматривается нормами проектирования.

Из вышесказанного следует, что проблема прогноза ресурса железобетонных элементов как на этапе проектирования, так и в процессе эксплуатации всегда была наименее изученной в теории сооружений и наиболее весомой в социально-экономическом плане.

Влияние морской среды на интенсивность коррозии требует дополнительных исследований, так как хлоридная агрессия и карбонизация бетона значительно ускоряют процесс деградации [19]. Коррозия арматуры, вызванная исключительно хлоридом, достаточно хорошо изучена, и для моделирования этого процесса доступен ряд моделей. Одни модели изучают транспортный механизм ионов хлорида с поверхности железобетонных элементов [4, 5–9], другие изучают влияние начальных трещин в бетоне [10–12] и влияние нагрузки на транспортный механизм хлоридов [16, 17].

Несмотря на то что в условиях морской среды одновременно происходят карбонизация и хлоридная агрессия, следует отметить, что диффузия ионов хлорида идет намного быстрее, чем процесс карбонизации. До карбонизации бетон обычно содержит соль Фриделя из-за хлоридного иона, связанного внутри бетона. Когда соль Фриделя реагирует с двуокисью углерода, ионы хлорида высвобождаются в поровую воду [21]:



Высвобожденные ионы увеличивают концентрацию свободного хлорида, значительно

превышающую концентрацию хлоридных ионов, которые транспортируются с поверхности во внутреннюю среду. Поэтому для анализа и прогнозирования комбинированного действия карбонизации и проникновения хлоридов необходимо моделировать, как карбонизация взаимодействует с хлоридным переносом без карбонизации. Авторами предложена комплексная полувероятностная модель прогноза срока службы железобетонных конструкций от комбинированного действия карбонизации и хлоридной агрессии, которая сравнивается с хлоридным переносом без карбонизации и проверяется экспериментально.

2. Предлагаемая вероятностная модель прогнозирования срока службы

В большинстве международных норм¹ определяющей величиной требуемого запаса надежности конструкции является индекс надежности β . Он характеризует тот факт, что между полным и средним сроком службы конструкции существует определенный запас, зависящий от требуемого уровня надежности, его типа распределения, среднего значения и отклонения от этой средней величины. Таким образом, индекс надежности β непосредственно связан с вероятностью отказа P_f :

$$P_f = \Phi(-\beta), \quad (2)$$

где Φ — кумулятивная функция стандартного нормального распределения, или функция Лапласа:

$$P_f = \int_{-\infty}^{\beta} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}u^2} du. \quad (3)$$

В общем виде основное уравнение вероятности отказа конструкций включает в себе две функции: функцию S , которая характеризует внешние воздействия на конструкцию, и функцию R , которая представляет собой сопротивление элементов конструкции этим воздействиям. Поскольку S и R характеризуются разбросом, то можно говорить лишь о вероятности ненаступления предельного состояния:

$$P_f = P(R - S \leq 0) \leq P. \quad (4)$$

Принимая во внимание уравнение (4), состояние элемента можно охарактеризовать через переменную Z :

¹ European Standard. Concrete — Specification, performance, production and conformity: EN 206:2013 (E). Brussels: European Committee for Standardization, 2013. 93 p.

$$Z = R - S. \quad (5)$$

Величина Z представляет надежность, с которой элемент соответствует требованиям по предельному состоянию. Таким образом, если R и S представляют собой случайные величины, имеющие среднее значение μ , стандартное отклонение σ и подчиняющиеся закону нормального распределения, то и Z также будет иметь среднее значение и стандартное отклонение, которые вычисляются по формулам

$$\mu_Z = \mu_R - \mu_S; \quad (6)$$

$$\sigma_Z = \sigma_R - \sigma_S. \quad (7)$$

Индекс надежности в этом случае рассчитывается по формуле

$$\beta = \frac{\mu_Z}{\sigma_Z}. \quad (8)$$

Тогда вероятность отказа будет равна

$$P_f = \Phi\left(-\frac{\mu_Z}{\sigma_Z}\right). \quad (9)$$

Для хлоридной коррозии в вероятностной постановке S представляет собой значение концентрации хлоридов $C(x,t)$. Другой параметр в уравнении (5), R , представляет собой эффект сопротивления C_{crit} , который является критической (пороговой) концентрацией хлорида на уровне арматуры, превышение которого приводит к иницированию коррозии.

