

СТРОИТЕЛЬСТВО И РЕКОНСТРУКЦИЯ

Учредитель – федеральное государственное бюджетное образовательное
учреждение высшего образования
«Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева»
(ФГБОУ ВО «ОГУ имени И.С. Тургенева»)

Главный редактор:
Колчунов В.И., акад. РААСН, д.т.н., проф.
(Россия)

Заместители главного редактора:
Данилевич Д.В., канд. техн. наук, доц. (Россия)
Колесникова Т.Н., д-р арх., проф. (Россия)
Коробко В.И., д-р техн. наук, проф. (Россия)

Редколлегия:
Акимов П.А., акад. РААСН, д-р техн. наук, проф. (Россия)
Бакаева Н.В., советник РААСН, д-р техн. наук, проф. (Россия)
Бок Т., д-р техн. наук, проф. (Германия)
Булгаков А.Г., д-р техн. наук, проф. (Германия)
Гордон В.А., советник РААСН, д-р техн. наук, проф. (Россия)
Емельянов С.Г., чл.-корр. РААСН, д-р техн. наук, проф. (Россия)
Карпенко Н.И., акад. РААСН, д-р техн. наук, проф. (Россия)
Коробко А.В., д-р техн. наук, проф. (Россия)
Король Е.А., чл.-корр. РААСН, д-р техн. наук, проф. (Россия)
Кривошапко С.Н., д-р техн. наук, проф. (Россия)
Лефай З., д-р техн. наук, проф. (Франция)

Мелькумов В.Н., д-р техн. наук, проф. (Россия)
Орлович Р.Б., д-р техн. наук, проф. (Польша)
Птичникова Г.А., д-р архитектуры, проф. (Россия)
Реболж Д., д-р техн. наук, проф. (Словения)
Римшин В.И., чл.-корр. РААСН, д-р техн. наук, проф. (Россия)
Сергейчук О.В., д-р техн. наук, проф. (Украина)
Серпик И.Н., д-р техн. наук, проф. (Россия)

Тамразян А.Г., д-р техн. наук, проф. (Россия)
Травуш В.И., акад. РААСН, д-р техн. наук, проф. (Россия)
Трецев А.А., д-р техн. наук, проф. (Россия)
Тур В.В., д-р техн. наук, проф. (Белоруссия)
Турков А.В., д-р техн. наук, проф. (Россия)
Федоров В.С., акад. РААСН, д-р техн. наук, проф. (Россия)
Федорова Н.В., советник РААСН, д-р техн. наук, проф. (Россия)
Чернышов Е.М., акад. РААСН, д-р техн. наук, проф. (Россия)
Шах Р., д-р техн. наук, проф. (Германия)

Исполнительный редактор:
Савин С.Ю., к.т.н. (Россия)

Адрес редакции:
302006, Россия, г. Орел, ул. Московская, 77
Тел.: +7 (4862) 73-43-49
<http://oreluniver.ru/science/journal/sir>
E-mail: str_and_rek@mail.ru

Зарегистрировано в Федеральной службе
по надзору в сфере связи, информационных
технологий и массовых коммуникаций.
Свидетельство: ПИ №ФС 77-67169
от 16 сентября 2016 г.

Подписной индекс 86294 по объединенному
каталогу «Пресса России»

© ОГУ имени И.С. Тургенева, 2019

Содержание

Теория инженерных сооружений. Строительные конструкции

Аветисян Л.А., Гомырина Д.О. Податливость стыковых соединений при высокотемпературных воздействиях	3
Дехтерев Д.С. Аналитическая оценка весомости влияния конструкционных параметров стыков колонн каркасных зданий на надежность соединения	11
Зылев В.Б., Алферов И.В. Динамические опорные реакции в двухпролетной мостовой ферме при действии подвижной нагрузки	20
Колчунов Вл.И., Мартыненко Д.В. Прочность и деформативность сборно-монолитных платформенных стыков панельных зданий	26
Коробко А.В., Черняев А.А., Лыгина Ю.Е. Геометрические методы строительной механики в задаче кручения стержней эллиптического сечения	35
Тур В.В., Воробей А.П. Влияние размерного эффекта на сопротивление срезу балочных элементов без поперечного армирования	43

Безопасность зданий и сооружений

Пестрякова Е.А., Зернов И.И., Харитонов С.С. Оценка критических скоростей движения поездов в тоннелях из опускных секций	61
Федорова Н.В., Ильющенко Т.А., Медянкин М.Д., Инсафутдинов А.Р. Особенности динамических дозагружений железобетонных элементов конструктивных систем при гипотетическом удалении одной из несущих конструкций и трещинообразовании	72

Строительные материалы и технологии

Абдрахимов В.З. Использование золошлакового материала и нанотехногенного карбонатного шлама в производстве кирпича на основе бейделлитовой глины	81
Назиров Р.А., Тараненко Д.В., Веде П.Ю. Применение материалов с изменяющимся фазовым состоянием в ограждающих конструкциях	90
Сахарова А.А., Азаров В.Н. Исследование аэродинамических и физико-химических характеристик пыли опоки, применяемых в строительстве ...	106
Смоляго Г.А., Дрокин С.В., Дронов А.В., Белоусов А.П., Пушкин С.А., Широкий В.В., Смоляго Е.Г. Реконструкция сборных железобетонных безбалочных перекрытий	116

Журнал «Строительство и реконструкция» стал лауреатом премии имени Гришманова И.А. Российской инженерной академии (РИА)	123
---	-----

Scientific and technical journal
The journal is published since 2003.
The journal is published 6 times a year.

№2 (82) 2019
March-April

BUILDING AND RECONSTRUCTION

The founder – Federal State Budgetary Educational Institution
of Higher Education
«Orel State University named after I.S. Turgenev»
(Orel State University)

Editor-in-Chief
Kolchunov V.I., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)

Editor-in-Chief Assistants:
Danilevich D.V., Candidat Sc. Tech., Docent.
(Russia)
Kolesnikova T.N., Doc. Arc., Prof. (Russia)

Korobko V.I., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)

Editorial Board
Akimov P.A., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Bakaeva N.V., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Bock T., Doc. Sc. Tech., Prof. (Germany)
Bulgakov A.G., Doc. Sc. Tech., Prof.
(Germany)
Gordon V.A., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Emelyanov S.G., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Karpenko N.I., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Korobko A.V., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Korol E.A., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Krivoshapko S.N., Doc. Sc. Tech., Prof.
(Russia)

Lafhaj Z., Doc. Sc. Tech., Prof. (France)
Melkumov V.N., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Orlovic R.B., Doc. Sc. Tech., Prof. (Poland)
Ptichnikova G.A., Doc. Arc., Prof. (Russia)
Rebolj D., Doc. Sc. Tech., Prof. (Slovenia)
Rimshin V.I., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Sergeychuk O.V., Doc. Sc. Tech., Prof. (Ukraine)
Serpik I.N., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Tamrazyan A.G., Doc. Sc. Tech., Prof.
(Russia)

Travush V.I., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Treshev A.A., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Tur V.V., Doc. Sc. Tech., Prof. (Belorussia)
Turkov A.V., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Fedorov V.S., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Fedorova N.V., Doc. Sc. Tech., Prof. (Russia)
Chernyshov E.M., Doc. Sc. Tech., Prof.
(Russia)

Schach R., Doc. Sc. Tech., Prof. (Germany)

Managing Editor:
Savin S.Yu. Candidat Sc. Tech (Russia)

The edition address:
302006, Orel, Moskovskaya Street, 77
+7 (4862) 73-43-49
<http://oreluniver.ru/science/journal/sir>
E-mail: str_and_rek@mail.ru

Journal is registered in Russian federal service for monitoring communications, information technology and mass communications
The certificate of registration:
ПИ №ФС 77-67169 from 16.09.2016 г.

Index on the catalogue of the «Pressa Rossii»
86294

© Orel State University, 2019

Contents

Theory of engineering structures. Building units

Avetisyan L.A., Gomyrina D.O. Flexurability of connection nodes under high temperature actions	3
Dekhterev D.S. Analytical assessment of ponderability of constructional parameters on reliability of column connections in frame buildings	11
Zylev V.B., Alferov I.V. Study of the dynamic support reactions in the two-span bridge farm under action of moving load	20
Kolchunov V.I., Martynenko D.V. The strength and deformability of precast-monolithic platform joints of panel buildings	26
Korobko A.V., Chernyaev A.A., Lygina Yu. E. Geometrical methods of construction mechanics in the problem of the torsion elliptic sections	35
Tur V.V., Varabei A.P. Impact of the size effect on shear resistance of beams without transverse reinforcement	43

Building and structure safety

Pestryakova E.A., Zernov I.I., Kharitonov S.S. Evaluation of critical speeds of trains in immersed tunnels	61
Fedorova N.V., Il'yushchenko T.A., Medyankin M.D., Insafutdinov A.R. Features of dynamic loads of rc elements of structural systems in the hypothetical removal of one of the bearing structures and cracks formation	72

Construction materials and technologies

Abdrakhimov V. Z. Use of ash and slag material and nano-technological carbonate slurry in the production of bricks based on beidellite clay	81
Nazirov R.A., Tarantenko D.V., Vede P.Yu. The use of materials with a changing phase state in building envelope structures	90
Sakharova A.A., Azarov V.N. Study of aerodynamic and physical-chemical characteristics of the dust of the flask used in construction	106
Smolyago G.A., Drokin S.V., Dronov A.V., Belousov A.P., Pushkin S.A., Shirokij V.V., Smolyago E.G. Reconstruction of precast reinforced concrete flat floor slabs	116

The journal "Building and Reconstruction" became the winner of the Grishmanov I. A. prize of the Russian engineering Academy (RIA) 123

ПОДАТЛИВОСТЬ СТЫКОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПРИ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫХ ВОЗДЕЙСТВИЯХ

АВЕТИСЯН Л.А., ГОМЫРИНА Д.О.

Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет, г. Москва, Россия

Аннотация. В статье проанализирован характер распределения температур в помещении от локальных источников пожара на примере комнаты в крупнопанельном здании. С использованием программы *Fire Dynamics Simulator (FDS)* построены изоповерхности температур, что позволило проследить движение нагретого воздуха в объеме помещения. Рассмотрено влияние высоких температур на податливость связей в вертикальных стыках панелей с учетом неравномерного распределения температуры.

Выявлено, что высокотемпературные воздействия до 980°C в рассматриваемом промежутке времени 120 мин. приводят к увеличению податливости стыковых соединений на (82-84) %. Полученные результаты позволяют оценить степень влияния пониженных прочностных характеристик бетона на податливость дискретных связей.

Ключевые слова: высокотемпературные воздействия, податливость, стыковые соединения, крупнопанельные здания.

FLEXURABILITY OF CONNECTION NODES UNDER HIGH TEMPERATURE ACTIONS

AVETISYAN L.A., GOMYRINA D.O.

Moscow State University of Civil Engineering, Moscow, Russia

Abstract. On the example of the room in the large-pane building the nature of distribution of temperatures indoors from local sources of the fire is analyzed. With the *Fire Dynamics Simulator (FDS)* program are constructed isosurfaces of temperatures that allowed tracking the movement of heated air indoors. It is considered the influence of high temperatures on pliability of connection in vertical joints of external panels taking into account uneven distribution of temperature on is considered.

It was revealed that the high-temperature effect up to 980°C in the considered period of time 120 minutes leads to an increase in the pliability of the butt connectors by (82-84) %. The received results allow estimating extent of influence of the lowered strength characteristics of concrete, in a consequence of high-temperature influence, on pliability of discrete communications.

Keywords: high-temperature influences, pliability, abutting joint, large-panel buildings.

Введение

Крупнопанельное домостроение – одно из важнейших направлений строительной отрасли. Наиболее активно развитие технологии возведения панельных сооружений происходило после Великой Отечественной войны. Но начиная с 90-х годов наблюдается продолжительный спад интереса к крупнопанельному домостроению с минимумом в 2015-2016 гг. В итоге среди всех новостроек Москвы только 25% приходится на панельные здания. Однако, развитие новых технологий, методик расчета и повышение рыночного спроса привели к новому этапу крупнопанельного домостроения. Уже в 2017 г процент панельных домов среди новостроек г. Москвы поднялся до 35 %. Дополнительным фактором повышения интереса к

технологии крупнопанельного домостроения послужило решение правительства, принятое в 2018 г: «увеличить объем строительства и ввода в эксплуатацию жилой недвижимости до 120 млн. квадратов ежегодно».

Параллельно с ростом объема строительства увеличивается количество чрезвычайных ситуаций техногенного характера в зданиях и сооружениях. Обеспечение безопасности людей, находящихся в зданиях и сооружениях является главной задачей, стоящей перед проектировщиками. Для повышения уровня безопасности крупнопанельных зданий необходимо на стадии проектирования учесть все факторы, которые могут возникнуть в зданиях и сооружениях в стадии эксплуатации. Одной из важнейших задач при возведении панельных зданий является обеспечение достаточной несущей способности стыковых соединений.

Чрезвычайные ситуации техногенного характера, наиболее часто встречающиеся в многоэтажных зданиях - пожар. При пожаре, влияние высоких температур на несущие конструкции здания меняют прочностные и деформативные характеристики материалов конструкций [1-3]. Наиболее опасно это воздействие проявляется в соединении вертикальных и горизонтальных конструкций крупнопанельного здания. Необходимо понимать, как будет работать соединение при высокотемпературном воздействии.

Расчет податливости дискретных связей с учетом полученных результатов и использование их значений при построении расчетной схемы здания позволит повысить безопасность крупнопанельных зданий в условиях пожара.

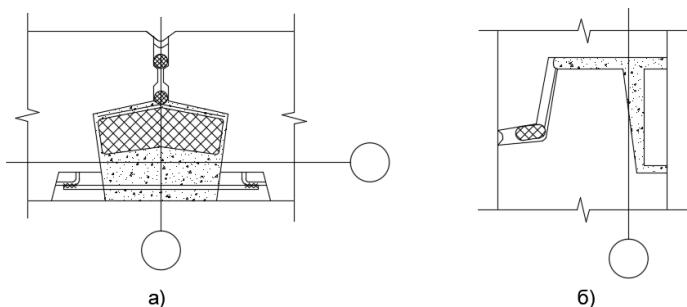
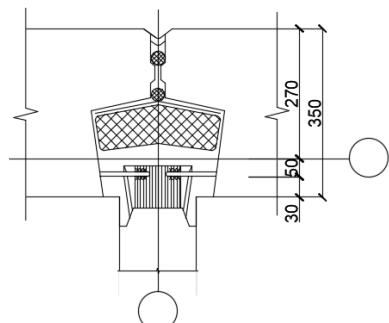


Рисунок 1 – Виды связей: а) дискретные, б) непрерывные



В зависимости от размера помещения, наличия проемов и расположения источников горения характер распределения температуры будет разный. По этой причине важно оценить влияние неравномерного распределения температуры на коэффициент податливости связей, расположенных в разных углах конструкции, и проанализировать его значение.

В данной статье оценка влияния высокотемпературного воздействия на податливость проводится для дискретных связей, соединяющих панели жилого здания.

В качестве жилого здания принимаем крупнопанельный дом, выполненный по Серии 97, класс ответственности – КС-2, предел огнестойкости несущих конструкций R120.

Соединение конструкций может быть представлено двумя видами связей [4,5]: дискретные (с применением стальных закладных деталей) и непрерывные (растворные швы) (см. рис. 1).

Для оценки работы связи в составе расчетной схемы здания важным параметром является её податливость.

Существующие методы расчета податливости [6-9] не учитывают воздействие высоких температур. Однако, проведенные экспериментальные и теоретические исследования [10-13] показывают, что температурное воздействие снижает прочностные и деформативные характеристики строительных материалов. Поэтому разработка методики расчета податливости с учетом особенностей высокотемпературного воздействия является актуальной на сегодняшний день задачей.

Необходимо учитывать, что в

Несущий слой панели выполнен из тяжелого бетона на силикатном заполнителе ($\rho = 2020 \text{ кг}/\text{м}^3$, $c = 0,84 \text{ кДж}/\text{кг}\cdot\text{С}^\circ$, $\lambda = 0,6 \text{ Вт}/\text{м}\cdot\text{С}^\circ$), петлевые выпуски из стали А240, $\varnothing 8 \text{ мм}$ расположены на расстоянии 30 мм от внутренней поверхности панели (см. рис. 2).

Методы исследования

Для оценки характера распределения температур в помещении используем ПК PyroSim – интерфейс для программы Fire Dynamics Simulator (FDS, сертификат соответствия № 0896588).

FDS разработана Национальным институтом стандартов и технологий США (National Institute of Standards and Technology – NIST), создание PyroSim поддержано Национальным научным фондом грантами DMI-0232401 и DMI-0349759.

Программа реализует полевую (дифференциальную) модель пожара, что позволяет получить реальное распределение температур в любой точке помещения в задаваемом промежутке времени [14-16].

За основу модели пожара принимаем комнату размерами 3.0м x6.0м (см. рис. 3).

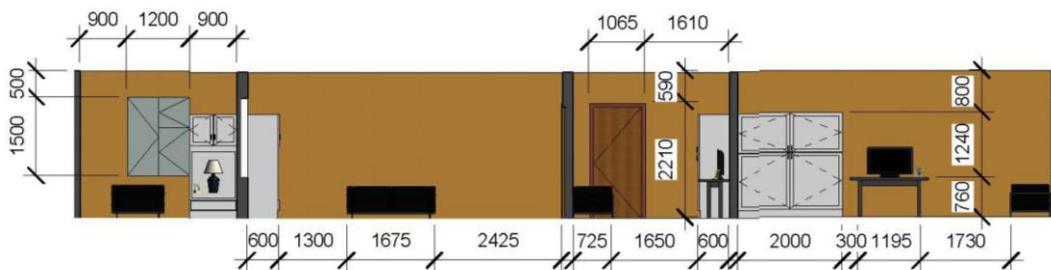


Рисунок 3 – Развёртка комнаты реалистичное представление

Расположенная в помещении мебель и бытовая техника являются очагами возгорания. Они моделируются поверхностями горения с характеристиками, принимаемыми из встроенной в программу библиотеки реакций и поверхностей горения, для здания I-II степени огнестойкости (пожарная нагрузка $HRR = 200 \frac{\text{кДж}}{\text{м}^2}$, скорость распространения $v = 0,0108 \text{ м}/\text{с}$) (см. рисунок 4).

Полученный характер распределения температур в пространстве помещения можно наблюдать на полученных изоповерхностях (см. рис. 5-6)

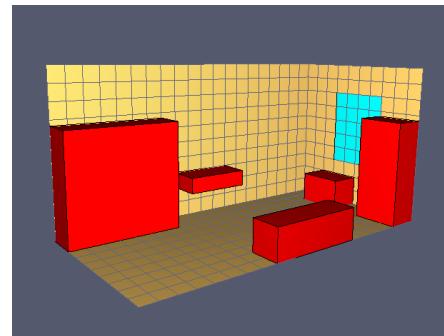


Рисунок 4 – Модель комнаты в PyroSim

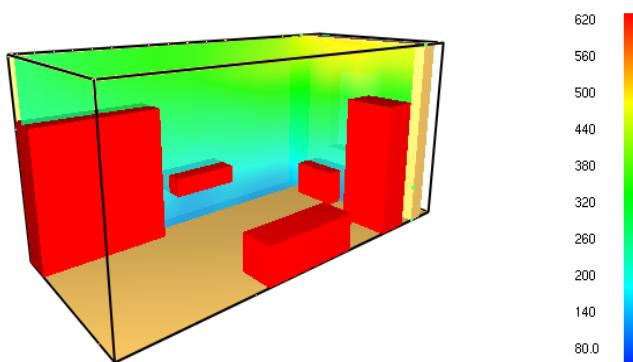


Рисунок 5 – Изоповерхности температуры после 20 секунд пожара

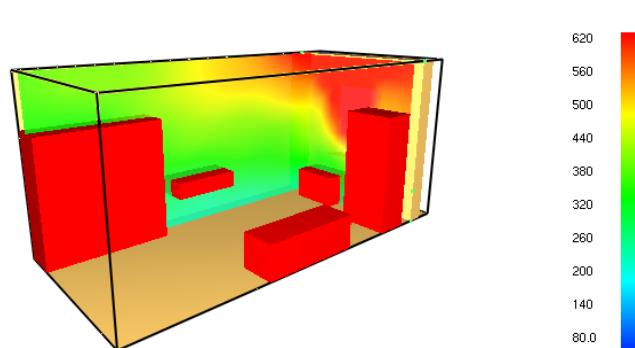


Рисунок 6 – Изоповерхности температуры после 30 минут пожара

Измерение температуры в точках расположения дискретных связей осуществляется с помощью датчиков (Left 1-3, Right 1-3) для твердого тела (см. рис. 7).

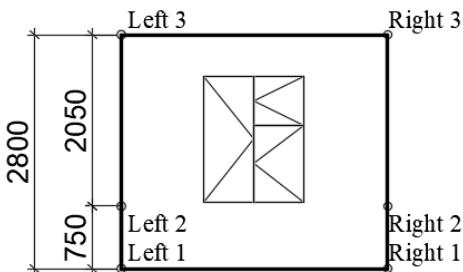


Рисунок 7 – Схема расположения датчиков

Они позволяют отслеживать температуру в любой точке сечения с течением времени (см. табл. 1), (см. рис. 8).

Таблица 1 – Температура на внутренней поверхности панели с шагом отслеживания 30 мин.

Название датчика	Время, мин					
	0	30	60	90	120	150
Right 1	20	943	956	962	966	969
Right 2	20	947	959	965	969	972
Right 3	20	957	969	974	977	980
Left 1	20	935	947	953	957	960
Left 2	20	939	951	957	961	964
Left 3	20	956	968	973	977	980

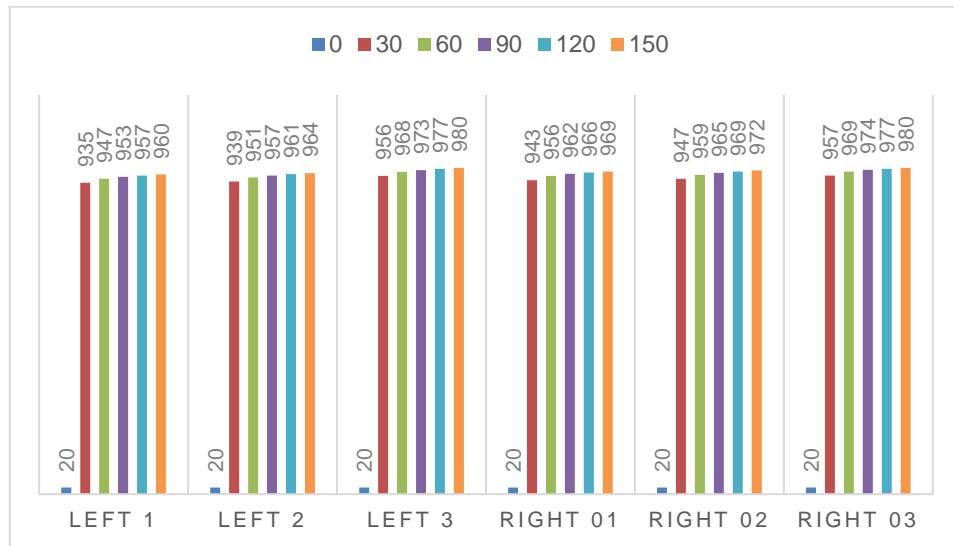


Рисунок 8 – График зависимости температур от времени на поверхности стены

В FDS реализовано решение одномерного численного уравнения теплопроводности для твердой поверхности, что позволяет определить температуру в сечении на определенном расстоянии от обогреваемой поверхности. Рассмотрим полученные значения температуры, в точке расположения петлевых выпусков, с течением времени (см. табл. 2), (см. рис. 9).

Таблица 2 – Температура с шагом отслеживания 30 мин на расстоянии 30 мм от внутренней поверхности стены.

	Время, мин						
1	2	3	4	5	6	7	
Название датчика	0	30	60	90	120	150	
Right 1, 30 мм	20	465	605	677	726	763	
Right 2, 30 мм	20	467	607	680	729	766	
Right 3, 30 мм	20	472	614	687	737	775	
Left 1, 30 мм	20	461	600	672	720	756	
Left 2, 30 мм	20	463	603	674	723	759	
Left 3, 30 мм	20	472	613	687	736	775	

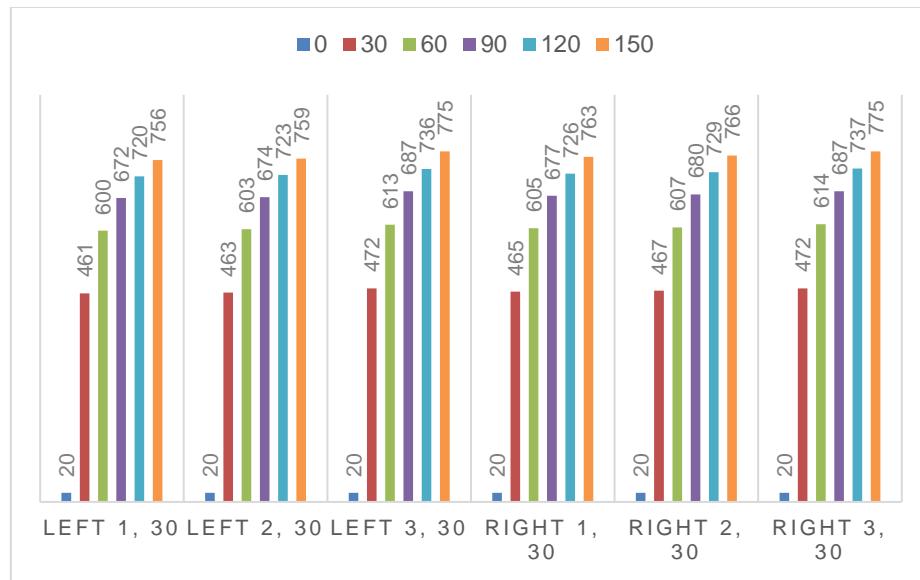


Рисунок 9 – График зависимости температур от времени на расстоянии 30мм от внутренней поверхности стены.

Согласно СП 335.1325800.2017 коэффициент податливости при растяжении определяется по формуле:

$$\lambda_f = \frac{2 \cdot a_{crc}}{\sigma_s}, \quad (1)$$

где a_{crc} – ширина раскрытия трещин, нормальных к арматурной связи;

σ_s – растягивающее напряжение в связи.

$$\sigma_s = \frac{N_s}{A_s} \quad (2)$$

Снижение прочностных характеристик бетона при воздействии высоких температур приводит к уменьшению сцепления дискретных связей с бетоном. Сответственно усилие, которое они могут воспринять, будет ниже чем у связей, работающих в нормальных условиях.

Расчет усилия, воспринимаемого анкеруемым стержнем, производится в соответствии с действующим СТО 36554501-006-2006 для растянутой арматуры диаметром меньше 32 мм по формуле:

$$N_s = \frac{\eta_1 \cdot R_{bmt} \cdot u_s \cdot l_s}{\alpha}, \quad (3)$$

где η_1 - коэффициент, учитывающий влияние вида поверхности арматуры;

R_{bnt} - нормативное сопротивление бетона осевому растяжению с учетом температурного воздействия;

u_s - периметр поперечного сечения анкеруемого стержня;

l_s - расстояние от конца анкеруемого стержня до рассматриваемого сечения;

α - коэффициент, учитывающий влияние напряженного состояния бетона и арматуры и конструктивного решения элемента в зоне анкеровки на длину анкеровки.

$$R_{bnt} = R_{bnn} \cdot \gamma_{btt}, \quad (4)$$

где R_{bnn} - нормативное сопротивление бетона осевому растяжению;

γ_{btt} - коэффициент условий работы на растяжение.

