

Метод определения долговечности пролётного строения моста



Глеб ОГУРЦОВ



Николай ЕРМОШИН

**Глеб Леонидович Огурцов¹,
Николай Алексеевич Ермошин²**

^{1,2} Высшая школа промышленно-гражданского и дорожного строительства, Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия.

¹ORCID: 0000-0002-5183-7420; Web of Science Researcher ID: AFI-6310-2022; Scopus Author ID: 57939891300; ПИНЦ SPIN-код: 1150-8781; РИНЦ Author ID: 957338.

²ORCID: 0000-0002-0367-5375; Web of Science Researcher ID: ABA-1133-2020; Scopus Author ID: 57215847497; ПИНЦ SPIN-код: 6694-8297; РИНЦ Author ID: 735873.

✉ ¹ogurtsov_gl@spbstu.ru.

АННОТАЦИЯ

Целью исследования является разработка метода определения долговечности железобетонной балки пролётного строения при воздействии агрессивных сред.

Научное обоснование метода выполнено на основе законов установления среды однородных частей железобетона равномерного распределения концентраций атмосферных газов и определения глубины их диффузии. Для описания скорости проникновения применены аналитические уравнения определения глубины диффузии атмосферных газов в бетон. При достижении продуктами диффузии рабочей арматуры начинаются процессы коррозии, что вызывает снижение эффективной площади, и, как следствие, потерю несущей способности балки пролётного строения во время эксплуатации мостового сооружения.

На основании предложенного метода расчёта сформирована регрессионная модель оценки долговечности железобетонных конструкций в зависимости от диффузии агрессивных сред и разного количества дней в году с осадками. Анализ полученных результатов показал, что при достижении продуктов диффузии атмосферных газов рабочей арматуры начинаются процессы необратимых изменений (необратимого снижения) несущей способности пролётного строения. Установлено, что срок службы до отказа при воздействии галогенов и галогеноводородных кислот может составить не более 30 лет. Применение метода позволяет определять остаточный срок службы пролётного строения на основании оценки ресурса несущей способности и разрабатывать нормативные документы по срокам выполнения ремонтных работ.

Ключевые слова: транспортное строительство, долговечность, срок службы, несущая способность, пролётное строение, мостовое сооружение, коррозия арматуры, агрессивные среды.

Для цитирования: Огурцов Г. Л., Ермошин Н. А. Метод определения долговечности пролётного строения моста // Мир транспорта. 2024. Т. 22. № 4 (113). С. 33–42. DOI: <https://doi.org/10.30932/1992-3252-2024-22-4-5>.

**Полный текст статьи в переводе на английский язык публикуется во второй части данного выпуска.
English translation of the full text of the article is published in the second part of the issue.**

ВВЕДЕНИЕ

Мостовые сооружения являются неотъемлемой частью автомобильных дорог, от их состояния зависит безопасность дорожного движения. В целях предупреждения аварийного состояния автодорожных мостов требуется определять несущую способность их конструктивных элементов с учётом дефектов, вызванных воздействием транспорта и агрессивными средами.

Надёжность железобетонных пролётных строений во многих случаях определяется их долговечностью и безотказностью. Снижение несущей способности пролётного строения в результате дефектов, вызванных воздействием агрессивных сред, снижает срок службы и является одной из основных причин преждевременного разрушения мостовых конструкций с нанесением вреда жизни и здоровью людей, имуществу и окружающей среде. Для обеспечения работоспособного состояния мостовых сооружений необходимо производить преждевременные ремонты, восстановление или замену вышедших из строя конструктивных элементов [1].

На возникновение дефектов пролётного строения, снижающих несущую способность, влияют природно-климатические условия и техногенные факторы [2]. Природно-климатические условия вызывают постепенное старение материалов, снижение модуля упругости и прочности на растяжение и сжатие бетона, уменьшение полезной площади армирования и, как следствие, потерю несущей способности и отказ мостового сооружения. К техногенным факторам, прежде всего, следует отнести изменение интенсивности и состава движения транспортных средств. Их воздействие вызывает накопление и развитие усталостных деформаций и повреждений, а также износ материалов конструктивных элементов. В настоящее время нормативной документацией¹ предусматривается, что параметры железобетонного элемента (размеры поперечного

сечения, диаметр арматуры, прочность на сжатие и т. д.) остаются неизменными на всем сроке службы. Однако в связи с тем, что бетон имеет капиллярно-пористую структуру, при эксплуатации мостового сооружения возникают следующие дефекты пролётного строения: коррозия арматуры, изменение прочности бетона на растяжение и сжатие, а также уменьшение площади рабочей арматуры при циклическом нагружении, что приводит к снижению несущей способности балок пролётного строения.

Таким образом, целью исследования является разработка и обоснование метода определения долговечности железобетонной балки пролётного строения моста в условиях воздействия агрессивных сред, влияние которых приводит к деградации свойств материалов и снижению несущей способности.