Исходя из этого уравнение (5) можно выразить как

$$Z = C_{crit} - C(x,t). \quad (10)$$

Тогда вероятность отказа (4) будет иметь вид:

$$P_f = P(C(x,t) \geq C_{crit}). \quad (11)$$

В этом случае вероятность безотказной работы (4) будет определяться как

$$P_f = P(\{C_{crit} - C(x,t)\} \leq 0) \leq P. \quad (12)$$

Исходя из уравнения (12) в основе описания вероятностной модели прогнозирования срока службы лежит процесс диффузии хлоридов в защитный слой бетона, который описывается уравнением второго закона диффузии Фика [4]:

$$\frac{dc}{dt} = D \frac{d^2c}{dx^2}. \quad (13)$$

Для решения уравнения (13) в большинстве европейских стран используют модель DuraCrete². Эта модель представляет собой аналитическое решение второго закона диффузии

Фика (13) и хорошо применима инженерами на практике.

Модель выглядит следующим образом:

$$C(x,t) = C_s \left\{ 1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{D_a(t) \cdot t}} \right) \right\}, \quad (14)$$

где C_x — содержание хлоридов на некоторой глубине в процентах по массе цемента; C_s — поверхностное содержание хлоридов в процентах по массе цемента; erf — функция ошибок Гаусса; x — глубина проникновения хлоридов, м; t — время воздействия, с; $D_a(t)$ — коэффициент диффузии хлоридов.

Однако в случае, когда в защитном слое бетона, помимо хлоридной агрессии, протекает еще и процесс карбонизации, возникает необходимость учета этого процесса при расчете концентрации хлоридов.

Согласно исследованиям [18] и [23] коэффициенты диффузии хлоридных ионов в карбонизированных и некарбонизированных участках защитного слоя бетона существенно различались. Об этих различиях также сообщалось в исследованиях [4] и [24]. Таким образом, количество ионов хлорида карбонизированных и некарбонизированных участков, $Ccl_{cb}(x,t)$ и $Ccl_{ucb}(x,t)$ соответственно, с учетом уравнения (14) рассчитываются следующим образом:

$$Ccl_{cb}(x,t) = C_s \sum_n a^n \left[\operatorname{erfc} \left(\frac{2 \cdot n \cdot X_c + x}{2\sqrt{D_{cl,cb}(t) \cdot t}} \right) - a \cdot \operatorname{erfc} \left(\frac{(2n+2) \cdot X_c - x}{2\sqrt{D_{cl,cb}(t) \cdot t}} \right) \right], \quad (15)$$

$$Ccl_{ucb}(x,t) = \frac{2 \cdot k \cdot C_s}{k+1} \sum_{n=0}^{\infty} a^n \operatorname{erfc} \left[\left(\frac{(2n+1) \cdot x + k \cdot (x - X_c)}{2\sqrt{D_{cl,cb} \cdot t}} \right) \right], \quad (16)$$

где C_s — поверхностная концентрация хлоридов, %; x — толщина защитного слоя бетона, мм; $\operatorname{erfc}(x)$ — обратная функция ошибок Гаусса; $D_{cl,cb}$ — коэффициент диффузии хлоридов карбонизированного бетона; $X_c = X_c(t)$ — глубина карбонизации бетона, мм; t — время, с (для расчета берется время в секундах, а на графики выносятся время в годах); a и k — коэффициенты, которые определяются по формулам

$$a = \frac{1-k}{1+k}; \quad (17)$$

² DuraCrete. Modelling of Degradation // Document BE95-1347/R4-5. The European Union — Brite EuRam III, Contract BRPR-CT95-0132, Project BE95-1347, CUR, Gouda. 1998.

$$k = \sqrt{D_{cl,cb} / D_{cl,ucb}}, \quad (18)$$

где $D_{cl,ucb}$ — коэффициент диффузии хлоридов некарбонизированного бетона.