Подставив формулы (2-4) в (1) получим зависимость коэффициента податливости от температуры:

$$\lambda_f = \frac{2 \cdot a_{crc} \cdot A_s \cdot \alpha}{\eta_1 \cdot R_{bt} \cdot \gamma_{btt} \cdot u_s \cdot l_s}. \quad (5)$$

Результаты исследования и их анализ

Если проанализировать формулу (5), то видно, что учет температурного воздействия осуществляется вводом одного дополнительного коэффициента. Поэтому для оценки изменения податливости необходимо рассмотреть изменение коэффициента условий работы для бетона в точках расположения связей с течением времени воздействия пожара (см. табл. 3).

Таблица 3 – Значения коэффициентов условий работы на растяжение

Название датчика	Характеристики	Время, мин					
		0	30	60	90	120	150
1	2	3	4	5	6	7	8
Right 1, 30 мм	Температура С	20	465	605	677	726	763
	γ_{btt}	1	0.817	0.58	0.292	0.174	0.137
Right 2, 30 мм	Температура С	20	467	607	680	729	766
	γ_{btt}	1	0.816	0.572	0.280	0.171	0.134
Right 3, 30 мм	Температура С	20	472	614	687	737	775
	γ_{btt}	1	0.814	0.544	0.252	0.163	0.125
Left 1, 30 мм	Температура С	20	461	600	672	720	756
	γ_{btt}	1	0.819	0.6	0.312	0.18	0.144
Left 2, 30 мм	Температура С	20	463	603	674	723	759
	γ_{btt}	1	0.818	0.588	0.304	0.177	0.141
Left 3, 30 мм	Температура С	20	472	613	687	736	775
	γ_{btt}	1	0.814	0.548	0.252	0.164	0.125

Минимальное значение коэффициента условий 0,125, это означает, что через 2,5 часа после возникновения пожара анкерующий стержень будет воспринимать растягивающие усилия в объеме 12,5% от изначального значения. Соответственно податливость возрастет на 87,5%.

Выводы

1. Высокотемпературное воздействие оказывает существенное влияние на податливость дискретных связей. На примере рассматриваемого дома видно, что, при достижении предела огнестойкости (для несущих конструкций R120), податливость связей увеличится на (82-84) %, что может привести к преждевременному разрушению стыковых соединений.

2. Распределение температуры по горизонтали, в комнате, можно принять равномерным. Исследование модели пожара в помещении, при симметричном расположении проема, показало, что разница между температурой связей расположенных на одном уровне не значительна и составляет для связей, в нижних углах панели – (0,74-0,92) %, на расстоянии 0,75 м от нижних углов – (0,66-0,91) %, в верхних углах панели – (0-0,16) %.

3. Анализ коэффициентов условий работы бетона на растяжение при огневых воздействиях показал, что податливость связи зависит от её расположения по вертикали. Для левой грани разница коэффициентов податливости верхней и нижней связи составляет (2,12-2,45) %, для правой грани – (1,45-1,54) %.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аветисян Л.А. Анализ каркасного железобетонного здания, подверженного огневому воздействию // Технология Текстильной промышленности. 2018. № 3. URL: http://ttp.ivgpu.com/?page_id=12648 (дата обращения 27.01.19).
2. Тамразян А.Г., Аветисян Л.А. Экспериментальные исследования внерадиально сжатых железобетонных элементов при кратковременных динамических нагрузлениях в условиях огневых воздействий // Промышленное и гражданское строительство. 2014. № 4. С. 24-28.
3. Ильин Н.А. Последствия огневого воздействия на железобетонные конструкции. М.: Стройиздат, 1979. 131 с.
4. Vella J.P., Vollum R.L., Jackson A. Investigation of headed bar joints between precast concrete panels // Engineering Structures. 2017. No 138. Pp. 351-366.
5. Митасов В.М., Пантелеев Н. Н., Нарушевич А. Н. Экспериментальные исследования новой конструкции стыка стенных панелей с перекрытием в крупнопанельных зданиях // Известия вузов. Строительство. 2014. № 12. С. 5-12
6. Чистяков Е.А., Зенин С.А., Шарипов Р.Ш., Кудинов О.В. Учет податливости стыковых соединений дискретного типа в расчетах конструктивных систем крупнопанельных зданий // Academia. Архитектура и строительство. 2017. №2. С 123-127.
7. Рекомендации по проектированию стальных закладных деталей для железобетонных конструкций / НИИЖБ. М.: Стройиздат, 1984. 87 с.
8. Дыховичный Ю.А. Конструирование и расчет жилых и общественных зданий повышенной этажности. М. Стройиздат, 1970. – 248 с.
9. Горачек Е. Прочность и жесткость стыковых соединений панельных конструкций; Под ред. Лишака В. И. М., 1980. 192 с.
10. Bai L., Jiang F., Fan B. Reliability analysis of reinforced concrete columns after high temperature under comprehensive considering failure paths // J Nanosci Nanotechnol. 2018. No 2. Pp. 204.
11. Laber K. B., Dyja H. S., Kawalek A. M., Bogatov A. A., Nukhov D. Influence of the temperature and strain rate on the deformability of low-alloy carbon steel // Steel in Translation. 2016. No 46. Pp. 620-623.
12. Аветисян. Л.А., Парфенов С.Г., Пронин А.А. К учету деформативных свойств бетона при расчете железобетонных конструкций в условиях высоких температур // Строительство и реконструкция. 2015. № 6. С. 21-25.
13. Tamrazyan, A.G., Avetisyan, L.A. Behavior of compressed reinforced concrete columns under thermodynamic influences taking into account increased concrete deformability // XXV Polish – Russian – Slovak Seminar “Theoretical Foundation of Civil Engineering”. 2018. Pp. 721-725.
14. Контарь Н.А., Карькин И.Н. Примеры построения расчетных моделей для решения различных задач пожарной безопасности зданий и сооружений. Екатеринбург, 2016. 220 с.
15. Молчадский И.С. Пожар в помещении. М.: ВНИИПО, 2005. 456 с.
16. Бартелеми Б., Крюппа Ж. Огнестойкость строительных конструкций. М.: Химия, 1985. 216 с.

REFERENCES

1. Avetisyan L.A. Analiz karkasnogo zhelezobetonnogo zdaniya, podverzhennogo ognevomu vozdeystviyu. [Analysis of a frame reinforced concrete building exposed to fire impact.] *Tekhnologiya Tekstil'noy promyshlennosti*. 2018. No 3. URL: http://ttp.ivgpu.com/?page_id=12648 (Data obrashcheniya 27.01.19). (rus)
2. Tamrazyan, A.G., Avetisyan L.A. Prochnost' i nesushchaya sposobnost' szhatykh zhelezobetonnykh elementov pri dinamicheskem nagruzhenii v usloviyakh povyshennoy temperatury. [Durability and bearing capacity of compressed reinforced concrete elements under dynamic loading at elevated temperatures] *Promyshlenno-noye i grazhdanskoye stroitel'stvo*. 2014. No 4. Pp. 24-28. (rus)

3. Il'in N.A. Posledstviya ognevogo vozdeystviya na zhelezobetonnyye konstruktsii [Consequences of fire impact on reinforced concrete structures]. Moscow: Stroyizdat, 1979. 131 p. (rus)
4. Vella J.P., Vollum R.L., Jackson, A. Investigation of headed bar joints between precast concrete panels. *Engineering Structures*. 2017. No 138. Pp. 351-366.
5. Mitasov V.M., Panteleyev N.N., Narushevich A.N. Eksperimental'nyye issledovaniya novoy konstruktsii styka stenovykh paneley s perekrytiyem v krupnopanel'nykh zdaniyakh [Experimental studies of the new design of the junction of wall panels with overlapping in large-panel buildings]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Stroitel'stvo*, 2014. Vol. 672. No. 12. Pp. 5-12. (rus)
6. Chistyakov Ye.A. Uchet podatlivosti stykovykh soyedi-neniy diskretnogo tipa v raschetakh konstruktivnykh sistem krupnoranel'nykh zdaniy [Consideration of pliability of butt joints of discrete type in the calculations of constructive systems of large-panel buildings] / Chistyakov Ye.A., Zenin S.A., Sharipov R.SH., Kudinov O.V. // Academia. Arkhitektura i stroitel'stvo, 2017. – No 2. Pp. – 123-127. (rus)
7. Rekomendatsii po proyektirovaniyu stal'nykh zakladnykh detaley dlya zhelezobetonnykh konstruktsiy [Recommendations for the design of steel embedded parts for reinforced concrete structures] / NIIZHB. – M.: Stroyizdat, 1984. – 87 p. (rus)
8. Dykhovichny Yu.A. Konstruirovaniye i raschet zhilykh i obshchestvennykh zdaniy povyshennoy etazhnosti [Design and calculation of residential and public buildings of high number of storeys]. Moscow: Stroyizdat, 1970. 248 p. (rus)
9. Gorachev Ye. Prochnost' i zhestkost' styko-vykh soyedineniy panel'nykh konstruktsiy [Strength and rigidity of joint joints of panel structures]; Edited by Lishak V. I. Moscow, 1980. 192 p. (rus)
10. Bai L., Jiang F., Fan B. Reliability analysis of reinforced concrete columns after high temperature under comprehensive considering failure paths. *J Nanosci Nanotechnol.* 2018. No 2. Pp. 204.
11. Laber K. B., Dyja H. S., Kawalek A. M., Bogatov A. A., Nukhov D. Influence of the temperature and strain rate on the deformability of low-alloy carbon steel. *Steel in Translation*, 2016. No 46. Pp. 620-623.
12. Avetisyan L.A., Parfenov S.G., Pronin A.A. K uchetu deformatsionnykh svoystv be-tona pri raschete zhelezobetonnykh konstruktsiy v usloviyakh vysokikh temperature [To account for the deformative properties of concrete in the calculation of reinforced concrete structures at high temperatures]. *Building and Reconstruction*. 2015. No 6 Pp. 21-25. (rus)
13. Tamrazyan A.G., Avetisyan L.A. Behavior of compressed reinforced concrete columns under thermodynamic influences taking into account increased concrete deformability. XXV Polish – Russian – Slovak Seminar “Theoretical Foundation of Civil Engineering”. 2018. Pp. 721-725.
14. Kontar' N.A., Kar'kin I.N. Primery postroyeniya raschetnykh modeley dlya resheniya razlichnykh zadach pozharnoy bezopasnosti zdaniy i sooruzheniy [Examples of the construction of design models for solving various problems of fire safety of buildings and structures]. Yekaterinburg, 2016. 220 p. (rus)
15. Molchadskiy I.S. Pozhar v pomeshchenii [Fire in the room]. Moscow: VNIIPo, 2005. 456 p. (rus)
16. Bartelemi B., Kryuppa ZH. Ognestoykost' stroitel'nykh konstruktsiy [Fire resistance of building structures]. Moscow: Khimiya, 1985. 216 p. (rus)

Информация об авторах:

Аветисян Левон Аветисович

Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет, г.Москва, Россия
канд. техн. наук, доц., кафедры железобетонных и каменных конструкций,
E-mail: avetisyanlevon@inbox.ru

Гомырина Дарья Олеговна

Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет, г.Москва, Россия,
магистр,
E-mail: d.o.gomyrina@mail.ru

Information about authors:

Avetisyan Levon Avetisovich

National research Moscow state university of civil engineering, Moscow, Russia,
candidate in tech. sc., docent, associated prof. of the dep. reinforced concrete and stone structures,
E-mail: avetisyanlevon@inbox.ru

Gomyrina Dar'ya Olegovna

National research Moscow state university of civil engineering, Moscow, Russia,
master,
E-mail: d.o.gomyrina@mail.ru

АНАЛИТИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ВЕСОМОСТИ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ ПАРАМЕТРОВ СТЫКОВ КОЛОНН КАРКАСНЫХ ЗДАНИЙ НА НАДЕЖНОСТЬ СОЕДИНЕНИЯ

ДЕХТЕРЕВ Д.С.

Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет, г. Москва, Россия

Аннотация. В работе изучено влияние изменчивости конструкционных параметров стыков колонн многоэтажных каркасных зданий, выполненных с использованием ванной сварки на надежность соединения. Приведены основные расчетные положения и выявлены параметры, определяющие несущую способность и надежность стыка. Получены коэффициенты весомости параметров при расчете надежности. Проведена оценка надежности стыка при коррекции значений конструкционных параметров, заданных характеристиками нормального распределения. Для анализа весомости параметров применен один из методов вероятностного расчета – метод линеаризации исходной функции. Основная цель исследования – выявление наиболее значимых конструкционных параметров стыков для управления надежностью, оценка влияния на надежность изменения значений вероятностных характеристик расчетных прочностных и геометрических параметров стыка колонн.

В ходе исследований установлено, что не все параметры стыка одинаково влияют на вероятность отказа конструкции и, в конечном итоге, на надежность всего сооружения. Наибольшей весомостью из всех конструкционных параметров при определении надежности стыка обладает прочность бетона замоноличивания. Расчет надежности стыка на проектные значения вероятностных характеристик параметров без учета изменчивости нагрузки показал превышение индексом надежности рекомендуемого нормативного значения. В ходе оценки влияния коррекции вероятностных характеристик конструкционных параметров установлено, что существенное влияние на надежность стыка имеет снижение математического ожидания параметров сечения колонны, что требует строгого учета при проведении оценки технического состояния каркасного здания.

Ключевые слова: вероятность отказа, надежность, линеаризация, жесткий стык, весомость параметра, интеграл Лапласа.

ANALYTICAL ASSESSMENT OF PONDERABILITY OF CONSTRUCTIONAL PARAMETERS ON RELIABILITY OF COLUMN CONNECTIONS IN FRAME BUILDINGS

DEKHTEREV D.S.

Moscow State University of Civil Engineering, Moscow, Russia

Abstract. The paper studies the effect of variability in the structural parameters of the joints of columns of frame buildings using tub welding on the reliability of the connection. The main design positions are given and the parameters that determine the bearing capacity and reliability of the joint are identified. We obtained the coefficients of ponderability parameters in the calculation of reliability. An assessment of the reliability of the joint with the correction of the values of the construction parameters specified by the characteristics of the normal distribution was carried out. To analyze the ponderability of the parameters, one of the probabilistic calculation methods was used - the linearization method of the original function. The main objective of the study is to identify the most significant structural parameters of the joints for managing reliability, assessing the impact on reliability of changes in the values of the probabilistic characteristics of the calculated strength and geometric parameters of the junction of columns.

The study found that not all parameters of the joints equally affect the probability of structural failure and, ultimately, the reliability of the entire structure. The greatest weight of all the construction parameters in determining the reliability of the joint has the strength of the concrete monolithing. The

calculation of the reliability of the joint on the design values of the probability characteristics of parameters without taking into account the load variability showed that the reliability index exceeded the recommended standard value. During the assessment of the impact of the correction of the probability characteristics of the construction parameters, it was found that the reduction in the probabilistic mean of the column cross section parameters has a significant effect on the reliability of the joint, which requires strict consideration when assessing the technical condition of the frame building.

Keywords: failure probability, reliability, linearization, column connections, ponderability of parameters, Laplace integral.

Введение

При проведении реконструкции каркасных зданий промышленной застройки важной задачей является оценка надежности основных конструктивных элементов здания и узлов их сопряжения. Большая часть сборных конструкций каркасных зданий выполняется в заводских условиях с высокой степенью операционного контроля [1]. Отдельные элементы и узлы сопряжения конструкций изготавливаются непосредственно на строительной площадке, что при отсутствии непрерывного контроля качества, способствует образованию строительных дефектов и снижению надежности всего здания [2-4]. Наиболее сложным и ответственным узлом, требующим высокой квалификации исполнителя, является стык колонн многоэтажных зданий с применением ванной сварки. На состояние стыка колонн оказывает влияние множество параметров, в большинстве случаев, оцениваемых при операционном контроле как равнозначные. Однако, параметры, влияющие на несущую способность стыкового соединения, не одинаково влияют на его надежность. Выявление наиболее значимых конструкционных параметров является актуальной задачей, решение которой будет способствовать повышению отказоустойчивости отдельных узлов каркасных зданий и всей конструкции в целом.

Развитая в работах В.В. Болотина теория надежности легла в основу нормативной документации многих стран, в том числе Европы [5-7]. Различные методы расчета надежности для некоторых конструктивных форм приведены в [8, 9]. Из практических исследований наибольшее значение имеют работы В.В. Райзера [10], В.П. Чиркова и А.В. Перельмутера.

Исследованием работы стыков колонн каркасных зданий занимались А.П. Васильев, В.М. Горшкова, В.В. Иванов, Н.Н. Коровин, С.М. Крылов, Р.Р. Латыпов, В.П. Малышев, М.Е. Гончаров, Б.С. Соколов и др. [11, 12]. Все проводимые ранее исследования выполнялись для уточнения несущей способности и деформативности стыковых соединений, разработки их новых видов и форм. Отказоустойчивость стыков, влияние отдельных параметров стыка на надежность соединения не исследована и является актуальной задачей.

Модели и методы

Для оценки весомости конструкционных параметров использован метод линеаризации, согласно которому исходная функция несущей способности представляется в виде ряда Тейлора. Коэффициенты ряда соответствуют частным производным в окрестностях центра распределения случайных параметров. Частные производные функции по исследуемому параметру определяют коэффициенты весомости параметра на общую надежность стыка. При этом предполагается, что все исследуемые параметры и сама функция изменяются по закону нормального распределения.

Основные положения по расчету стыков сборных железобетонных колонн каркасных многоэтажных зданий указаны в [13]. Несущая способность жесткого стыка на ванной сварке (рисунок 1) определяется по двум случаям расчета внецентренно сжатых элементов: с учетом бетона замоноличивания, но без учета косвенного армирования нижней части

колонны, или без учета работы бетона замоноличивания и с учетом косвенного армирования. Прочность стыка с учетом бетона замоноличивания определяется выражением:

$$N \cdot e = \gamma_{bc} \cdot R_b \cdot b \cdot x (h_0 - 0,5x) + \gamma_{bc} \cdot R_b \cdot b_n (x - h'_f) \cdot \left(h_0 - \frac{x}{2} - \frac{h'_f}{2} \right) + \\ + \gamma_{bs} \cdot R_{bs} \cdot h'_f (h_0 - 0,5h'_f) + R_{sc} \cdot A_s (h_0 - a') \quad (1)$$

где b и h_0 – расчетная ширина и высота сечения колонны,

R_b – расчетное сопротивление бетона колонны,

R_{bs} – расчетное сопротивление бетона замоноличивания,

x – высота сжатой зоны,

h_f – размер сечения подрезок колонны,

R_{sc} и A_s – расчетное сопротивление и площадь сжатой арматуры,

e – расстояние от точки приложения усилия N (с учетом эксцентричности) до растянутой или наименее сжатой арматуры.

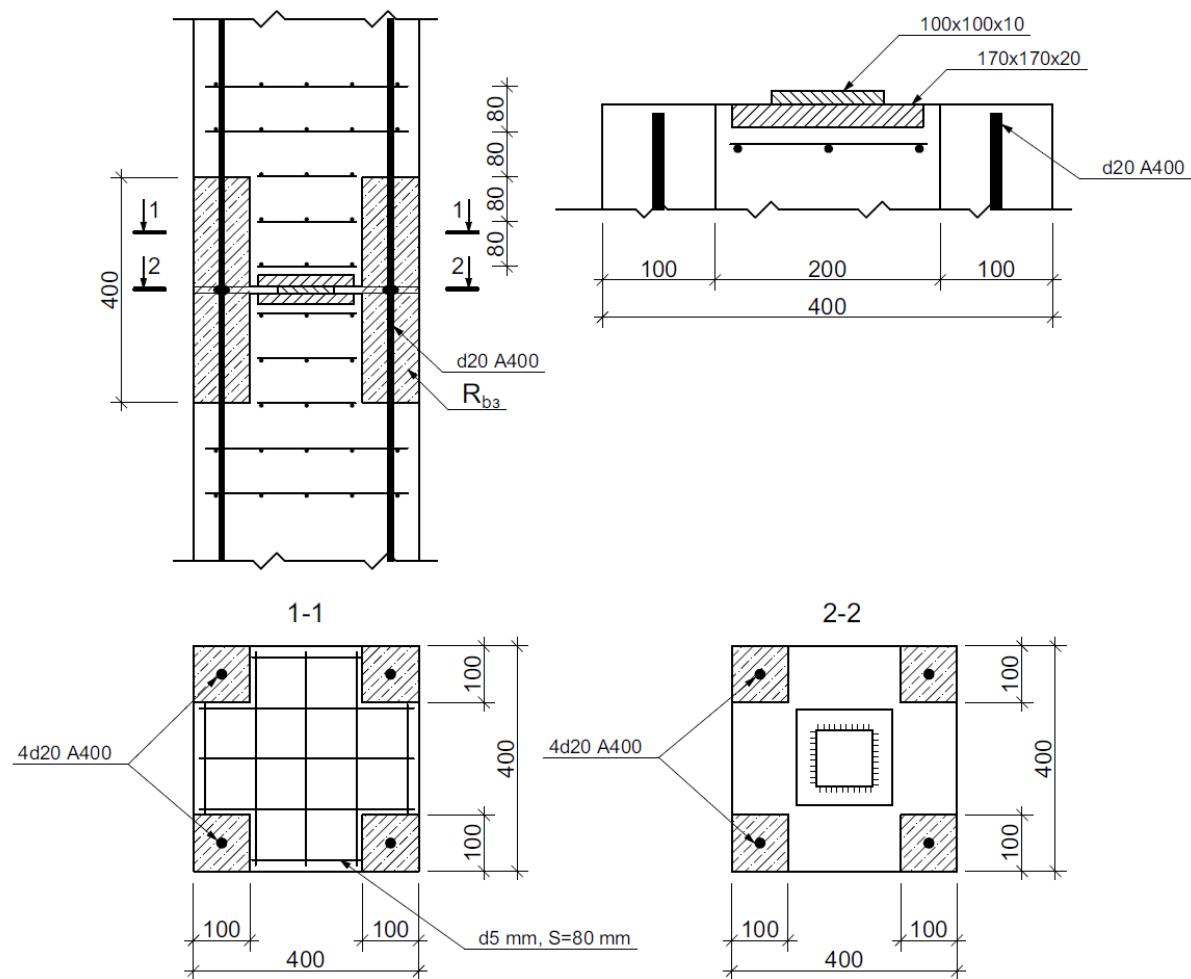


Рисунок 1 – Конструкция жесткого стыка колонн с применением ванной сварки продольных стержней арматуры

Использование вероятностно-статистического аппарата позволяет оценить начальную безотказность конструкциистыка. Общее выражение для резерва прочности жесткогостыка можно представить в виде:

$$g = N(R_b, R_{bs}, R_{sc}, h_f, h, b, a, e, d) - N_0, \quad (2)$$

где N_0 – усилие от внешней нагрузки, действующей в сечении, N – несущая способность узла в виде функции от конструкционных параметров.

Надежность конструкциистыка согласно [10, 12]:

$$P_s = \frac{1}{2} + \frac{1}{2} \Phi \left[\frac{\bar{g}}{S_{\Delta g}} \right], \quad (3)$$

где $S_{\Delta g}$ – среднеквадратическое отклонение резерва прочности, определяемое с использованием метода ланеаризации [14];

\bar{g} – математическое ожидание резерва прочности, определенное по средним значениям исследуемых параметров;

$$\Phi \left[\frac{\bar{g}}{S_{\Delta g}} \right] = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_0^{\beta} e^{-\frac{t^2}{2}} dt \text{ – интеграл Лапласа.}$$

В ходе предварительного анализа конструктивного решениястыка, приведенного на рисунке 1, установлено, что определяющими конструктивными параметрамистыкового соединения являются шесть величин, указанные в таблице 1. Все указанные параметры независимы и распределяются по нормальному закону [15]. Влияние изменчивости нагрузки настык в данном исследовании не рассматривалось.

В качестве исходных значений расчетных параметров приняты наиболее распространенные значения прочности материалов и геометрические параметры конструктивных элементовстыка, также использованные в типовых сериях на каркасы промышленных зданий [10, 11]. Математическое ожидание прочности бетона и арматуры назначены по формуле:

$$\bar{X} = \frac{R_n}{1 - 1,64\nu}, \quad (4)$$

где R_n – нормативная призменная прочность бетона и нормативное сопротивление арматуры сжатию, принимаемые в зависимости от класса бетона B по прочности на сжатие и класса арматуры по таблицам [13].

Среднеквадратические отклонения прочности бетона и арматуры S определяются выражением:

$$S = \bar{X} \cdot \nu, \quad (6)$$

где ν – средний коэффициент вариации характеристик выпускаемой продукции, определяемый качеством производственного процесса [16, 17]. Коэффициент вариации прочности бетона принят $\nu_b=0,135$, коэффициент вариации прочности арматуры согласно [18] $\nu_s=0,04$. Учет изменчивости геометрических параметров конструкций проведем на основании существующих допусков на изготовление элементов. Согласно типовой документации на элементы каркасных зданий предельные отклонения размеров колонны не должны превышать 5 мм. При этом достоверность отбраковки должна быть не менее 95%, что соответствует уровню 1,64 стандарта. Для вероятностных расчетов принимаем коэффициент вариации высоты сечения колонны $\nu_h=0,008$, диаметра арматуры $\nu_d=0,015$.

Среднеквадратическое отклонение резерва прочности определим с учетом теоремы о сложении дисперсий [12]:

$$S_g^2 = S_{\Delta R_b}^2 + S_{\Delta R_{bs}}^2 + S_{\Delta R_{sc}}^2 + S_{\Delta d}^2 + S_{\Delta h_p}^2 + S_{\Delta h}^2, \quad (7)$$

где $S_{\Delta i}$ частные среднеквадратические отклонения параметра i , определяемые по формулам:

$$S_{\Delta i} = \frac{\partial g}{\partial i} \cdot S_i, \quad (8)$$

где $\frac{\partial g}{\partial i}$ – абсолютное значение частной производной функции резерва прочности (3) по исследуемому параметру i ,

S_i – среднеквадратическое отклонение исследуемого параметра, принимаемое по таблице 1.

Таблица 1 – Исходные данные для вероятностного анализа

Расчетный параметр		Математическое ожидание \bar{X}	Среднеквадратичное отклонение S_i	Расчетное значение для оценки резерва прочности по СП 63.13330
1	Прочность бетона колонны R_b , МПа, класс В30	28,51	3,85	17
2	Прочность бетона замоноличивания R_{bp} , МПа, класс В25	23,92	3,23	14,5
3	Прочность арматуры R_{sc} , МПа, класс А400	430,88	18,83	350
4	Диаметр рабочей арматуры d , мм	20	0,25	20
5	Размер сечения подрезок колонны h_p , мм	100	1,5	100
6	Размер сечения колонны h , мм	400	2,5	400

Коэффициенты весомости C_i расчетного параметра i определены по формуле:

$$C_i = \frac{\left(\frac{\partial g}{\partial i} \cdot S_i \right)^2}{S_g^2} \cdot 100\%. \quad (9)$$

При проведении вероятностных расчетов по оценке надежности стыковых соединений необходимо определить приемлемый уровень надежности конструкции [19]. Существующие значения нормируемого уровня надежности назначены директивным методом и дифференцированы в зависимости от вида предельного состояния и степени ответственности здания. ЕН 1990 [20] предусматривает нормирование индекса надежности, рассчитанного методом двух моментов по формуле:

$$\beta = \frac{\bar{g}}{S_g}. \quad (9)$$

Для жилых и общественных зданий со средними последствиями разрушения минимальное значение β при 50-летнем базовом периоде рекомендуется назначить не менее 3,8 [16]. Учитывая вышесказанное, рекомендуемый уровень надежности конструкции стыка колонн без учета изменчивости нагрузки предлагается назначить не ниже обеспеченности расчетного сопротивления бетона, что соответствует значению 0,9986 ($\beta = 3$).