МЕТОДОЛОГИЯ

Начало коррозии арматуры пролётного строения обусловлено процессом диффузии газа, содержащегося в атмосфере, в бетон и последующей депассивации арматурных стержней. Процесс депассивации заключается в образовании и распространении транскристаллитных трещин вглубь металла с уменьшением полезной площади его поперечного сечения в результате одновременного воздействия циклических растягивающих нагрузок и анодного растворения металла. Диффузия описывается аналитическими уравнениями первого и второго законов Фика [3]. Воздействие агрессивных сред зависит от условий эксплуатации мостового сооружения и мероприятий по его содержанию [4; 5]. Степень влияния процесса диффузии определяется различным составом и концентрацией атмосферных газов. В рамках исследований [6–8] рассмотрены основные атмосферные газы, взаимодействующие с бетоном и арматурой. Особое внимание заслуживают углекислый газ (CO_2), галогены (Cl_2) и галогенводородные кислоты (HCl), так как при достижении фронтом диффузии арматурных стержней начинается процесс коррозии [9], что приводит к изменению несущей способности пролётного строения.

В статьях [3; 10; 11] приведены результаты исследований, в ходе которых определена скорость диффузии углекислого газа в бетонные образцы. Скорость диффузии зависит от концентрации углекислого газа на поверх-

¹ СП 63.13330.2018 Бетонные и железобетонные конструкции. Основные положения. [Электронный ресурс]: https://ano-alpha.ru/upload/iblock/58c/mjvjzkyrjsdmzq31jd53bipez0mxsqd5/SP_63.13330.2018_-2.pdf. Доступ 01.08.2024.

² СП 35.13330.2011 Мосты и трубы. [Электронный ресурс]: [https://www.mos.ru/upload/documents/files/4784/SP35133302011MostiitrybiAktualizirovannayaredakciyaSNiP20503-84\(slzmenenienN1\).Tekst.pdf?ysclid=m8sod9x4tj580224091](https://www.mos.ru/upload/documents/files/4784/SP35133302011MostiitrybiAktualizirovannayaredakciyaSNiP20503-84(slzmenenienN1).Tekst.pdf?ysclid=m8sod9x4tj580224091). Доступ 01.08.2024.

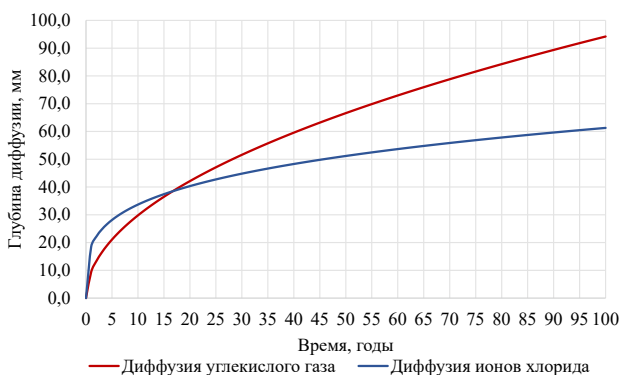


Рис. 1. Глубина диффузии углекислого газа и ионов хлорида [разработано авторами].

ности образцов, водоцементного отношения и применяемого заполнителя бетона. Глубина диффузии углекислого газа [3] определяется по формуле (1):

$$X_c = \sqrt{2 \cdot D_{CO_2} \cdot a^{-1} \cdot (c_1 - c_2) \cdot \tau_{carb}}, \quad (1)$$

где τ_{carb} – время воздействия углекислого газа, с;

D_{CO_2} – коэффициент диффузии CO_2 вглубь бетона, m^2/s , который зависит от состава бетона, степени гидратации и содержания влаги;

c_1 и c_2 – соответственно, содержание диоксида углерода на внешней поверхности бетона и на границе карбонизации (бесконечно малая величина), частей на миллион (ppm);

a – количество CO_2 , необходимое для превращения всех способных карбонизироваться продуктов гидратации цемента [12], kg/m^3 , определяемое по формуле (2):

$$a = 0,4 \cdot f \cdot p \cdot Ц, \quad (2)$$

где f – степень нейтрализации бетона, равная отношению количества основных окислов, прореагировавших с углекислым газом, к общему их количеству в цементе, принимаемая равной 0,6;

p – количество основных окислов в цементе в пересчете на CaO в относительных величинах по массе по данным химического анализа, принимаемая равной 0,6;

$Ц$ – численное равное содержанию цемента в бетоне, kg/m^3 .

Глубина диффузии ионов хлорида [3] определяется по формуле (3):

$$X_{cl} = \sqrt{4 \cdot D_{cl0} \left(\frac{t_0}{t} \right)^{\left(\frac{3 \cdot B}{11} - 0,6 \right)} \cdot \left(erf^{-1} \left(\frac{C_s - C_{crit}}{C_s} \right) \right)^2 \cdot \tau_{cl}}, \quad (3)$$

где τ_{cl} – время воздействия ионов хлорида, с;

C_s и C_{crit} – соответственно концентрация хлоридов на поверхности бетона защитного

слоя и критическая концентрация хлоридов на поверхности арматуры, % по массе цемента;

t_0 и t – соответственно, возраст бетона $t_0 = 28$ суток и фактический возраст t , сутки;

erf^{-1} – функция ошибок Гаусса;

D_{cl0} – коэффициент диффузии хлоридов в бетоне [3], m^2/s , определяемый по формуле (4):

$$D_{cl0} = 10^{(-12,06 + 2,4 \cdot B / 11)}. \quad (4)$$

С использованием выражений (1) и (3) построены графики глубины диффузии углекислого газа и ионов хлорида [14] по годам (рис. 1) для постоянных значений формул (1) и (3). Процессы проникновения углекислого газа и ионов хлорида происходят от поверхности непораженного бетона внутрь элемента.

