

НАУЧНАЯ СТАТЬЯ / RESEARCH PAPER

УДК 69.04:624.012.45

DOI: 10.22227/1997-0935.2025.5.667-682

Исследование несущей способности коррозионно-повреждаемых сжатых железобетонных элементов при поперечном действии импульсной нагрузки

Анатолий Викторович Алексейцев, Константин Валерьевич Юрусов

Национальный исследовательский Московский государственный строительный
университет (НИУ МГСУ); г. Москва, Россия

АННОТАЦИЯ

Введение. Определение несущей способности сжатых колонн при комбинированном воздействии (эксплуатационном статическом и поперечном динамическом нагружении), в том числе при аварийных нагрузках с учетом фактического состояния в условиях воздействия различных коррозионных и других средовых воздействий, является актуальной, недостаточно изученной проблемой. Ее решение требует разработки аналитических методов, трудоемких конечно-элементных моделей (КЭМ), рассмотрения и учета значительного количества параметров конструкции и среды.

Материалы и методы. Решение задачи получено аналитическим методом. Для оценки его корректности разработана КЭМ в объемной постановке, выполнено сравнение полученных аналитических результатов с экспериментальными данными других авторов.

Результаты. Разработана инженерная методика приближенной оценки несущей способности центрально сжатых поврежденных коррозией железобетонных колонн при поперечной импульсной нагрузке, вызванной аварийными ситуациями. Проведено сравнение результатов расчета с результатами конечно-элементного моделирования и известных натурных экспериментов для конкретной схемы закрепления колонны. Предложена дискретно-временная модель учета коррозионных повреждений для объемных конечно-элементных схем, основанная на параболическом законе снижения механических характеристик бетона по глубине распространения коррозии.

Выводы. Установлено, что увеличение коррозионных повреждений бетона приводит к его хрупкому разрушению при аварийном воздействии, а увеличение глубины коррозионных повреждений при значительных сжимающих нагрузках ведет к местной потере устойчивости стержней арматуры в зоне действия поперечного импульса и существенному снижению сопротивляемости колонны прогрессирующему разрушению. Показана применимость предложенной инженерной методики к практическому использованию в интервале фактических эксплуатационных нагрузок.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: механическая безопасность, железобетонные колонны, центрально сжатые элементы, динамические нагрузки, ударное воздействие, поперечный удар, коррозионные повреждения

Благодарности. Авторы благодарят рецензентов за работу, направленную на улучшение качества статьи.

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Алексейцев А.В., Юрусов К.В. Исследование несущей способности коррозионно-повреждаемых сжатых железобетонных элементов при поперечном действии импульсной нагрузки // Вестник МГСУ. 2025. Т. 20. Вып. 5. С. 667–682. DOI: 10.22227/1997-0935.2025.5.667-682

Автор, ответственный за переписку: Анатолий Викторович Алексейцев, aalexw@mail.ru.

A study on the bearing capacity of compressed corrosion-affected reinforced concrete elements subjected to transverse impulse loading

Anatoly V. Alekseytsev, Konstantin V. Yurusov

Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU);
Moscow, Russian Federation

ABSTRACT

Introduction. Finding the bearing capacity of compressed columns subjected to a combination of effects (normal static and transverse dynamic loading), including emergencies and taking into account the actual condition under various corrosion and other environmental effects, is a relevant though understudied problem. It requires analytical methods, labor-intensive finite element models, and a great number of parameters that should be taken into account.

Materials and methods. The solution was obtained analytically. The finite element model was developed in a 3D formulation to evaluate the applicability and convergence of results. Analytical results were compared with those obtained experimentally.

Results. An analytical technique was developed for the approximate evaluation of the bearing capacity of centrally compressed corrosion-affected reinforced concrete columns under transverse impulse loading in an emergency situation. The results obtained analytically were compared with the results of finite element modeling and well-known full-scale experiments that involved a specific column attachment pattern. A discrete-time model is proposed to take into account corrosion damage in 3D finite element schemes. This model is based on the parabolic law of mechanical characteristics of concrete that deteriorate along with the depth of corrosion propagation.

Conclusions. The authors found that a greater corrosion damage to concrete leads to its non-plastic destruction in the case of exposure to emergencies, and deeper corrosion damage under great compressive loading leads to the local loss of stability of reinforcement bars in the zone affected by transverse impulse loading and a great reduction in the column resistance to progressive collapse. The practical applicability of the proposed engineering method is proved for the range of relevant values of compressive loads.

KEYWORDS: mechanical safety, reinforced concrete columns, axially-loaded elements, dynamic loads, impact loading, transverse impact, corrosion damage

Acknowledgments. The authors thank the reviewers for their efforts focused on improving the quality of the article.

FOR CITATION: Alekseytsev A.V., Yurusov K.V. A study on the bearing capacity of compressed corrosion-affected reinforced concrete elements subjected to transverse impulse loading. *Vestnik MGSU* [Monthly Journal on Construction and Architecture]. 2025; 20(5):667-682. DOI: 10.22227/1997-0935.2025.5.667-682 (rus.).

Corresponding author: Anatoly V. Alekseytsev, aalexw@mail.ru.

ВВЕДЕНИЕ

Исследование несущей способности и безопасности железобетонных конструкций при комбинированных воздействиях является актуальной научно-технической проблемой, обусловленной ухудшением механических характеристик материалов под воздействием неблагоприятных силовых и средовых факторов, а также возникновением аварийных ситуаций. Для оценки напряженно-деформированного состояния (НДС) таких конструкций необходимо экспериментально-теоретическое обоснование прежде всего процессов коррозии. Этому посвящен ряд работ. Например, в публикации [1] рассматривалось моделирование коррозионно-повреждаемых плит при изменении рабочей площади арматуры и повреждениях бетона. Эти плиты впоследствии подвергались низкоскоростному удару. Также был поставлен верифицирующий эксперимент на основе ускоренной электрохимической коррозии под постоянным током. В исследовании [2] на балочных конструкциях изучается влияние сцепления арматуры с бетоном на несущую способность в случае коррозии арматурных стержней. Отмечается, что обеспечение анкеровки арматуры в бетоне служит одним из определяющих факторов в случае коррозионного повреждения железобетонных балок. Железобетонные плиты, подверженные коррозии, испытывались на многократные однотипные удары [3], при этом для повышения сопротивляемости плит использовалось углепластиковое усиление. Один из важных вопросов, исследуемых авторами, — надежность и долговечность конструкций с коррозионными повреждениями. Например, в труде [4] рассматривался аспект данной проблемы при циклически повторяющихся нагрузках, вызывающих усталостное разрушение. Установлено, что коррозия становится причиной ускорения и развития усталостных трещин, что особенно опасно для мостовых конструкций. Также на долговечность

поверженных коррозией балок влияет неравномерность коррозии арматуры [5]. При этом главный фактор — потеря сцепления бетона с арматурой, неравномерная деградация сцепления более опасна, чем равномерная. Изучение коррозии тесно связано с определением предельной несущей способности повреждаемых систем и усиления их несущей способности. Таким образом, возникает задача оптимального проектирования систем усиления. Такая задача решается в работе [6], где эффективность усиления исследуется для нескольких вариантов преднапряженных железобетонных рам. В ряде публикаций изучается моделирование распространения коррозии, в частности, по глубине железобетонной конструкции. При ускоренной коррозии, при постоянном токе сценарии распространения коррозии арматуры вглубь могут быть различными и случайными. Для этих целей используется теория распределения случайных величин и последовательностей случайных событий, например цепей Маркова [7].

Значительный интерес в исследованиях представляет область знаний, связанная с изучением железобетонных повреждаемых колонн при особых воздействиях, включая огневые [8] коррозионные повреждения, и различного типа поперечных ударных нагрузках. Примером таких конструкций могут быть пирсы, испытывающие циклические ударные нагрузки от волн [9]. При поперечных ударах и экспериментально, и теоретически исследуется множество различных аспектов, среди которых форма сечения (квадрат, круг) колонны, процент армирования, эксцентриситет приложения продольной силы и скорость удара [10–12] и др.

Процесс поперечного удара по коррозионно-повреждаемым колоннам очень сложен и зачастую требует разработки трудоемких конечно-элементных моделей (КЭМ). Однако на этапах предварительной проработки это нерационально, поэтому предлагаются упрощенные методики анализа [13],

но их основа базируется на подробном изучении механизмов сопротивления колонн поперечным ударным воздействиям [14].

Ряд исследований в области сопротивления удару железобетонных колонн с коррозионными повреждениями и без них посвящается разработке КЭМ. При этом часто используется объемная схема, а для моделирования низкоскоростного удара, характерного для нагружения этих конструкций, применяется метод прямого интегрирования. С такой целью эффективно применяется программный комплекс (ПК) LS-DYNA [15, 16], рассматривается аварийное столкновение конструкции и судна, а также введение композитных колонн для повышения их ударной прочности. Некоторые работы посвящены изучению бокового удара от тела, движущегося с ускорением. В частности, от свободнопадающих тел; объектом исследований в этих трудах являются процент армирования конструкций, масса индентора, время ударного воздействия [17, 18], где в качестве инструментов для численного исследования используются ПК Abaqus, Autodyn в составе Ansys Workbench. Изучается способность индентора передавать энергию удара на колонну. В соответствии с этим свойством удары могут быть мягкими и жесткими. Например, в работе [19] всесторонне проанализирован мягкий поперечный удар.