Результаты исследования

Полученные коэффициенты весомости показывают влияние изменчивости конструкционного параметра на надежность стыка при существующих (проектных)

значениях коэффициента вариации исследуемых величин и могут быть использованы для их коррекции. Для оценки влияния смещения основных вероятностных характеристик исследуемых параметров на надежность стыка выполнены аналитические расчеты надежности стыка для двух вариантов коррекции:

- 1) Изменение коэффициента вариации исследуемого параметра на 10, 20 и 30 % при сохранении значения математического ожидания.
- 2) Изменение математического ожидания на 10, 20 и 30 % при постоянном коэффициенте вариации исследуемого параметра

Результаты определения коэффициентов весомости конструкционных параметров приведены на рисунке 2.

Результаты оценки надежности конструкции стыка колонн на ванной сварке для первого варианта коррекции показаны в виде графиков на рисунке 3, для второго варианта показаны на рисунке 4.

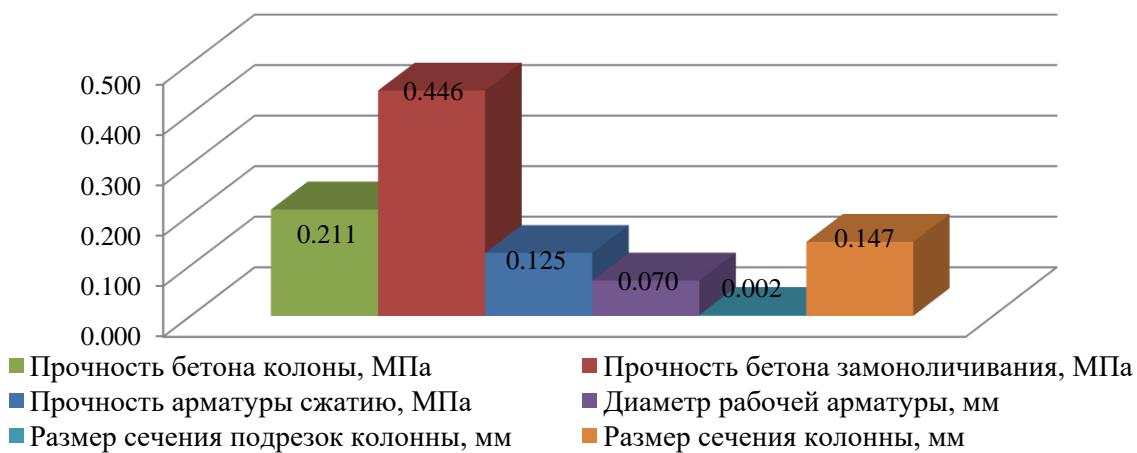


Рисунок 2 – Коэффициенты весомости расчетных параметров при оценке надежности соединения

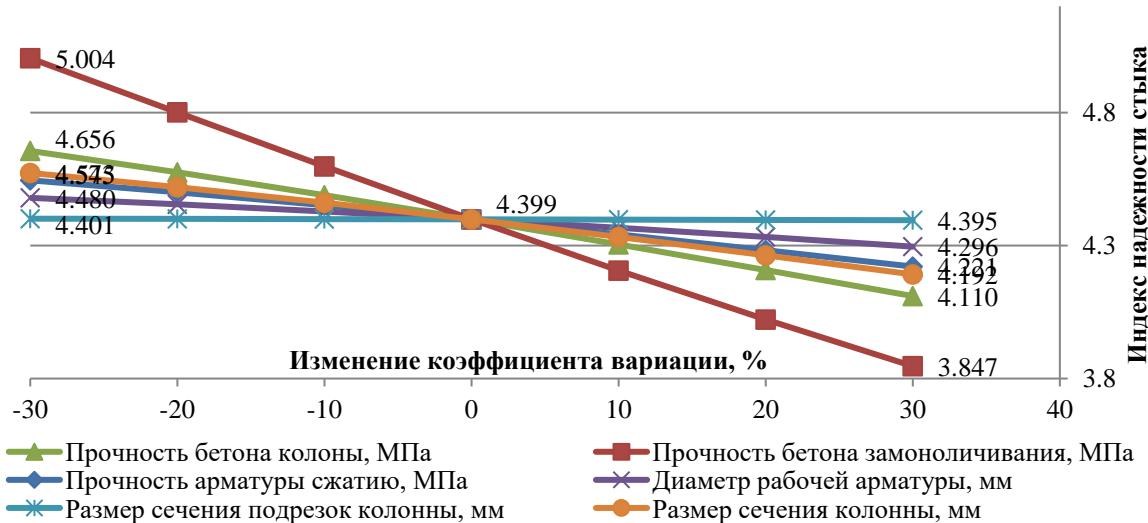


Рисунок 3 – График влияния коррекции коэффициента вариации расчетных параметров на надежность соединения

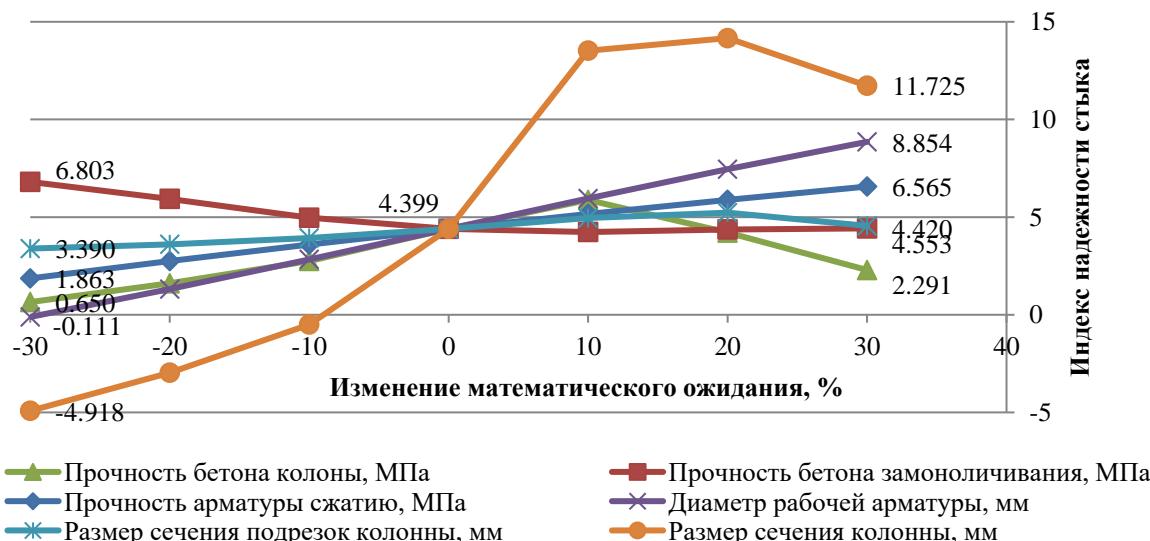


Рисунок 4 – График влияния коррекции математического ожидания расчетных параметров на надежность соединения

Выводы

- По результатам оценки надежности стыка колонн на ванной сварке установлено, что без учета изменчивости нагрузки, индекс надежности стыка превышает нормативный уровень $\beta = 4,399 > 3,8$.
- Существующий подход к операционному контролю параметров стыкового соединения колонн предполагает равнозначную оценку их влияния на прочность. Однако не все параметры одинаково влияют на вероятность отказа конструкции и в конечном итоге на надежность всего сооружения. Применение равнозначной оценки параметров, назначение равных требований к качеству производства в отношении всех параметров стыка не допустимо.
- По результатам вероятностных расчетов установлено, что при существующих в настоящее время коэффициентах вариации прочность бетона замоноличивания подрезок колонны и прочность бетона колонны имеет наибольшее значение весомости для обеспечения надежности стыка.
- Корректировка допусков на изготовление стыков сборной колонны может существенно повысить надежность стыкового соединения. При этом, необходимо повысить требования к прочностным характеристикам бетона замоноличивания. Снижение коэффициента вариации прочности бетона на 10-20% повышает надежность стыка до $\beta = 4,9$.
- Низкое влияние на надежность изменения текущих значений коэффициентов вариации диаметра арматуры и размеров подрезок колонны позволяет существенно сократить требования к качеству изготовления в отношении данных параметров. Значения их отклонений могут быть снижены без существенного влияния на надежность стыка.
- Существенное значение на надежность стыка имеет снижение математического ожидания параметров сечения колонны, что требует строгого учета при проведении оценки технического состояния каркасного здания.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Тамразян А.Г., Дудина И.В. Влияние изменчивости контролируемых параметров на надежность преднапряженных балок на стадии изготовления // Жилищное строительство. 2001. № 1. С. 16-17.
- Клюева Н.В., Тамразян А.Г. Основополагающие свойства конструктивных систем, понижающих риск отказа элементов здания // Известия Юго-Западного государственного университета. 2012. № 5-2 (44). С. 126-131

3. Снижение рисков в строительстве при чрезвычайных ситуациях природного и техногенного характера. А.Г.Тамразян [и др.]; под общ. ред. Тамразяна А. Г. Москва, 2012. Изд-во МИСИ-МГСУ, 304с.
4. Тамразян А.Г. Основные принципы оценки риска при проектировании зданий и сооружений // Вестник МГСУ. 2011. № 2-1. С. 21-27
5. Лантух-Лященко А. И. Концепция надежности в Еврокоде // Мости та тунелі: теорія, дослідження, практика. 2014. № 6.
6. Binhu Wu, Wei Gao, Di Wu, Chongmin Song, Probabilistic interval geometrically nonlinear analysis for structures // Structural Safety. 2017. Vol. 65. Pp. 100-112.
7. Souvik Chakraborty, Rajib Chowdhury. Assessment of polynomial correlated function expansion for high-fidelity structural reliability analysis // Structural Safety. 2016. Vol. 59. Pp. 9-19.
8. Kathryn Roscoe, Ferdinand Diermanse, Ton Vrouwenvelder. System reliability with correlated components: Accuracy of the Equivalent Planes method // Structural Safety. 2015. Vol. 57. Pp. 53–64.
9. André Teófilo Beck, Cláudio R. Ávila da S. Jr. Strategies for finding the design point under bounded random variables. 2016. Vol. 58. Pp. 79–93.
10. Райзер В.Д. Теория надежности в строительном проектировании: монография. Москва: АСВ, 1998. 304 с.
11. Гончаров М.Е. Прочность стыков железобетонных колонн, усиленных металлическими элементами, при статическом и кратковременном динамическом нагружениях. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Томск, 2014. 206 с.
12. Тамразян А.Г., Карпов А.Е., Дехтерев Д.С., Ласковенко А.Г. Определение расчетных параметров для оценки надежности платформенных стыков панельных зданий // Современные проблемы расчета железобетонных конструкций, зданий и сооружений на аварийные воздействия: сборник докладов Международной научной конференции, посвященной 85-летию кафедры железобетонных и каменных конструкций и 100-летию со дня рождения Н.Н. Попова (19–20 апреля 2016 г., Москва) /под ред. А.Г. Тамразяна, Д.Г. Копаницы; М-во образования и науки Рос. Федерации, Нац. исследоват. Моск. гос. строит. ун-т. Москва: НИУ МГСУ, 2016. С.413- 416.
13. СП 63.13330.2012. Бетонные и железобетонные конструкции. Основные положения. Актуализированная редакция СНиП 52.01-2003. М.: Минрегион России. 2012. 162 с.
14. Тамразян А.Г. Расчет элементов конструкций при заданной надежности и нормальном распределении нагрузки и несущей способности // Вестник МГСУ. 2012. № 10. С. 109-115.
15. Тамразян А.Г. Оценка риска и надежности несущих конструкций и ключевых элементов - необходимое условие безопасности зданий и сооружений // Вестник ЦНИИСК им. В.А. Кучеренко "Исследования по теории сооружений". 2009. № 1. С. 160-171.
16. Тамразян А.Г. Динамическая устойчивость сжатого железобетонного элемента как вязкоупругого стержня // Вестник МГСУ. 2011. № 1-2. С. 193-196.
17. Бухтиярова А.С., Колчунов В.И., Прасолов Н.О. Расчет обобщенного параметра живучести железобетонной рамно-стержневой конструктивной системы при внезапной потере устойчивости несущего элемента // Строительство и реконструкция. 2013. № 6 (50). С. 9-12.
18. Чирков В.П., Шавыкина М.В., Мухин С.В. Многоэлементная арматура – резерв расчетной надежности железобетонных конструкций // Промышленное и гражданское строительство. 2007. №9. С. 61-62.
19. Tamrazyan A.G. The assessment of reliability of punching reinforced concrete beamless slabs under the influence of a concentrated force at high temperatures // Procedia Engineering. 2016. T. 153. С. 715-720.
20. EN 1990 Eurocode - Basis of structural design. The European Union Per Regulation, 2002.

REFERENCES

1. Tamrazyan A.G., Dudina I.V. Vlijanie izmenchivosti kontroliruemyh parametrov na nadezhnost' prednaprijazhennyh balok na stadii izgotovlenija [Influence of variability of controlled parameters to reliability of pre-stressed beams during production]. *Zhilishhnoe stroitel'stvo*. 2001. No 1. Pp. 16-17. (rus)
2. Kljueva N.V., Tamrazyan A.G. Osnovopolagajushhie svojstva konstruktivnyh sistem, ponizhajushhih risk otkaza jelementov zdanija [General properties structural systems decreasing failure risk of structural elements]. *Izvestija Jugo-Zapadnogo gosudarstvennogo universiteta*. 2012. No 5-2 (44). Pp. 126-131.
3. Snizhenie riskov v stroitel'stve pri chrezvychajnyh situacijah prirodnogo i tehnogenного haraktera [Decreasing of risk in construction during emergency situations caused by natural and artificial factors] A.G.Tamrazjan and etc.; ed. by Tamrazjan A. G. Moscow: Izd-vo MISI-MGSU, 2012.304 p.
4. Tamrazyan A.G. Osnovnye principy ocenki riska pri proektirovaniy zdanij i sooruzhenij [General principals for assessment risk at designing of building and structures]. *Vestnik MGSU*. 2011. No 2-1. Pp. 21-27.
5. Lantuh-Ljashhenko A. I. Koncepcija nadezhnosti v Evrokode [Reliability conceptions in EuroCode]. *Mости та тунелі: теорія, дослідження, практика*. 2014. No 6.
6. Binhu Wu, Wei Gao, Di Wu, Chongmin Song, Probabilistic interval geometrically nonlinear analysis for structures. *Structural Safety*. 2017. Vol. 65. Pp. 100-112.

7. Souvik Chakraborty, Rajib Chowdhury, Assessment of polynomial correlated function expansion for high-fidelity structural reliability analysis. *Structural Safety*. 2016. Vol. 59. Pp. 9-19.
8. Kathryn Roscoe, Ferdinand Diermanse, Ton Vrouwenvelder. System reliability with correlated components: Accuracy of the Equivalent Planes method. *Structural Safety*. 2015. Vol. 57. Pp. 53–64.
9. André Teófilo Beck, Cláudio R. Ávila da S. Jr. Strategies for finding the design point under bounded random variables. 2016. Vol. 58. , Pp. 79–93.
10. Rajzer V.D. Teoriya nadezhnosti v stroitel'nom proektirovaniy [Theory of reliability in constructional designing]. Moscow: ASV, 1998. 304 p.
11. Goncharov M.E. Prochnost' stykov zhelezobetonnyh kolonn, usilennyh metallicheskimi elementami, pri staticheskem i kratkovremennom dinamicheskem nagruzhenijah. Dissertacija na soiskanie uchenoj stepeni kandidata tehnicheskikh nauk [Strength of connection nodes of reinforced concrete columns strengthened by metal elements under static and short-term dynamic loading]. Tomsk, 2014. 206 p.
12. Tamrazyan A.G., Karpov A.E., Dekhterev D.S., Laskovenko A.G. Opredelenie raschetnyh parametrov dlja ocenki nadezhnosti platformennyh stykov panel'nyh zdaniy [Determination of calculation parameters for assessment reliability platform-type connections of panel buildings]. In Proc. of Int. conf.: Sovremennye problemy rascheta zhelezobetonnyh konstrukcij, zdaniy i sooruzhenij na avarijnye vozdejstvija; ed. by A.G. Tamrazjan, D.G. Kopanica; Moscow: MGSU, 2016. Pp.413- 416.
13. SP 63.13330.2012. Betonnoe i zhelezobetonnye konstrukcii. Osnovnye polozheniya. Aktualizirovannaya redakciya SNiP 52.01-2003 [Concrete and reinforced concrete structures. General provisions. Actual version of SNiP 52.01-2003]. Moscow: Minregion Rossii. 2012. 162 p.
14. Tamrazyan A.G. Raschet ehlementov konstrukcij pri zadannoj nadezhnosti i normal'nom raspredelenii nagruzki i nesushchej sposobnosti [Calculation of structural elements at accepted reliability parameter and normal distribution of load and load capacity]. *Vestnik MGSU*. 2012. No 10. Pp. 109-115.
15. Tamrazyan A.G. Ocenka risika i nadezhnosti nesushchih konstrukcij i klyuchevyh ehlementov - neobhodimoe uslovie bezopasnosti zdaniy i sooruzhenij. *Vestnik CNIISK im. V.A. Kucherenko "Issledovaniya po teorii sooruzhenij"*. 2009. No 1. Pp. 160-171.
16. Tamrazyan A.G. Dinamicheskaya ustojchivost' szhatogo zhelezobetonnogo ehlementa kak vyazkouprugogo sterzhnya [Dynamic stability of compressed reinforced concrete element as visco-elastic bar]. *Vestnik MGSU*. 2011. No 1-2. Pp. 193-196.
17. Buhiyarova A.S., Kolchunov V.I., Prasolov N.O. Raschet obobshchennogo parametra zhivuchesti zhelezobetonnoj ramno-sterzhnevoj konstruktivnoj sistemy pri vnezapnoj potere ustojchivosti nesushchego ehlementa [Calculation of generalized parameter of survivability of reinforced concrete frame-rod structural system under sudden buckling of load bearing element]. *Building and Reconstruction*. 2013. No 6 (50). Pp. 9-12.
18. Chirkov V.P., SHavykina M.V., Muhi S.V. Mnogoehlementnaya armatura – rezerv raschetnoj nadezhnosti zhelezobetonnyh konstrukcij [Multi-element reinforcement is reserve of calculation reliability of reinforced concrete structures]. *Promyshlennoe i grazhdanskoe stroitel'stvo*. 2007. No 9. Pp. 61-62.
19. Tamrazyan A.G. The assessment of reliability of punching reinforced concrete beamless slabs under the influence of a concentrated force at high temperatures. *Procedia Engineering*. 2016. T. 153. Pp. 715-720.
20. EN 1990 Eurocode - Basis of structural design. The European Union Per Regulation, 2002.

Информация об авторах:

Дехтерев Денис Сергеевич

ФГБОУ ВО «Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет», 129337, Россия, г. Москва, Ярославское ш., д.26,
аспирант кафедры железобетонных и каменных конструкций
Тел.: +7 (495) 287-49-14 (доб. 3036, 3084)
E-mail: gbk@mgsu.ru

Information about authors:

Dekhterev Denis Sergeevich

Moscow State University of Civil Engineering, 129337, Russia. Moscow, Yaroslavskoye Shosse, 26,
Graduate student of the department of Reinforce concrete and masonry structures,
Ph.: +7 (495) 287-49-14 (3036, 3084)
E-mail: gbk@mgsu.ru

ДИНАМИЧЕСКИЕ ОПОРНЫЕ РЕАКЦИИ В ДВУХПРОЛЕТОЙ МОСТОВОЙ ФЕРМЕ ПРИ ДЕЙСТВИИ ПОДВИЖНОЙ НАГРУЗКИ

ЗЫЛЕВ В.Б., АЛФЕРОВ И.В.

Российский университет транспорта» (МИИТ), г. Москва, Россия

Аннотация. В данной работе исследуются динамические опорные реакции, возникающие в двухпролетной мостовой ферме, вследствие воздействия на пролетное строение подвижной нагрузки. Наибольший интерес представляет исследование горизонтальной опорной реакции. Как пролетное строение, так и движущийся состав, представляют из себя деформируемые упругие системы. Силы взаимодействия между подвижным составом и пролетным строением получаются в результате решения контактной задачи. Для численного моделирования был использован метод и соответствующая компьютерная программа, разработанная на кафедре «Строительная механика». Способ решений уравнений движения основан на явной схеме интегрирования с экстраполяцией по Адамсу. При получении результатов решения учитывались силы внутреннего трения в материале с использованием обобщенной модели Прандтля. Полученные результаты позволяют сделать вывод о том, что при вертикальном воздействии горизонтальная опорная реакция достигает весьма существенных значений.

Ключевые слова: динамические опорные реакции, мостовая ферма, подвижная нагрузка, численное моделирование, экстраполяция по Адамсу, обобщенная модель Прандтля.

STUDY OF THE DYNAMIC SUPPORT REACTIONS IN THE TWO-SPAN BRIDGE FARM UNDER ACTION OF MOVING LOAD

ZYLEV V.B., ALFEROV I.V.

Russian University of Transport, Moscow, Russia

Abstract. In this article, we study the dynamic support reactions that occur in a two-span bridge farm, due to the impact on the superstructure of the moving load. The most interesting is the study of horizontal support reaction. Both the span and the moving structure are deformable elastic systems. The interaction forces between the rolling stock and the span structure are obtained by solving a contact problem. For numerical modeling, the method and the corresponding computer program developed at the Department of Structural Mechanics were used. The method of solving the equations of motion is based on an explicit integration scheme with extrapolation according to Adams. When obtaining the results of the solution, the internal friction forces in the material were taken into account using the generalized Prandtl model. The results obtained allow us to conclude that, under vertical action, the horizontal support reaction reaches very significant values.

Keywords: dynamic support reactions, bridge farm, moving load, numerical modeling, extrapolation according to Adams, generalized Prandtl model.

Статья посвящена весьма актуальному вопросу определения усилий в опорных частях мостовых пролетных строений. До появления наших публикаций [1–5] считалось, что появление горизонтальной опорной реакции в шарнирно неподвижной опоре пролетного строения связано исключительно с тормозной силой, соответственно на это усилие эти опорные части рассчитывались и проектировались. В наших работах было показано, что при динамическом воздействии на пролетные строения, имеющие классическую схему опирания (статически определимая балка на двух опорах) возникают существенные по величине горизонтальные опорные реакции, что должно быть учтено при назначении безопасных размеров опорных частей. Причина появления горизонтальной составляющей опорной реакции заклю-

чается в том, что опорная часть в реальных конструкциях всегда располагается не на нейтральной оси, а сдвинута вниз.

Отсутствие аварийных ситуаций, связанных с непривычным на первый взгляд динамическим эффектом, следует видимо объяснить существенными запасами прочности, которые закладываются при проектировании опорных частей. Принципиально этот вопрос подвергался всестороннему обсуждению на научных конференциях и в ходе защиты докторской диссертации И.В. Алферова. Хотя конструкциям опорных частей и их расчету посвящено много работы [6-10], обнаруженный динамический эффект является в настоящее время достаточно новым и не нашел отражения в работах других авторов. Актуальность рассматриваемого вопроса связана с соображениями безопасности при грузовых и пассажирских перевозках, в связи с чем, большое значение приобретают количественные исследования динамических опорных реакций в пролетных строениях с реальными характеристиками.

Настоящая статья посвящена исследованию динамических опорных реакций, возникающих в двухпролетной мостовой ферме, вследствие воздействия на пролетное строение подвижной нагрузки. Основной целью работы является исследование горизонтальной опорной реакции.

Расчетная схема является плоской, содержащей только стержни, работающие на растяжение-сжатие. Продольные балки двутаврового поперечного сечения моделируются стержневой фермой, имеющей высоту равную высоте продольной балки. Для моделирования изгибной деформации поперечных балок вводятся специальные стержни, которые соединяют продольную балку с узлами основной фермы. Жесткость этих стержней подбиралась с таким условием, чтобы смоделировать изгиб поперечных балок, как в вертикальной, так и в горизонтальной плоскостях (рис. 1).

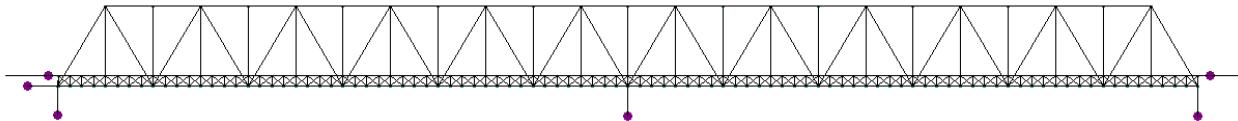


Рисунок 1 – Двухпролетная мостовая ферма с пролетами по 55 м

Подвижной состав был представлен локомотивом с одним нагруженным вагоном. Суммарная масса подвижного состава равна 238 т. Суммарная масса пролетного строения составляет 400 т. (рис.2).

Как пролетное строение, так и движущийся состав, представляют из себя деформируемые упругие системы. Силы взаимодействия между подвижным составом и пролетным строением получаются в результате решения контактной задачи. Для численного моделирования был использован метод и соответствующая компьютерная программа, разработанная на кафедре «Строительная механика» [10].

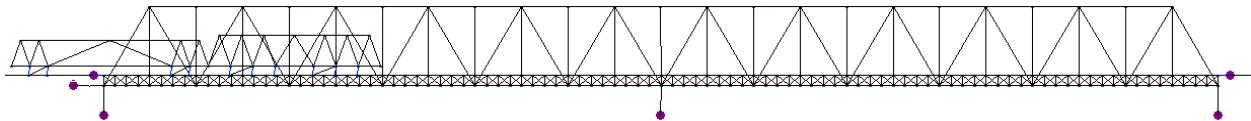


Рисунок 2 – Двухпролетная мостовая ферма с подвижной нагрузкой

Первый этап решения задачи заключается в определении усилий от собственного веса конструкции. Далее подвижной нагрузке сообщается начальная горизонтальная скорость, дальнейшее движение поезда есть движение по инерции.

Способ решений уравнений движения, основанный на явной схеме интегрирования с экстраполяцией по Адамсу дан во многих наших публикациях [1-5]. Наиболее полно он изложен в учебнике по строительной механике [11]. В данной работе мы будем обращать внимание прежде всего на результаты численных решений, которые представляют наибольший практический интерес. Отметим только то, что задача решается с малым временным шагом. В каждый момент времени определяются координаты, скорости всех точечных масс, внутрен-

ние усилия во всех элементах системы. Силы взаимодействия между пролетным строением и подвижным составом передаются через 6 внешних узлов локомотива и 4 внешних узла вагона (колеса локомотива и вагона). Усилия взаимодействия между каждым внешним узлом и поверхностью катания вычисляются на каждом временном шаге численного решения. Учет сил внутреннего трения существенным образом влияет на получаемые результаты. При получении результатов решения учитывались силы внутреннего трения в материале с использованием обобщенной модели Прандтля.