В статьях [8; 10; 11; 14] приведены результаты экспериментальных исследований воздействий продуктов карбонизации на прочность бетона при различных концентрациях углекислого газа. Установлены зависимости, свидетельствующие о том, что при увеличении времени ускоренной карбонизации и концентрации углекислого газа происходит рост предельной прочности бетона на сжатие, при этом отсутствуют сведения об изменении предельной прочности на растяжение. В процессе карбонизации [14–17] бетона образуются сложные полимерные сростки и наблюдается отсутствие видимых игольчатых кристаллов гидросиликата кальция, цементирующих структуру бетона, что приводит к снижению когезии и прочности бетона на растяжение, но увеличивает прочность бетона на сжатие. Как показали исследования [18], диффузия ионов хлоридов приводит к снижению прочности бетона на сжатие и растяжение.



При достижении продуктами диффузии углекислого газа и ионов хлорида арматурных стержней, а также при снижении кислотно-щелочного баланса бетона начинается процесс коррозии, в ходе которого происходит уменьшение эффективной площади арматурного стержня. Коррозия арматуры является электрохимическим процессом, которая возникает при уменьшении щёлочности окружающей среды до значений pH, равной 11, а также при действии ионов хлорида [19, 20]. Для описания данного процесса [3] используется формула (5):

$$A_{cor} = \pi \cdot \left(\frac{d}{2} - 0,01 \cdot \frac{N_w}{365} \cdot t_{cor} \right)^2, \quad (5)$$

где N_w – количество дней в году с осадками более 2,5 мм;

t_{cor} – время коррозии, годы.

При наличии трещины, шириной 0,3 мм и более [17], или локального повреждения происходит ускорение процесса коррозии арматуры. Данный процесс [3] описывается формулой (6):

$$A_{cor} = \pi \cdot \left(\frac{d}{2} - 0,06 \cdot \frac{N_w}{365} \cdot t_{cor} \right)^2. \quad (6)$$

При воздействии ионов хлорида на арматуру скорость коррозии повышается. Эффективная площадь в данном случае [3] определяется по формуле (7):

$$A_{cor} = \pi \cdot \left(\frac{d}{2} - 0,28 \cdot \frac{N_w}{365} \cdot t_{cor} \right)^2. \quad (7)$$

В рамках данного исследования рассмотрено поперечное сечение балки Б 3300.б.153-ТВ пролётного строения, соответствующего рабочим чертежам «Союздорпроект». В соответствии с зависимостью (1) определено, что при воздействии углекислого газа фронт диффузии достигает верхней ненапрягаемой рабочей арматуры (АIII Ø12) пролётного строения в течение пяти лет (рис. 2) и нижней ненапрягаемой арматуры (AI Ø8) за девять лет (рис. 3). Коррозия напрягаемой арматуры (К7 24Ø5В) начинается на 44-й год после ввода в эксплуатацию сооружения (рис. 4). Изменение эффективной площади при коррозии описывается квадратичной зависимостью, но в силу малого изменения диаметра арматуры, протекает медленно, приближаясь к линейной зависимости (см. рис. 2–4).

В течение срока службы пролётного строения в результате диффузии ионов хлорида начинается коррозия верхнего и нижнего ненапрягаемого армирования в возрасте трёх

и пяти лет соответственно (рис. 5 и 6), а напрягаемой арматуры – в возрасте 24 лет (рис. 7) в результате раскрытия трещин [3].

Обоснование закономерностей изменения площади арматурных стержней в результате процесса карбонизации позволяет перейти к определению несущей способности железобетонных конструкций.

Расчёт предельного изгибающего момента производится по прочности нормального сечения железобетонного пролётного строения. В данной модели принимаются предельные усилия для сжатого бетона, равные сопротивлению сжатию R_b ; для растянутого бетона, равные сопротивлению растяжению R_{bt} ; для растянутой продольной ненапрягаемой арматуры, равные сопротивлению растяжению R_s ; для сжатой – R_{sc} ; для напрягаемой продольной арматуры, равные сопротивлению растяжению R_p . Сопротивления бетона сжатию и растяжению принимаются равномерно распределёнными по сжатой и растянутой зонам.

Нормальное сечение (рис. 8) разбивается на множество элементарных площадок с шагом S.

Предельные усилия, создаваемые на элементарных площадках, приложены к центру. Решение задачи сводится к поиску положения точки «О», которая находится на границе сжатой и растянутой зон. Поскольку задача осесимметричная, точка «О» располагается на вертикальной оси нормального сечения.

Предельный изгибающий момент нормального сечения определяется по формуле (8), которая получена при решении уравнения равновесия моментов относительно точки «О»:

$$\sum_{i=1}^n R_b \cdot A_{bi} + \sum_{u=1}^p R_{sc} \cdot A_{scu} - \sum_{j=1}^m R_{bt} \cdot A_{bj} - \sum_{y=1}^k R_s \cdot A_{sy} - \sum_{e=1}^l R_p \cdot A_{pe} = 0, \quad (8)$$

где Z_{bi} – плечо действия усилия для i -ой элементарной площадки сжатого бетона, мм;

Z_{scu} – плечо действия усилия для u -ой сжатой арматуры, мм;

Z_{bj} – плечо действия усилия для j -ой элементарной площадки растянутого бетона, мм;

Z_{sy} – плечо действия усилия для y -ой растянутой арматуры, мм;