Значительная группа исследований поперечно-го удара на железобетонные колонны как с коррозионными повреждениями, так и без них посвящена экспериментам. В ходе таких исследований для выявления эффектов сопротивления удару и образования механизмов разрушения могут создаваться новые экспериментальные установки [20, 21]. Эти установки позволили установить характер разрушения железобетонной колонны при ударе автомобиля о конструкцию пирса. При этом разрушение происходило от сдвига по наклонной трещине. Кроме того, в указанных экспериментальных трудах изучены многие особенности распределения деформаций, изменение силы удара и бокового смещения. В экспериментальной работе [22] выявлен важный эффект — при высоких значениях сжатия скорости ударного воздействия механизм разрушения изменяется с изгибного на сдвиговый. В ряде экспериментальных публикаций рассматриваются композитные железобетонные колонны, усиленные карбоновой, стеклопластиковой, углепластиковой фиброй [23, 24]. Определено, что такой способ усиления существенно повышает сопротивляемость конструкций боковому удару низкой скорости, что соответствует аварийному воздействию от автомобиля.

В настоящей статье предлагается упрощенная инженерная методика оценки предельной несущей способности коррозионно-повреждаемых колонн при поперечном ударе. Она учитывает прямоугольную форму сечения колонны, наличие коррозионных повреждений бетона и арматуры, различные

способы закрепления колонны и ее гибкость. Удар предполагается мягким. Предпосылки формирования методики базируются на положениях [25, 26].

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Постановка задачи и аналитическая модель

Будем исследовать НДС двух типов железобетонных колонн по гибкости: обычных и гибких. Каждый тип имеет одинаковое поперечное сечение, класс бетона и арматуры по прочности, а также схему армирования. Под гибкой колонной понимаем конструкцию, гибкость которой превышает величину $\lambda = 50$. Считаем, что колонны принадлежат к конструктивной схеме здания, являются торцевыми, но не являются крайними угловыми. При этом смежные пролеты здания считаются равными, т.е. колонна испытывает преимущественно сжатие и малый изгиб, обусловленный только случайным эксцентриситетом. Поперечное сечение принимается квадратным, армирование симметричным.

Несущая способность в теоретической модели оценивается на основе истинности конъюнкции условий прочности:

$$\left(N(t) \leq N_{ult}^{cur}(t) \right) \wedge \left(P(t) \leq P_{ult}^{cur}(t) \right), \quad (1)$$

где $N(t)$, $P(t)$ — фактически действующие продольная и поперечная нагрузки, воспринимаемые колонной с учетом времени t , в течение которого протекали процессы коррозионных повреждений; $N_{ult}^{cur}(t)$, $P_{ult}^{cur}(t)$ — предельные значения нагрузок, которые могут быть восприняты колонной без разрушения.

Эти усилия могут быть определены путем построения предельной кривой несущей способности (LCBC) вида:

$$N_{ult}^{cur}(t) = f(P_{ult}^{cur}(t)) = f(\varphi, R_b(t), A(t), R_{sc}(t), A_{s,tot}(t), z, \{C\}), \quad (2)$$

где φ — коэффициент продольного изгиба; $R_b(t)$, $R_{sc}(t)$ — расчетные сопротивления сжатию этих материалов с учетом наличия фактических коррозионных повреждений; $A(t)$, $A_{s,tot}(t)$ — площадь бетона и продольной арматуры соответственно; z — координата точки приложения импульса силы Pt_0 ; $\{C\}$ — варианты закрепления верхнего и нижнего узлов колонны.

Величины $R_b(t)$, $R_{sc}(t)$ могут быть определены экспериментально на основе ускоренной коррозии или на базе уже выполненных экспериментальных исследований путем корректировки начальных значений R_b , R_{sc} понижающими коэффициентами.

Известно, что при наличии хомутов или замкнутых сварных контуров поперечной арматуры в колонне прочность бетона повышается за счет ограничения деформаций бетона арматурой и вычисляется на основе модели Мандера [27]. Однако в работе [28] экспериментально и теоретически доказывается, что при наличии в сечении зоны

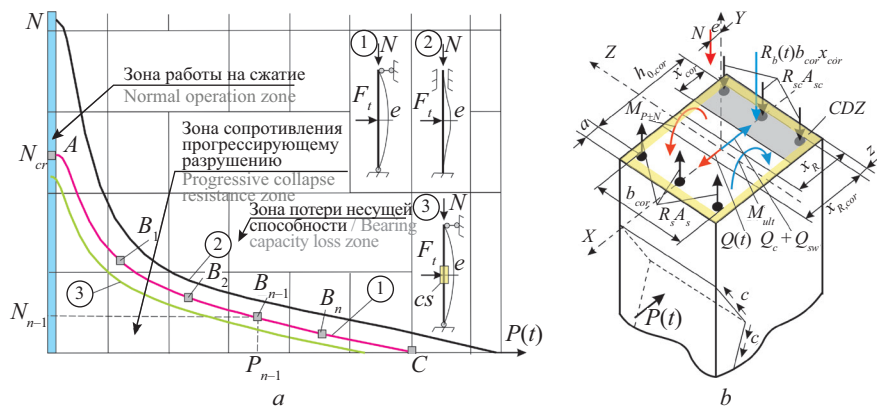


Рис. 1. Предполагаемый вид кривых несущей способности (LCBC) (а): 1–3 — схемы граничных условий и соответствующие им кривые; cs — зона коррозионных повреждений; A, B, C — точки, используемые для построения кривой; N_{n-1}, P_{n-1} — координаты точки B_{n-1} ; схема к определению уравнений равновесия при сжатии и поперечном ударе (б)

Fig. 1. Anticipated bearing capacity curves (а): 1–3 are diagrams of boundary conditions and corresponding curves; cs is the zone of corrosion damage; A, B, C are points used to make a curve; N_{n-1}, P_{n-1} are coordinates of point B_{n-1} ; the diagram used to make equilibrium equations for compression and a lateral impact (б)

растяжения бетона эффект ограниченного бетона значительно снижается. Поскольку при действии поперечного удара сечение работает по схеме внецентренного сжатия, то повышение прочности из-за стесненных условий деформирования бетона мы не учитываем. При численном моделировании эффект ограниченного бетона учитывается путем повышения напряжения когезии. Кроме этого, снижение прочности может корректироваться в расчете изменением модуля упругости для части материала. Кривая несущей способности строится по характерным точкам A, B, C (рис. 1).

Первая точка A для гибких колонн определяется как критическая сила, вызывающая потерю несущей способности, устанавливаемая по формуле Эйлера, а для колонн с гибкостью $\lambda \leq 50$ исходя из условия прочности по материалу. При этом начальная интенсивность удара $P_{t0} = 0$:

$$N_{cr,A}(\lambda) = \begin{cases} \frac{\pi^2 EJ_{red}}{l_0^2}, \lambda > 50 \\ \varphi [R_b(t)A(t) + R_{sc}(t)A_{s,tot}(t)], \lambda \leq 50 \end{cases}, \quad (3)$$

где l_0 — расчетная длина колонны, учитывающая вид опорных закреплений; φ — коэффициент продольного изгиба, зависящий от фактического значения EJ_{red} ; EJ_{red} — изгибная жесткость колонны, приведенная к бетону.

Третья точка C определяется при условиях, когда силы сжатия нет, а поперечный импульс $P(t)$, действующий в единицу времени, максимален. Это значение импульса для симметрично армированной колонны можно установить из уравнения равновесия для балки при отсутствии продольной силы. При этом используем выражение для симметрично армированного сечения, в котором изгибающий момент M в колонне от поперечной нагрузки равен предельному моменту M_{ult} , воспринимаемому сече-

нием. Пусть импульс приложен в точке $z = 0,5l$, константы множества $\{C\}$ соответствуют шарнирному закреплению обоих узлов стержня, тогда уравнение примет вид:

$$\frac{P_{ult}^{cur}(t)l}{4} = R_{sc}(t)A_s(t)(h_{0,cor} - a'); \quad (4)$$
$$h_{0,cor} = h_{cor} - a,$$

где $h_{0,cor}$ — высота сечения колонны при коррозионном повреждении; если поверхностный слой бетона не разрушается, то $h_{cor} = h$; a, a' — минимальные расстояния от растянутой (сжатой для a') грани сечения до центра тяжести растянутой (сжатой для a') арматуры. При разрушении слоя толщиной z , как показано на рис. 1, б, значение h_0 отсчитывается от внутренней границы слоя z .

При наличии построенной LCBC можно определить значение $P_{ult}^{cur}(t)$ для сечения с координатой $y = 0,5l$ в случае наличия там коррозионных повреждений. Если очаг коррозионных повреждений не совпадает с координатой y , для которой была построена кривая несущей способности, то значение усилия M , вычисляемое по формуле (4), в очаге коррозии нужно делить на коэффициент k_{sp} :

$$k_{sp} = (l - x_{sp})/l, \quad (5)$$

где x_{sp} — координата очага коррозии, отсчитываемая от опоры к середине пролета; l — геометрическая длина колонны.

Точки B_i определяются при значениях $N_i = N_{i-1} + \Delta$, начиная с точки $N_1 = \Delta$, для примера можно принять $\Delta = 100$ кН. В этом случае имеет место внецентренное сжатие, когда продольная сила N_1 действует с эксцентриситетом e_1 , вызванным прогибом f_{x1} от поперечной нагрузки P_1 и случайным эксцентриситетом e . Поперечная нагрузка приложена в точ-

ке $y = 0,5l$. Вычислим величину эксцентриситета при симметричном армировании колонны:

$$e_i = \eta_i \left(e + f_x + \frac{h_{0,cor} - a'}{2} \right), \quad (6)$$

где $\eta_i = 1/(1 - N_i/N_{cr,A})$, $f_x = P_1 l^3 / 48 E(t) J_{red}$, $e = \max(h_{cor}/30, 1/600, 0,01)$; η_i — коэффициент, учитывающий отклонения оси колонны в горизонтальном направлении от действия силы N_i ; f_x — максимальный горизонтальный прогиб от действия импульса силы P_1 ; J_{red} — осевой момент инерции сечения, приведенный к бетону; e — случайный эксцентриситет, м, определяемый в зависимости от длины колонны l и размера стороны ее сечения h .