Коэффициент диффузии уравнения (14) определяется следующим образом:

$$D_a(t) = D_0 \left(\frac{t_0}{t} \right)^{ncl} k_e k_t k_c, \quad (19)$$

где D_0 — коэффициент диффузии хлоридов, определенный при стандартных условиях, m^2/c ; t_0 — эталонное время (время определения коэффициента диффузии), с; ncl — фактор возраста; k_e — постоянный коэффициент, учитывающий влияние окружающей среды; k_t — постоянный коэффициент, учитывающий метод испытаний; k_c — постоянный коэффициент, учитывающий технологию изготовления.

Так как в нашем случае происходит комбинированное действие карбонизации и хлоридной агрессии, то коэффициенты диффузии рассчитываются следующим образом:

$$D_{cl,cb/ucb}(t) = D_{cl,cb/ucb}^0 \left(\frac{t_0}{t} \right)^{ncl} k_e k_t k_p, \quad (20)$$

где $D_{cl,cb/ucb}^0$ — коэффициент диффузии хлоридов карбонизированного/некарбонизированного бетона, определенный в момент времени t_0 , m^2/c ; t_0 — время определения коэффициента диффузии, с.

Для эксплуатируемых конструкций $D_{cl,cb/ucb}^0$ можно определить экспериментально. Однако для проектируемых конструкций возникает проблема с определением начального коэффициента диффузии хлоридов карбонизированного бетона.

Изменение структуры пор за счет карбонизации, которое влияет на коэффициент диффузии, рассматривается в работе [26]. Предлагается определять начальный коэффициент диффузии хлоридов карбонизированного бетона с учетом этого изменения:

$$D_{cl,cb}^0 = D_{ucb} \cdot f_p(\Omega, \delta), \quad (21)$$

где $f_p(\Omega, \delta)$ — влияние изменения структуры пор на коэффициент диффузии. Это влияние может характеризоваться изменением кривизны Ω и сжимаемости δ пор:

$$f_p(\Omega, \delta) = \frac{\delta}{\delta_0} \frac{\Omega_0}{\Omega}, \quad (22)$$

где δ_0 и Ω_0 — начальная сжимаемость и начальная кривизна соответственно.

Кривизна — это показатель того, насколько извилисты каналы пор в бетоне. Обычно она определяется функцией пористости. Сужение пор определяет, как узкие каналы пор влияют на перенос хлорида. Кривизна и сужение определяются по следующим уравнениям:

$$\Omega = -b_1 \tanh[b_2(\varphi - b_3)] + b_4; \quad (23)$$

$$\delta = c_1 \tanh[c_2(\log r_p - c_3)] + c_4, \quad (24)$$

где b_1, \dots, b_4 и c_1, \dots, c_4 — параметры, зависящие от структуры бетона и определяющиеся экспериментально в момент времени; r_p — усредненный радиус пор; φ — усредненный объем пор.

Будем рассматривать карбонизацию как устойчивый постоянный процесс, также основанный на законе диффузии Фика (13). Глубина прохождения фронта карбонизации для сооружения записывается следующим образом [4]:

$$x_A(t) = \sqrt{\frac{2D(t)}{a} \int_1^t f_T(t) \cdot f_W(t) \cdot k \cdot C_{CO_2}(t) dt \left(\frac{t_0}{t} \right)^n}, \quad (25)$$

где t — время эксплуатации в годах; $D(t)$ — коэффициент диффузии углекислого газа в бетоне как функция времени; $f_T(t)$ и $f_W(t)$ — функции изменения температуры и влажности во времени соответственно; k — коэффициент, учитывающий повышенное содержание углекислого газа в больших городах; $C_{CO_2}(t)$ — функция изменения концентрации CO_2 во времени; $t_0 = 1$ год = 31 536 000 с; n — возрастной фактор; a — количество CO_2 , необходимое для превращения всех способных карбонизироваться продуктов гидратации, определяется по формуле [1]

$$a = 0,75 \cdot CaO \cdot b \cdot a_H \frac{M_{CO_2}}{M_{CaO}}, \quad (26)$$

где CaO — содержание оксида кальция в цементе; b — количество цемента; a_H — степень гидратации цемента; M_{CO_2} — молярная масса углекислого газа; M_{CaO} — молярная масса оксида кальция.