Z_{pe} – плечо действия усилия для p -ой предварительно напряжённой арматуры, мм;

A_{bi} , A_{scu} , A_{bj} , A_{sy} , A_{pe} – площади элементарных площадок сжатого бетона, сжатой арматуры, растянутого бетона, растянутой арматуры,

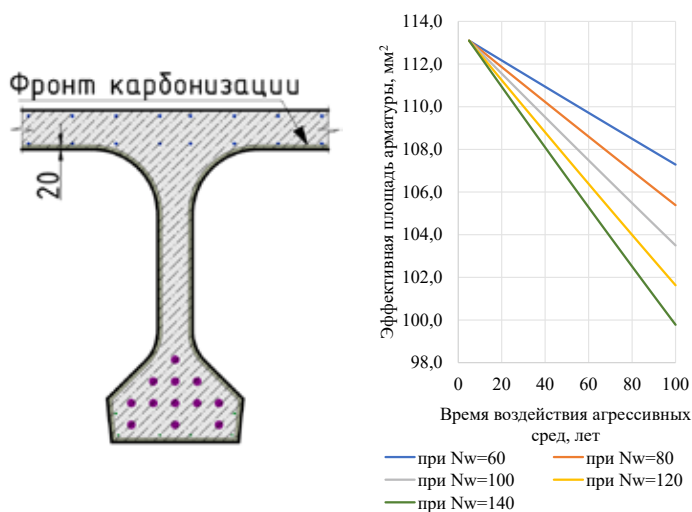


Рис. 2. Распределение фронта карбонизации поперечного сечения через пять лет [разработано авторами].

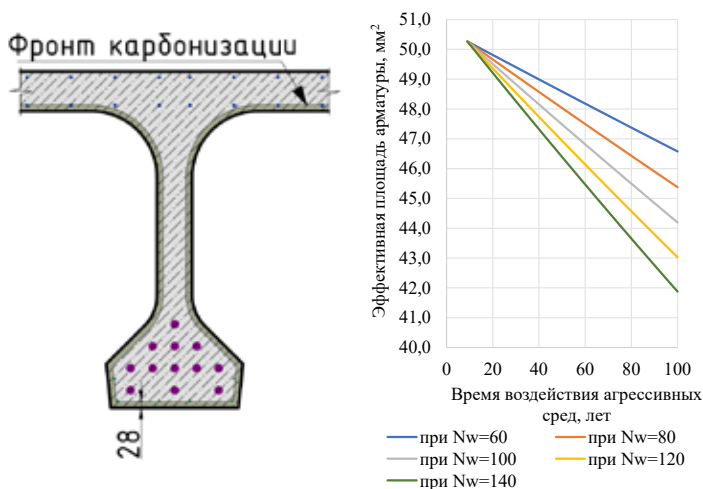


Рис. 3. Распределение фронта карбонизации поперечного сечения через девять лет [разработано авторами].

[разработано авторами].

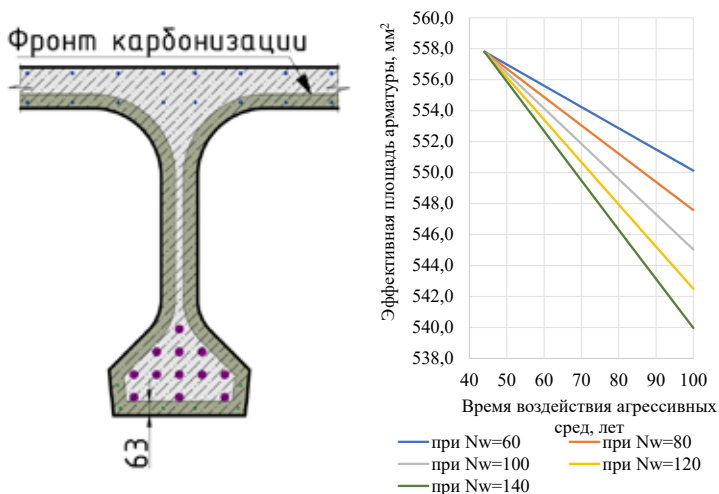


Рис. 4. Распределение фронта карбонизации поперечного сечения через 44 года [разработано авторами].



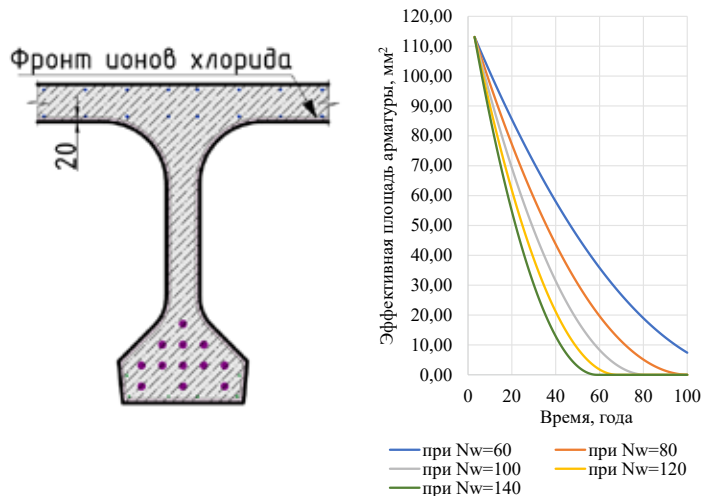


Рис. 5. Распределение ионов хлорида в поперечном сечении через три года [разработано авторами].