Условие прочности нормального сечения из уравнения статического равновесия внутренних усилий (см. рис. 1, b и условия закрепления колонны (1) на рис. 1, a) запишем в следующей форме:

$$k_{sp} P_1 l / 4 + N_i e_i \leq [R_{cc}(t) b_{cor} x_{cor} (h_0 - 0,5x_{cor}) + R_{sc}(t) A_{sc}(t) (h_0 - a')], \quad (7)$$

где x_{cor} — высота сжатой зоны бетона в сечении. Ее величина устанавливается в зависимости от значения $\xi_{R,cor}$, определяемого для коррозионно-поврежденного элемента по формуле:

$$\xi_{R,cor} = \frac{0,9}{1 + R_s / E_s \varepsilon_{b2}}, \quad (8)$$

где E_s , ε_{b2} — модуль упругости арматуры и предельные пластические деформации в бетоне, полагаемые равными 0,0035, значение 0,9 определено из условия статического равновесия в сечении колонны с учетом смещения сжатой зоны бетона к центральной оси при коррозионном повреждении.

Итак, определяем значение x_{cor} :

$$x_{cor,i} = \begin{cases} \frac{N_i}{\varphi R_b(t) b_{cor}}, 1 \geq \frac{x_{cor}}{h_{0,cor}} \geq \xi_{R,cor} \\ \frac{N_i}{R_b(t) b_{cor} - a'}, \frac{x_{cor}}{h_{0,cor}} < \xi_R \end{cases}, \quad (9)$$

где φ — табулированная функция (СП 63.13330), представленная в табл. 1.

Для того чтобы определить, каким условием необходимо воспользоваться, следует предварительно вычислить x_{cor} по одной из формул (9). Подставляя вычисленное значение x_{cor} в (7), можно для значения N_1 получить величину P_1 , определяя точку B_1 на LCBC для $i = 1$ (рис. 1, a). Аналогично выполняются вычисления для других точек B_i .

Табл. 1. К определению коэффициента φ

Table 1. Finding coefficient φ

l_0/h	6	10	15	20
φ	0,92	0,9	0,8	0,6

Для выявления итогового значения импульсной нагрузки требуется полученное статическое значение разделить на коэффициент динамичности. Расчеты показывают, что этот коэффициент находится в пределах 1,05–1,30.

Численная модель оценки напряженно-деформированного состояния

Моделирование нагрузок

Нагрузки $F(t)$ в динамическом расчете будем определять произведением константы P на функцию изменения единичной нагрузки во времени $\bar{P}(t)$:

$$F(t) = P \bar{P}(t). \quad (10)$$

В динамической постановке те нагрузки, для которых не задается закон изменения во времени, считаются внезапно приложенными. Характер горизонтальных перемещений колонны зависит от формы импульса, что представлено на рис. 2, a, b . Вертикальные нагрузки имеют вид функций N , приведенных на рис. 2, c, d . Действие поперечной импульсной нагрузки моделируется функцией, показанной на рис. 2, c, d красным цветом.

На рис. 2 обозначено: $X_{d,max}$ — максимальное динамическое перемещение; X_d — установившееся перемещение на интервале $[t_2; t_3]$; X_{ds} — значение перемещения после действия импульса; X_s — значение перемещения при динамической релаксации после приложения вертикальной нагрузки; $[0; t_0]$ — интервал приложения вертикальной нагрузки; $[t_0; t_1]$ — интервал затухания колебаний после приложения этой нагрузки; $[t_2; t_3]$ на рис. 2, c — интервал приложения импульса; $[0; t_4]$ — общее время рассматриваемого динамического переходного процесса.

В условиях относительно малого времени приложения импульсной нагрузки и при массе индентора, значительно меньшей по сравнению с массой колонны, инерционные свойства индентора можно описать так. Масса индентора m действует на колонну с конечной скоростью $\vec{V}$, передавая ей импульс тела $m\vec{V}$. Этот импульс равен импульсу внезапно приложенной эквивалентной статической силы $2\vec{H}\Delta t$, $\Delta t = 1$ с. При этом, если фактическое время действия нагрузки составляет t , то статический эквивалент силы, используемый в расчете, приводя векторы к скалярам для горизонтальной нагрузки, можно вычислить по формуле:

$$P = H_x = 0,5mV_x t. \quad (11)$$

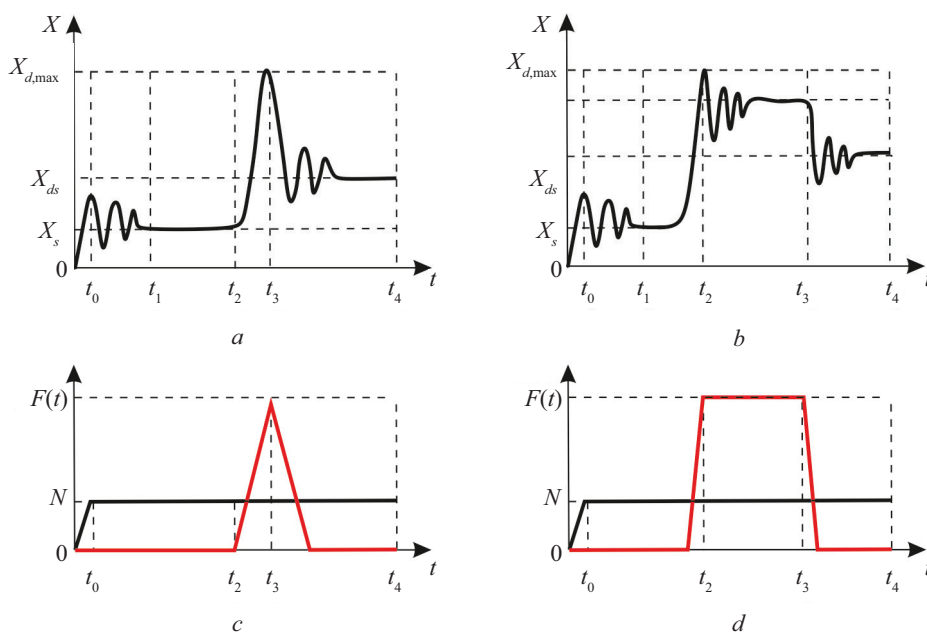


Рис. 2. Ожидаемые графики перемещений сжатой колонны под действием горизонтального импульса силы во времени (a, b); графики изменения горизонтальной и вертикальной нагрузки во времени (c, d)

Fig. 2. Anticipated graphs of displacement of a compressed column under a horizontal impulse of force over time (a, b); graphs of changes in horizontal and vertical loads over time (c, d)

Уравнение динамики, материалы и кинематические ограничения

Для железобетонной колонны система уравнений метода конечных элементов при поперечном ударе может быть записана в виде:

$$[M(\{Z\})]\{\ddot{Z}\} + [C(\{Z\})]\{\dot{Z}\} + [[K_c(\{Z\})] + [K_r(\{Z\})]]\{Z\} = \{F(t)\} + \{G\}\chi(t) + \{H(t)\}, \quad (12)$$

где $[M(\{Z\})]$, $[C(\{Z\})]$ — матрицы масс и демпфирования; $\{Z\}$, $\{\dot{Z}\}$, $\{\ddot{Z}\}$ — узловые перемещения, скорости, ускорения; $[K_c(\{Z\})]$, $[K_r(\{Z\})]$ — матрицы жесткости бетона и арматуры соответственно; $\{F(t)\}$, $\{H(t)\}$ — векторы вертикальных и горизонтальных нагрузок; $\{G\}\chi(t)$ — произведение сил тяжести на функцию Хевисайда.

Матрица демпфирования здесь определяется по схеме Релея, при которой учитывается только конструкционное демпфирование коэффициентом β . Точно установить этот коэффициент можно экспериментальным путем, однако для железобетонной конструкции в состоянии, близком к предельному, задача существенно усложняется. Трудность связана с образованием, ростом и раскрытием трещин в процессе колебаний. Для неразрушенных рамных конструкций начальное значение коэффициента β принимается равным 0,05, но экспериментальные исследования показывают, что из-за несовершенств узловых соединений и прочих факторов этот коэффициент можно принимать равным до 0,1. В расчетах принимаем во внимание диаграмму бетона, учитывающую стеснение поперечного деформирования в соответствии с моделью Мандера, модифи-

цированной для случая внецентренного сжатия [28]. Первоначально для квадратного сечения вычисляем сопротивление бетона при стесненной работе:

$$R_b = R_{b0} \left(-1,254 + 2,254 \sqrt{1 + 7,94 \frac{\sigma_l}{R_{b0}}} - 2 \frac{\sigma_l}{R_{b0}} \right); \quad (13)$$

$$\sigma_l = k_e \frac{2R_s^w A_{sw}}{sd}; \quad k_e = \frac{A_e}{A} = \frac{1}{\mu} \left(1 - \frac{s - \varphi_w}{2d} \right),$$

где R_{b0} — прочность бетона на сжатие; σ_l — эквивалентное поперечное давление; R_s^w — предел текучести поперечной арматуры; A_{sw} — площадь поперечной арматуры; s — шаг хомутов; d — ширина хомута, принятая по оси арматуры; k_e — коэффициент, определяемый отношением площади бетона, работающей в условиях стесненного сжатия к полной площади сечения; μ — коэффициент продольного армирования сечения; φ_w — диаметр поперечной арматуры.