3. Верификация модели

По предложенной модели для оценки влияния совместного действия карбонизации и хлоридной агрессии на бетон шельфовых сооружений были приняты железобетонные конструкции классов XC4 и XS3 по условиям эксплуатации со средними значениями параметров бетонной смеси согласно EN 206:2013 (E)³ и минимальны-

³ European Standard. Concrete — Specification, performance, production and conformity: EN 206:2013 (E). Brussels: European Committee for Standardization, 2013. 93 p.

Таблица 1

Исходные данные для определения фронта карбонизации (место эксплуатации: южная часть о. Сахалин)

Параметр	Единица измерения	Значение
T_{max}	°С	17,7
T_{min}	°С	-2,4
W_{max}	%	85
W_{min}	%	71
w/b		0,4
b	кг/м ²	350
g_e	-	2,5

ми толщинами защитного слоя бетона согласно СП 28.13330.2012. Конструкции эксплуатируются в прибрежной зоне о. Сахалин. Исходные данные для определения фронта карбонизации по формуле (25) представлены в табл. 1.

Модель (25) рассчитывалась в программе Matlab. Результаты моделирования приведены на рис. 1.

Из графика видно, что за 50 лет (600 месяцев) эксплуатации глубина карбонизации бетона составит 30 мм, или 60 %. Степень карбонизации в данном случае $a_c = 0,6$.

В программе Matlab авторами был написан код вероятностной модели прогнозирования

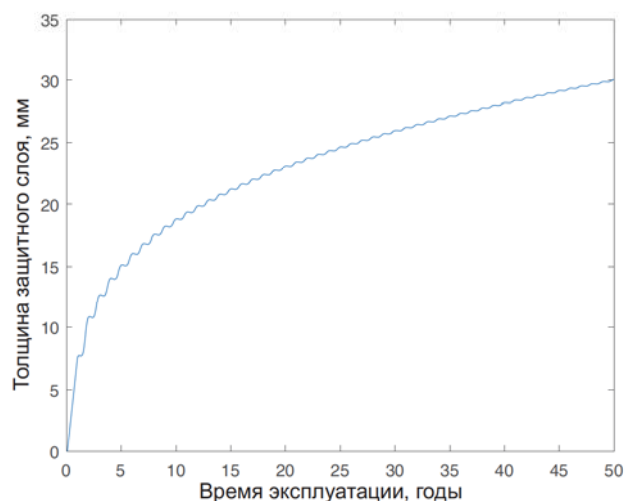


Рис. 1. График изменения глубины карбонизации бетона защитного слоя во времени

срока службы железобетонных конструкций прибрежных сооружений от совместного действия хлоридной агрессии и карбонизации. Исходные данные вероятностной модели приведены в табл. 2.

Результаты моделирования представлены на рис. 2, 3 и в табл. 3.

Таким образом, исходя из результатов моделирования можно сделать вывод, что конструкция, рассчитанная на срок службы 50 лет, будет иметь проблемы с долговечностью уже после 30-летнего срока эксплуатации.

Таблица 2

Исходные данные вероятностной модели (место эксплуатации: южная часть о. Сахалин)

Параметр	Единица измерения	Тип распределения	Среднее значение	Стандартное отклонение
C_s	%	Const	2,5	-
x	мм	Const	вектор из множества {0;1;2...50}	-
$D_{cl,cb}^0$	м ² /с	Normal	$11,689 \cdot 10^{-12}$	$1,2 \cdot 10^{-12}$
$D_{cl,ucb}^0$	-	Normal	$2,387 \cdot 10^{-12}$	$1,2 \cdot 10^{-12}$
k_e	-	Normal	0,67	0,05
k_t	-	Normal	0,8	0,05
k_c	-	Normal	1	0,125
t_0	годы	Const	0,0767	-
t	годы	Const	вектор из множества {0;1;2...50}	-
n_d	-	Beta	0,3	$a = 0; b = 1$
C_{crit}	%	Normal	0,4	0,063