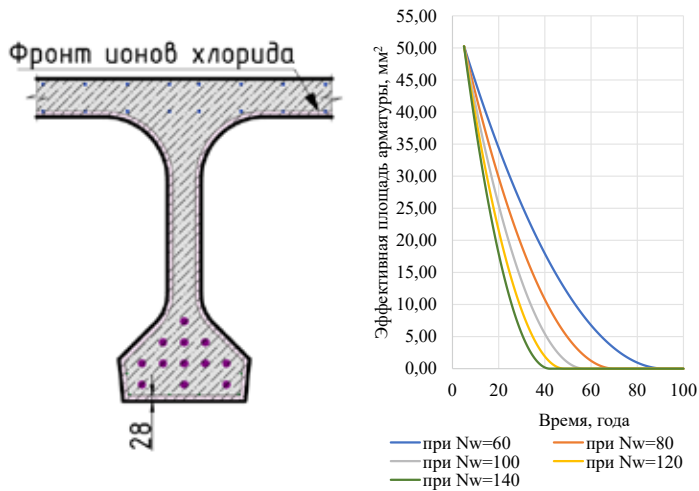


Рис. 6. Распределение ионов хлорида в поперечном сечении через пять лет [разработано авторами].

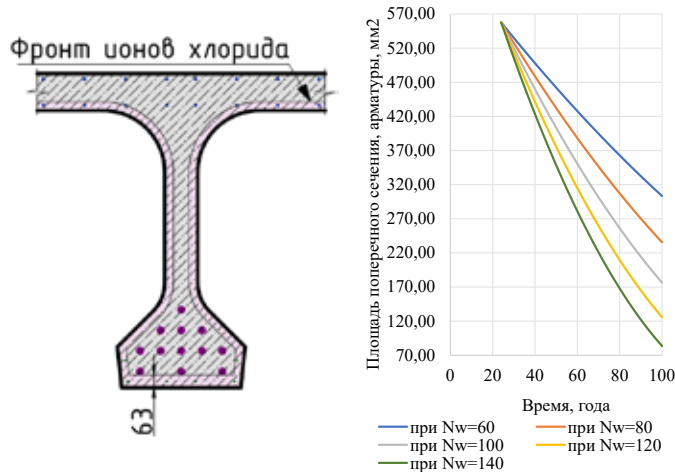


Рис. 7. Распределение ионов хлорида в поперечном сечении через 24 года [разработано авторами].

туры и напрягаемой арматуры соответственно, мм².

Плечи действия усилий являются детерминированными величинами, которые определяются по формулам (9–13):

$$Z_{bi} = x - 10 \cdot a_i, \quad (9)$$

$$Z_{btj} = 1530 - x - 10 \cdot b_j, \quad (10)$$

$$Z_{scu} = x - Z_u, \quad (11)$$

$$Z_{sy} = 1530 - x - Z_y, \quad (12)$$

$$Z_{pe} = 1530 - x - Z_e, \quad (13)$$

где x – фактическая высота сжатой зоны, мм;
 a_i, b_j – порядковый номер горизонтального ряда сжатых и растянутых элементарных площадок соответственно;

Z_u, Z_y, Z_e – расстояния от центра сжатой, растянутой и напрягаемой арматуры до ближайшего края элемента, мм.

Площади элементарных площадок нормального сечения являются постоянными величинами для определённого момента времени.

При определении предельного изгибающего момента должно выполняться условие (14), которое получено при решении уравнения равновесия сил применительно к продольной оси (ортогональной плоскости нормального сечения) элемента:

$$\sum_{i=1}^n R_{bi} \cdot A_{bi} + \sum_{u=1}^p R_{sc} \cdot A_{scu} - \sum_{j=1}^m R_{btj} \cdot A_{btj} - \sum_{y=1}^k R_{sy} \cdot A_{sy} - \sum_{e=1}^l R_p \cdot A_{pe} = 0. \quad (14)$$

Расчёт нормального сечения во времени производится в соответствии с формулами (8) и (14). Значения эффективной площади рабочей арматуры определяется в соответствии с рис. 2–7 для конкретного момента времени. Результаты произведённых расчётов представлены на рис. 9 для различного количества осадков в течение года при воздействии углекислого газа, а на рис. 10 – при воздействии ионов хлорида.

РЕЗУЛЬТАТЫ

Для определения возникающих усилий произведено моделирование разрезного пролётного строения, выполненного с применением балок 3300.б.153-ТВ. При расположении подвижной нагрузки над балкой в центре пролёта создается изгибающий момент $M_y = 8787,90$ кН·м (рис. 11).

Анализ полученных результатов (см. рис. 9, 10) показал, что при достижении рабочей арматуры начинаются процессы необратимых изменений (необратимого снижения)

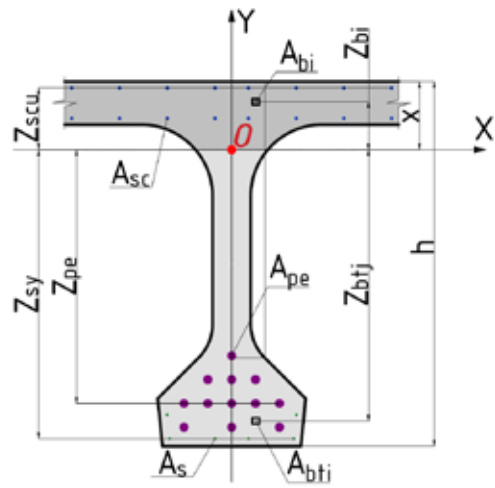


Рис. 8. Расчётная схема нормального сечения [разработано авторами].