После этого выполняем коррекцию напряжения когезии C (рис. 1, b) для модели бетона путем его увеличения на коэффициент, равный отношению R_b/R_{b0} . При моделировании используем подход, когда арматура задается элементами типа beam, а бетон — объемными гексаэдрами. При этом возможно соединение бетона и арматуры на основе контакта трения, rigid или гар элементами. Расчеты показали, что в данной задаче фактическая податливость соединения арматуры и бетона существенно не влияет на результаты моделирования, поэтому авторами принято жесткое соединение. Продольная арматура

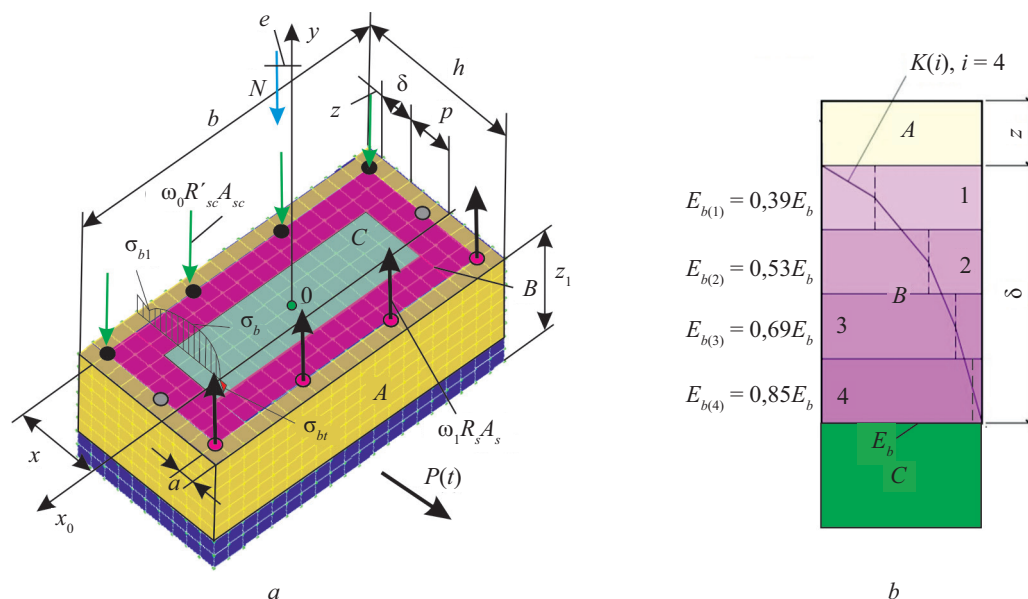


Рис. 3. Учет коррозионных повреждений при численном моделировании

Fig. 3. Using numerical methods to simulate corrosion damage

и поперечные хомуты деформируются в соответствии с диаграммой Прандтля. Образование и развитие трещин для неповрежденного коррозией бетона учитывается путем уменьшения модуля упругости бетона. Для зоны сжатия с изгибом принимается снижение модуля упругости бетона до 0,1 от начального значения.

Модель повреждения от коррозии и ее реализация для численных методов

Рассмотрим коррозию в виде очага размером z_1 по высоте колонны. В наиболее опасном случае вся колонна в пределах этой высоты находится в неблагоприятной среде. При моделировании коррозии бетона учитываем послойную деградацию механических характеристик. Слой A на рис. 3 считается наиболее поврежденным, его модуль упругости составляет не более 8 % от начального. Прочность в нем также существенно снижается. В слое B идут переходные процессы, связанные с развитием коррозии вглубь бетона, при этом изменение модуля упругости по толщине слоя будем представлять в виде параболической функции $K(i)$. Здесь i — число слоев, на которые разбивается слой B. В соответствии с обозначениями рис. 3, a и работы [29] запишем:

$$\begin{aligned} E_{b(z)} &= 0,08E_b; \\ E_{b(z+i)} &= E_{b(z)} + \Delta E_b K(i); \quad E_{b(z+\delta)} = E_b; \quad (14) \\ K(i) &= 1 + z_{Bi}/\delta + z_{Bi}^2/\delta^2, \end{aligned}$$

где z_{Bi} — координаты i -го слоя в слое B.

Пример расчета значений модулей упругости в слое B при $i = 4$ показан на рис. 3, b.

В результате электрохимической коррозии сталь арматурных стержней размягчается, кроме

этого, в результате электролитической диссоциации площадь продольной рабочей арматуры уменьшается. Это уменьшение можно учесть для отдельного состояния коррозии в какой-то момент времени коэффициентами w_0 , w_1 (см. рис. 3, a). Значения этих коэффициентов зависят от времени продолжения коррозионных процессов и могут приниматься по результатам экспериментальных исследований равными 0,75–0,95. При сжатии с изгибом в очаге коррозии положение нейтральной оси определяется величиной p таким образом, что размер сжатой зоны бетона $x = \delta + p$, т.е. поврежденный слой бетона, при расчете значения x не учитывается. Это приводит к тому, что сжатая зона бетона смещается ближе к центральной горизонтальной оси инерции, а несущая способность сечения снижается. Определение напряжений σ_b , σ_{b1} , σ_{bt} в виде аналитической зависимости весьма громоздко, поэтому для оценки несущей способности, в частности значения x , будем использовать упрощение, описанное в виде формулы (9) и состоящее в том, что разрушение от действия сжимающей силы и поперечной импульсной нагрузки будет связано с разрушением бетона от сжатия и от нарушения когезии по наклонным сечениям.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Пример построения LCBC для железобетонной колонны без коррозионных повреждений и при их наличии

В качестве примера, показывающего работоспособность предлагаемой инженерной методики, выполним оценку несущей способности колонны высотой 4 м, сечением $0,4 \times 0,4$ м, которая испытывает сжатие силой 1000 кН. Механические харак-

Табл. 2. Исходные данные и показатели, используемые в расчетах

Table 2. Initial data and characteristics used in calculations

Наименование / Type of values	Значение / Value		Коэффициент снижения / Reduction factor
	При стандартных условиях Under standard conditions	С учетом коррозионных повреждений / Taking into account corrosion damage	
Начальный модуль упругости бетона Initial modulus of elasticity of concrete	27,5 ГПа / GPa	16,5 ГПа / GPa	0,6
Модуль упругости с учетом образования трещин / Modulus of elasticity taking into account cracking	0,275 ГПа / GPa	0,165 ГПа / GPa	0,6
Модуль упругости арматуры Modulus of elasticity of reinforcement	200 ГПа / GPa	180 ГПа / GPa	0,9
Расчетное сопротивление арматуры Design reinforcement strength	435 МПа / MPa	391,5 МПа / MPa	0,9
Расчетное сопротивление бетона / Design concrete strength	11,5 МПа / MPa	9,2 МПа / MPa	0,8
Коэффициент расчетной длины Effective length factor	0,7	0,7	—
Рабочая высота сечения h_0 Effective section depth h_0	0,35 м / m	0,325 м / m	0,89(3)
Площадь растянутой и сжатой продольной арматуры / Area of tensile and compressed longitudinal reinforcement	12,32 см ² / cm ²	11,088 см ² / cm ²	0,9
Расстояние до центра тяжести арматуры a (рис. 1) / Distance to center of gravity of reinforcement a (Fig. 1)	5 см / cm	5 см / cm	—
Размеры зон z и δ (рис. 3) / Sizes of zones z and δ (Fig. 3)	—	5 см / cm; 10 см / cm	—
Напряжение когезии / Cohesion	3,3 МПа / MPa	1,32 МПа для зоны А 1.32 MPa for zone A; 2,31 МПа для зоны В 2.31 MPa for zone B	0,36 0,7

теристики неповрежденных материалов колонны и имеющих коррозионные повреждения показаны в табл. 2. Здесь же приведены и другие параметры для аналитического и численного моделирования НДС колонны.

На колонну в середине пролета действует импульс механической силы, равный 120 кН·с, приложенный по схеме рис. 2, *d*. Схема закрепления колонны соответствует ограничениям вида (2), показанным на рис. 1, *a*, где нижний опорный узел имеет жесткое закрепление, а верхний шарнирно неподвижен. Армирование колонны симметричное, продольная арматура 4*d*28 расположена по углам сечения, поперечная — хомуты *d*10 с шагом 0,25 м по высоте колонны. Колонна имеет очаг коррозионного повреждения в середине пролета высотой $y_1 = 0,5$ м с повреждениями бетона и арматуры по периметру колонны, как показано на рис. 3, *a*. Очаг коррозии находится в середине высоты колонны. Первоначально строится LCBC для системы

без коррозионных повреждений. Вычисляются геометрические характеристики приведенного к бетону сечения колонны — площадь сечения:

$$A_{red} = hb + E_s/E_b(A_{sc} + A_s) = 0,4 \cdot 0,4 + 200/27,5 \times (12,23 + 12,23) \cdot 10^{-4} = 0,1754 \text{ м}^2;$$

момент инерции:

$$J_{red} = bh^3/12 + 2 E_s/E_b \cdot A_s(h_0 - a/2)^2 = 0,4 \cdot 0,4^3/12 + 2 \times 200/14,5 \cdot 12,32 \cdot 10^{-4} \times 0,325 \cdot 0,5 = 0,002682 \text{ м}^4.$$

Гибкость колонны: $\lambda = \mu l / \sqrt{J_{red} / A_{red}} = 0,7 \times 4 / \sqrt{0,002682 / 0,1754} = 22,64 < 50$.

Для построения точки *A* используется второе уравнение из системы (3): $P = 0, N_{cr,A}(\lambda) = \varphi(R_b A + R_{sc} A_{s,tot}) = 0,91(11,5 \cdot 0,16 \cdot 10^3 + 435 \cdot 2 \cdot 12,32/10) = 2,649 \text{ кН}$.