Таблица 3

Срок службы железобетонной конструкции, эксплуатируемой в прибрежной зоне южной части о. Сахалин

Параметр	Единица измерения	Значение
Время инициации хлоридной коррозии без учета карбонизации	годы	43
Время инициации хлоридной коррозии с учетом карбонизации	годы	30
Вероятность инициации коррозии для времени эксплуатации 50 лет	–	1
Индекс надежности для времени эксплуатации 50 лет	–	–2

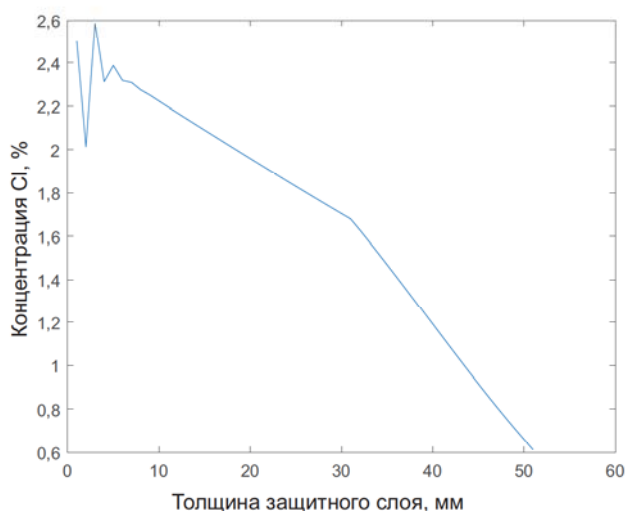


Рис. 2. Концентрация хлоридов по глубине для 50-летней конструкции

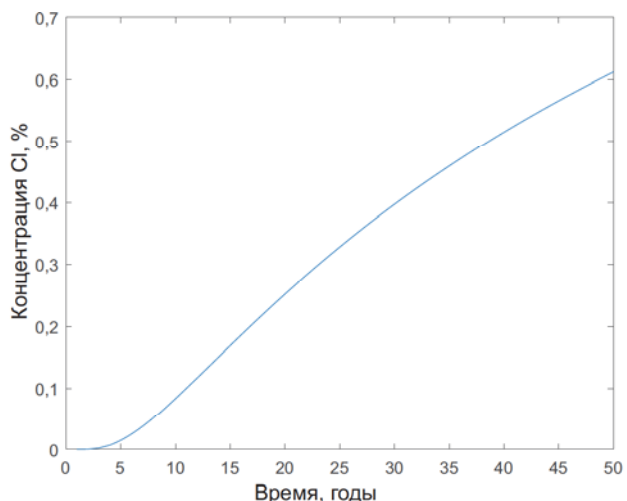


Рис. 3. Концентрация хлоридов по времени на глубине залегания арматуры (50 мм)

4. Проверка адекватности предложенной модели совместного действия карбонизации и хлоридной агрессии

Для оценки результатов модели совместного действия карбонизации и хлоридной агрессии в 2016 г. проведено натурное обследование портовых сооружений на юге о. Сахалин. Комбинированное действие хлоридов и углекислого газа наиболее хорошо прослеживалось в конструкции пешеходного моста Холмского морского торгового порта (рис. 4). На основании паспорта сооружения пешеходный мост был введен в экс-

плуатацию в 1984 г., то есть в момент обследования срок его эксплуатации составлял 32 года. Конструкция располагается в 10 м от береговой черты, находится в зоне брызг и периодически затапливается во время штормов.

Результаты замера глубины карбонизации путем фенолфталеиновой пробы показали, что глубина карбонизации составляет примерно 25 мм. Уровень концентрации хлоридов на глубине защитного слоя бетона в данном случае составил 0,4 % по массе вяжущего.

Исходя из этих экспериментальных данных, предложенная модель имеет хорошую сходимость.