В целях сравнения полученных результатов рассматривалось 3 варианта расположения горизонтальной связи: в начале, посередине и в конце пролетного строения. Значения усилия в вертикальной связи приведены для опорной точки, расположенной в начале пролетного строения (рис. 3–5).

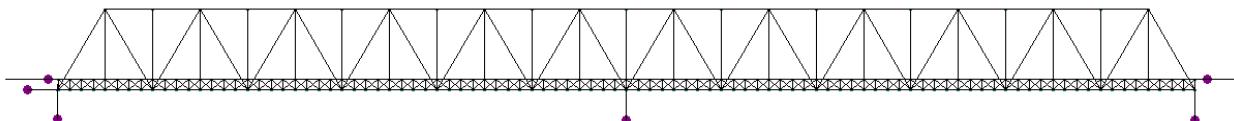


Рисунок 3 – Горизонтальная связь в начале пролетного строения

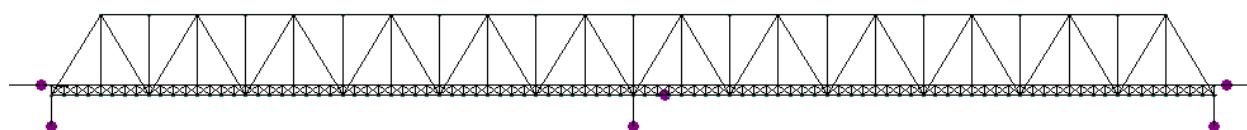


Рисунок 4 – Горизонтальная связь посередине пролетного строения

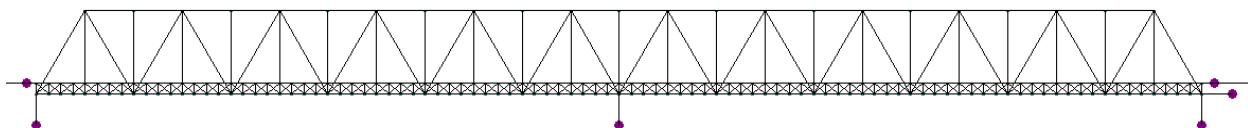


Рисунок 5 – Горизонтальная связь в конце пролетного строения

Скорость подвижного состава принималась равной 50, 100, 150, 200 км/ч. За период прохождения подвижной нагрузки программа фиксирует *max* и *min* значения усилий. В таблице 1 представлены результаты численного решения.

Таблица 1 – Значения максимальных за время прохождения подвижного состава по пролетному строению динамических опорных реакций, возникающих в результате воздействия подвижной нагрузки на пролетное строение

Скорость подвижного состава, км/ч	Динамические опорные реакции, кН	Горизонтальная связь в начале пролетного строения	Горизонтальная связь посередине пролетного строения	Горизонтальная связь в конце пролетного строения
50	N_{гор.}	132	194	166
	N _{верт.}	-2393	-2410	-2390
100	N_{гор.}	302	309	337
	N _{верт.,}	-2420	-2451	-2461
150	N_{гор.}	472	665	476
	N _{верт.,}	-2771	-2668	-2646
200	N_{гор.}	593	613	649
	N _{верт.}	-2506	-2569	-2515

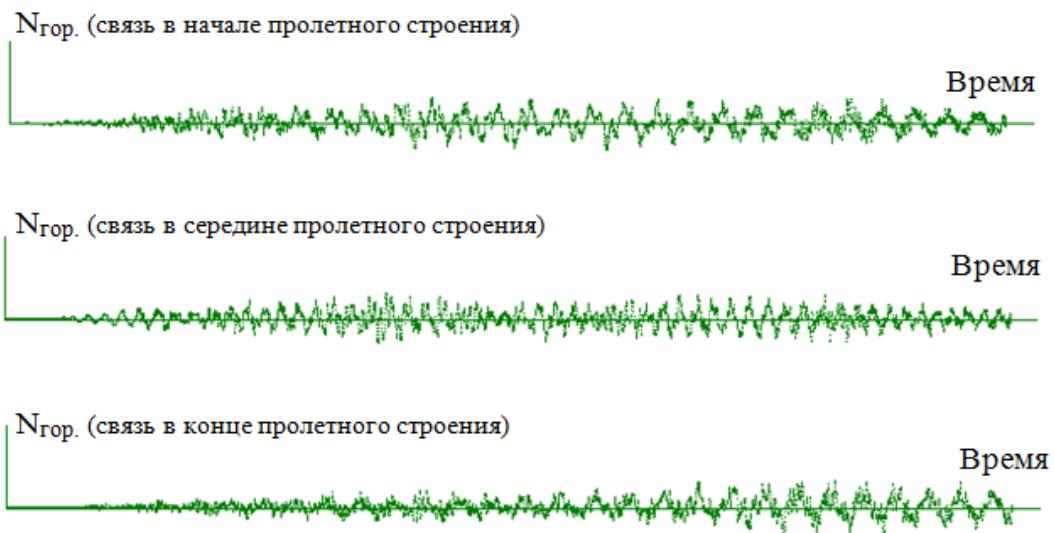


Рисунок 6 – Графики изменения динамической горизонтальной опорной реакции при скорости движения подвижного состава 100 км/ч

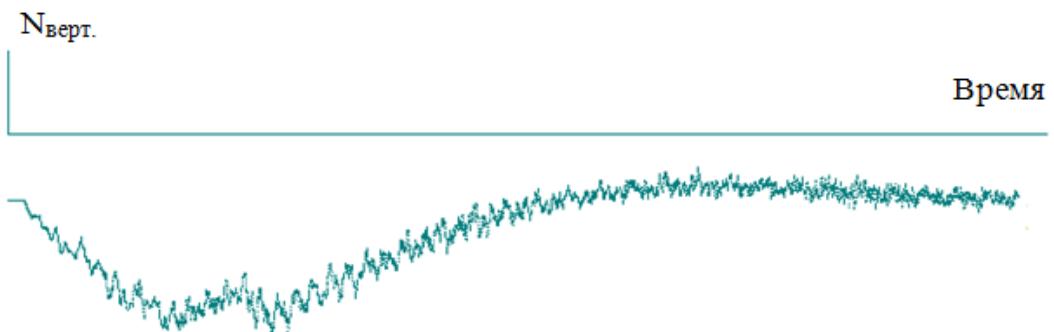


Рисунок 7 – График изменения динамической вертикальной опорной реакции при скорости движения подвижного состава 100 км/ч. Вертикальная и горизонтальные связи расположены в начале пролетного строения

На рис. 6, 7 показаны графики изменения динамических опорных реакций. График вертикальной опорной реакции начинается со статического значения, равного 802 кН, что составляет около 1/5 от веса пролетного строения.

Выводы

1. В работе показано, что и в двухпролетных фермах при традиционном размещении опорных частей при вынужденных колебаниях от действия подвижной нагрузки возникает существенное горизонтальное усилие, не зависимо от того где установлена горизонтальная связь (в начале, в середине или в конце пролетного строения).

2. Максимум горизонтальной реакции за период прохождения временной нагрузки достигает значений сопоставимых с усилиями от торможения. Величина этого максимума возрастает с увеличением скорости движения подвижного состава.

3. Важно отметить, что горизонтальная опорная реакция появляется при каждом прохождении подвижной нагрузки. Напомним, что традиционно эта опорная реакция всегда считалась нулевой при рассматриваемом воздействии.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алферов И.В. Совместная модель пролетного строения, подвижного состава и массивной опоры для анализа динамических опорных реакций. Строительство и реконструкция. 2014. №3 (53). – С. 3-6.
2. Зылев В.Б., Алферов И.В. Динамические опорные реакции в мостовой ферме при воздействии землетрясения. Сборник материалов международной научно-практической конференции «Актуальные проблемы и перспективы развития строительных конструкций: инновации, модернизация и энергоэффективность в строительстве» 19-20 декабря 2013 г. Т.1. Алматы: КазГАСА, 2013. – С. 63-68.
3. Зылев В.Б., Алферов И.В. Горизонтальная опорная реакция при колебаниях балок, балочных ферм и складчатых систем. Сборник докладов IX Международной конференции по проблемам прочности материалов и сооружений на транспорте, 27 – 28 мая 2014 г. Санкт-Петербург, 2015. – С. 102-108.
4. Зылев В.Б., Алферов И.В. Динамическая модель – пролетное строение, подвижной состав, насыпь. Труды научно-практической конференции «Наука МИИТа – транспорту». М.: МИИТ, 2014. – С. II-1-II-2.
5. Зылев В.Б., Алферов И.В. Исследование динамических опорных реакций в одно- и двухпролетных ферменных системах при действии подвижной нагрузки. Сборник материалов Совместной Международной научно-практической конференции, посвященной Году Узбекистана в Казахстане 7-8 декабря. Алматы, 2018. С. 136-140.
6. Соломахин П.М. Проектирование мостовых и строительных конструкций. Учебное пособие. М.: КНОРУС, 2011. – 408 с.
7. Ефимов П. П. Проектирование мостов. Книга. ООО «Дантэя», 2006. – 2006 с.
8. Бычковский Н.Н., Данковцев А.Ф. Металлические мосты. Часть 1. Книга. Сарат. гос. техн. ун-т, 2005. – 364 с.
9. Бычковский Н.Н., Данковцев А.Ф. Металлические мосты. Часть 2. Книга. Сарат. гос. техн. ун-т, 2005. – 348 с.
10. Колоколов Н.М., Вейнблат Б.М. Строительство мостов. Учебник. М.: Транспорт, 1981. – 504 с.
11. Александров А.В., Потапов В.Д., Зылев В.Б. Строительная механика в 2-х книгах. Книга 2. Динамика и устойчивость упругих систем. М.: Высшая школа, 2008. – С. 196-219; 368-373.

REFERENCES

1. Alferov I.V. Sovmestnaya model' proletnogo stroeniya, podvizhnogo sostava i massivnoj opory dlya analiza dinamicheskikh opornyh reakcij [Modern model of span structure, railway transport and massive support for analysis of dynamic restraint's reaction]. *Building and Reconstruction*. 2014. No 3 (53). Pp. 3-6.
2. Zylev V.B., Alferov I.V. Dinamicheskie opornye reakcii v mostovoj ferme pri vozdejstvii zemletryaseniya. Proc. Of Int. Conf. "Aktual'nye problemy i perspektivy razvitiya stroitel'nyh konstrukcij: innovacii, modernizaciya i energoeffektivnost' v stroitel'stve" [Actual problems and possibilities for development of constructions: innovations, modernizing and energy efficiency in construction"] 19-20 Dec. 2013 Vol.1. Almaty: KazGASA, 2013. Pp. 63-68.
3. Zylev V.B., Alferov I.V. Gorizonta'l'naya opornaya reakciya pri kolebaniyah balok, balochnyh ferm i skladchatyh sistem [Horizontal restraint reaction for oscillation of beams, trusses and folded systems]. Proc. of IX Int. Conf. on problem of strength of construction materials and structures of transport, 27 – 28 May 2014. Sankt-Peterburg, 2015. Pp. 102-108.
4. Zylev V.B., Alferov I.V. Dinamicheskaya model' – proletnoe stroenie, podvizhnoj sostav, nasyp' [Dynamic model – span structure, railway transport, embankment]. Proc. Of Conf. "Nauka MIITa – transportu" [Science of MIIT for transport"]. Moscow: MIIT, 2014. Pp. II-1-II-2.
5. Zylev V.B., Alferov I.V. Issledovanie dinamicheskikh opornyh reakcij v odno- i dvuhprolet-nyh fermennyh sistemah pri dejstvii podvizhnoj nagruzki [Research of dynamic restraint reactions in one- and two-span truss systems at action of mooving loads]. Proc. Of Int. Conf. on Year of Uzbekistan in Kazakhstan, 7-8 Dec.. Almaty, 2018. Pp. 136-140.
6. Solomahin P.M. Proektirovanie mostovyh i stroitel'nyh konstrukcij [Designing of bridge and construction structures]. Moscow: KNORUS, 2011. 408 p.
7. Efimov P. P. Proektirovanie mostov [Designing of bridges]. Omsk: OOO «Danteya», 2006.
8. Bychkovskij N.N., Dankovcev A.F. Metallicheskie mosty [Steel bridges]. Part 1. Saratov: Sarat. gos. tekhn. un-t, 2005. 364 p.
9. Bychkovskij N.N., Dankovcev A.F. Metallicheskie mosty [Steel bridges]. Part 2. Saratov: Sarat. gos. tekhn. un-t, 2005. 348 p.
10. Kolokolov N.M., Vejnblat B.M. Stroitel'stvo mostov [Building of bridges]. Moscow: Transport, 1981. 504 p.
11. Aleksandrov A.V., Potapov V.D., Zylev V.B. Structural mechanics in two parts. Part 2. Dynamics and stability of elastic systems. Moscow: Vysshaya shkola, 2008. pp. 196-219; 368-373.

Информация об авторах:

Зылев Владимир Борисович

ФГБОУ ВО «Российский университет транспорта» (МИИТ), г. Москва

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Строительная механика»

E-mail: zylevzb@yandex.ru

Алферов Иван Валерьевич

ФГБОУ ВО «Российский университет транспорта» (МИИТ), г. Москва

Кандидат технических наук, доцент кафедры «Строительная механика»

E-mail: ialferov@bk.ru

Information about authors:

Zylev V.B.

Federal State Institution of Education «Russian University of Transport», Moscow

Doctor of Technical Sciences, Professor, Head of the Department «Construction Mechanics»

E-mail: zylevzb@yandex.ru

Alferov I.V.

Federal State Institution of Education «Russian University of Transport», Moscow

Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department «Construction Mechanics»

E-mail: ialferov@bk.ru

ПРОЧНОСТЬ И ДЕФОРМАТИВНОСТЬ СБОРНО-МОНОЛИТНЫХ ПЛАТФОРМЕННЫХ СТЫКОВ ПАНЕЛЬНЫХ ЗДАНИЙ

КОЛЧУНОВ ВЛ.И., МАРТЫНЕНКО Д.В.

Юго-Западный государственный университет, г. Курск, Россия

Аннотация. Приведено новое конструктивное решение сборно-монолитного платформенного стыкового соединения стойки панели-рамы и диска перекрытии панельных зданий, отличительной особенностью которого является наличие специального центрирующего устройства, повышающего точность монтажа панелей-рам. Приведена расчетная модель конструкции стыка и выполнен анализ напряженно-деформированного состояния этой конструкции на различных уровнях нагружения с учетом нелинейного деформирования и трещинообразования. Для моделирования трещин использован специальный прием «расшивки» плосконапряженных конечных элементов по границам этих элементов. Проведен анализ деформирования, трещинообразования и разрушения рассматриваемой конструкции платформенного стыка. Показано, что предложенный вариант расчетной модели с заданием явных трещин-щелей «расшивкой» позволяет прогнозировать схему разрушения платформенного стыка.

Ключевые слова: платформенный стык, панельное здание, расчетная модель, напряженное состояние, трещинообразование, конструкция стыка

THE STRENGTH AND DEFORMABILITY OF PRECAST-MONOLITHIC PLATFORM JOINTS OF PANEL BUILDINGS

KOLCHUNOV VL.I., MARTYNENKO D.V.

South-West State University, Kursk, Russia

Abstract. Given a new constructive solution of precast-monolithic platform butt joint panel stand-frame and the disk overlap panel buildings, Otley significant feature of which is the presence of a special centering device to improve the accuracy of installation of the panels-frames. Given the estimated model of the design of the junction and the analysis of the stress-deformirovannogo status of this design at various levels of loading with nonlinear deformation and cracking. A special method of "jointing" of plane-stressed finite elements along the boundaries of these elements was used to model cracks. The analysis of deformation, crack formation and destruction of the considered structure of the platform joint is carried out. It is shown that the proposed version of the computational model with the task of explicit cracks-cracks "jointing" allows to predict the scheme of the platform joint development.

Keywords: platform joint, panel building, design model, stress state, crack formation, joint design

Введение

Несмотря на значительное распространение конструктивных решений платформенных стыков панелей стен и перекрытий зданий различного назначения особенности их силового сопротивления исследованы недостаточно. Особенno это касается конструкций стыков, разработанных в последние годы для крупнопанельных зданий нового поколения. К такому типу платформенного стыка относится и конструкция платформенного сборно-монолитного стыка, включающего многопустотные плиты перекрытия, опертые на внутренние несущие стеновые панели-рамы, с дополнительно устраиваемым армированным монолитным поясом, арматура которого соединена с выпусками из верхней грани ригеля панели-рамы и с вертикальными рабочими стержнями стойки вышерасположенной стеновой панели-рамы [1, 2].

Оценка эксплуатационной надежности конструкции такого соединения требует проведения экспериментально-теоретических исследований.

Расчетная модель

Для оценки деформирования, трещинообразования и разрушения конструкции сборно-монолитных платформенных стыков был проведен конечноэлементный анализ с использованием программного комплекса ЛИРА-САПР.

Особенностями исследуемого конструктивного решения стыка является наличие монолитного основания и специальных центрирующих деталей, повышающих точность монтажа стеновой конструкции (Рисунок 1). Приоритет такого решения был защищен Патентом РФ [3].

Опираясь на результаты исследований, приведенных в монографии [4] и решения стыков, использованных в нормах Украины по сейсмике [5] и в ряде публикаций, например, [6-16], в качестве расчетной модели для анализа напряженно-деформированного состояния сборно-монолитного платформенного стыка принята конечноэлементная модель узла соединения панелей-рам с перекрытием.

Исследование особенностей деформирования и разрушения платформенного сборно-монолитного железобетонного панельного стыка производилось на двух стадиях работы: до и после образования трещин. Специально для этого были разработаны две расчетные конечноэлементные модели для моделирования трещин - первая, без «расшивки», и вторая, с «расшивкой» плоских конечных элементов, отражающая возникновение зон-концентраторов напряжений, изменение силового потока в сборно-монолитном платформенном стыке.

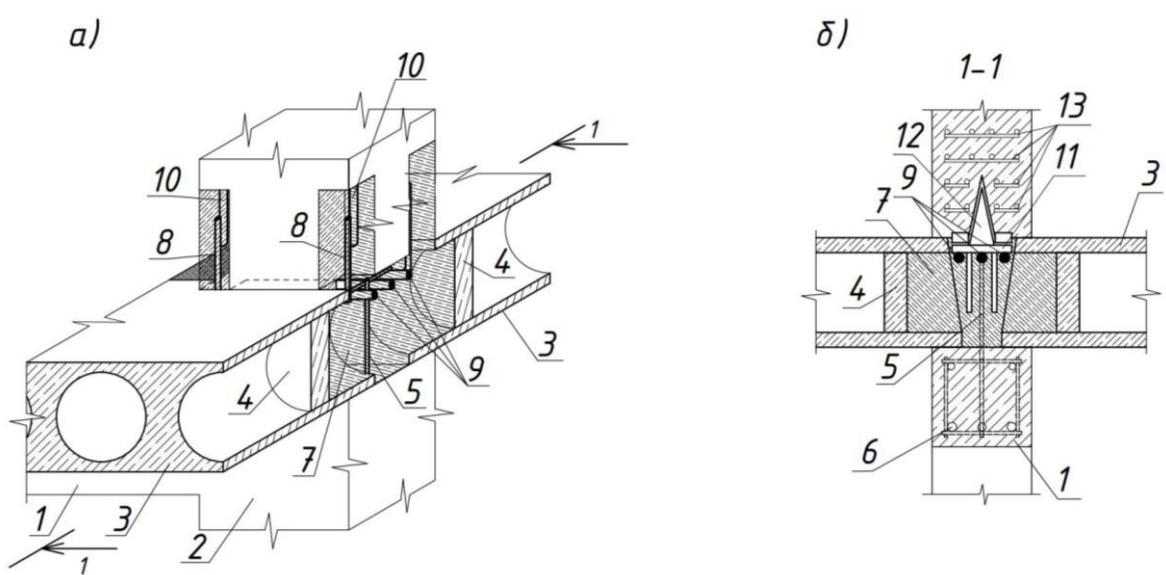


Рисунок 1 - Общий вид (а) и разрез (б) платформенного сборно-монолитного стыка:

- 1 - ригель и стойка панели-рамы соответственно; 3 - многопустотные плиты перекрытия;
- 4 - бетонная; 5 - выпуски арматуры; 6 - арматурный каркас; 7 - армированный монолитный пояс;
- 8 - "П"-образные арматурные стержни-выпуски; 9 - арматура монолитного пояса;
- 10 - рабочие стержни стойки вышележащей панели-рамы; 11 - закладная деталь;
- 12 - центрирующая пирамида; 13 - косвенная арматура

После образования трещин расчетная модель включала трещины-щели, моделируемые в ПК ЛИРА-САПР с помощью «расшивки» плосконапряженных конечных элементов. Ширина трещины-щели принималась равной 0,01 мм. При этом, стержневые конечные элементы, моделирующие продольную арматуру и поперечные стержни не расширяются.

Для моделирования стеновых панелей-рам, многопустотных панелей перекрытия и бетона замоноличивания стыка были использованы четырехугольные конечные элементы балки-стенки типа 230 размерами 5x5 мм. Конструкции растворных швов по верхней и ниж-

ней граням стеновых панелей рам также сформированы из четырехугольных конечных элементов балки-стенки с размерами 5x2,5 мм. Материал стеновых панелей-рам - бетон класса В30, материал многопустотных панелей перекрытия - бетон класса В20, материал заполнения стыка - бетон класса В30. Конструкции растворных швов выполнялись из раствора марки М200. Продольная и поперечная арматура моделировалась стержневыми конечными элементами типа 201.

Описанная расчетная модель с фрагментом расшищих трещин-щелей (рисунок 2) использовалась на всех стадиях нелинейного расчета.

В первом варианте конечноэлементной модели (без «расшивки») расчетная схема формировалась из плоских физически нелинейных четырехугольных конечных элементов балки-стенки типа 230. В целях моделирования физической нелинейности поведения материалов конструкции платформенного сборно-монолитного стыка был применен 31-ый экспоненциальный закон деформирования для расчетных характеристик железобетона. Моделирование нагрузки осуществлялось с использованием шагово-итерационной процедуры. Анализ каждой ступени нелинейного нагружения производился в 10 шагов по 300 итераций на каждом шаге.

Целью выполнения первого варианта расчета было выявление участков предположительного трещинообразования, а также областей-концентраторов максимальных растягивающих и сжимающих напряжений. Кроме того, необходимо было установить траектории и характер трещинообразования в платформенном сборно-монолитном стыке, а также проверить, соответствует ли схема разрушения узла платформенного сборно-монолитного стыка схеме "Конверт", полученной в испытаниях [7].

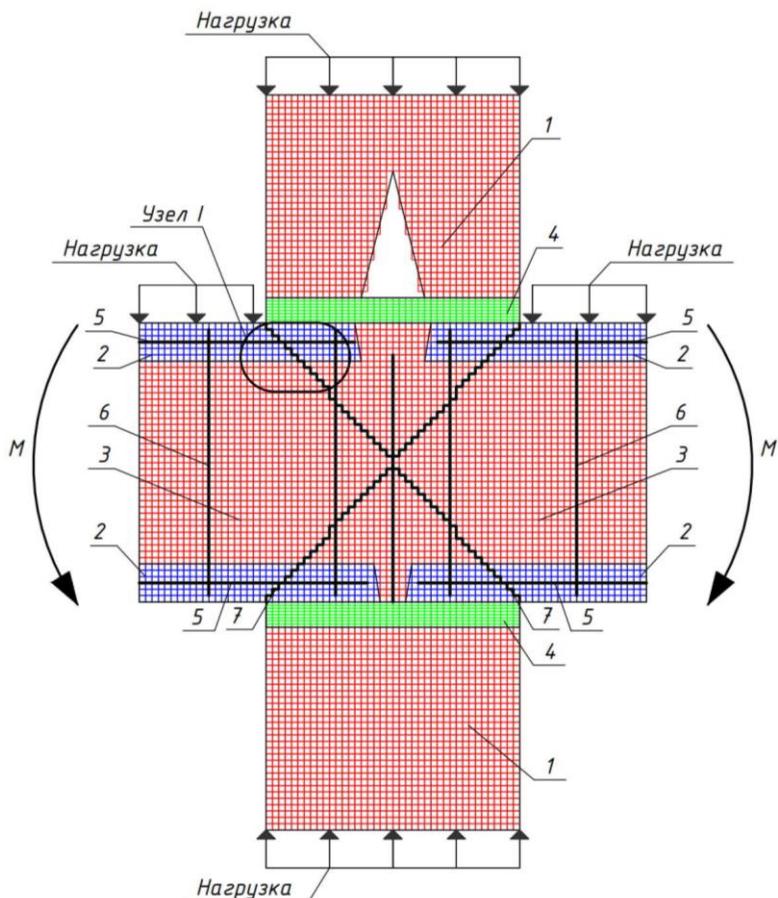
Согласно результатам выполненного расчета, трещинообразование началось при достижении расчетной нагрузки на стойку панели-рамы значения в 452,8 кН. При этой нагрузке областью образования первых трещин являлись диагональные зоны. Трещины, начинающиеся от наружных граней стеновых панелей, в данном случае, имели диагональную ориентацию.

В ходе последующего увеличения нагрузки было отмечено повышение значений растягивающих напряжений в бетоне замоноличивания стыка между торцами панелей в диагональных зонах, распространяющихся от центра бетона замоноличивания стыка к наружным граням стоек стеновых панелей-рам. При этом, возрастают значения сжимающих напряжений в растворных швах платформенного стыка, причем, максимальные по модулю напряжения располагаются по наружным граням шва. Начиная с нагрузки 566 кН на стойку панели-рамы, в растворных швах отмечается активное трещинообразование, развивающееся от внешних граней растворного шва к центру бетона замоноличивания стыка.

При нагрузке 849 кН трещины в центре бетона замоноличивания стыка, а также в зонах, расположенных по торцам сборных многопустотных панелей перекрытия, распространяются через весь массив бетона горизонтального платформенного стыкового соединения, при этом, развитие трещин в центральной части бетона замоноличивания стыка происходит по наклонным диагональным траекториям от центра к наружным граням стойки панели-рамы, а также, незначительно, в горизонтальном и вертикальном направлениях. Выявленная теоретическая схема трещинообразования и разрушения платформенного стыка соответствует схеме разрушения "Конверт", полученной в опытах [7].

Выявленная схема трещинообразования и разрушения дает возможность перейти к второму варианту расчетной модели с учетом развития явно заданных трещин-щелей в соответствии с описанной картиной их образования. Это позволило использовать модель явно заданной трещины, предложенную в статье Колчунова Вл. И., Клюевой Н.В. [6]. Эта модель предполагает задание трещины посредством расшивки схемы по узлам, которые расположены вдоль линии распространения трещин.