Точка *C* (см. рис. 1, *a*) строится из условия ($N = 0$) $\wedge$ ($P \rightarrow \max$). Для заданной схемы закрепления при действии силы *P* в середине пролета максимальный изгибающий момент будет в заделке. Он равен $M_{max} = 3Pl/16$, с другой стороны для симметрично

армированной колонны с учетом некоторого запаса прочности предельный момент определяется правой частью уравнения (4), тогда: $P_{ult}^{cur} = 16R_s A_s (h_0 - a)/3l = 16 \cdot 435 \cdot 12,32/10 \cdot (0,35 - 0,05)/12 = 214,36$ кН.

Теперь построим точки B_i . Анализируя выражение (9), можно увидеть, что эти точки будут образовывать две кривые, вычисляемые в зависимости от ξ_R . Если коррозионные повреждения отсутствуют, то вместо 0,9 в формуле (8) будем использовать значение 0,8. Тогда $\xi_R = 0,8(1 + R_s/E_s \varepsilon_{s2}) = 0,4933$.

Рассмотрим вычисление значений для одной из точек LCBC при $\xi < \xi_R$ и для одной из точек при $\xi \geq \xi_R$. Принимаем $N_1 = 500$ кН. По формуле (9) проверяем: $x_0 = N/R_b(b - a) = 500/(11,5 \cdot (0,4 - 0,05) \cdot 1000) = 0,1242$ м, $\xi = 0,1242/0,35 = 0,3548 < \xi_R$.

Условие выполнено, в уравнении (7) будем использовать $x_{cor} = x_0$.

Вычисляем случайный эксцентриситет: $e = \max \times (h/30, 1/600, 0,01) = \max(0,01(3), 0,00(6), 0,01) = 0,01(3)$ м.

Горизонтальный прогиб колонны определим с помощью метода Симпсона, опуская выкладки, получим: $f_x = P_1 l^3 / (192 E_b J_{red}) = P_1 \cdot 4^3 / (192 \cdot 27,5 \times 10^3 \cdot 0,002682) = P_1 \cdot 0,004519$ м.

$$P_1 = \frac{[11,5 \cdot 0,4 \cdot 0,1242(0,35 - 0,5 \cdot 0,1242) + 435 \cdot 12,32 \cdot 0,1 \cdot (0,35 - 0,05)] - 500 \cdot 0,2013}{3 \cdot 4/16 + 0,00557 \cdot 500} = 295,8 \text{ кН.}$$

Теперь рассмотрим случай при $\xi \geq \xi_R$. Принимаем $N_1 = 1000$ кН. По формуле (9) проверяем $x_0 = N/R_b(b - a) = 1000/(11,5(0,4 - 0,05)1000) = 0,2448$ м, откуда величина $\xi_0 = 0,2448/0,35 = 0,6994 > \xi_R$. В этом случае расчет ведем по первому уравнению формулы (9): $x = N_2 / (\varphi R_b b) = 1000 / (0,91 \cdot 11,5 \cdot 0,4 \times 1000) = 0,2388$, $\xi = 0,682 > \xi_R$.

Вычисляем значения переменных аналогично последовательности действий, описанной выше: $f_x = P_2 \cdot 0,009038$, $\eta_2 = 1,6064$, $e_2 = 0,2623 + 0,01451 P_2$, $P_2 = 204,55$ кН.

Таким образом, для указанных диапазонов значений ξ может быть построена кривая LCBC как с учетом коррозионных повреждений, так и без них. Результаты этого построения приведены на рис. 4.

Как видно на рис. 4, при $\xi \geq \xi_R$ результаты расчета по аналитической модели хорошо согласуются с результатами численного анализа в объемной постановке. На кривой показаны точки, полученные расчетом. Хвостовая часть функции в аналитической модели значительно отличается от кривой 1, но это вполне допустимо, поскольку минимальные значения продольных сил для такой колонны в условиях ее реальной эксплуатации не могут быть ниже 500 кН из-за наличия собственного веса конструкций. На участке $\xi \geq \xi_R$ аналитический расчет допускает значительный запас прочности по сравнению с конечно-элементным анализом, что также является допустимым.

Коэффициент, учитывающий влияние продольной силы на прогиб, составляет:

$$\eta_1 = 1/(1 - N_1/N_{cr,A}) = 1/(1 - 500/2649) = 1,2326, \text{ тогда эксцентриситет: } e_1 = \eta_1(e + f_x + 0,5(h_0 - a')) = 1,2326(0,01(3) + 0,004519 P_1 + 0,5(0,35 - 0,05)) = 0,2013 + 0,00557 P_1.$$

Запишем условие прочности (7) применительно к рассматриваемому случаю опорных закреплений, при этом $k_{sp} = 1$, так как в данном случае повреждения от коррозии не учитываются. Тогда: $3P_1 l/16 + N_1 e_1 = [R_b b x(h_0 - 0,5x) + R_{sc} A_{sc}(h_0 - a')]$, подставляя в эту формулу выражение для e_1 , получим $3P_1 l/16 + N_1(0,2013 + 0,00557 P_1) = [R_b b x(h_0 - 0,5x) + R_{sc} A_{sc}(h_0 - a')]$,

$$P_1 = \frac{[R_b b x(h_0 - 0,5x) + R_{sc} A_{sc}(h_0 - a')] - N_1 0,2013}{3l/16 + 0,00557 N_1}.$$

Подставляя в это выражение значение $N_1 = 500$ кН и ранее вычисленные величины, связанные с этим значением, получаем предельное значение статической поперечной нагрузки, при которой несущая способность колонны будет обеспечена. Получим:

Для рассматриваемой конструкции при $N = 1000$ кН выполнялся расчет в динамической постановке со значением горизонтального импульса 204,55 кН·с по форме (рис. 2, d). В результате произошло разрушение конструкции. Далее последовательно значение импульса уменьшалось. Конструкция сохранила несущую способность при $P_{ult} = 185$ кН·с. Коэффициент динамики kd при этом составил 1,1.

Выполним теперь расчеты с наличием очага коррозионных повреждений, уменьшая характеристики модели, как показано в табл. 2, моделирование коррозионных повреждений в соответствии с рис. 3. Результаты построения кривых, иллюстрирующих адекватность аналитической модели, представлены на рис. 5. После построения LCBC можно осуществить проверку условия (1) путем определения попадания точки с квазистатическими усилиями N, P под кривую несущей способности с учетом коррозионных повреждений. Итак, $P = F(t)kd = 120 \cdot 1,1 = 132$ кН, а продольная сила составляет $N = 1000$ кН.

По рис. 5 можно определить, что при заданных условиях нагружения импульсной поперечной нагрузкой для колонны при отсутствии повреждений от коррозии будет обеспечиваться несущая способность. При наличии коррозионных повреждений конечно-элементный анализ и инженерная методика прогнозируют разрушение (точка T лежит над кривыми 3 и 4, фактически это проверка условия (1)). При рассматриваемом уровне коррозионных по-

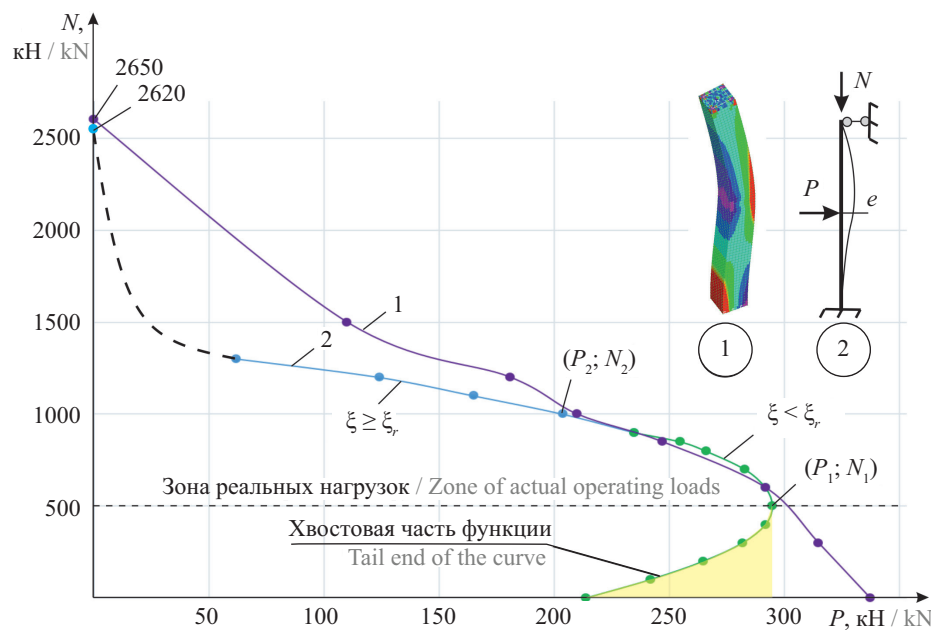


Рис. 4. Результаты построения LCBC для системы без коррозионных повреждений (1) и ее сравнение с результатами численного моделирования в объемной постановке (2)

Fig. 4. LCBC plotting results for a system without corrosion damage (1) and its comparison with results of numerical modeling in a 3D formulation

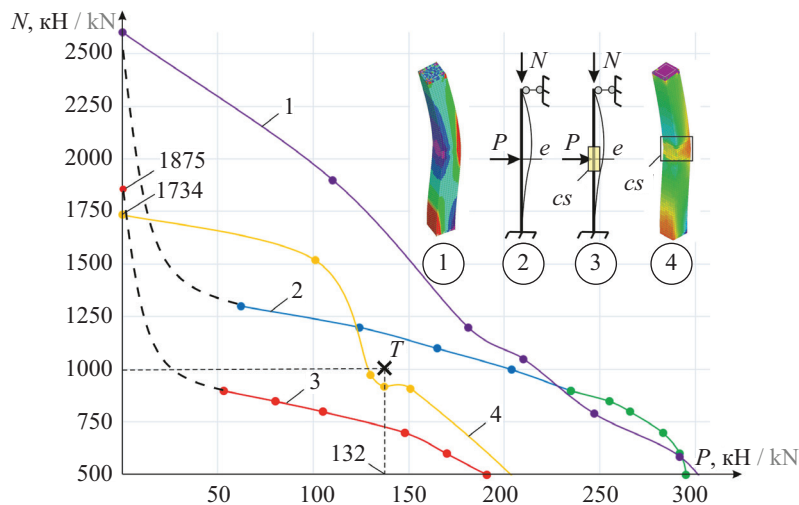


Рис. 5. LCBC для различных случаев и методик расчета: Т — точка, в которой проверяется несущая способность колонны; cs — место очага коррозии

Fig. 5. LCBC for various cases and calculation methods: Т is the point where the load-bearing capacity of a column is tested; cs is the corrosion spot

вреждений несущая способность гарантировано может быть обеспечена только при уровне поперечной нагрузки 25 кН, что соответствует поперечному импульсу 22,7 кН·с.