Рис. 4. Пролет пешеходного моста Холмского морского торгового порта

Выводы

1. Выполнен анализ механизма коррозионного разрушения шельфовых конструкций, сформулировано предельное состояние для химической реакции хлорида в защитном слое бетона шельфовых конструкций.

2. Предложена полувероятностная модель деградации защитного слоя бетона прибрежных сооружений от совместного действия карбонизации и хлоридной агрессии.

3. Проведена проверка модели на портовых сооружениях о. Сахалин. Выполненные полевые измерения проникновения хлоридов в бетон показали, что при глубине защитного слоя бетона 50 мм в зоне брызг концентрация хлоридов превышает 0,4 % веса цемента (порог коррозии) при возрасте конструкции около 30 лет.

4. Обследование в порте Холмск подтвердило, что локально, в определенных случаях, в защитном слое бетона возникают области, где наблюдается одновременное действие и карбонизации, и хлоридной агрессии. В этих локальных областях достигается максимальная концентрация хлоридов и возникает коррозия арматуры. Срок службы обследуемых сооружений не достигал проектного срока службы.

5. Моделирование концентрации ионов хлора в бетоне защитного слоя в соответствии с принятыми моделями в зависимости от срока службы, климатических условий и глубины армирования, позволило сравнить содержание хлорида на некоторой глубине при расчете с учетом и без учета совместного воздействия карбонизации и хлоридной агрессии.

6. Результаты моделирования хорошо соотносятся с натурными исследованиями, что в дальнейшем позволит разработать эффективные способы повышения долговечности и ремонтпригодности конструкций, эксплуатируемых в прибрежной среде.

Библиографический список

1. Алексеев С. Н., Иванов Ф. М., Модры С., Шисль П. Долговечность железобетона в агрессивных средах. М.: Стройиздат, 1990. 320 с.

2. Алексеев С. Н., Розенталь Н. К. Коррозионная стойкость железобетонных конструкций в агрессив-

ной производственной среде. М.: Стройиздат, 1976. 205 с.

3. Чернякевич О. Ю., Леонович С. Н. Расчет срока службы железобетонных конструкций в условиях коррозии карбонизации // Перспективы развития новых технологий в строительстве и подготовке инженерных кадров: сб. науч. ст. Гродно: ГрГУ, 2010. С. 369–375.

4. Andrade C., Prieto M., Tanner P. et al. Testing and modelling chloride penetration into concrete // Constr. Build. Mater. 2011. Vol. 39. Pp. 9–18.

5. Apostolopoulos C., Papadakis V. Consequences of steel corrosion on the ductility properties of reinforcement bar // Constr. Build. Mater. 2008. Vol. 22 (12). Pp. 2316–2324.

6. Aveliano R., Ortega N. Behavior of concrete elements subjected to corrosion in their compressed or tensed reinforcement // Constr. Build. Mater. 2013. Vol. 38. Pp. 822–828.

7. Backus J., Mcpolin D., Basheer M. et al. Exposure of mortars to cyclic chloride ingress and carbonation // Adv. Cem. Res. 2013. Vol. 25 (1). Pp. 3–11.

8. Bazant Z. P. Physical model for steel corrosion in concrete sea structures theory // J Struct. Div. ASCE 105 (ST6). 1979. Pp. 1137–1153.

9. Lee C. S., Yoon I. S. Prediction of deterioration process for concrete considering combined deterioration of carbonation and chloride ion // Journal of the Korea Concrete Institute. 2003. Vol. 15, no. 6. Pp. 902–912.

10. Cairns J. State of the art report on bond of corroded reinforcement. Tech. report CEB-TG-2/5, 1998. 38 p.

11. Cao C., Cheung M. Non-uniform rust expansion for chloride-induced pitting corrosion in RC structures // Constr. Build. Mater. 2014. Vol. 51. Pp. 75–81.

12. Chindapasirt P., Rukzon S., Sirivivatnanon V. Effect of carbon dioxide on chloride penetration and chloride ion diffusion coefficient of blended portland cement mortar // Constr. Build. Mater. 2008. Vol. 22(7). Pp. 1701–1707.