а)



б)

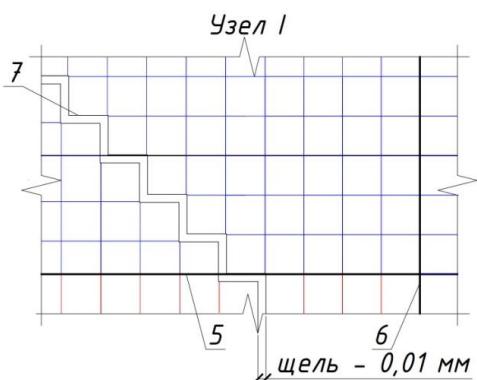


Рисунок 2 - Расчёчная схема сборно-монолитного узла в ПК ЛИРА-САПР (а) и схема разъединения узлов при наличии продольной и поперечной арматуры в узле I (б), соответственно:

1 - фрагмент стеновой панели-рамы (пластинчатый КЭ типа 230); 2 - фрагмент многопустотной панели перекрытия (пластинчатый КЭ типа 230); 3 - фрагмент бетона замоноличивания

платформенного стыка (пластинчатый КЭ типа 230); 4 - шов платформенного стыка (пластинчатый КЭ типа 230); 5 - стержневой КЭ типа 201, моделирующий продольную арматуру; 6 - стержневой КЭ типа 201, моделирующий поперечную арматуру; 7 - щель-трещина, заданная путем расшивки;

б) узел I схемы с трещиной

Уместно также отметить, что ограничения, присущие современным расчетным программным комплексам на основе МКЭ (к примеру, ЛИРА-САПР), не позволяют в полной мере учитывать развитие наклонных трещин, проходящих через узловые точки прямоугольных конечных элементов. Поэтому, в соответствии с Приложением Г [5], была разработана специальная расчетная модель, позволяющая принудительно изменить траекторию развития трещин на наиболее адекватную, в которой для определения траектории трещин-щелей, задаваемых посредством «расшивки» схемы по узлам, использована плоская расчетная модель с располагаемыми в ней по диагоналям трещинами-щелями.

Процедура моделирования явно заданных трещин выполнялась в следующей последовательности. Были выбраны участки активного трещинообразования. Также, были выявлены основные направления развития трещин и ширина их раскрытия. Далее были выбраны узлы и элементы, непосредственно примыкающие к линии развития трещины (см. рисунок 2 и рисунок 3). С помощью стандартной операции "Расшивка" в LIRA-SAPR была назначена щель в сетке конечных элементов основной расчетной схемы. После «расшивки» схемы координаты узлов с помощью функции "Информация об узле или элементе" были установлены таким образом, чтобы ширина щели составила 0,01 мм.

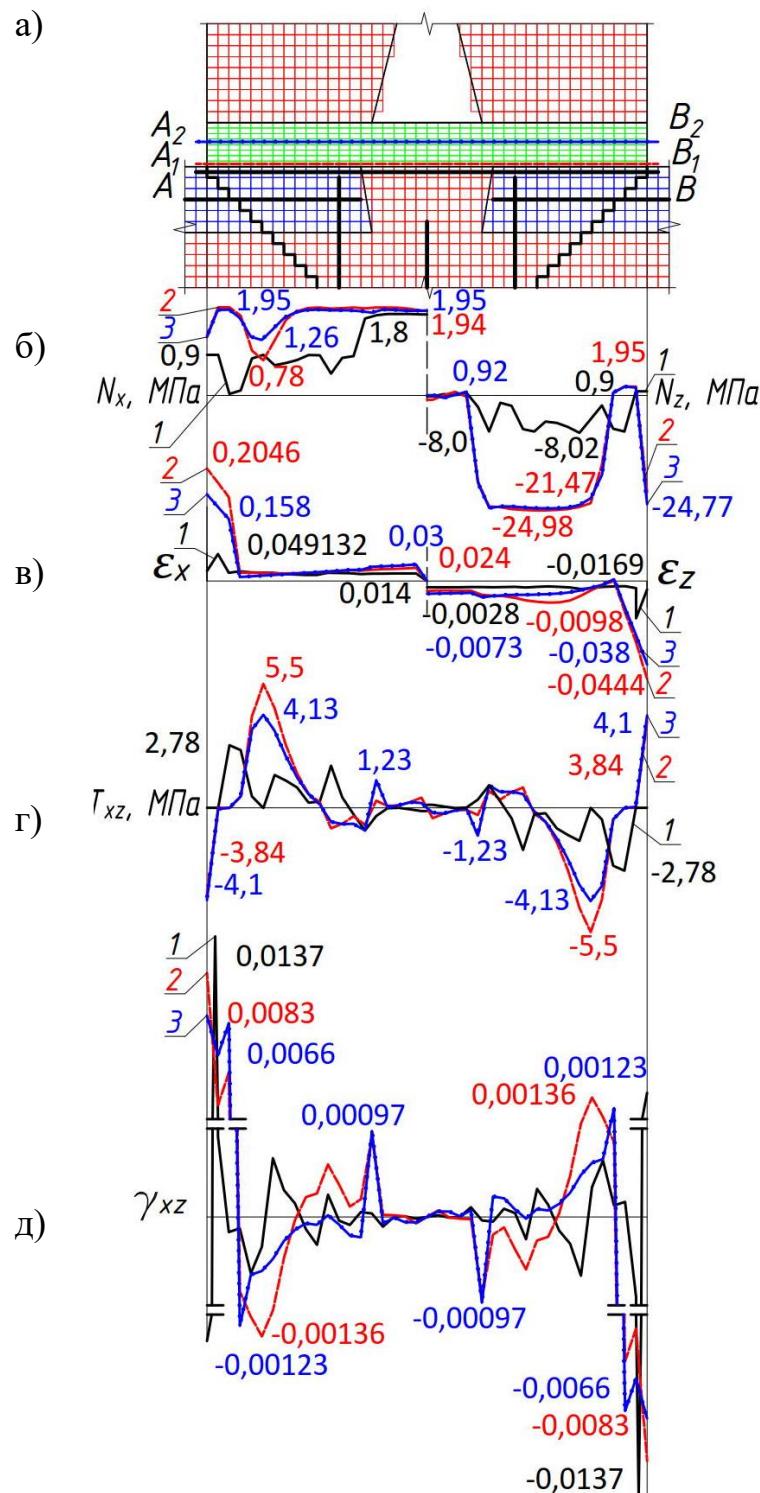


Рисунок 3 - Эпюры напряжений и относительных деформаций в расчетных сечениях стыка AB , A_1B_1 , A_2B_2 при нагрузке 905,6 кН настойку панели-рамы:

а - схема расположения выбранных расчетных сечений; б - совмещенная эпюра нормальных напряжений по x и z ; в - эпюра относительных деформаций по x и z ; г - эпюра касательных напряжений; д - эпюра относительных деформаций сдвига по x и z ; 1 – эпюры напряжений и деформация для сечения AB ; 2 – эпюры напряжений и деформация для сечения A_1B_1 ; 3 – эпюры напряжений и деформация для сечения A_2B_2

Для исследования влияния на характер напряженно-деформированного состояния платформенного сборно-монолитного стыка трещин-щелей, заданных путем расшивки плоскоизогнутых конечных элементов был построен ряд эпюр напряжений и деформаций для выбранного расчетного сечения (рисунок 3, а-д).

В процессе выполнения второго варианта расчета было отмечено значительное перераспределение силовых потоков. Вследствие развития трещин в центральной зоне бетона замоноличивания стыка наблюдалась релаксация напряжений, в то время, как возрастали их значения в фрагментах стеновых панелей-рам и в монтажных швах. Помимо перечисленных изменений в распределении внутренних усилий в варианте расчета с «расшивкой» разрушение элемента от исчерпания несущей способности по предельным напряжениям наступает значительно быстрее, чем в варианте, использующем для расчета стандартную схему, моделирующую работу платформенного сборно-монолитного стыка (без «расшивки» трещин).

Нагрузка 1131 кН на стойку панели-рамы привела рассматриваемую конструкцию платформенного сборно-монолитного стыка к исчерпанию несущей способности стыка по критерию прочности как для бетона замоноличивания стыка, так и стыковых участков в рассмотренном стыке сборных стоек стеновой панели-рамы и панелей перекрытия (по критерию прочности бетона).

Для узла I, выбранного в соответствии с расчетной схемой, приведенной на рисунке 2, на основании анализа развития перемещений на разных этапах нагружения в щелях, заданных расшивкой, построены графики раскрытия трещин в конструкции платформенного стыка (рисунок 4).

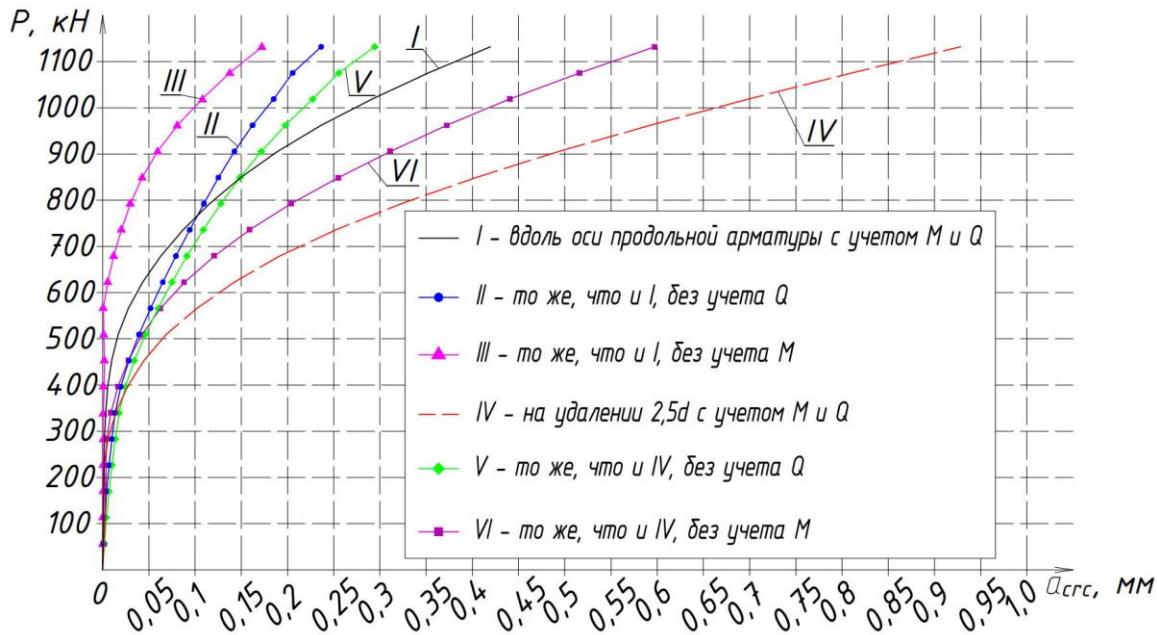


Рисунок 4 - Графики зависимости ширины раскрытия трещин от величины нагрузки

Обсуждение результатов

Выполненный численный анализ напряженно-деформированного состояния платформенного стыка показал, что моделируемая предложенным способом диагональная трещина носит преимущественно сдвиговой характер. Поэтому на ее раскрытие практически не оказывает влияния наличие изгибающего момента в консолях стыка (например, при шарнирном опирании панелей перекрытия, см. кривые I, III и IV, VI, соответственно). В то же время, существенное влияние на раскрытие трещин оказывает наличие поперечной силы (см. кривые I, II и V, соответственно). Это обстоятельство позволяет обобщить полученные результа-

ты анализа сопротивления платформенных сборно-монолитных стыков не только при шарнирном опирании панелей перекрытия, но и условиях их полного или частичного защемления, например, путем введения дополнительных арматурных стержней в верхней зоне стыка.

Наличие в расчетной модели «расшивки» уменьшает жесткость крайних зон, в то время, как для центральной зоны жесткость остается практически неизменной. Как следствие, это приводит к увеличению деформаций в зонах проекции наклонных трещин на горизонтальную плоскость. Об этом свидетельствовало и наличие местного перегиба рабочей арматуры.

Проведенные исследования выявили наложение местного поля сжатия и изгиба поля в арматурных стержнях. Более того, на эти оба поля существенное влияние оказывают, как наличие пустотной зоны в стойке стеновой панели-рамы, так и наличие трещин-щелей в плитах перекрытия. Они, в основном, и определяют направление силовых потоков в исследуемой зоне и вызванные ими перегибы арматурных стержней, с положительным радиусом кривизны в средней зоне и отрицательным радиусом кривизны в зоне проекций щелей-трещин. В средней зоне платформенного сборно – монолитного стыка напряженное состояние от перегиба накладывается на напряженное состояние сжатия от давления стеновой панели, в результате чего значения напряжений становятся близкими к нулевым. В краевых зонах проекции щелей-трещин имеет место сложение сжимающих усилий, вследствие чего здесь значения напряжений максимальны

Выводы

Предложенный вариант расчетной модели с заданием явных трещин-щелей «расшивкой» только пластинчатых конечных элементов позволяет прогнозировать возможную схему «конверт» разрушения узла платформенного стыка. Это дало возможность существенно приблизить исследуемое сопротивление платформенного сборно-монолитного стыка к действительному, что важно для наиболее полного моделирования напряженно-деформированного состояния рассматриваемого класса железобетонных конструкций, в том числе, при проектировании защиты панельных зданий от прогрессирующего обрушения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Клюева Н.В., Колчунов В.И., Рыпаков Д.А., Бухтиярова А.С. Жилые и общественные здания из железобетонных панельно-рамных элементов индустриального производства // Жилищное строительство. 2015. №5. С.69-75.
2. Савин С.Ю., Федорова Н.В., Емельянов С.Г. Анализ живучести сборно-монолитных каркасов многоэтажных зданий из железобетонных панельно-рамных элементов при аварийных воздействиях, вызванных потерей устойчивости одной из колонн // Жилищное строительство. 2018. № 12. С. 3-7.
3. Пат. 2589779 Российская Федерация, МПК Е04В 1/38. Платформенный сборно-монолитный стык [Текст] / Колчунов В.И., Клюева Н.В., Филатова С.А., Мартыненко Д.В., заявитель и патентообладатель ФГБОУ ВО "Юго-Западный Государственный Университет". - №2015113471/03 заявл. 13.04.2015; опубл. 10.07.2016, Бюл. №19. - 7 с.
4. Бондаренко В. М., Колчунов Вл. И. Расчетные модели силового сопротивления железобетона: монография. М.: АСВ, 2004. 472 с.
5. ДБН В.1.1-201Х. Строительство в сейсмичных районах Украины // Киев: Министерство регионального развития, строительства и жилищно-коммунального хозяйства Украины. 201Х.
6. Клюева Н.В., Горностаев И.С., Колчунов Вл. И., Яковенко И.А. Методика расчета деформативности стержневых железобетонных составных конструкций с использованием программного комплекса "Мираж-2014" // Промышленное и гражданское строительство. 2014. № 10. С. 21-26.
7. Колчунов В.И., Осовских Е.В., Фомичев С.И. Прочность железобетонных платформенных стыков жилых зданий с перекрестно-стеновой системой из панельных элементов // Жилищное строительство. 2009. № 12. С. 12-16.
8. Клюева Н.В., Колчунов В.И., Рыпаков Д.А., Бухтиярова А.С. Прочность и деформативность сборно-монолитных каркасов жилых зданий пониженной материалоемкости при запроектных воздействиях // Промышленное и гражданское строительство. 2015. № 1. С. 5-9.

9. Шапиро Г. И., Юрьев Р. В. К вопросу о построении расчетной модели панельного здания // Промышленное и гражданское строительство. 2004. № 12. С. 32-33.
10. Шапиро Г. И., Шапиро А.Г. Расчет прочности платформенных стыков панельных зданий // Промышленное и гражданское строительство. 2008. № 1. С. 55-57.
11. Шапиро Г. И., Гасанов А.А., Юрьев Р. В. Расчет зданий и сооружений в МНИИТЭП // Промышленное и гражданское строительство. 2007. № 6. С. 31-33.
12. Burachat Chatveera. Vertical shear strength of joints in prefabricated load-bearing walls // J. Natl. Res. Council. Thailand, 1994. P.11-36
13. Hanson W. Mechanisms of shear failure // Mag. Of Concrete Research. USA, 1983. vol.35. №123. P. 99-106.
14. Michael P. Collins. A general shear design method // ACI structural journal. USA, Jan.-Feb.1996, P.36-60
15. Sarni H. Rizkalla. Multiple Shear Key Connections for Precast Shear Wall Panels // PCI JOURNAL. USA, 1989. P.104-119.
16. Susan D. Huey. Shear strength of horizontal wall panel joints // PCI journal, Jul.-Aug. 1990, P.84-91.

REFERENCES

1. Klyuyeva N.V., Kolchunov V.I., Rypakov D.A., Bukhtiyarova A.S. Zhilyye i obshchestvennyye zdaniya iz zhelezobetonnykh panel'no-ramnykh elementov industrial'nogo proizvodstva [Residential and Public Buildings of Industrially Manufactured Reinforced Concrete Frame-Panel Elements]. *Zhilishchnoye stroitel'stvo*. 2015. No 5. Pp. 69-75. (rus)
2. Savin S.Yu., Fedorova N.V., Yemel'yanov S.G. Analiz zhivuchesti sborno-monolitnykh karkasov mnogoetazhnykh zdaniy iz zhelezobetonnykh panel'no-ramnykh elementov pri avariynykh vozdeystviyakh, vyzvannykh poterey ustoychivosti odnoy iz kolonn [Survivability Analysis of Reinforced Concrete Frameworks of Multi-storey Buildings Made of Frame-panel Elements Using Combination of Prefabricated and Monolithic Concrete in Case of Accidental Impacts Caused by Loss of Stability of One of the Columns]. *Zhilishchnoye stroitel'stvo*. 2018. No 12. Pp. 3-7. (rus)
3. Pat. 2589779 Rossiyskaya Federatsiya, MPK Ye04V 1/38. Platformenny sborno-monolitny styk [Tekst] / Kolchunov V.I., Klyuyeva N.V., Filatova S.A., Martynenko D.V., zayavitel' i patentoobladatel' FGBOU VO "Yugo-Zapadnyy Gosudarstvennyy Universitet". - No2015113471/03 zayavl. 13.04.2015; opubl. 10.07.2016, Byul. No 19. - 7 p. (rus)
4. Bondarenko V. M., Kolchunov Vl. I. Raschetnye modeli silovogo sопротивления zhelezobetona [Calculation models of reinforced concrete power resistance]. Moscow: ASV, 2004. 472 p. (rus)
5. DBN V.1.1-201KH. Stroitel'stvo v seysmichnykh rayonakh Ukrayny [Building in seismic regions of Ukraine]. Kiyev: Ministerstvo regional'nogo razvitiya, stroitel'stva i zhilishchno-kommunal'nogo khozyaystva Ukrayny. 201KH.
6. Klyuyeva N.V., Gornostayev I.S., Kolchunov Vl. I., Yakovenko I.A. Metodika rascheta deforma-tivnosti sterzhnevnykh zhelezobetonnykh sostavnykh konstruktsiy s ispol'zovaniyem programmnogo kompleksa "Mirazh-2014" [Method of calculating the deformation property of rod reinforced composite constructions involving software complex Mirage-2014]. *Promyshlennoye i grazhdanskoye stroitel'stvo*. 2014. No 10. Pp. 21-26.
7. Kolchunov V.I., Osovskikh Ye.V., Fomichev S.I. Prochnost' zhelezobetonnykh platformennykh stykov zhilykh zdaniy s perekrestno-stenovoy sistemoy iz panel'nykh elementov [Strength of reinforced concrete connection nodes of residential buildings with cross-wall system that consist of panel-frame elements]. *Zhilishchnoye stroitel'stvo*. 2009. No 12. Pp. 12-16. (rus)
8. Klyuyeva N.V., Kolchunov V.I., Rypakov D.A., Bukhtiyarova A.S. Prochnost' i deformativnost' sborno-monolitnykh karkasov zhilykh zdaniy ponizhennoy materialoyemkosti pri zaproyektivnykh vozdeystviyakh [Durability and Deformability of Precast-Cast-in-Place Frameworks for Residential Buildings with Low Material Consumption at Beyond-Design-Basis Impacts]. *Promyshlennoye i grazhdanskoye stroitel'stvo*. 2015. No 1. Pp. 5-9. (rus)
9. Shapiro G. I., Yur'yev R. V. K voprosu o postroyenii raschetnoy modeli panel'nogo zdaniya [Creation of calculation model of panel building]. *Promyshlennoye i grazhdanskoye stroitel'stvo*. 2004. No 12. Pp. 32-33. (rus)
10. Shapiro G. I., Shapiro A.G. Raschet prochnosti platformennykh stykov panel'nykh zdaniy [Strength calculation of platform-type joints of panel buildings]. *Promyshlennoye i grazhdanskoye stroitel'stvo*. 2008. No 1. Pp. 55-57. (rus)
11. Shapiro G. I., Gasanov A.A., Yur'yev R. V. Raschet zdaniy i sooruzheniy v MNIITEP [Oesign and calculation provided for buildings and structures in MNIITEP]. *Promyshlennoye i grazhdanskoye stroitel'stvo*. 2007. No 6. Pp. 31-33. (rus)
12. Burachat Chatveera. Vertical shear strength of joints in prefabricated load-bearing walls. *J. Natl. Res. Council*. 1994. Pp.11-36
13. Hanson W. Mechanisms of shear failure. *Mag. Of Concrete Research*. 1983. Vol.35. No 123. Pp. 99-106.
14. Michael P. Collins. A general shear design method. *ACI structural journal*. 1996. Jan.-Feb. Pp.36-60

15. Sarni H. Rizkalla. Multiple Shear Key Connections for Precast Shear Wall Panels. *PCI Journal*. 1989. Pp.104-119.
16. Susan D. Huey. Shear strength of horizontal wall panel joints. *PCI Journal*. 1990. Jul.-Aug. Pp. 84-91.

Информация об авторах:

Колчунов Владимир Иванович

ФГБОУ ВО «Юго-Западный государственный университет», г Курск, Россия,
Доктор технических наук, профессор, профессор кафедры уникальных зданий и сооружений,
E-mail: vlik52@mail.ru

Мартыненко Денис Викторович

ФГБОУ ВО «Юго-Западный государственный университет», г Курск, Россия,
Аспиранткафедры уникальных зданий и сооружений,
E-mail: denmarty91@mail.ru

Information about authors:

Koltunov Vladimir I.

South-West State University, Kursk, Russia,
Doctor of technical Sciences, Professor, Professor of the Department of unique buildings and structures,
E-mail: vlik52@mail.ru

Martynenko Denis V.

South-West State University, Kursk, Russia,
Post-graduate student of the Department of unique buildings and structures,
E-mail: denmarty91@mail.ru

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ СТРОИТЕЛЬНОЙ МЕХАНИКИ В ЗАДАЧЕ КРУЧЕНИЯ СТЕРЖНЕЙ ЭЛЛИПТИЧЕСКОГО СЕЧЕНИЯ

КОРОБКО А.В., ЧЕРНЯЕВ А.А., ЛЫГИНА Ю.Е.

Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева, г. Орел, Россия

Аннотация. В статье приводится сопоставление значений приведенной геометрической жесткости эллиптических сечений при свободном кручении стержня, полученных с использованием точного и приближенного решений. Точное решение представлено в зависимости от геометрического аргумента – коэффициента формы, а приближенное решение – в виде линейной зависимости, которая аппроксимирует известные точные решения с использованием геометрического аргумента – отношения конформных радиусов (внутреннего к внешнему).

Результаты сопоставления показали, что приближенное решение дает погрешность, не превышающую одного процента в диапазоне отношений $a/b < 6$ (a и b – полуоси эллипса). Возможность представления искомых решений в виде зависимостей от геометрических аргументов, позволяет расширить перспективы использования метода интерполяции как по коэффициенту формы, так и по отношению конформных радиусов.

Ключевые слова: приведенная жесткость, кручение стержней, эллиптическое сечение, коэффициент формы, конформные радиусы.

GEOMETRICAL METHODS OF CONSTRUCTION MECHANICS IN THE PROBLEM OF THE TORSION ELLIPTIC SECTIONS

KOROBKO A.V., CHERNYAEV A.A., LYGINA YU. E.

Orel state university named after I.S. Turgenev, Orel, Russia

Abstract. The article provides a comparison of the values of the reduced geometric rigidity of elliptic sections with free torsion of a rod, obtained using exact and approximate solutions. The exact solution is presented depending on the geometric argument - the form coefficient, and the approximate solution - in the form of a linear relationship, which approximates the known exact solutions using the geometric argument - the ratio of conformal radii (internal to external).

The results of the comparison showed that an approximate solution gives an error not exceeding one percent in the range of ratios $a / b < 6$ (a and b are ellipse semiaxes). The possibility of presenting the desired solutions in the form of dependencies on geometric arguments allows us to extend the prospects of using the interpolation method both in terms of the shape factor and the ratio of conformal radii.

Keywords: stiffness, torsion bars, elliptic cross section, form factor, conformal radii.

Введение

Конструкции, испытывающие деформации кручения, широко распространены в строительстве и машиностроении, поэтому разработка и совершенствование методов расчета таких конструкций является одной из актуальных задач строительной механики и теории упругости [1-3]. При решении таких задач в первую очередь определяется геометрическая жесткость кручения I_k стержня, а уже с её помощью исследуется его напряженно-деформированное состояние (НДС) [4-9]. В строительной механике известно лишь одно точное решение в элементарных функциях при определении геометрической жесткости эллип-

тических сечений [1]. В случае сечений другого вида используются различные приближенные аналитические и численные методы, которые являются достаточно трудоемкими.

В последние годы к решению таких задач привлекаются геометрические методы – изопериметрический метод (ИЗПМ) 10-16] и метод интерполяции по коэффициенту формы (МИКФ) [17]. В основу этих методов положены изопериметрические свойства геометрической жесткости кручения сечений и интегральных геометрических характеристик – коэффициента формы K_f и отношения конформных радиусов (внутреннего к внешнему \dot{r}/\bar{r}). Как показали проведенные исследования, указанные геометрические характеристики являются аналогом геометрической жесткости сечений I_k . Оказалось, что геометрическая жесткость эллиптических сечений образует нижнюю границу для всего множества значений односвязных сечений с выпуклым внешним контуром.

Некоторые задачи о взаимосвязи $I_k - K_f$ уже рассмотрены в научной литературе [11, 17], а к исследованию взаимосвязи $I_k - \dot{r}/\bar{r}$ еще практически не приступали. Известны лишь публикации [18-20], в которых использован аргумент \dot{r}/\bar{r} при исследовании задач поперечного изгиба, свободных колебаний и устойчивости упругих пластинок с выпуклым контуром и комбинированными граничными условиями (комбинация условий жесткого защемления и шарнирного опирания). В связи с этим целью опубликования настоящей статьи является показать специалистам в области строительной механики новые открывающиеся возможности применения методов интерполяции к решению задач свободного кручения призматических стержней.

Модели и методы

В теории упругости [2] приводится точное решение для определения геометрической жесткости сечения при свободном кручении:

$$I_k = \frac{\pi a^3 b^3}{a^2 + b^2}, \quad (1)$$

где a и b – полуоси эллипса.

Это выражение можно видоизменить следующим образом:

$$I_k = \frac{\pi a^3 b^3}{a^2 + b^2} = \frac{\pi^2 a^2 b^2}{\pi \left(\frac{a^2 + b^2}{ab} \right)} = \frac{A^2}{\pi (a/b + b/a)} = \frac{A^2}{K_f}, \quad (2)$$

где A – площадь эллипса; K_f – коэффициент формы эллипса [17].

$$K_f = \pi (a/b + b/a) \quad (3)$$

В дальнейшем будем рассматривать приведенную геометрическую жесткость сечения при кручении:

$$i_k = I_k / A^2 = 1/K_f \quad (4)$$

Коэффициент формы для произвольной односвязной плоской области с выпуклым контуром представляется контурным интегралом [17]:

$$K_f = \min \iint_L ds/h, \quad (5)$$

где L – контур области; ds – элемент дуги контура; h – перпендикуляр, опущенный из точки, взятой внутри области на касательную к переменной точке контура (рисунок 1).