несущей способности пролётного строения. В процессе диффузии углекислого газа происходит коррозия арматурных стержней, что приводит к снижению несущей способности балок пролётного строения. До начала коррозии напрягаемой арматуры (45 лет) наблюдается потеря 0,03 % от первоначальной несущей способности балки пролётного строения, после 45 лет потеря составляет 0,52 %.

Обоснование формулы прогнозирования текущего предельного изгибающего момента выполнено на основании графиков, представленных на рис. 12, 13.

Значение предельного изгибающего момента для балки, подвергнутой воздействию углекислого газа в течение времени t , и для количества дней в году с осадками более 2,5 мм N_w определяется по формуле (15):

$$M_t = M_{y,0} \cdot (1 - 0,13 \cdot N_w \cdot t^2 \cdot 10^{-7} + 0,04 \cdot N_w \cdot t \cdot 10^{-5}), \quad (15)$$

где t – фактическое время воздействия углекислого газа на пролётное строение, лет;

N_w – количество дней в году с осадками более 2,5 мм;

$M_{y,0}$ – начальное значение предельного изгибающего момента, кНм.

Снижение несущей способности свидетельствует о негативном воздействии диффузии углекислого газа. Во время эксплуатации следует принимать меры к предотвращению диффузии атмосферных газов: окрашивание поверхности бетона и применение уплотняющих структуру добавок. Также необходимо контролировать и производить замену поражённого бетона до достижения фронтом на-



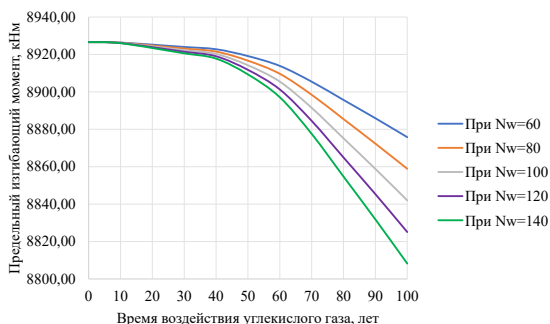


Рис. 9. Изменение предельного изгибающего момента при воздействии углекислого газа и разном количестве дней с осадками в год [разработано авторами].

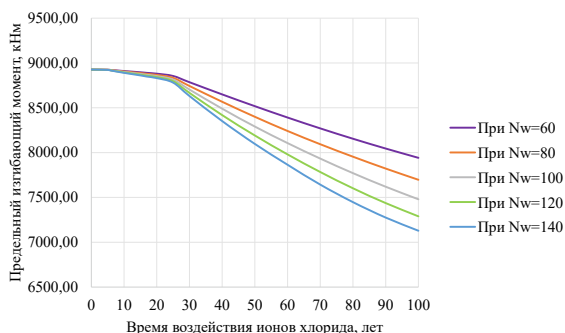


Рис. 10. Изменение предельного изгибающего момента при воздействии ионов хлорида и разном количестве дней с осадками в год [разработано авторами].

прягаемой арматуры. После начала коррозии напрягаемой арматуры происходит необратимый процесс снижения эксплуатационных свойств, при этом изгибающий момент от действия подвижной нагрузки не превышает предельного значения в течение срока эксплуатации. Отказы балок пролётного строения наступают в возрасте 105; 117; 126; 139 и 158 лет.

В процессе эксплуатации пролётного строения ионы хлорида достигают напрягаемую арматуру в результате раскрытия трещин, образовавшихся при коррозии ненапрягаемого нижнего армирования и снижения прочности бетона. Коррозия верхнего и нижнего ненапрягаемого армирования начинается в возрасте трёх и пяти лет соответственно, напрягаемой арматуры – в 24 года. Скорость процесса коррозии при воздействии ионов хлоридов в 28 раз выше, чем при воздействии углекислого газа, но проникающая способность ниже. До начала коррозии напрягаемой арматуры (24 года) наблюдается потеря 0,72 % от первоначальной несущей способности балки пролётного строения, после 24 лет потеря составляет 9,84 %.

Значение предельного изгибающего момента для балки, подвергнутой воздействию ионов хлорида в течение времени t и количества дней в году с осадками более 2,5 мм N_w , определяется по формуле (16):

$$M_t = M_{y,0} \cdot (1 - 0,82 \cdot N_w \cdot t^2 \cdot 10^{-7} - 0,12 \cdot N_w \cdot t \cdot 10^{-4}), \quad (16)$$

где t – фактическое время воздействия углекислого газа на пролётное строение, лет;

N_w – количество дней в году с осадками более 2,5 мм;

$M_{y,0}$ – начальное значение предельного изгибающего момента, кНм.

Во время эксплуатации мостового сооружения с преобладающим воздействием ионов хлорида следует не допускать возникновения трещин, в результате которых возникнет коррозия напрягаемой арматуры. Отказы балок пролётного строения происходят в возрасте 25; 26; 27; 28 и 30 лет.