Численный анализ НДС для коррозионно-поврежденных колонн квадратного сечения. Сравнение результатов расчета и экспериментов

Экспериментальные данные и условия проведения эксперимента для верификации, построенной LCBC, взяты из работы [30]. В этом исследовании

рассматривается образец колонны длиной 1,5 м. Армирование симметричное, продольная арматура в виде четырех стержней $d12$ в угловых зонах сечения с расчетным сопротивлением $R_s = 440$ МПа. Поперечная арматура подобрана таким образом, чтобы прочность по наклонным сечениям у опор колонны при действии горизонтального импульса была обеспечена. Коррозионные повреждения в этих испытаниях отсутствуют. Характеристики испытываемых образцов приведены в табл. 3.

Табл. 3. Данные экспериментальных образцов

Table 3. Experimental data

Марка образца Specimen grade	Размеры сечения, м Section dimensions, m	Высота сечения h_0 , м Section depth h_0 , m	Z_0 , м Z_0 , m	R_b , МПа R_b , MPa	N , кН / kN	P , кН / kN D/S
B12-D	0,240 × 0,150	0,214	0,180	30,6	0	114/98
K12-D-1	0,245 × 0,150	0,200	0,170	27,7	120	180/146
K12-D-2	0,246 × 0,156	0,212	0,190	27,7	240	246/178
K12-D-3	0,240 × 0,155	0,220	0,195	28,2	480	274/200

Примечание: Z_0 — это расстояние между центрами тяжести рабочей арматуры; D/S — идентификатор типа испытаний: D — динамические испытания; S — статические испытания.

Note: Z_0 is the distance between the centers of gravity of the working armature; D/S is the test type identifier: D is dynamic testing; S is static testing.

Для проверки адекватности предлагаемой методики инженерного расчета экспериментальным исследованиям будем выполнять построение LCBC без коррозионного повреждения. При этом учитывается схема приложения нагрузки в экспериментальной установке, для которой момент чистого изгиба равен $PA/2$, где $A = 0,5$ м — расстояние от динамометрической опоры до двухточечной нагрузочной траверсы. Для вычисления значения сжатой зоны x в формуле (9) при отсутствии повреждений от коррозии $b_{cor} = b$, величина a не учитывалась, а вместо множителя $1/\varphi$ продольная сила умножалась на коэффициент η . Результаты сравнения методики расчета и эксперимента показаны на рис. 6.

Анализируя LCBC, полученные на основе различных подходов к расчету НДС, можно отметить, что существует площадь (например, между кривыми 3 и 4), попадание в которую нагрузки может при-

водить к различным прогнозам. А именно для точки $P = 75$ кН; $N = 1000$ кН конечно-элементный анализ дает положительный прогноз по обеспечению несущей способности, а инженерная методика предсказывает разрушение. Это вполне ожидаемый результат, так как при конечно-элементном моделировании учитывается пластическая работа арматуры и пластический характер разрушения бетона. В инженерной методике эти явления упрощены, фиксируется лишь уровень напряжений в бетоне и арматуре. Тем не менее для приближенных прогнозов оценки несущей способности предлагаемая инженерная методика вполне может быть применима, поскольку при аварийной ситуации инженерная методика гарантирует некоторой запас прочности.

В случае, когда прогнозы об обеспечении несущей способности, полученные по различным методикам, отличаются, единственным способом,

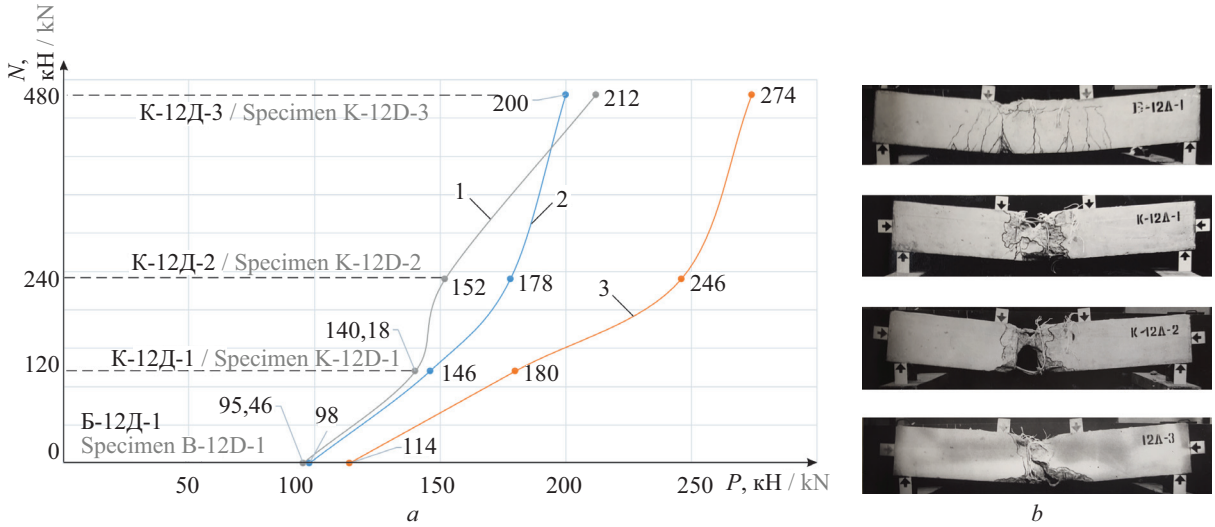


Рис. 6. Сравнение экспериментальных и расчетных данных: LCBC, полученные в расчетах и эксперименте (a); 1 — аналитический расчет; 2 — эксперимент со статическим нагружением; 3 — эксперимент с динамическим нагружением; фото экспериментальных образцов [30] со схемой разрушения при динамических испытаниях (b)

Fig. 6. Comparison of experimental and calculated data: LCBC obtained in calculations and an experiment (a); 1 is the analytical calculation; 2 is the static loading experiment; 3 is the dynamic loading experiment; photos of experimental specimens [30] with a diagram of destruction during dynamic tests (b)

позволяющим установить истинность прогноза, является натурный эксперимент. Однако его проведение представляется сложным, так как, кроме геометрии масштабной модели, каким-то образом необходимо получить значения механических характеристик и воспроизвести уровень коррозионных повреждений. Поэтому в данной статье выполнялось сравнение инженерной методики с фактически проведенным экспериментом без учета коррозии.

Перспективы дальнейших исследований, посвященных рассматриваемой тематике, лежат в области уточнения аналитических зависимостей для инженерной методики при больших значениях продольной силы и малых значениях поперечного импульса. Это участок LCBC, показанный на рисунках пунктирной линией. При наличии значительных коррозионных повреждений наиболее точная оценка несущей способности в этой области — важный вопрос. Кроме того, представляются актуальными особенности разработки и использования инженерной методики при учете размеров очага коррозии, наличия двух очагов коррозии, приобретенных геометрических несовершенств и других аспектов, которые могут быть при реальном техническом состоянии колонн, находящихся в агрессивной среде. Подход к исследованию с построением LCBC может быть эффективно применен для оценки НДС в алгоритмах оптимиза-

ции несущих конструкций [31–33], реализующих поиск при многократно повторяющихся расчетах и меняющихся параметрах.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработанная аналитическая методика позволяет приближенно оценить несущую способность центрально сжатых железобетонных колонн при поперечной импульсной нагрузке с учетом коррозионных повреждений. Результаты расчетов показали удовлетворительную точность по сравнению с конечно-элементным моделированием и натурным экспериментом. Наилучший результат по оценке предельной несущей способности колонн наблюдается в диапазоне 0,4–0,8 от предельного значения горизонтального импульса при сжатии силой, составляющей 0,25–0,7 от предельного значения. При этом отклонения результатов связаны с увеличением запаса прочности конструкции, что дает возможность пользоваться предложенными зависимостями при проектировании.