K_f является количественной характеристикой формы области. Подробные сведения об этой геометрической характеристике, её изопериметрических свойствах и возможностях ис-

пользования при решении задач технической теории пластинок приведены в монографии [17].

Здесь приведем лишь одно из этих свойств: все множество значений коэффициента формы односвязных плоских областей с выпуклым контуром, представленное в координатах «коэффициент формы – отношение максимального радиуса, вписанной окружности R , к минимальному радиусу описанной окружности r » ограничено снизу значениями K_f для эллипсов (рисунок 2).

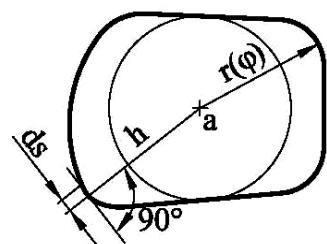


Рисунок 1 – Произвольная односвязная плоская область с выпуклым контуром

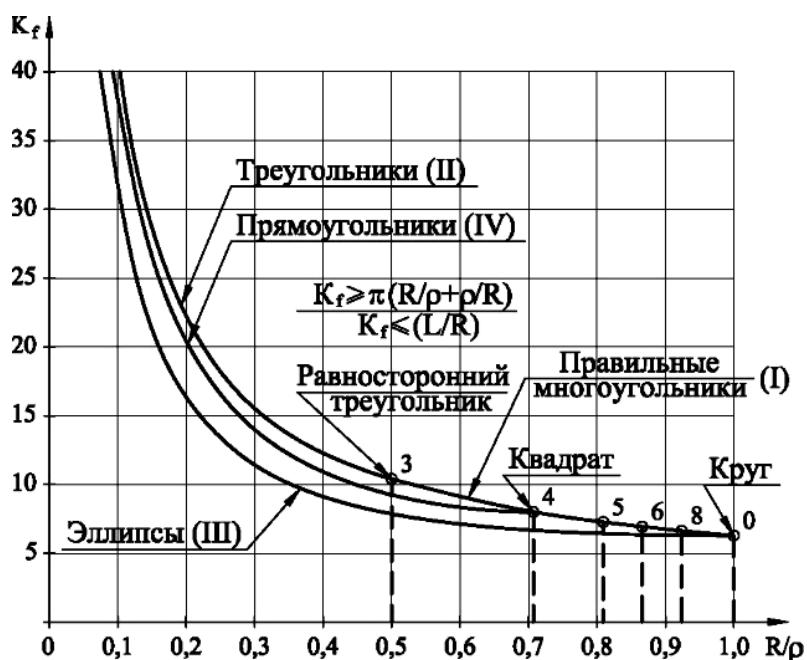


Рисунок 2 – Графики $K_f - R/r$ для различных областей

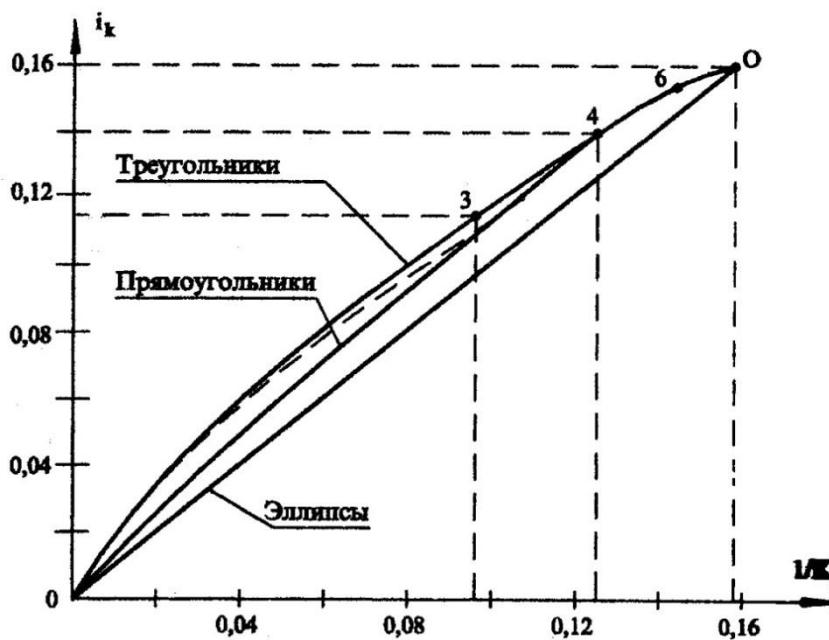


Рисунок 3 – Графики $i_k - 1/K_f$: O – круглое сечение; 6 – шестиугольное сечение; 4 – четырехугольное сечение; 3 – сечение в виде правильного треугольника

Если построить график изменения приведенной геометрической жесткости эллиптических сечений в зависимости от обратной величины коэффициента формы, то согласно формуле (2) этот график будет представляться прямой линией, проходящей через начало координат под углом 45° (рисунок 3).

В соответствии с вышеуказанным свойством коэффициента формы, все значения приведенной геометрической жесткости для сечений в виде произвольных плоских областей с выпуклым контуром будут располагаться выше этой линии.

Результаты исследования и их анализ

Рассмотрим возможность определения геометрической жесткости эллиптического сечения через отношение конформных радиусов.

Отношение внутреннего к внешнему конформному радиусу для эллипса определяется по формуле [14]:

$$\frac{\dot{r}}{\bar{r}} = \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} q^{n(n+1)} \right\}^{-1} \left\{ 1 + 2 \sum_{n=1}^{\infty} q^n \right\}^{-1}, \quad (6)$$

где a и b – полуоси эллипса ($a \geq b$);

$$q = \left(\frac{a-b}{a+b} \right)^2. \quad (7)$$

Численные значения этого отношения приведены в таблице 1 (колонка 4). Кроме того, в этой таблице приведены значения коэффициента формы (колонка 2) и его обратной величины (колонка 3).

Таблица 1 – Значения коэффициента формы и отношения конформных радиусов для эллипса

a/b	K_f	$i_k = K_f^{-1}$	\dot{r}/\bar{r}	i_k по формуле (8)	$\Delta, \%$
1	2	3	4	5	6
1,0	6,283	0,1592	1	0,1592	0
1,2	6,388	0,1565	0,9838	0,1565	0
1,5	6,807	0,1469	0,9245	0,1465	0,27
2,0	7,854	0,1273	0,8080	0,1269	0,31
2,5	9,111	0,1098	0,7063	0,1097	0,09
3,0	10,472	0,0955	0,6241	0,0959	0,42
4,0	13,352	0,0749	0,5038	0,0756	0,92
5,0	16,336	0,0612	0,4215	0,0617	0,82
6,0	19,373	0,0516	0,3621	0,0517	0,19
8,0	25,525	0,0392	0,2822	0,0382	2,55
∞	∞	0	0	0	0

На рисунке 4 показан общий вид и график функции $\dot{r}/\bar{r} = f(a/b)$ для эллипса.

В колонке 5 таблицы представлены результаты подсчета значений приведенной геометрической жесткости кручения эллиптических сечений по формуле (8), которая получена путем аппроксимации известных точных значений этой величины (колонка 3) линейной зависимостью с использованием аргумента \dot{r}/\bar{r} :

$$i_k = (168,6 \cdot \dot{r}/\bar{r} - 9,337) \cdot 10^{-3} \quad (8)$$

В колонке 6 указаны отклонения этих результатов от точных значений. Как видно, эти отклонения не превосходят одного процента в диапазоне $a/b < 6$.

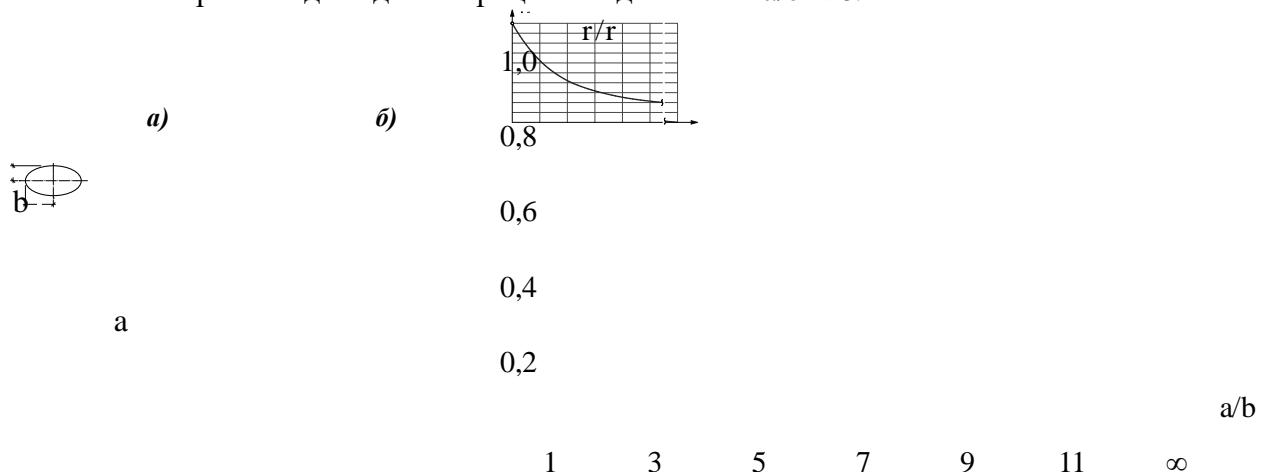


Рисунок 4 – Эллиптическое сечение: а) общий вид, б) график $\bar{r}/r = f(a/b)$

На рисунке 5 показан график функции $i_k - \dot{r}/\bar{r}$ для эллиптического сечения, который оказался схожим при использовании коэффициента формы, изображённым на рисунке 3.

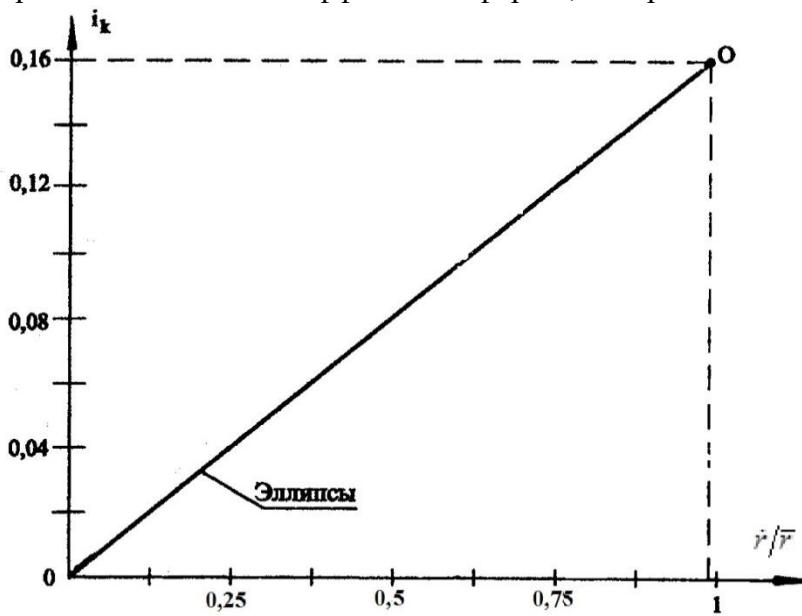


Рисунок 5 - График $i_k - \dot{r}/\bar{r}$

Исследования, проведенные в работах [18-20], показали, что при использовании отношения конформных радиусов в качестве единственного аргумента в задачах поперечного изгиба, свободных колебаний и устойчивости упругих пластинок, точность определения интегральных физических характеристик в этих задачах (максимальный прогиб от действия равномерно распределенной нагрузки, основная частота колебаний в ненагруженном состоянии, критическая сила при всестороннем равномерном сжатии) существенно выше, чем при использовании коэффициента формы. Поэтому при дальнейшем изучении предлагаемого метода применительно к кручению сечений произвольного вида, полученный в этой статье результат может оказаться весьма полезным.

Выводы

1 Точное решение задачи об определении приведенной геометрической жесткости кручения стержней с эллиптическим сечением представлено в зависимости от интегральной геометрической характеристики сечения – коэффициента формы. Получены численные значения приведенной геометрической жесткости сечений в виде эллипсов с различными отношениями полуосей. Графическая зависимость $i_k = 1/K_f$ представлена в виде прямой линии, проходящей через начало координат под углом 45° .

2 По этим же значениям приведенной геометрической жесткости эллиптических сечений построена аппроксимирующая функция (8) с использованием геометрического аргумента – отношения конформных радиусов (внутреннего к внешнему). Эта аппроксимирующая функция с целью упрощения представлена также линейной зависимостью, которая, однако, не проходит через начало координат. Расчеты, проведенные с ее использованием, показали, что погрешность получаемых результатов в диапазоне $a/b < 6$ не превышает одного процента. Для более вытянутых эллипсов погрешность существенно возрастает.

3 Для выявления общих закономерностей взаимосвязи геометрической жесткости сечений с их формой необходимо провести дополнительные исследования охватываая сечения, широко используемые в строительстве и машиностроении.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Арутюнян Н.Х., Абрамян В.Л. Кручение упругих тел. М.: Физматгиз, 1963. 686 с.
2. Yukitaka Murakami. Torsion of a Bar with Uniform Section // Theory of Elasticity and Stress Concentration. 2016. Chapter 7. doi.org/10.1002/9781119274063.ch7
3. Barber J.R. Torsion of a Prismatic Bar. In: Elasticity // Solid Mechanics and Its Applications. 2004. Vol. 107. pp. 223-238. doi.org/10.1007/0-306-48395-5_16
4. Mohammad Ghomi. Boundary torsion and convex caps of locally convex surfaces // Journal of Differential Geometry. 2017. Vol. 105. Iss. 3. pp. 427-486. doi.org/10.4310/jdg/1488503004
5. Шляхов С.М., Гаврилов Д.Ю. Кручение бруса круглого поперечного сечения с переменной по длине и поперечному сечению пористостью // Научно-технический вестник Брянского государственного университета. 2017. № 2. С. 147-153.
6. Шинкин В.Н. Остаточные напряжения в поперечном сечении круглого бруса при кручении // Актуальные проблемы гуманитарных и естественных наук. 2016. № 4-1. С. 159-165.
7. Шляхов С.М., Кривулина Э.Ф. Определение допускаемой и предельной нагрузок на брус круглого поперечного сечения из пористого материала при кручении // Вестник Саратовского государственного технического университета. 2015. Т. 2. № 1 (79). С. 17-20.
8. Зеленина А.А. Теория кручения призматических тел с моментными напряжениями при больших деформациях // Прикладная механика и техническая физика. 2006. Т. 47. № 4 (278). С. 167-175.
9. Salakhudinov R. G. Torsional Rigidity and Euclidean Moments of a Convex Domain // Quarterly Journal of Mathematics. 2016. Vol. 67. Iss. 4. pp 669–681. doi.org/10.1093/qmath/haw034
10. Коробко В.И. Изопериметрический метод в строительной механике: Теоретические основы изопериметрического метода. М.: АСВ, 1997. 390 с.
11. Коробко В.И., Малых С.Г. Графическое представление границ изменения геометрической жесткости сечений в виде выпуклых фигур // Известия вузов. Машиностроение. 1986. №3. С. 2-7.
12. Korobko V.I., Korobko A.V., Chernyaev A.A. Isoperimetric properties of the torsion rigidity of convex section // Procedia Engineering. Vol. 150. 2016. pp. 1648-1656. doi.org/10.1016/j.proeng.2016.07.146
13. Коробко В.И., Хусточкин А.Н. Изопериметрический метод в задачах устойчивости пластинок. Ростов-на-Дону: Северо-Кавказский научный центр высшей школы, 1994. 144 с.
14. Полиа Г., Сёге Г. Изопериметрические неравенства в математической физике. М.: КомКнига, 2006. 336 с.
- 15 Chernyaev A. A. Isoperimetric solution to problem of prismatic bar torsion // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2017. Vol. 87. 082009. doi :10.1088/1755-1315/87/8/082009
16. Korobko A.V., Savin S. Yu., Balikhina Yu. E. Estimation of geometrical torsion rigidity of triangular and rectangular sections using interpolation method // Lecture Notes in Mechanical Engineering. 2019. pp. 1293-1301. doi.org/10.1007/978-3-319-95630-5_136
17. Коробко А.В. Геометрическое моделирование формы области в двумерных задачах теории упругости. М.: АСВ, 1999. 302 с.

18. Коробко А.В., Черняев А.А. Определение максимального прогиба при поперечном изгибе параллелограммных пластинок с использованием отношения конформных радиусов // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. 2013. №2. С. 19-22.
19. Korobko A., Chernyaev A., Korobko V. Determination of Basic Dynamic Vibration Frequency at Trapezoid Plates Using Conformal Radius Ratio Interpolation Technique // Procedia Engineering. 2017. Vol. 206. pp. 25-30. doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.432
20. Chernyaev A Improving the Accuracy of Geometric Interpolation for Determining Fundamental Frequency of Parallelogram Plates Vibration // Procedia Engineering. 2017. Vol. 206. pp. 31-34. doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.433

REFERENCES

1. Harutyunyan N. C., Abramyan V. L. Kruchenie uprugih tel [Torsion of elastic bodies]. Moscow: Fizmatgiz, 1963. 686 p. (rus)
2. Yukitaka Murakami. Torsion of a Bar with Uniform Section. Theory of Elasticity and Stress Concentration. 2016. Chapter 7. doi.org/10.1002/9781119274063.ch7
3. Barber J.R. Torsion of a Prismatic Bar. In: Elasticity. *Solid Mechanics and Its Applications*. 2004. Vol. 107. pp. 223-238. doi.org/10.1007/0-306-48395-5_16
4. Mohammad Ghomi. Boundary torsion and convex caps of locally convex surfaces. *Journal of Differential Geometry*. 2017. Vol. 105. No. 3. pp. 427-486. doi.org/10.4310/jdg/1488503004
5. Shlyakhov S. M., Gavrilov D. Yu. Kruchenie brusa kruglogo poperechnogo secheniya s peremennoj po dline i poperechnomu secheniyu poristost'yu [Torsion of a bar of round cross-section with variable length and cross-section porosity]. *Journal Scientific and technical of the Bryansk state University*. 2017. No. 2. Pp. 147-153. (rus)
- 6 Shinkin V. N. Ostatochnye napryazheniya v poperechnom sechenii kruglogo brusa pri kruchenii [Residual stresses in the cross section of a round bar during torsion]. *Actual problems of Humanities and natural Sciences*. 2016. No. 4-1. Pp. 159-165. (rus)
- 7 Shlyakhov S. M., Krivulina E. F. Opredelenie dopuskaemoj i predel'noj nagruzok na brus kruglogo poperechnogo secheniya iz poristogo materiala pri kruchenii [Determination of permissible and limit loads on a round cross-section beam made of porous material during torsion]. *Bulletin of Saratov state technical University*. 2015. Vol. 2. No 1 (79). Pp. 17-20. (rus)
8. Zelenina A.A. Theory of large-strain torsion of prismatic bodies with moment stresses. *Journal of applied mechanics and technical physics*. 2006. Vol. 47, No. 4. pp 600–607. doi.org/10.1007/s10808-006-0095-z
9. Salakhudinov R. G. Torsional Rigidity and Euclidean Moments of a Convex Domain. *Quarterly Journal of Mathematics*. 2016. Vol. 67. No. 4. pp 669–681. doi.org/10.1093/qmath/haw034
10. Korobko V.I. Izoperimetricheskij metod v stroitel'noj mekhanike: Teoreticheskie osnovy izoperimetricheskogo metoda [Isoperimetric method in structural mechanics: Theoretical foundations of the isoperimetric method]. Moscow: ASV, 1997. 390 p. (rus)
11. Korobko V.I., Malykh S.G. Graficheskoe predstavlenie granic izmeneniya geometricheskoy zhestkosti sechenij v vide vypuklyh figur [Graphic representation of the boundaries of changes in the geometric rigidity of sections in the form of convex figures]. *News of universities. Engineering*. 1986. No. 3. Pp. 2-7. (rus)
12. Korobko V.I., Korobko A.V., Chernyaev A.A. Isoperimetric properties of the torsion rigidity of convex section. *Procedia Engineering*. Vol. 150. 2016. pp. 1648-1656. doi.org/10.1016/j.proeng.2016.07.146
13. Korobko V.I., Khustochkin A.N. Izoperimetricheskij metod v zadachah ustojchivosti plastinok [Isoperimetric method in plastics stability problems]. Rostov-on-Don: North-Caucasian Higher School Research Center, 1994. 144 p. (rus)
14. Polya, G., Szego G. Isoperimetric Inequalities in Mathematical Physics. Princeton University Press. 1951. 279 p.
- 15 Chernyaev A. A. Isoperimetric solution to problem of prismatic bar torsion // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2017. Vol. 87. 082009. doi:10.1088/1755-1315/87/8/082009
16. Korobko A.V., Savin S. Yu., Balikhina Yu. E. Estimation of geometrical torsion rigidity of triangular and rectangular sections using interpolation method // Lecture Notes in Mechanical Engineering. 2019. pp. 1293-1301. doi.org/10.1007/978-3-319-95630-5_136
17. Korobko A.V. Geometricheskoe modelirovaniye formy oblasti v dvumernykh zadachah teorii uprugosti [Geometric modeling of the region's form in two-dimensional problems of the theory of elasticity]. Moscow: ASV, 1999. 302 p. (rus)
18. Korobko A.V., Chernyaev A.A. Determination of maximum deflection in transverse bending of parallelogram plates using the conformal radii ratio. *Russian Aeronautics*. Vol. 56. No. 2. 2013. pp. 131-134. DOI: 10.3103/S1068799813020049
19. Korobko A., Chernyaev A., Korobko V. Determination of Basic Dynamic Vibration Frequency at Trapezoid Plates Using Conformal Radius Ratio Interpolation Technique. *Procedia Engineering*. 2017. Vol. 206. pp. 25-30. doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.432

20. Chernyaev A Improving the Accuracy of Geometric Interpolation for Determining Fundamental Frequency of Parallelogram Plates Vibration. *Procedia Engineering*. 2017. Vol. 206. pp. 31-34. doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.433

Информация об авторах:

Коробко Андрей Викторович

ФГБОУ ВО «Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева», г. Орел, Россия, д-р техн. наук, проф., проф. кафедры мехатроники, механики и робототехники, E-mail: ankor.66@mail.ru

Черняев Андрей Александрович

ФГБОУ ВО «Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева», г. Орел, Россия, канд. техн. наук, доцент кафедры городского хозяйства и строительства автомобильных дорог, E-mail: chernyev87@yandex.ru

Лыгина Юлия Евгеньевна

ФГБОУ ВО «Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева», г. Орел, Россия, аспирантка кафедры строительных конструкций и материалов, E-mail: raduga-92@mail.ru

Information about authors:

Korobko Andrey V.

Orel State University named after I.S. Turgenev, Orel, Russia, doctor in tech. sc., prof., prof. of the dep. of mechatronics, mechanics and robotics, E-mail: ankor.66@mail.ru

Chernyaev Andrey A.

Orel State University named after I.S. Turgenev, Orel, Russia, candidate in tech. sc., docent, associated prof. of the dep. of urban management and road construction, E-mail: chernyev87@yandex.ru

Lygina Yuly E.

Orel State University named after I.S. Turgenev, Orel, Russia, associated prof. of the dep. of building structures and materials, E-mail: raduga-92@mail.ru

ВЛИЯНИЕ РАЗМЕРНОГО ЭФФЕКТА НА СОПРОТИВЛЕНИЕ СРЕЗУ БАЛОЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ БЕЗ ПОПЕРЕЧНОГО АРМИРОВАНИЯ

ТУР В.В., ВОРОБЕЙ А.П.

Брестский государственный технический университет, г. Брест, Беларусь

Аннотация. В настоящей статье подробно рассмотрено влияние размерного эффекта на сопротивление срезу балочных элементов без поперечного армирования, а также подходы учета размерного эффекта, основанные на положениях механики разрушения. Представлены результаты сравнения моделей сопротивления срезу на фоне опытных данных и верификация влияния размерного эффекта. На основании верификации моделей сопротивления, изложены рекомендации по учету размерного эффекта и влияния на целевое значение индекса надежности конструктивных элементов.

Ключевые слова: железобетон, сопротивление срезу, размерный эффект, механика разрушения.

IMPACT OF THE SIZE EFFECT ON SHEAR RESISTANCE OF BEAMS WITHOUT TRANSVERSE REINFORCEMENT

TUR V.V., VARABEI A.P.

Brest State Technical University, Brest, Belarus

Abstract. This paper consider in depth the size effect and its influence on the shear resistance of beam elements without transverse reinforcement, as well as the approaches to take into account the size effect, based on the provisions of the fracture mechanics. The results of comparison of shear resistance models against the background of experimental data and verification of the influence of the size effect are presented. Based on the verification of the resistance models, this paper presents recommendations on the account of the size effect and the impact on the target value of the reliability index of structural elements.

Keywords: reinforced concrete, resistance shear, size effect, fractures mechanics.

Введение

В настоящее время Технический комитет TC250 заканчивает разработку нового поколения конструкционных Еврокодов (G-2), среди которых одно из ведущих мест занимает prEN 1992-1-1 [1], относящийся к проектированию конструкций из бетона. Следует отметить, что в проекте объедены требования, относящиеся к проектированию зданий, инженерных сооружений и мостов, ранее содерявшиеся в различных его частях. В связи с этим, целый ряд положений, внесенных в новый ЕС2, являются новыми.

При анализе опыта применения Еврокодов, в частности EN 1992-1-1 [2], в европейской практике [3] отмечено, что одной из наиболее дискуссионных моделей, по-прежнему, остается модель сопротивления срезу, в том числе местному срезу, элементов без поперечного армирования. Следует отметить, что модель сопротивления срезу, внесенная в актуальные нормы EN 1992-1-1 [2], базировалась на положениях fib MC90. Ождалось, что в проект нового prEN 1992-1-1 [1] будут внесены расчетные модели среза из широко обсуждавшегося fib MC2010 [4]. Данные модели базировались на положениях Модифицированной теории полей сжатия (MCFT). Как следует из анализа приведенного в монографии [5], эта теория использует элементарные, главным образом, логические аргументы, подкрепленные испытаниями

плоских элементов, в соответствии с которыми ширина раскрытия критической трещины w_k и, связанная с ней продольная относительная деформация $\varepsilon_{s,x}$, рассчитанная из классической модели изгиба балки, представлены как некоторые индикаторы утраты сопротивления срезу.

Однако, в силу ряда, скорее всего, субъективных обстоятельств (рабочую группу возглавляет проф. А. Muttoni), в проект prEN 1992-1-1 была неожиданно внесена модель, основанная на т.н. Теории критической трещины среза (англ. Critical Shear Crack Theory – CSCT), являющаяся, по сути, некоторым продолжением и развитием концепции MCFT и модификацией модели *fib* MC 2010 применительно к расчету сопротивления срезу балок и плит без поперечного армирования.