ВЫВОДЫ

В данном исследовании предложен метод определения долговечности железобетонной балки пролётного строения моста при воздействии агрессивных сред. Предложенный метод состоит из шести этапов:

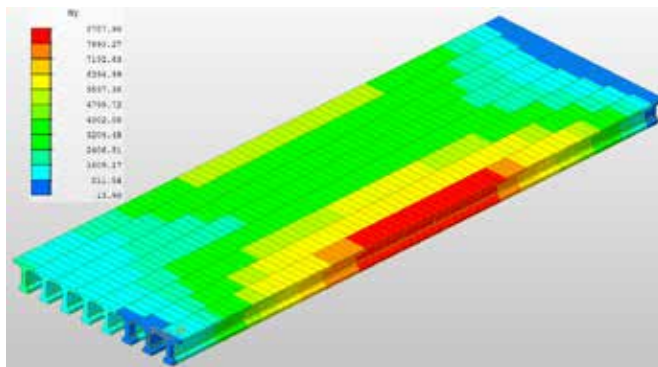


Рис. 11. Эпюра изгибающих моментов M_y , кН·м [разработано авторами].

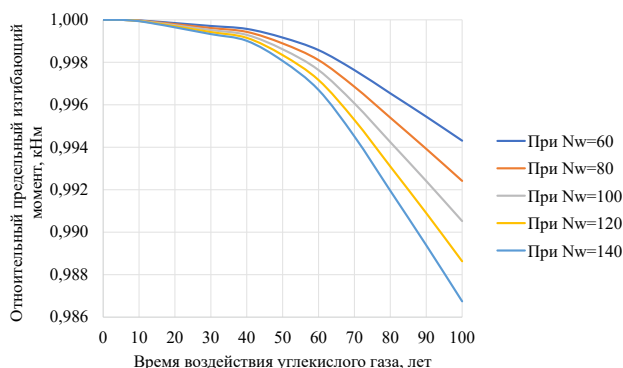


Рис. 12. Изменение относительного предельного изгибающего момента при воздействии углекислого газа и разным количестве дней с осадками в год [разработано авторами].

1. Определение превалирующего воздействия агрессивной среды.
2. Определение скорости диффузии атмосферных газов.
3. Определение изменения эффективной площади поперечного сечения арматуры.
4. Оценка несущей способности балки пролетного строения в начале эксплуатации.
5. Расчёт текущего предельного изгибающего момента балки.
6. Определение остаточного срока службы.

Получены зависимости предельных изгибающих моментов балки пролетного строения для различных условий эксплуатации, определённых на основании аналитических зависимостей диффузии атмосферных газов (углекислый газ (CO_2), галогены (Cl_2) и галогенводородные кислоты). В качестве основного воздействующего условия выбрано количество дней с осадками в течение года.

Предложенный метод использован при расчёте несущей способности железобетонной балки пролетного строения Б 3300.б.153-ТВ. Установлено, что срок её службы до отказа при воздействии углекислого газа составляет

158 лет, при воздействии галогенов и галогенводородных кислот – 27 лет.

Таким образом, применение данного метода позволяет определять оставшийся срок службы пролётного строения, а также ресурс по несущей способности и прогнозировать требуемые ремонтно-восстановительные работы.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Гулицкая Л. В., Шиманская О. С. Анализ технико-эксплуатационного состояния железобетонных плитных пролетных строений автодорожных мостовых сооружений // Транспорт. Транспортные сооружения. Экология. – 2017. – № 1. – С. 35–45. DOI: 10.15593/24111678/2017.0.1.03.
2. Карапетов Э. С., Белый А. А. Методы оценки технико-эксплуатационных показателей железобетонных мостовых сооружений Санкт-Петербурга // Известия Петербургского университета путей сообщения. – 2009. – № 2 (19). – С. 177–187. EDN: KVKFKX.
3. Бородай Д. И. Прогноз долговечности типовых железобетонных плитных пролетных строений автодорожных мостов // Вестник Донбасской национальной академии строительства и архитектуры. – 2011. – № 1 (87). – С. 169–176. EDN: FCCMZB.
4. Талипова Л. В., Шонина Е. В. Определение углеродного следа в строительстве // Инженерные задачи: проблемы и пути решения: Материалы II Всероссийской (национальной) научно-практ. конференции. – Архан-



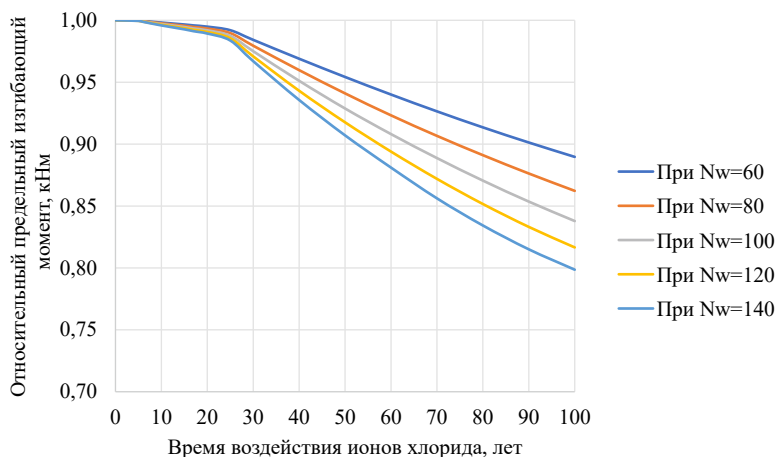


Рис. 13. Изменение относительного предельного изгибающего момента при воздействии ионов хлорида и разном количестве дней с осадками в год [разработано авторами].