Предложена дискретно-временная модель учета коррозионных повреждений для объемных конечно-элементных схем, основанная на параболическом законе снижения механических характеристик бетона по глубине распространения коррозии.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Daneshvar K., Moradi M.J., Ahmadi K., Mahdavi G., Hariri-Ardebili M.A. Dynamic Behavior of Corroded RC Slabs with Macro-Level Stochastic Finite Element Simulations // *Engineering Structures*. 2021. Vol. 239. P. 112056. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.112056
2. Yu X., Robuschi S., Fernandez I., Lundgren K. Numerical Assessment of Bond-Slip Relationships for Naturally Corroded Plain Reinforcement Bars in Concrete Beams // *Engineering Structures*. 2021. Vol. 239. P. 112309. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.112309
3. Daneshvar K., Moradi M.J., Ahmadi K., Hajiloo H. Strengthening of Corroded Reinforced Concrete Slabs under Multi-Impact Loading: Experimental Results and Numerical Analysis // *Construction and Building Materials*. 2021. Vol. 284. P. 122650. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2021.122650
4. He S., Cao Z., Ma J., Zeng S., Li P., Wang H. Influence of Corrosion and Fatigue on the Bending Performances of Damaged Concrete Beams // *Advances in Civil Engineering*. 2021. Vol. 2021. Issue 1. DOI: 10.1155/2021/6693224
5. Fu C., Fang D., Ye H., Huang L., Wang J. Bond Degradation of Non-Uniformly Corroded Steel Rebars in Concrete // *Engineering Structures*. 2021. Vol. 226. P. 111392. DOI: 10.1016/j.engstruct.2020.111392
6. Mari A., Bairan J.-M., Oller E., Duarte N. Modeling Serviceability Performance and Ultimate Capacity of

- Corroded Reinforced and Prestressed Concrete Structures // *Structural Concrete*. 2021. Vol. 23. Issue 1. Pp. 6–15. DOI: 10.1002/suco.202100159
7. Zhang W.-P., Chen J.-P., Yu Q.-Q., Gu X.-L. Corrosion Evolution of Steel Bars in RC Structures Based on Markov Chain Modeling // *Structural Safety*. 2021. Vol. 88. P. 102037. DOI: 10.1016/j.strusafe.2020.102037
8. Mahmoud K.A. Lateral Deformation Behavior of Eccentrically Loaded Slender RC Columns with Different Levels of Rotational End Restraint at Elevated Temperatures // *Journal of Structural Fire Engineering*. 2021. Vol. 12. Issue 1. Pp. 35–64. DOI: 10.1108/JSFE-04-2020-0014
9. Kashani M.M., Crewe A.J., Alexander N.A. Structural Capacity Assessment of Corroded RC Bridge Piers // *Proceedings of the Institution of Civil Engineers — Bridge Engineering*. 2017. Vol. 170. Issue 1. Pp. 28–41. DOI: 10.1680/jbren.15.00023
10. Yilmaz T., Kiraç N., Anil Ö. Experimental investigation of axially loaded reinforced concrete square column subjected to lateral low-velocity impact loading // *Structural Concrete*. 2019. Vol. 20. Issue 4. Pp. 1358–1378. DOI: 10.1002/suco.201800276
11. Wang X., Zhang Y., Su Y., Feng Y. Experimental Investigation on the Effect of Reinforcement Ratio to Capacity of RC Column to Resist Lateral Impact Loading // *Systems Engineering Procedia*. 2011. Vol. 1. Pp. 35–41. DOI: 10.1016/j.sepro.2011.08.007

12. Fan W., Liu B., Consolazio G.R. Residual Capacity of Axially Loaded Circular RC Columns after Lateral Low-Velocity Impact // *Journal of Structural Engineering*. 2019. Vol. 145. Issue 6. DOI: 10.1061/(asce)st.1943-541x.0002324
13. Liu B., Fan W., Huang X., Shao X., Kang L. A Simplified Method to Predict Damage of Axially-Loaded Circular RC Columns Under Lateral Impact Loading // *International Journal of Concrete Structures and Materials*. 2020. Vol. 14. Issue 1. DOI: 10.1186/s40069-020-00406-z
14. Zhao W., Qian J. Resistance Mechanism and Reliability Analysis of Reinforced Concrete Columns Subjected to Lateral Impact // *International Journal of Impact Engineering*. 2020. Vol. 136. P. 103413. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2019.103413
15. Gholipour G., Zhang C., Mousavi A.A. Effects of Axial Load on Nonlinear Response of RC Columns Subjected to Lateral Impact Load: Ship-Pier Collision // *Engineering Failure Analysis*. 2018. Vol. 91. Pp. 397–418. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2018.04.055
16. Li X., Yin Y., Li T., Zhu X., Wang R. Analytical Study on Reinforced Concrete Columns and Composite Columns under Lateral Impact // *Coatings*. 2023. Vol. 13. Issue 1. P. 152. DOI: 10.3390/coatings13010152
17. Anil O., Cem Yilmaz M., Barmaki W. Experimental and Numerical Study of RC Columns under Lateral Low-Velocity Impact Load // *Proceedings of the Institution of Civil Engineers — Structures and Buildings*. 2020. Vol. 173. Issue 8. Pp. 549–567. DOI: 10.1680/jstbu.18.00041
18. Anil Ö., Tuğrul Erdem R., Tokgöz M.N. Investigation of Lateral Impact Behavior of RC Columns // *Computers and Concrete*. 2018. Vol. 22. Issue 1. Pp. 123–132. DOI: 10.12989/cac.2018.22.1.123
19. Zhao W., Ye J. Dynamic Behavior and Damage Assessment of RC Columns Subjected to Lateral Soft Impact // *Engineering Structures*. 2022. Vol. 251. P. 113476. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.113476
20. Demartino C., Wu J.G., Xiao Y. Response of Shear-Deficient Reinforced Circular RC Columns under Lateral Impact Loading // *International Journal of Impact Engineering*. 2017. Vol. 109. Pp. 196–213. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.06.011
21. Zhou X., Zhou M., Luo D., Wu B., Liu L. Study on the Nonlinear Response and Shear Behavior of RC Columns under Lateral Impact // *Structures*. 2021. Vol. 34. Pp. 3834–3850. DOI: 10.1016/j.istruc.2021.09.094
22. Sun J.-M., Yi W.-J., Chen H., Peng F., Zhou Y., Zhang W.-X. Dynamic Responses of RC Columns under Axial Load and Lateral Impact // *Journal of Structural Engineering*. 2023. Vol. 149. Issue 1. DOI: 10.1061/jsendh/steng-11612
23. Swesi A.O., Cotsovos D.M., Val D.V. Effect of CFRP Strengthening on Response of RC Columns to Lateral Static and Impact Loads // *Composite Structures*. 2022. Vol. 287. P. 115356. DOI: 10.1016/j.compstruct.2022.115356
24. Lai D., Demartino C., Xu J., Xu J., Xiao Y. GFRP Bar RC Columns under Lateral Low-Velocity Impact: An Experimental Investigation // *International Journal of Impact Engineering*. 2022. Vol. 170. P. 104365. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2022.104365
25. Alekseytsev A.V. Mechanical Safety of Reinforced Concrete Frames under Complex Emergency Actions // *Magazine of Civil Engineering*. 2021. No. 3 (103). DOI: 10.34910/MCE.103.6. EDN ILMNH.
26. Tamrazyan A., Alekseytsev A.V. Optimization of Reinforced Concrete Beams under Local Mechanical and Corrosive Damage // *Engineering Optimization*. 2022. Vol. 55. Issue 11. Pp. 1905–1922. DOI: 10.1080/0305215X.2022.2134356
27. Mander J.B., Priestley M.J.N., Park R. Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete // *Journal of Structural Engineering*. 1988. Vol. 114. Issue 8. Pp. 1804–1826. DOI: 10.1061/(asce)0733-9445(1988)114:8(1804)
28. Feng D.C., Ding Z.D. A New Confined Concrete Model Considering the Strain Gradient Effect for RC Columns under Eccentric Loading // *Magazine of Concrete Research*. 2018. Vol. 70. Issue 23. Pp. 1189–1204. DOI: 10.1680/jmacr.18.00040
29. Alekseytsev A.V., Kurchenko N.S. Safety of Reinforced Concrete Columns: Effect of Initial Imperfections and Material Deterioration under Emergency Actions // *Buildings*. 2023. Vol. 13. Issue 4. P. 1054. DOI: 10.3390/buildings13041054
30. Пузанков Ю.И. Прочность и деформативность сжатых железобетонных элементов при поперечной динамической нагрузке : дис. ... канд. техн. наук. М., 1979. 136 с. EDN WLDCER.
31. Alekseytsev A.V., Botagovsky M., Kurchenko N. Cost Minimization for Safety Enhancing of Timber Beam Structures in Historical Buildings // *E3S Web of Conferences*. 2019. Vol. 97. P. 03002. DOI: 10.1051/e3sconf/20199703002
32. Alekseytsev A.V., Gaile L., Drukis P. Optimization of Steel Beam Structures for Frame Buildings Subject to Their Safety Requirements // *Magazine of Civil Engineering*. 2019. No. 7 (91). Pp. 3–15. DOI: 10.18720/MCE.91.1. EDN GDKVHM.
33. Serpik I., Alekseytsev A. Optimization of Steel Frame Building Systems in Terms of Parameters and Reliability Requirements // *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2018. Vol. 365. P. 052003. DOI: 10.1088/1757-899x/365/5/052003

Поступила в редакцию 6 декабря 2024 г.

Принята в доработанном виде 6 декабря 2024 г.

Одобрена для публикации 26 февраля 2025 г.

ОБ АВТОРАХ: **Анатолий Викторович Алексейцев** — доктор технических наук, доцент кафедры железобетонных и каменных конструкций; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; SPIN-код: 3035-5571, Scopus: 57191530761, ResearcherID: I-3663-2017, ORCID: 0000-0002-4765-5819; aalexw@mail.ru;

Константин Валерьевич Юрсов — аспирант кафедры железобетонных и каменных конструкций; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; ResearcherID: MIK-9514-2025, ORCID: 0009-0004-1970-3491; walrk@mail.ru.

Вклад авторов:

Алексейцев А.В. — формулирование концепции исследования, методика исследования, научное редактирование, формулирование выводов.