Результаты детального сравнительного анализа новых моделей сопротивления срезу элементов без поперечного армирования, представленные в работах [6, 7] показали, что модели prEN 1992-1-1 [1] и *fib* MC 2010 [4] адекватно и довольно точно описывают феномен среза для элементов, имеющих эффективную высоту до 500 мм. Вместе с тем, в работах [6, 7] не рассматривали подробно влияние эффективной высоты элемента (размерного эффекта) на сопротивление срезу. С одной стороны, изгибающие элементы без поперечного армирования на практике представлены, в основном, сплошными плитами, высота которых не превышает 300 мм. При этом, балки без поперечного армирования фактически запрещены к применению нормами. Так, согласно требованиям норм [1, 2, 4] в балочных элементах при совместном действии изгибающих моментов и поперечных сил должно быть установлено минимальная площадь поперечной арматуры, даже в случае, когда $V_{Rd,c} \geq V_{Ed}$. С другой стороны, расчетная модель, вносимая в нормы должна адекватно оценивать сопротивление элемента в широком диапазоне изменения базисных переменных, а именно такой важной для среза переменной, как эффективная высота элемента.

Учет размерного эффекта при определении сопротивления срезу становится особенно актуальным при проектировании фундаментных плит высотных зданий, подземных сооружений, мостовых конструкций [8] на которые теперь распространяется prEN 1992. Для таких конструктивных элементов (при $d > 1000$ мм) размерный эффект оказывает существенное влияние на сопротивление срезу. В соответствии с [8], данный феномен (англ. “size effect”) постулирует, что предельные касательные напряжения, которые способен воспринять железобетонный элемент без поперечного армирования (сопротивление срезу), уменьшаются по мере того, как возрастает его эффективная высота сечения при постоянном коэффициенте продольного армирования ρ_l и прочности бетона f_c .

Обширные исследования балок и плит, выполненные в Германии [9], Канаде [10], Японии во второй половине прошлого века (подробно описанные в монографии [5]) показали, что сопротивление срезу железобетонных элементов без поперечного армирования зависит, в общем случае, от прочности бетона на растяжение (выраженной, как правило, через прочность бетона на сжатие $f_{ct} \equiv \alpha_1 \cdot f_c^\beta$), коэффициента продольного армирования ρ_l , пролета среза и от размерного эффекта, зависящего от эффективной высоты сечения. При этом, подходы к оцениванию влияния размера сечения, внесенные в ряд нормативных документов [1, 2, 4, 11, 12] и сформулированных в наиболее известных предложениях [13] отличаются как физическими основами, так и формой представления (от введения эмпирических коэффициентов до зависимостей, полученных основываясь на положениях квази-упругой механики разрушения [5]). Так, в работе [8], Z. Bažant и др. писал: “... Японское общество гражданских инженеров (JSCE) и Международный комитет по бетону (*fib*) считая, по-видимому, что “лучше что-нибудь, чем вообще ничего”, три десятилетия назад внесли в нормы проектирования эмпирические зависимости (уравнения) для учета размерного эффекта, которые, при этом, существенно отличаются друг от друга. Между тем, американские ACI Committee, осознавая высокую степень несговорчивости отдельных групп специалистов, разрабатывающих нормы, принимаемые широким голосованием, согласились с

концепцией “лучше ничего, чем что-нибудь спорное и противоречивое”, вообще исключив учет размерного фактора из расчетных зависимостей. Только после трех десятилетий жизненной полемики в новую версию ACI 318 (версия 2019) для расчета сопротивления срезу были внесены зависимости, основанные на положениях квази-упругой механики разрушения (по предложению ACI Committee 445 Fracture Mechanics)”.

По утверждению Z. Bažant [8] только положения квази-упругой механики разрушения являются теоретической основой, на которой следует разрабатывать расчетные зависимости, входящие в расчетные модели сопротивления срезу бетонных элементов без поперечного армирования, поскольку они в наибольшей степени учитывают эффект размера балки. В настоящей статье проанализированы зависимости, внесенные в prEN 1992 для расчета сопротивления срезу с точки зрения влияния размерного эффекта и сформулированы предложения для внесения в национальные нормы и Национальное Приложение к новому EN1992-1-1.

1 Параметры механических моделей сопротивления срезу балок без поперечного армирования, связанные с размерным эффектом

1.1 Эффективная высота сечения элемента

Интенсивные исследования железобетонных балок без поперечного армирования показали, что картина трещинообразования является геометрически подобной для образцов с различными размерами поперечного сечения и продольным армированием. На рисунке 1 показана картина трещинообразования балок высотой 4 м и изготовленных одновременно балок-аналогов высотой 0,3 м, испытанных в Университете Торонто (University of Toronto Structural Laboratories).

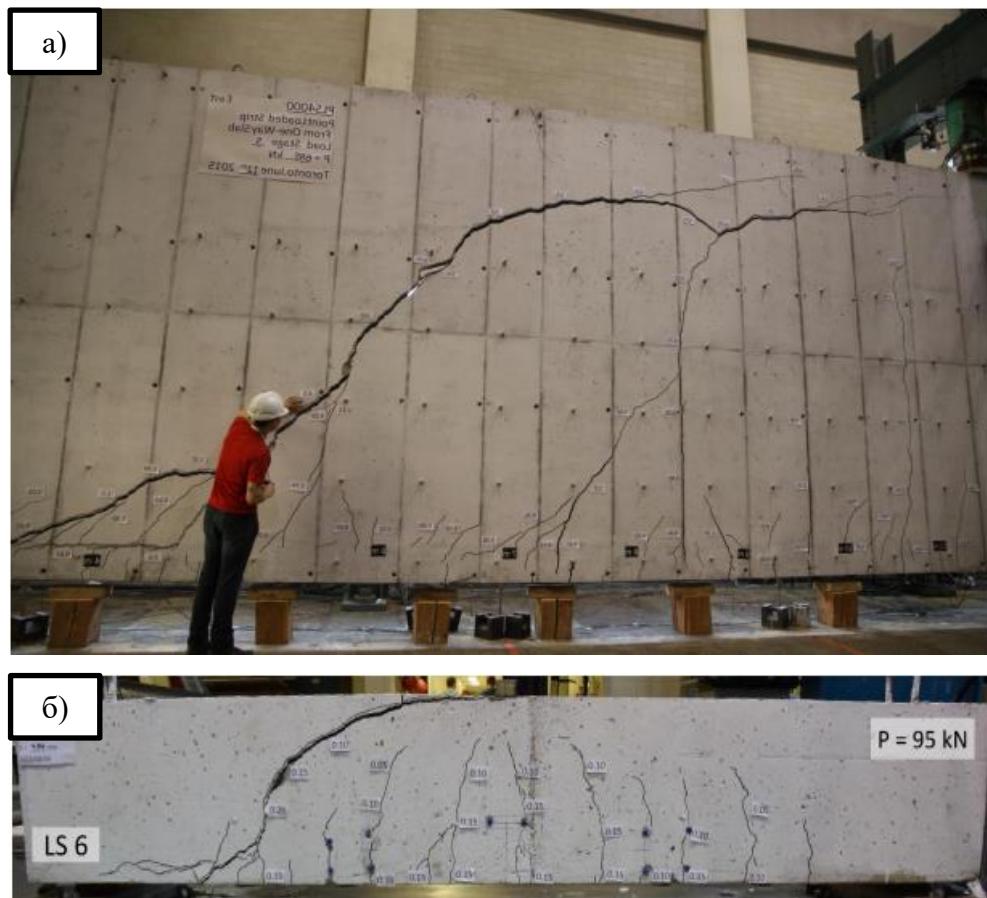


Рисунок 1 – Картина трещинообразования балок высотой 4 м (а) и балки-аналога, высотой 0,3 м (б), испытанных в Университете Торонто [14]

Опыты [14] показывают, что по мере увеличения эффективной высоты сечения элемента пропорционально возрастают как расстояние между трещинами, так и ширина их раскрытия трещины. Walraven [15] установил, что при увеличении ширины раскрытия трещины касательные напряжения, передаваемые трещиной за счет зацепления по её берегам, снижаются. Кроме того, высокие балки без поперечного армирования демонстрируют хрупкий характер разрушения по сравнению с образцами, изготовленным в малом масштабе. Опыты Sherwood [16] показали, что балки малой высоты имеют более высокую квази-пластическую деформативность по сравнению с высокими балками-двойниками.

1.2 Размер зерна крупного заполнителя

Величина касательных напряжений, передаваемых трещиной, зависит от степени шероховатости контактирующих поверхностей, что в свою очередь, зависит от размера зерна крупного заполнителя, использованного для приготовления бетонной смеси. Согласно [16] увеличение максимального размера зерна крупного заполнителя до 25 мм позволяет существенно (до 40%) повысить сопротивление срезу за счет формирования шероховатой поверхности образующейся трещины.

Benz и Collins [17] установили, что влияние размера зерна крупного заполнителя является преобладающим в сопротивлении срезу высоких балок, но при этом, большинство моделей, за исключением, например, prEN 1992-1-1 [1], обычно не масштабируют размер зерна заполнителя с эффективной высотой балки. Внесение такого масштабирования в модели сопротивления срезу согласно prEN 1992-1-1 [1] и fib MC 2010 [4] следует считать рациональным.

Следует отметить, что в случае применения высокопрочных бетонов существенно снижается эффект зацепления по берегам трещины. Это связано, главным образом, с тем обстоятельством, что в высокопрочном бетоне развивающаяся трещина имеет гладкую поверхность, практически не передающую касательных напряжений, а, следовательно, их вертикальная составляющая, входящая в сопротивление среза, ничтожно мала. В этом случае рекомендовано принимать в расчетных моделях максимальный размер зерна заполнителя $a_g = 0$.

1.3 Продольное армирование

Как правило, все расчетные модели сопротивления срезу адекватно учитывают влияние коэффициента продольного армирования ρ_l . Увеличение коэффициента продольного армирования ρ_l ведет к уменьшению продольных деформаций арматуры $\varepsilon_{s,x}$, а следовательно и ширине раскрытия трещины w . Вместе с тем, расстояние между трещинами и относительные деформации на уровне половины эффективной высоты сечения в меньшей степени зависят от коэффициента армирования, где его влияние снижается. Поэтому, в отличие от модели fib MC 2010 [5], в модели сопротивления срезу, основанной на положениях Теории критической трещины среза (CSCT) продольные деформации ε_x рассчитывают на уровне $0,6d$. Положительную роль для повышения зацепления может здесь играть и приповерхностное армирование, устанавливаемое в высоких балках согласно [18].

2 Подходы, основанные на применении положений механики разрушения

Подход к учёту (а, точнее не учёту) размерного эффекта в механических моделях сопротивления срезу элементов без поперечного армирования (MFCT и CSCT), включенных в fib MC 2010 [4] и prEN 1992-1-1 [1], подвергся очень резкой критике со стороны специалистов, занимающихся механикой разрушения, в частности Z. Bažant и др. [8]. Разбирая в одной из последних публикаций [8] достаточно подробно базовые положения, принятые в модели сопротивления CSCT, внесенной в prEN 1992, а далее и MFCT, Z. Bažant констатирует, что обе представленные механические модели, имеющие, по сути, общую основу пытаются учесть размерный эффект избегая положений механики разрушения и заменяя их “каким-то

набором линейно-упругих решений для балки”. И поэтому, по довольно резкому утверждению Z. Bažanta, “этот расчет всего лишь выдумка, призванная обеспечить видимость некой логики” (“This analysis is just a artifice, aimed to provide a semblance of some logic” [8]). С другой стороны, Z. Bažant утверждает, что для учета размерного эффекта достаточно в расчетных моделях, полученных на эмпирических данных для малых балок, выполнить умножение результата на размерный коэффициент λ , полученный из закона SEL (англ. size effect law) для квази-хрупкого разрушения и учитывающий геометрическое подобие при разрушении элементов разных размеров.

Свои выводы Z. Bažant и др. [8] основывают на положениях энергетического (или энерго-статистического) подхода квази-хрупкой механики разрушения. При этом анализ выполняют, опираясь на результаты численного моделирования элементов с диагональными трещинами, полученными с применением конечно-элементных моделей, рассматривая совместно следующие стороны явления:

а) локализацию напряжений

Показано, что при достижении предельной нагрузки наблюдается различное распределение напряжений в полосе над вершиной наклонной трещины (см. рисунок 2). По мере увеличения эффективной высоты сечения d , напряжения локализуются над вершиной трещины. В балках малой высоты наблюдается практически равномерное распределение напряжений в полосе над вершиной наклонной трещины (сжатой зоне сечения), из чего делается вывод о том, что прочность материала используется полностью (реализуется пластическое поведение) (рисунок 2а). В больших балках, наоборот, напряжения локализуются только в ограниченной зоне по высоте полосы над вершиной диагональной трещины (рисунок 2б). Эта локализация дает интуитивное объяснение размерного эффекта [8].

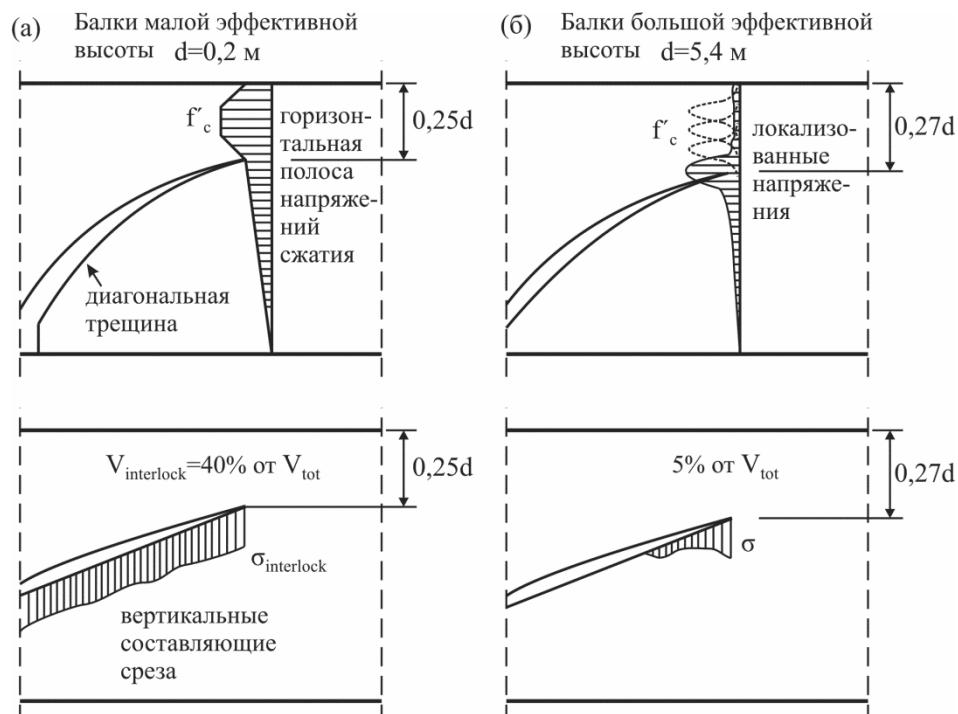


Рисунок 2 – Распределение напряжений в балках малой (а) и большой (б) высоты сечения [19]

б) передачу напряжений сечением с трещиной

Выполненный в многочисленных работах, например, в [8], конечно-элементный анализ показал для балок разных размеров ещё одну важную особенность, которую невозможно измерить напрямую – это величина вертикальной составляющей напряжения, передаваемого через трещину в предельном состоянии (англ. т.н. “tension softening”). В соответствии с по-

лученными решениями кроме области, располагаемой в непосредственной близости к вершине трещины, доля напряжений на оставшейся длине трещины остается сравнительно малой и явно уменьшается с увеличением эффективной высоты балки. Так в работе [8] показано, что полученная интегрированием по длине трещины доля вертикальной составляющей V_{crack} в общем усилии среза V_c составляет для балок с малой эффективной высотой 18%, а с большой только 2,9% (в других работах [19] от 40% до 8% соответственно). Отсюда делается вывод о том, что если эта доля V_c так мала, то может ли ширина раскрытия трещины w играть значительную роль в сопротивлении срезу?

Из анализа, выполненного в [8] следует, что непосредственно перед разрушением нагрузка передается главным образом полосой сжатого бетона, располагаемой вдоль верхней грани наклонной трещины. И в этом смысле это хорошо согласуется с моделью “strut-and-tie” (см. рисунок 3) [8].

Следует отметить, что высказанные аргументы, полученные численным моделированием, не выглядят до конца убедительными. В этом случае следовало бы признать, что конечно-элементная модель не имеет неопределенностей моделирования, особенно при моделировании шероховатости поверхности трещины и остаточной прочности на растяжение. Это безусловно не так.

в) сценарий выделения (высвобождения) и рассеивания энергии

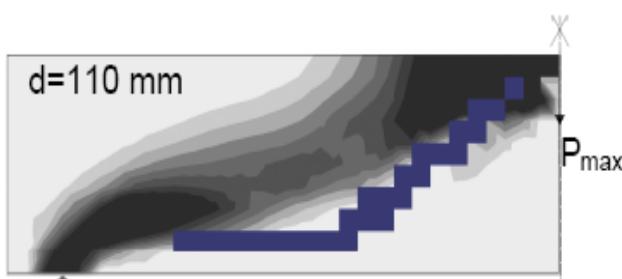
В соответствии с положениями [19] полное значение выделяемой энергии деформации Π является функцией двух параметров:

1) длины a полосы (пояса) трещин, характеризующих состояние в вершине трещины при максимальной нагрузке;

2) площадь зоны, поврежденной трещинообразованием (или некоторого репрезентативного объема материала), определяемую произведением $w_c \cdot a$, где $w_c = n d_a$ – константа материала (ширина полосы, охваченной зоной трещинообразования (разрушения) в процессе распространения главной трещины среза), d_a – максимальный размер зерна заполнителя.

Из анализа конечно-элементной модели (см., например, рисунок 3 [8]), очевидно, что темная полоса, показывающая плотность энергии Π , располагающаяся над наклонной трещиной по всей её длине является, по сути, сжатым подкосом модели “strut-and-tie” и реализующая переход к другому механизму передачи среза в случае высоких балок. Однако, в соответствии с представлениями Z. Bažant [8] в вершине подкоса энергия высвобождается из поврежденного (трещиноватого) бетона фронта “затупленного пояса трещины” по выражению проф. Зайцева [20]) бетона, тогда как в оставшейся неповрежденной полосе над трещиной энергия оценивается по разгрузке.

а)



б)

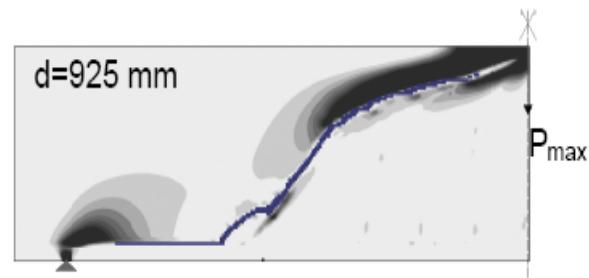


Рисунок 3 – Распределение плотности энергии деформации при максимальной нагрузке в балках малой (а) и большой (б) высоты [8]

Отсюда, по мнению Z. Bažant [8], собственно сама главная диагональная трещина среза не вносит существенных изменений в энергетический баланс, особенно в случае высоких балок. Следует отметить, что различия в распределении напряжений (или плотности энергии деформирования на рисунке 3) могут быть связаны и с неопределенностью, вытекающей из разбиения балки на конечные элементы.

Основная идея закона размерного эффекта (SEL) заключена в том, что высвобождаемая из конструкции энергия деформации складывается из двух составляющих $\Pi = \Pi_1 + \Pi_2$, где Π_2 – энергия деформации, выделяемая (высвобождаемая) при разгрузке неповрежденной области бетона, Π_1 – энергия деформации, выделяемая при разгрузке поврежденной области (зоны процесса разрушения бетона). Репрезентативный объем для энергии Π_2 повышается в квадрате при росте эффективной высоты, тогда как Π_1 – линейно. Вместе с тем, рассеиваемая энергия W (диссипации) всегда возрастает прямо пропорционально эффективной высоте. Таким образом, утверждается [8], что при достаточно малых размерах балок (при $d < 500$ мм) энергия Π_2 незначительна по сравнению с Π_1 , в то время как для достаточно больших балок эта часть будет доминирующей. Полная диссипация энергии при разрушении, связанная с трещинообразованием возрастает примерно прямо пропорционально эффективной высоте балки d , тогда как выделение (высвобождение) энергии из неповрежденной полосы (сжатого подкоса) над трещиной возрастает примерно $\sim d^2$, т.к. не только длина, но и ширина подкоса (полосы) возрастают пропорционально эффективной высоте d .

Размерный эффект получают из рассмотрения конструкций различных размеров, но геометрически подобной формы, т.е. балок с одинаковым коэффициентом продольного армирования ρ_l и отношением l/d . На рисунке 4 показаны характерные критерии для оценивания сопротивления срезу. Так, горизонтальная линия $\sigma_N = f_{ct}$ (или с учетом размерности $\sigma_N = c_N \cdot p/bd$, c_N – константа) представляет собой пластический (или жестко-пластический) критерий прочности. При этом, горизонтальный критерий – это локализация всех возможных состояний отказа, независимо от того используется ли пластический, упругий или любой другой метод анализа. Из положений линейно-упругой механики разрушения [19] известно, что σ_N изменяется обратно пропорционально \sqrt{d} и поэтому на графике 4, зависимость “ $\log \sigma_N - \log d$ ” представляет собой асимптоту с наклоном (-1/2). Решения нелинейной механики разрушения согласно [19] представляют кривую, показанную на рисунке 4.

В соответствии с решениями, основанными на положениях квази-хрупкой механики разрушения, приведенными в [19], размерный эффект, в общем случае, может быть представлен как:

$$\sigma_N = f_{ct} \cdot \lambda(\delta), \quad (1)$$

$$\lambda(\delta) = \frac{1}{\sqrt{1 + \delta / \delta_0}}, \quad (2)$$

$$\delta = (d / d_a), \quad (3)$$

где δ – относительный размер конструкции;

δ_0 – эмпирическая константа;

d_a – максимальный размер зерна заполнителя.

Для конструкций с малым значением δ (относительно размера зерна заполнителя), отношение δ / δ_0 в уравнении может быть $\delta / \delta_0 \ll 1$ и, поэтому $\lambda(\delta) = 1$, а $\sigma_N = f_{ct}$ (где f_{ct} – прочность бетона на растяжение). Это свидетельствует о том, что критерий прочности $\sigma_N = f_{ct}$ (горизонтальная линия на рисунке 4) корректна для малых балок, как это имеет место для подавляющего большинства конструкций, испытанных в лабораторных условиях.

Для конструкций очень больших размеров (с эффективной высотой) отношение $\delta / \delta_0 \gg 1$ и, поэтому, $\sigma_N = f_{ct} (\delta / \delta_0)^{-1/2}$, что выражает размерный эффект линейной механики разрушения, показанный прямой линией (асимптотой) с наклоном (-1/2).

Очевидно, что уравнение (1) описывает постепенный переход от пластического критерия прочности (горизонтальная линия на рисунке 4) для балок малых размеров к зависимости линейно-упругой механики разрушения для балок очень больших размеров (прямая линия с наклоном -1/2).

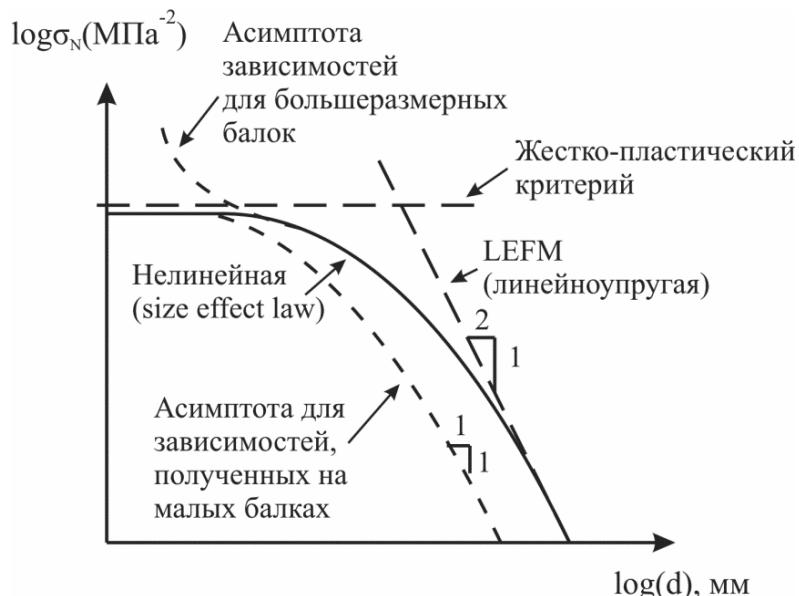


Рисунок 4 – Кривые описывающие влияние размерного эффекта согласно [19]

3 Модель сопротивления срезу согласно prEN 1992, основанная на положениях Теории критической трещины среза (CSCT)

Если в большинстве известных моделей сопротивления срезу (см. таблицу 1 [6]) влияние размерного эффекта и эффекта деформации либо учитывают корректирующими коэффициентами (как это сделано в EN 1992-1-1 [2]), либо не учитывают вообще (как в актуальном ACI 318-14 [21]), расчетная модель prEN 1992-1-1, опирающаяся на положения Теории критической трещины среза (CSCT) учитывает их непосредственно через следующие физические предпосылки и допущения, которые были установлены из детального анализа модели:

1. Сопротивление срезу $V_{Rd,c}$ элемента без поперечного армирования (подобно тому, как и модели, основанной на модифицированной теории полей сжатия – MCFT) зависит от ширины раскрытия критической трещины среза.
2. Зависимость между сопротивлением срезу $V_{Rd,c}$ и эффективной высотой сечения “ $V_{Rd,c} - d$ ” может быть представлена в виде:

$$\frac{V_{Rd,c}}{b \cdot d \cdot \sqrt{f_{cm}}} = \frac{\alpha_1}{1 + \alpha_2 \cdot (w / d_{dg})}, \quad \alpha_1 = \frac{1}{3}; \quad [\text{МПа, мм}] \quad (4)$$

где f_{cm} – средняя прочность бетона на сжатие;

$$d_{dg} = \min \{d_{dg} + 16; 40\}$$

3. Ширина раскрытия критической наклонной трещины w пропорциональна относительной продольной деформации $\varepsilon_{s,x}$:

$$w = \alpha_3 \cdot \varepsilon_{s,x} \cdot d, \quad \alpha_2 \cdot \alpha_3 = 120 \text{ мм}, \quad (5)$$

где α_2, α_3 – эмпирические коэффициенты;

$\varepsilon_{s,x}$ – т.н. реферативные относительные продольные деформации в расчетном сечении, пересекаемом наклонной трещиной (на уровне $0,6d$), определяемые в предположении упругой работы бетона в сжатой зоне сечения и основываясь на гипотезе плоских сечений по формуле:

$$\varepsilon_{s,x} = \frac{M_{Ed}}{b \cdot d \cdot \rho_l \cdot E_s \cdot (d - x/3)} \cdot \frac{(\alpha_4 \cdot d - x)}{(d - x)}, \quad (6)$$

$$M_{Ed} = V_{Rd,c} \cdot (a - \alpha_5 \cdot d), \quad \alpha_4 = 0,6; \quad \alpha_5 = 1/2;$$

здесь:

$$x = \alpha_6 \cdot d; \quad \alpha_6 = \frac{\rho_l \cdot E_s}{E_{cm}} \left(\sqrt{1 + \frac{2 \cdot E_{cm}}{\rho_l \cdot E_s}} - 1 \right), \quad (7)$$

где E_{cm} , E_s – модули упругости бетона и арматуры;

ρ_l – коэффициент продольного армирования;

x – высота сжатой зоны сечения;

a – пролет среза (расстояние от сосредоточенной силы до ближайшей опоры);

Приводя уравнение (6) к безразмерной форме выразим относительную продольную деформацию в следующем виде:

$$\varepsilon_{s,x} = \gamma \cdot v_{Rd,c},$$

$$\text{где: } \gamma = \frac{a - \alpha_5 \cdot d}{\rho_l \cdot E_s \cdot (d - x/3)} \cdot \frac{(\alpha_4 \cdot d - x)}{(d - x)}, \quad \text{и} \quad (8)$$

$$v_{Rd,c} = \frac{V_{Rd,c}}{b \cdot d}.$$

После выполнения преобразований (4), получаем

$$\frac{v_{Rd,c}}{\sqrt{f_{cm}}} = \frac{2 \cdot \alpha_1}{1 + \sqrt{1 + d/d_0^M}}, \quad d_0^M = \frac{1}{4 \cdot \alpha_1 \cdot c_1}, \quad (9)$$

Полученное выражение (9) довольно близко к записи для коэффициента λ , учитывающего размерный эффект, предложенной ACI Committee 445. Предполагается, что этот коэффициент должен появиться в новой версии ACI 318 (2019) в следующем виде:

$$v_{Rd,c} = v_{Rd,co} \cdot \lambda, \quad (10)$$

$$\lambda = \frac{1}{\sqrt{1 + d/d_0}}, \quad (11)$$

где d_0 – константа, определенная как некоторый реферативный размер (в ACI 318 $d_0 = 10 \text{ in}$ (254 мм)). При этом в ACI 318 действует ограничение $V_{Rd,c,\text{lim}} = 2\sqrt{f_{cm}}$. В данном анализе это ограничение не учитывается, т.к. имеет скорее статистическую, чем физическую основу.