13. Glass G. K., Buenfeld N. R. The influence of chloride binding on the chloride induced corrosion risk in reinforced concrete // Corrosion Science. 2000. Vol. 42. Pp. 329–344.

14. H. Böhm. Corrosion in reinforced concrete structures. Cambridge, England: Woodhead Publishing Ltd, 2005. 262 p.

15. Ho D. W. S., Lewis R. K. Carbonation of concrete and its prediction // Cem. Concr. Res. 1987. Vol. 17. Pp. 489–504.

16. Huang T. The experimental research on the interaction between concrete carbonation and chloride ingress under loading: MSc thesis. Zhejiang University, 2013.

17. Yoon I.-S. Deterioration of concrete due to combined reaction of carbonation and chloride penetration: experimental study // *Key Engineering Materials*. 2007. Vol. 348–349. Pp. 729–732.

18. Lee M., Jung S., Oh B. Effects of carbonation on chloride penetration in concrete // *ACI Mater. J.* 2013. Vol. 110 (5). Pp. 559–566.

19. Lee M. K., Jung S. H., Oh B. H. Effects of carbonation on chloride penetration in concrete // *ACI Materials Journal*. 2013. Vol. 110, no. 5. Pp. 559–566.

20. Ozbolt J., Balabanic G., Kuster M. 3D numerical modelling of steel corrosion in concrete structures // *Corros. Sc.* 2011. Vol. 53 (12). Pp. 4166–4177.

21. Rahman M., Al-Kutti W., Shazali M., Baluch M. Simulation of chloride migration in compression-induced damage in concrete // *J. Mater. Civil Eng. ASCE*. 2012. Vol. 24 (7). Pp. 789–796.

22. Wan X., Wittmann F., Zhao T., Fan H. Chloride content and pH value in the pore solution of concrete under carbonation // *J. Zhejiang Univ. Sc.* 2013. Vol. 4 (1). Pp. 71–78.

23. Yoon I. Deterioration of concrete due to combined reaction of carbonation and chloride penetration: experimental study // *Key Eng. Mater.* 2007. Vol. 348–349. Pp. 729–732.

24. Yoon I. Simple approach to calculate chloride diffusivity of concrete considering carbonation // *Comput. Concr.* 2009. Vol. 6 (1). Pp. 1–18.

25. Yuan C., Niu D., Luo D. Effect of carbonation on chloride diffusion in fly ash concrete // *Comput. Concr.* 2012. Vol. 5 (4). Pp. 312–316.

26. Zhu X., Goangseup Z. Combined effect of carbonation and chloride ingress in concrete // *Construction and Building Mater.* 2016. Vol. 110. Pp. 369–380.

References

1. Alekseev S. N., Ivanov F. M., Modry S., Shissl' P. *Dolgovechnost' zhelezobetona v agressivnykh sredakh* [Longevity of reinforced concrete in aggressive environment]. Moscow, Stroyizdat Publ., 1990, 320 p.

2. Alekseev S. N., Rozental' N. K. *Korrozionnaya stoykost' zhelezobetonnykh konstruksiy v agressivnoy proizvodstvennoy srede* [Corrosion resistance of reinforced concrete designs in aggressive production environment]. Moscow, Stroyizdat Publ., 1976, 205 p.

3. *Raschet sroka sluzhby zhelezobetonnykh konstruksiy v usloviyakh korrozii karbonizatsii* [Calculation of service life of reinforced concrete designs in conditions of carbonization corrosion]. *Sb. nauch. st. «Perspektivy razvitiya novykh tekhnologiy v stroitel'stve i podgotovke inzhenernykh kadrov»* [Coll. of works "The prospects of development of new technologies in construction and

preparation of engineering staff"]. Grodn. gos. un-t im. Ya. Kupaly Publ., 2010, pp. 369–375.

4. Andrade C., Prieto M., Tanner P. et al. Testing and modeling chloride penetration into concrete. *Constr. Build. Mater.*, 2011, vol. 39, pp. 9–18.

5. Apostolopoulos C., Papadakis V. Consequences of steel corrosion on the ductility properties of reinforcement bar. *Constr. Build. Mater.*, 2008, vol. 22 (12), pp. 2316–2324.