гельск: Северный (Арктический) федеральный университет имени М. В. Ломоносова, 2021. – С. 99–102. EDN: BSQSGN.

5. Овчинникова Т. С., Маринин А. Н., Овчинников И. Г. Коррозия и антикоррозионная защита железобетонных мостовых конструкций // Интернет-журнал «Науковедение». – 2014. – № 5 (24). – С. 11. EDN: TKELFZ.

6. Никоноров А. Н., Зайцев А. А. Защита мостовых конструкций от атмосферной коррозии // Проблемы науки. – 2020. – № 1 (49). – С. 12–15. EDN: XKAREB.

7. Козлова В. К., Калько И. К., Завадская Л. В., Маноха А. М., Вольф А. В., Хомутов Э. С. Определение степени коррозионного разрушения мостовых железобетонных конструкций // Ползуновский альманах. – 2023. – № 1. – С. 63–66. EDN: MUGTWX.

8. Молодин В. В., Ануфриева А. Е., Леонович С. Н. Влияние карбонизации бетонных поверхностей на их сцепление со свежееуложенным бетоном // Наука и техника. – 2021. – Т. 20. – № 4. – С. 320–328. DOI: 10.21122/2227-1031-2021-20-4-320-328.

9. Moraru, C., Apostu, A., Georgescu, D. Carbonation Resistance Classes of Concretes. Romanian journal of transport infrastructure, 2021, Vol. 10, Iss. 1, pp. 50–65. DOI: <https://doi.org/10.2478/rjti-2021-0004>.

10. Al Fuhaid, A. Effects of fine Aggregates, Cicopowder-WP, and Styrene-Butadiene rubber on carbonation resistance in concrete. Materials Today: Proceedings, 2023. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.03.781>. [Article in press].

11. Chen Ying, Liu Peng, Yu Zhiwu, Li Siyang, Hu Cheng, Lu Dapeng. Research on the performance evolution of concrete under the coupling effects of sulfate attack and carbonation. Journal of materials research and technology, 2023, Vol. 26, pp. 4670–4695. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.08.206>.

12. Троян В. В. Моделирование долговечности железобетонных конструкций // Технологии бетонов. – 2011. – № 5–6 (58–59). – С. 39–41. EDN: TKANWZ.

13. Yin Shen, Yi Wang, Xiaoqing Xu, Feipeng Ruan. Study on carbonation of construction joints through field tests on a 30-year-old bridge and accelerated carbonation tests.

Case Studies in Construction Materials, 2023, Vol. 19, e02231. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.e02231>.

14. Maohua Zhang, Lin Du, Zhiyi Li, Ronghua Xu. Durability of Marine Concrete Doped with Nanoparticles under Joint Action of Cl- Erosion and Carbonation. Case Studies in Construction Materials, 2023, Vol. 18, e01982. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.e01982>.

15. Xupeng Ta, Zhijun Wan, Yuan Zhang, Shubing Qin, Jiale Zhou. Effect of carbonation and foam content on CO2 foamed concrete behavior. Journal of materials research and technology, 2023, Vol. 23, pp. 6014–6022. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.02.178>.

16. Bastidas-Arteaga, E., Rianna, G., Gervasio, H., Nogal M. Multi-region lifetime assessment of reinforced concrete structures subjected to carbonation and climate change. Structures, 2022, Vol. 45, pp. 886–899. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2022.09.061>.

17. Konečný, P., Lehner, P. Durability assessment of concrete bridge deck considering waterproof membrane and epoxy-coated reinforcement. Perspectives in Science, 2016, Vol. 7, pp. 222–227. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pisc.2015.11.036>.

18. Song Gao, Jia Guo, Yaoyao Gong, Shunli Ban, Ang Liu. Study on the penetration and diffusion of chloride ions in interface transition zone of recycled concrete prepared by modified recycled coarse aggregates. Case Studies in Construction Materials, 2022, Vol. 16, e01034. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2022.e01034> [полный текст выпуска].

19. Кривцова О. Н., Андреещенко В. А., Панин Е. А., Франц Ю. Ю. Коррозия арматурного проката в постпрокатный период: причины и способы его защиты // Труды университета. – 2018. – № 3 (72). – С. 93–96. EDN: YLXYQX.

20. Казаков В. А., Попов В. А., Косач А. Ф. Атмосферная коррозия арматуры в железобетонных конструкциях // Архитектура, строительство, транспорт: материалы Международной научно-практ. конференции (к 85-летию ФГБОУ ВПО «СибАДИ»), Омск, 02–03 декабря 2015 года. – Омск: СибАДИ, 2015. – С. 275–280. EDN: VMRSQZ.

Информация об авторах:

Огурцов Глеб Леонидович – ассистент Высшей школы промышленно-гражданского и дорожного строительства, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия, ogurtsov_gl@spbstu.ru.

Ермошин Николай Алексеевич – доктор военных наук, профессор Высшей школы промышленно-гражданского и дорожного строительства, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия, ermoshin_na@spbstu.ru.

Статья поступила в редакцию 24.01.2024, одобрена после рецензирования 10.09.2024, принята к публикации 12.09.2024.