Юрсов К.В. — анализ источников и литературы, тестирование методики исследования, построение и анализ КЭ модели, подготовка текста, формулирование выводов.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

REFERENCES

1. Daneshvar K., Moradi M.J., Ahmadi K., Mahdavi G., Hariri-Ardebili M.A. Dynamic Behavior of Corroded RC Slabs with Macro-Level Stochastic Finite Element Simulations. *Engineering Structures*. 2021; 239:112056. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.112056
2. Yu X., Robuschi S., Fernandez I., Lundgren K. Numerical Assessment of Bond-Slip Relationships for Naturally Corroded Plain Reinforcement Bars in Concrete Beams. *Engineering Structures*. 2021; 239:112309. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.112309
3. Daneshvar K., Moradi M.J., Ahmadi K., Hajiloo H. Strengthening of Corroded Reinforced Concrete Slabs under Multi-Impact Loading: Experimental Results and Numerical Analysis. *Construction and Building Materials*. 2021; 284:122650. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2021.122650
4. He S., Cao Z., Ma J., Zeng S., Li P., Wang H. Influence of Corrosion and Fatigue on the Bending Performances of Damaged Concrete Beams. *Advances in Civil Engineering*. 2021; 2021(1). DOI: 10.1155/2021/6693224
5. Fu C., Fang D., Ye H., Huang L., Wang J. Bond Degradation of Non-Uniformly Corroded Steel Rebars in Concrete. *Engineering Structures*. 2021; 226:111392. DOI: 10.1016/j.engstruct.2020.111392
6. Mari A., Bairan J.-M., Oller E., Duarte N. Modeling Serviceability Performance and Ultimate Capacity of Corroded Reinforced and Prestressed Concrete Structures. *Structural Concrete*. 2021; 23(1):6-15. DOI: 10.1002/suco.202100159
7. Zhang W.-P., Chen J.-P., Yu Q.-Q., Gu X.-L. Corrosion Evolution of Steel Bars in RC Structures Based on Markov Chain Modeling. *Structural Safety*. 2021; 88:102037. DOI: 10.1016/j.strusafe.2020.102037
8. Mahmoud K.A. Lateral Deformation Behavior of Eccentrically Loaded Slender RC Columns with Different Levels of Rotational End Restraint at Elevated Temperatures. *Journal of Structural Fire Engineering*. 2021; 12(1):35-64. DOI: 10.1108/JSFE-04-2020-0014
9. Kashani M.M., Crewe A.J., Alexander N.A. Structural Capacity Assessment of Corroded RC Bridge Piers. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers — Bridge Engineering*. 2017; 170(1):28-41. DOI: 10.1680/jbren.15.00023
10. Yilmaz T., Kiraç N., Anil Ö. Experimental investigation of axially loaded reinforced concrete square column subjected to lateral low-velocity impact loading. *Structural Concrete*. 2019; 20(4):1358-1378. DOI: 10.1002/suco.201800276
11. Wang X., Zhang Y., Su Y., Feng Y. Experimental Investigation on the Effect of Reinforcement Ratio to Capacity of RC Column to Resist Lateral Impact Loading. *Systems Engineering Procedia*. 2011; 1:35-41. DOI: 10.1016/j.sepro.2011.08.007
12. Fan W., Liu B., Consolazio G.R. Residual Capacity of Axially Loaded Circular RC Columns after Lateral Low-Velocity Impact. *Journal of Structural Engineering*. 2019; 145(6). DOI: 10.1061/(asce)st.1943-541x.0002324
13. Liu B., Fan W., Huang X., Shao X., Kang L. A Simplified Method to Predict Damage of Axially-Loaded Circular RC Columns Under Lateral Impact Loading. *International Journal of Concrete Structures and Materials*. 2020; 14(1). DOI: 10.1186/s40069-020-00406-z
14. Zhao W., Qian J. Resistance Mechanism and Reliability Analysis of Reinforced Concrete Columns Subjected to Lateral Impact. *International Journal of Impact Engineering*. 2020; 136:103413. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2019.103413
15. Gholipour G., Zhang C., Mousavi A.A. Effects of Axial Load on Nonlinear Response of RC Columns Subjected to Lateral Impact Load: Ship-Pier Collision. *Engineering Failure Analysis*. 2018; 91:397-418. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2018.04.055
16. Li X., Yin Y., Li T., Zhu X., Wang R. Analytical Study on Reinforced Concrete Columns and Com-

posite Columns under Lateral Impact. *Coatings*. 2023; 13(1):152. DOI: 10.3390/coatings13010152

17. Anil O., Cem Yilmaz M., Barmaki W. Experimental and Numerical Study of RC Columns under Lateral Low-Velocity Impact Load. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers — Structures and Buildings*. 2020; 173(8):549-567. DOI: 10.1680/jstbu.18.00041

18. Anil Ö., Tuğrul Erdem R., Tokgöz M.N. Investigation of Lateral Impact Behavior of RC Columns. *Computers and Concrete*. 2018; 22(1):123-132. DOI: 10.12989/cac.2018.22.1.123

19. Zhao W., Ye J. Dynamic Behavior and Damage Assessment of RC Columns Subjected to Lateral Soft Impact. *Engineering Structures*. 2022; 251:113476. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.113476

20. Demartino C., Wu J.G., Xiao Y. Response of Shear-Deficient Reinforced Circular RC Columns under Lateral Impact Loading. *International Journal of Impact Engineering*. 2017; 109:196-213. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.06.011

21. Zhou X., Zhou M., Luo D., Wu B., Liu L. Study on the Nonlinear Response and Shear Behavior of RC Columns under Lateral Impact. *Structures*. 2021; 34:3834-3850. DOI: 10.1016/j.istruc.2021.09.094

22. Sun J.-M., Yi W.-J., Chen H., Peng F., Zhou Y., Zhang W.-X. Dynamic Responses of RC Columns under Axial Load and Lateral Impact. *Journal of Structural Engineering*. 2023; 149(1). DOI: 10.1061/jsendh/steng-11612

23. Swesi A.O., Cotsovos D.M., Val D.V. Effect of CFRP Strengthening on Response of RC Columns to Lateral Static and Impact Loads. *Composite Structures*. 2022; 287:115356. DOI: 10.1016/j.compstruct.2022.115356

24. Lai D., Demartino C., Xu J., Xu J., Xiao Y. GFRP Bar RC Columns under Lateral Low-Velocity Impact: An Experimental Investigation. *International Journal of Impact Engineering*. 2022; 170:104365. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2022.104365

25. Alekseytsev A.V. Mechanical Safety of Reinforced Concrete Frames under Complex Emergency

Actions. *Magazine of Civil Engineering*. 2021; 3(103). DOI: 10.34910/MCE.103.6. EDN ILMNH.

26. Tamrazyan A., Alekseytsev A.V. Optimization of Reinforced Concrete Beams under Local Mechanical and Corrosive Damage. *Engineering Optimization*. 2022; 55(11):1905-1922. DOI: 10.1080/03052-15X.2022.2134356

27. Mander J.B., Priestley M.J.N., Park R. Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete. *Journal of Structural Engineering*. 1988; 114(8):1804-1826. DOI: 10.1061/(asce)0733-9445(1988)114:8(1804)

28. Feng D.C., Ding Z.D. A New Confined Concrete Model Considering the Strain Gradient Effect for RC Columns under Eccentric Loading. *Magazine of Concrete Research*. 2018; 70(23):1189-1204. DOI: 10.1680/jmacr.18.00040

29. Alekseytsev A.V., Kurchenko N.S. *Safety of Reinforced Concrete Columns: Effect of Initial Imperfections and Material Deterioration under Emergency Actions*. Buildings. 2023; 13(4):1054. DOI: 10.3390/buildings13041054

30. Puzankov Yu.I. *Strength and deformability of compressed reinforced concrete elements under transverse dynamic loading: dissertation candidate of technical sciences*. Moscow, 1979; 136. EDN WLDCER. (rus.).

31. Alekseytsev A.V., Botagovsky M., Kurchenko N. Cost Minimization for Safety Enhancing of Timber Beam Structures in Historical Buildings. *E3S Web of Conferences*. 2019; 97:03002. DOI: 10.1051/e3sconf/20199703002

32. Alekseytsev A.V., Gaile L., Drukis P. Optimization of Steel Beam Structures for Frame Buildings Subject to Their Safety Requirements. *Magazine of Civil Engineering*. 2019; 7(91):3-15. DOI: 10.18720/MCE.91.1. EDN GDKVHM.

33. Serpik I., Alekseytsev A. Optimization of Steel Frame Building Systems in Terms of Parameters and Reliability Requirements. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2018; 365:052003. DOI: 10.1088/1757-899x/365/5/052003

Received December 6, 2024.

Adopted in revised form on December 6, 2024.

Approved for publication on February 26, 2025.

B I O N O T E S: **Anatoly V. Alekseytsev** — Doctor of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Reinforced Concrete and Masonry Structures; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; SPIN-code: 3035-5571, Scopus: 57191530761, ResearcherID: I-3663-2017, ORCID: 0000-0002-4765-5819; aalexw@mail.ru;

Konstantin V. Yursov — postgraduate student of the Department of Reinforced Concrete and Masonry Structures; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ResearcherID: MIK-9514-2025, ORCID: 0009-0004-1970-3491; walrk@mail.ru.

Contribution of the authors:

Anatoly V. Alekseytsev — formulation of the research concept, research methodology, scientific editing, formulation of conclusions.

Konstantin V. Yurusov — analysis of sources and literature, testing of the research methodology, construction and analysis of the FE model, text preparation, formulation of conclusions.

The authors declare no conflict of interest.