6. Avelano R., Ortega N. Behavior of concrete elements subjected to corrosion in their compressed or tensed reinforcement. *Constr. Build. Mater.*, 2013, vol. 38, pp. 822–828.

7. Backus J., Mcpolin D., Basheer M. et al. Exposure of mortars to cyclic chloride ingress and carbonation. *Adv. Cem. Res.*, 2013, vol. 25 (1), pp. 3–11.

8. Bazant Z. P. Physical model for steel corrosion in concrete sea structures theory. *J Struct. Div. ASCE* 105 (ST6), 1979, pp. 1137–1153.

9. Lee C. S. and Yoon I. S. Prediction of deterioration process for concrete considering combined deterioration of carbonation and chloride ion. *Journal of the Korea Concrete Institute*, 2003, vol. 15, no. 6, pp. 902–912.

10. Cairns J. State of the art report on bond of corroded reinforcement. Tech. report CEB-TG-2/5, 1998, 38 p.

11. Cao C., Cheung M. Non-uniform rust expansion for chloride-induced pitting corrosion in RC structures. *Constr. Build. Mater.*, 2014, vol. 51, pp. 75–81.

12. Chindaprasirt P., Rukzon S., Sirivivatnanon V. Effect of carbon dioxide on chloride penetration and chloride ion diffusion coefficient of blended Portland cement mortar. *Constr. Build. Mater.*, 2008, vol. 22(7), pp. 1701–1707.

13. Glass G. K., Buenfeld N. R. The influence of chloride binding on the chloride induced corrosion risk in reinforced concrete. *Corrosion Science*, 2000, vol. 42, pp. 329–344.

14. Böhni H. *Corrosion in reinforced concrete structures*. Cambridge, England, Woodhead Publ., 2005, 262 p.

15. Ho D. W. S., Lewis R. K. Carbonation of concrete and its prediction. *Cem. Concr. Res.*, 1987, vol. 17, pp. 489–504.

16. Huang T. The experimental research on the interaction between concrete carbonation and chloride ingress under loading. MSc thesis. Zhejiang University, 2013.

17. Yoon I.-S. Deterioration of concrete due to combined reaction of carbonation and chloride penetration: experimental study. *Key Engineering Materials*, 2007, vol. 348–349, pp. 729–732.

18. Lee M., Jung S., Oh B. Effects of carbonation on chloride penetration in concrete. *ACI Mater. J.*, 2013, vol. 110 (5), pp. 559–566.

19. Lee M. K., Jung S. H., Oh B. H. Effects of carbonation on chloride penetration in concrete. *ACI Materials Journal*, 2013, vol. 110, no. 5, pp. 559–566.
20. Ozbolt J., Balabanic G., Kuster M. 3D numerical modeling of steel corrosion in concrete structures. *Corros. Sc.*, 2011, vol. 53 (12), pp. 4166–4177.
21. Rahman M., Al-Kutti W., Shazali M., Baluch M. Simulation of chloride migration in compression-induced damage in concrete. *J. Mater. Civil Eng. ASCE*, 2012, vol. 24 (7), pp. 789–796.
22. Wan X., Wittmann F., Zhao T., Fan H. Chloride content and pH value in the pore solution of concrete under carbonation. *J. Zhejiang Univ. Sc.*, 2013, vol. 4 (1), pp. 71–78.
23. Yoon I. Deterioration of concrete due to combined reaction of carbonation and chloride penetration: experimental study. *Key Eng. Mater.*, 2007, vol. 348–349, pp. 729–732.
24. Yoon I. Simple approach to calculate chloride diffusivity of concrete considering carbonation. *Comput. Concr.*, 2009, vol. 6 (1), pp. 1–18.
25. Yuan C., Niu D., Luo D. Effect of carbonation on chloride diffusion in fly ash concrete. *Comput. Concr.* 2012, vol. 5 (4), pp. 312–316.
26. Zhu X., Goangseup Z. Combined effect of carbonation and chloride ingress in concrete. *Construction and Building Mater.*, 2016, vol. 110, pp. 369–380.