Несложно заметить, что в представленном виде коэффициент λ согласно ф. (11) описывает размерный эффект в соответствии с положениями квази-хрупкой механики разрушения, что подтверждается и асимптотикой (см. рисунок 4):

$$\begin{aligned} \text{для } d / d_0 \rightarrow 0 : V_{Rd,c} = const; \\ \text{для } d / d_0 \rightarrow \infty : V_{Rd,c} \rightarrow (d / d_0)^{-1/2}; \end{aligned} \quad (12)$$

Как видно свойства асимптот удовлетворяются для обеих выражений ((9) и (10)). Однако, в случае переходного размера, т.е. для $d_0^M = d_0$ кривые, описывающие размерный эффект в осях “ $\log\left(\frac{V_{Rd,c}}{V_{Rd,c0}}\right) - \log\left(\frac{d}{d_0}\right)$ ” (см. рисунок 5) существенно отличаются и асимптоты при больших размерах сечения балок не совпадают, что было показано в [19].

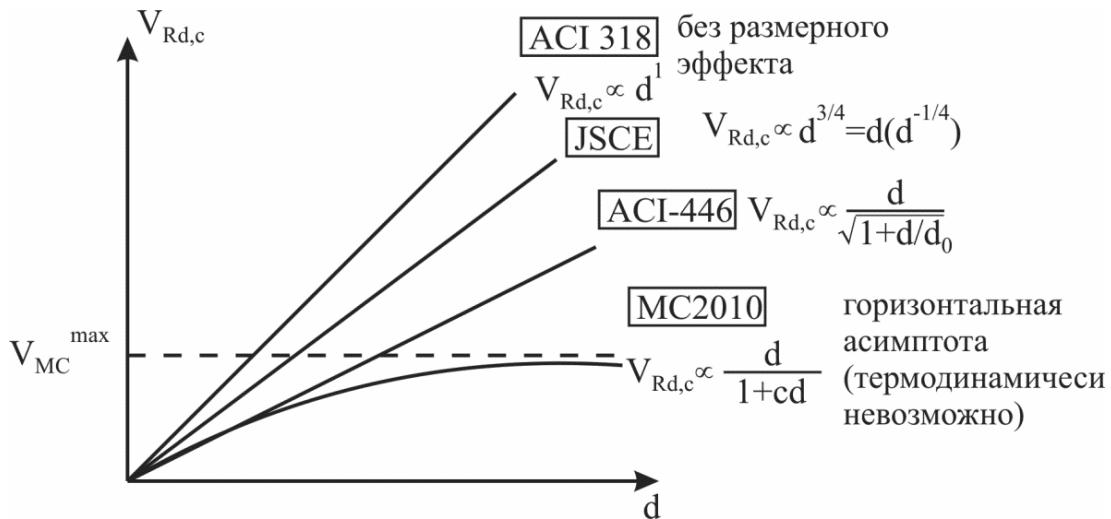


Рисунок 5 – Сравнение зависимостей “ $V_{Rd,c} - d$ ” для различных моделей сопротивления (см. таблицу 1 [6]) [19]

При изменении отношения $k = d_0^M / d_0$ кривая, описывающая размерный эффект перемещается по горизонтали, но не изменяет наклона (-1/2) (в логарифмических координатах). Могут ли асимптоты для больших размеров балок совпадать при изменении отношения k ? Для ответа на этот вопрос, обозначив $q = d / d_0$, рассмотрим условия, при которых асимптоты для балок малого размера совпадают, что имеет место для $\alpha_1 \sqrt{f_{cm}} = V_{Rd,c0}$, и найдем значение коэффициента k из условия, что предел отношения размерного эффекта, определенного по ф. (9) и (10), то увеличение размера (для элементов большой высоты) равен 1, т.е.

$$\lim_{d \rightarrow \infty} \frac{v_u^M}{v_u} = \lim_{d \rightarrow \infty} \frac{2\sqrt{1+q}}{1+\sqrt{1+q/k}} = 1, \quad (13)$$

Предел равен $2\sqrt{k}$ и приравнивая его 1, было установлено, что как для мелко-размерных, так и для крупноразмерных балок асимптоты совпадают, если:

$$\begin{aligned} k = 1/4 \text{ или } d_0^M = d_0 / 4, \\ \text{или } \frac{v_{Rd,c}}{\sqrt{f_{cm}}} = \frac{2\alpha_1}{1+\sqrt{1+4 \cdot d / d_0}}, \end{aligned}$$

В работе [8] подчеркивается, что ф. (4) с (5) были первоначально использованы в MCFT [22, 23] без учета зависимости ширины раскрытия трещины w от продольной деформации и была принята в fib MC 2010: в форме аппроксимации первого уровня (LoA I):

$$V_{Rd,c} = \min\left(\sqrt{f_{ck}} / \gamma_c; 8 \text{ MPa}\right) \cdot k_v \cdot b_w \cdot z, \quad (14)$$

где: для аппроксимации первого уровня (LoA I):

$$k_v = 180 / (1000 + 1,25 \cdot z), \quad (15)$$

аппроксимации второго уровня (LoA II):

$$k_v = \frac{0,4}{(1+1500 \cdot \varepsilon_x)} \cdot \frac{1300}{(1000 + k_{dg} \cdot z)}, \quad (16)$$

здесь $k_{dg} = 32 / (16 + d_g) \geq 0,75$.

В этом случае (LoA I) кривая размерного эффекта имеет асимптоту с наклоном (-1) вместо (-1/2), что термодинамически невозможно согласно [8].

Muttoni и Ruiz в работе [18] выполнили искусственную модификацию, вводя зависимость сопротивления срезу v_u от ε_x , а соответственно и w . Это затем привело к квадратному уравнению для v_u и позволило изменить наклон асимптоты от (-1) до (-1/2), продиктованной положениями механики разрушения. Аналогичный результат был получен и в модели fib MC 2010 для второго уровня аппроксимации (LoA II).

Для целей проектирования вместо расчета критериев разрушения, получаемых при интегрировании напряжений вдоль критической трещины сдвига, Muttoni et al. [18] предложили простой гиперболический критерий отказа (рисунок 6). Для повышения точности расчета сопротивления среза с учетом размерного эффекта, критерий отказа CSCT повысили с помощью степенного выражения (степенная зависимость Cavagnis [24], представленная на рисунке 6), где показатель $\frac{\varepsilon \cdot d}{d_{dg}}$ равен (-1/2):

$$v_{Rd,c} = \frac{V_{Rd,c}}{b \cdot d} = k \cdot \left(\frac{f_c \cdot d_{dg}}{d \cdot \varepsilon_v} \right)^{1/2}, \quad (17)$$

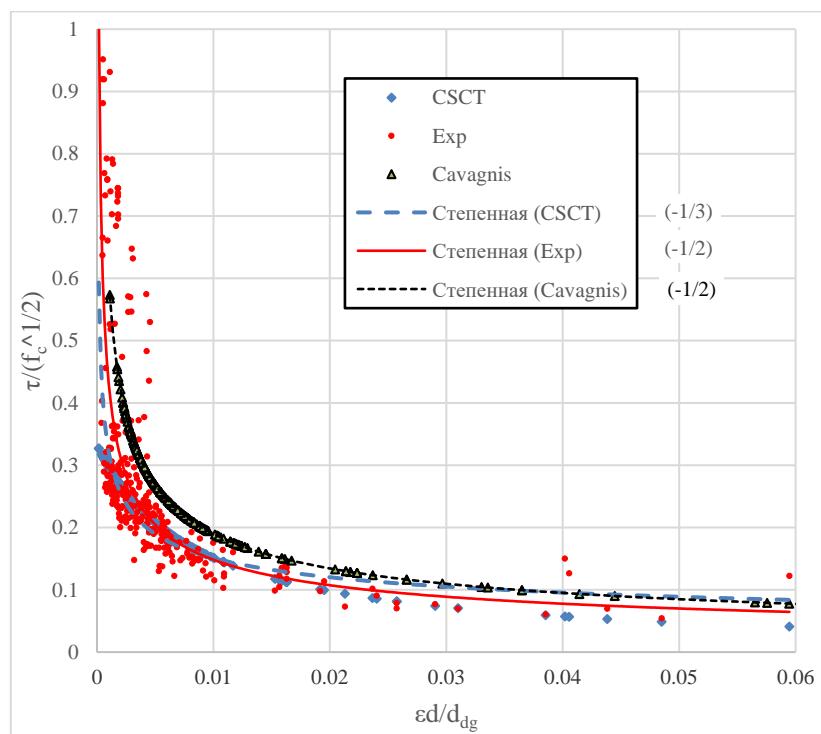


Рисунок 6 – Сравнение уравнений (4) и (17) с экспериментальными данными

В выражении (17), коэффициент $k = 0,019$ был выведен, опираясь на экспериментальные данные, полученные при испытаниях 635 прямоугольных железобетонных балок без поперечного армирования (Reineck [25] и Cavagnis [24]) с широким диапазоном базовых параметров (эффективная высота $d = 50 - 2000 \text{ мм}$, коэффициент продольного армирования $\rho_l = 0,4 - 7,0\%$, прочность бетона $f_c = 10 - 110 \text{ МПа}$, размер зерна крупного заполнителя $d_g = 0 - 32 \text{ мм}$, пролет среза $a/d = 2,5 - 8,5$).

Учитывая, что

$$\varepsilon_v = \frac{M_E}{z \cdot A_s \cdot E_s} = \frac{V_E \cdot a_{cs}}{z \cdot \rho_l \cdot b \cdot d \cdot E_s},$$

после выполнения преобразований и статистического оценивания в проект prEN 1992 исходная зависимость (17) вошла в виде:

$$\tau_{R,c} = \frac{V_{Rd,c}}{b \cdot d} = 0,6 \cdot \left(100 \cdot f_c \cdot \rho_l \cdot \frac{d_{dg}}{d} \right)^{1/3}, \quad (18)$$

Несложно заметить, что при возрастании эффективной высоты сечения асимптота имеет наклон $(-1/3)$, что противоречит [8].

4 Сравнение моделей сопротивления на фоне опытных данных

4.1 База данных, содержащая результаты испытаний балочных элементов без поперечного армирования. Подготовка данных для верификации влияния размерного эффекта

В настоящее время известно несколько крупных баз данных, содержащих результаты испытаний балочных элементов при срезе, собранных Bentz, Kuchma, Zararis и др., которые подвергали фильтрации параметров для применения к конкретным моделям расчета. Следует отметить, что некоторые из них имеют ограниченный диапазон исследуемых параметров и, в ряде случаев, отбор данных был произведен исключительно опираясь на характерные формы разрушения балок при срезе. Для сравнения расчетных моделей среза, была составлена собственная база экспериментальных данных с широким диапазоном основных исследуемых параметров. Итоговая база данных включает 356 балок без поперечного армирования (из них 51 образец был испытан равномерно распределенной нагрузкой). Диапазоны варьирования основных параметров анализируемых балочных элементов представлены в таблицах 1 и 2 с указанием авторов испытаний [7]. Экспериментальная база данных была составлена на основе результатов лабораторных исследований, подробно описанных в статье [7].

Все балки, включенные в базу данных (см. таблицы 1 и 2 [7]) имеют прямоугольную форму поперечного сечения, однопролетные и свободно оперты, испытаны одной или двумя сосредоточенными силами, приложенными в пролете или равномерно распределенной нагрузкой.

Прежде чем приступить к анализу влияния размерного эффекта на сопротивление срезу, исходную базу данных подвергали фильтрации и последующей обработке в соответствии с методикой оценивания, приведенной в [8]. Так, для установленных характерных значений эффективной высоты сечения выделяли группы результатов испытаний, которые объединяли для близких значений базовых параметров: коэффициента продольного армирования ρ_l , прочности бетона на сжатие f_{cm} и пролета среза a/d (см. рисунок 7). Отдельно анализировали балки, загруженные при испытаниях равномерно-распределенной нагрузкой. Здесь следует отметить, что балки, испытанные равномерно-распределенной нагрузкой имеют ограниченную эффективную высоту сечения d (не более 254 мм).

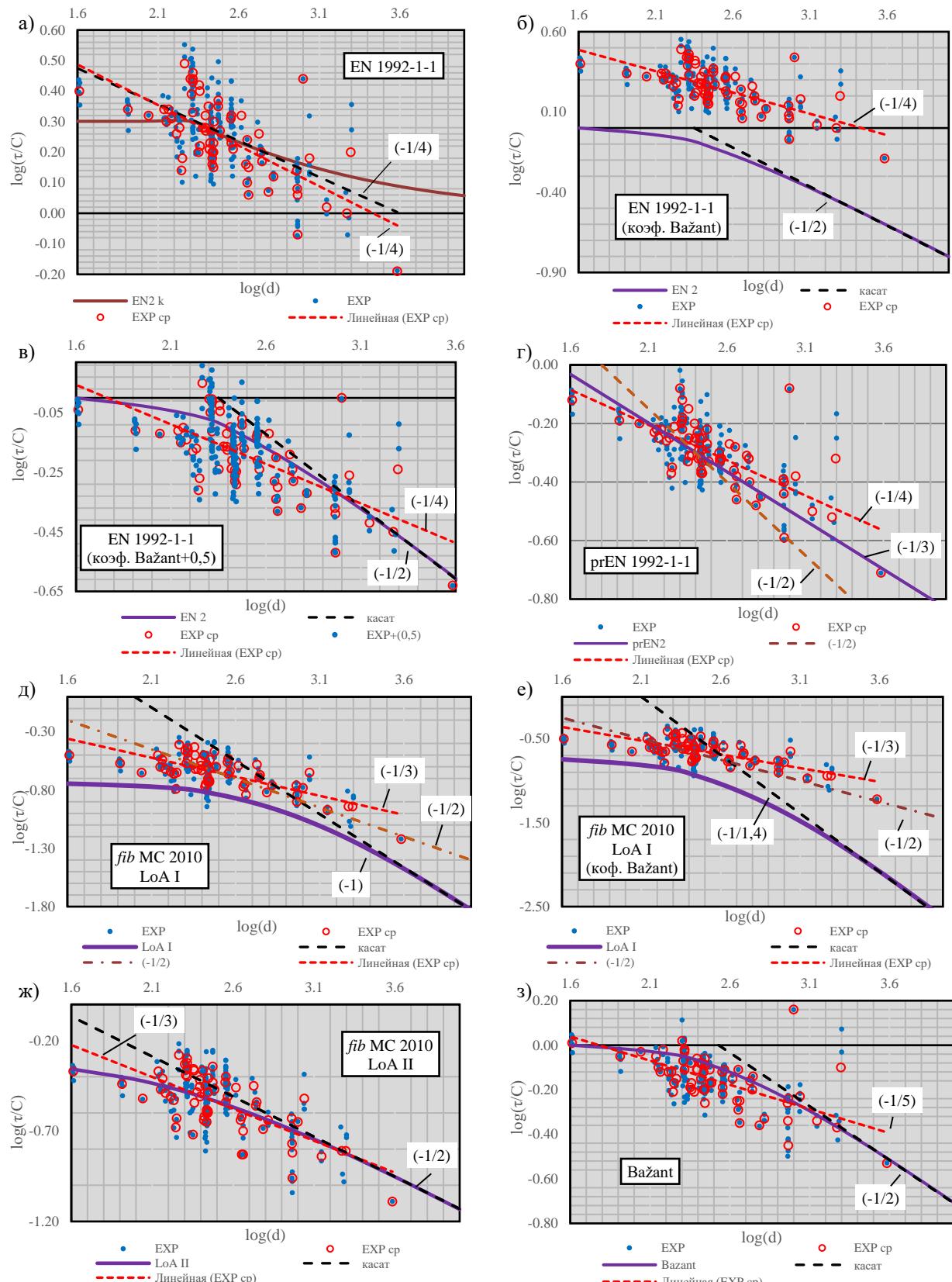


Рисунок 7 – Сравнение асимптот кривых размерного эффекта различных моделей сопротивления срезу (собственная база данных по [7])

Результаты для балок, имевших при практически одинаковой эффективной высоте сечения близкие базовые параметры, рассматривали как один результат (точки на графике (рисунок 7) преобразованы в кружочки). Затем для каждой характерной эффективной высоты балки вычисляли среднее (или медианное) значение относительных касательных напряжений $\tau_{Rd,c} / C$ и полученные точки аппроксимировали кривой, описывающей нелинейный размерный эффект механики разрушения. Несложно заметить, что большинство моделей сопротивления срезу, а главным образом, полученных эмпирическим путем, опираются на результаты испытаний балок, т.н. малых размеров (с эффективной высотой сечения не более 500 мм). Далее эти довольно простые, если не сказать примитивные зависимости (модели) распространяют на проектирование балок больших размеров (большой эффективной высоты) без соответствующих корректировок.

Такой эмпирический подход обречен, однако, на неверную формулировку расчетных моделей, как минимум, по двум причинам: (1) очень высокий разброс результатов испытаний при срезе балок без поперечного армирования (см. рисунок 7) и (2) преимущественное преобладание опытных данных, полученных на балках малых размеров с последующей экстраполяцией полученных эмпирических или полуэмпирических моделей на балки больших размеров, что является главным источником высокой неопределенности расчетных результатов.

При таком разбросе существующих опытных данных различные зависимости (см. таблицу 1, рисунок 7) существенно отличающиеся в области больших высот, дают в равной степени хороший результат в диапазоне малых высот, что было показано в статьях [6, 8].

Однако, как показано в [7], экстраполяция эмпирических зависимостей, полученных основываясь на доступных результатах испытаний в области больших эффективных высот, является небезопасной (как видно из рисунка 7 зависимости, учитывающие размерный эффект, но имеющие асимптоту с наклоном (-1/3) могут значительно, до 80% переоценивать результат расчета по сравнению с зависимостями, получаемыми с применением решений квази-хрупкой механики разрушения, дающий асимптоту с наклоном (-1/2)). Следует отметить, что обработка доступных данных может давать показатели степени для эффективной высоты сечения от 0 до (-1/2).

Как видно из рисунка 7а и результатов анализа, приведенных в таблице 1, модель сопротивления действующего ТКП ЕН 1992-1-1 дает степенную зависимость “ $\tau_{Rd,c} / C - d$ ” с показателями степени (-1/4), что существенно (до 100%) переоценивает сопротивление срезу в области (диапазоне) балок большой высоты (более 500 мм). Выполненная модификация модели ТКП ЕН 1992-1-1 с применением коэффициента, предложенного Z. Bažant et al [8]

$$\lambda = \frac{1}{\sqrt{1+d/d_0}} \quad (\text{при } d_0 = 254 \text{ mm}) \text{ позволяет изменить показатель степени с } (-1/4) \text{ на } (-1/2),$$

что соответствует зависимости нелинейной механики разрушения (см. рисунок 7б,в). Вместе с тем, такой подход существенно изменил статистические показатели модели сопротивления ($\bar{m}_R = 2,96$; $\bar{V}_x = 22,23\%$) по сравнению с базовой моделью ($\bar{m}_R = 0,94$; $\bar{V}_x = 22,8\%$). Модель сопротивления срезу элементов без поперечного армирования, внесенная в разрабатываемый проект prEN 1992-1-1 (см. рисунок 7г), имеет при довольно неплохих статистических параметрах ($\bar{m}_R = 1,17$; $\bar{V}_x = 19,38\%$), полученных при обработке эмпирических данных в диапазоне значений до 500мм, показатель степени (наклон асимптоты) (-1/3), что ведет к переоценке сопротивления (см. таблицу 3 и рисунок 7г). Как было показано в [8], модель сопротивления fib MC 2010 (LoA I) (см. рисунок 7д) имеет асимптоту с наклоном (-1), что термодинамически невозможно. Модификация базовой модели с применением коэффициента Z. Bažanta [8] не только существенно не изменила, а наоборот, ухудшила результат (см. рисунок 7е и таблицу 1). Вместе с тем, для fib MC 2010 (LoA II) (см. рисунок 7ж) такая модифи-

кация позволяет получить как асимптоту с наклоном $(-1/2)$, так и довольно хорошие статистические параметры ошибки моделирования ($\delta = -1/2$; $\bar{m}_R = 0,96$; $V_x = 18,33\%$) для среза элементов без поперечного армирования.

Таблица 1 – Показатели степени δ и статистические параметры ошибки моделирования

Расчетные модели сопротивления срезу	δ	Среднее $V_{\text{exp}}/V_{\text{theo}}$	Коэф. вариации $V_{\text{exp}}/V_{\text{theo}}, \%$
EN 1992-1-1(коэф. k)	-1/4	0,94	22,80
EN 1992-1-1 (коэф. Bažant)	-1/2	2,96	22,23
prEN 1992-1-1	-1/3	1,17	19,38
Bažant	-1/2	1,03	20,89
MC 2010 LoA I	-1	1,93	26,13
MC 2010 LoA I (коэф. Bažant)	-1/1,4	3,53	35,24
MC 2010 LoA II ($d_{0,1}=63,5 \text{ mm}$)	-1/2	1,01	28,65
MC 2010 LoA II $\left(d_{0,1} = \frac{1}{4\alpha_1 c_1} \right)$	-1/2	0,96	18,33

Вместе с тем, следует иметь ввиду и влияние размерного эффекта на статистические показатели надежности, выражющиеся нормируемым значением вероятности отказа p_f или индекса надежности β_{tag} , согласно ТКП EN 1990. Дан- ный эффект проиллюстрирован на рисунке 8. Если принять, что значения частных коэффициентов γ_i (а также $\gamma_{Rd,i}$, учитывающих неопре- деленности расчетной модели) в расчетной модели сопротивления срезу откалиброваны главным обра- зом для групп балок малой высоты, то при увеличении эффективной высоты сечения d наблюдается па- дение сопротивления срезу за счет размерного эффекта, при том, что распределение эффек- тов воздействий остается без изменения (см. рисунок 8). Это безусловно приводит к повы- шению вероятности отказа, а в ряде случаев, как показано в [19] к существенному снижению надежности, чему свидетельствуют ряд довольно крупных аварий мостов (например, Schoharie Creek Bridge, 1987; Blvd. de la Concorde, Montreal, 2006; Koror-Babeldaob Bridge in Palau, 1996). В данном случае при внесении в нормы проектирования моделей сопротивления срезу следует либо разделять расчетные случаи в зависимости от эффективной высоты сечения (например, для балок высотой менее 1,0 м и более 1 м), либо калибровать частные коэффи- циенты отдельно с учетом данных полученных на высоких балках для нормируемой вероят- ности отказа. Очевидно, что частные коэффициенты, откалиброванные для высоких балок, будут давать чрезвычайно консервативные результаты для балок малой высоты (см. рисунок 8). Калибровки частных коэффициентов, обеспечивающих требуемый уровень надежности, следует рассматривать как отдельную проблему.

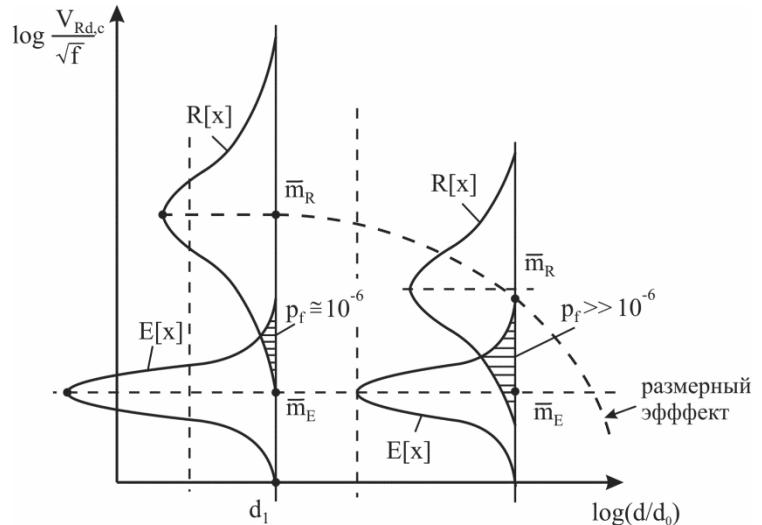


Рисунок 8 – Влияние размерного эффекта на надежность балок без поперечного армирования

Заключение

Как подчеркивается в работе [8], несмотря на последние [14, 16, 24] и более поздние [9, 10] испытания балок с очень большой высотой, Технические комитеты, осознавая непримиримые разногласия теоретиков относительно учета размерного эффекта, довольно неохотно включают его в нормы. Они предпочитают чисто эмпирический или полуэмпирический подход, основанный на статистической обработке результатов испытаний, полученных на балочных элементах с малой эффективной высотой d для получения простых формул, распространяемых далее и на балки больших размеров, учитывая при этом размерный эффект, главным образом, статистическими методами. Как видно из представленного анализа такой эмпирический подход может приводить к неверным формулировкам расчетных зависимостей по двум основным причинам: (1) в силу значительного разброса опытных данных, характерного для такого типа испытаний; (2) преобладания ($> 87\%$) опытных данных, полученных на балочных образцах с малой эффективной высотой (как правило, до 300 мм), которые далее экстраполируются на балки с очень большой эффективной высотой d . Как показывает выполненный анализ (см. таблицу 3) большинство из рассмотренных норм (за исключением актуальной ACI 318, имеющей практически строго горизонтальный участок пластического критерия) имеют наклон асимптоты при $d/d_0 \rightarrow \infty$ около $(-1/3)$, что фактически может приводить к переоценке сопротивления срезу высоких балок до 100%. Такой результат был получен и в [19], и связывается с необоснованной экстраполяцией результатов оценивания малых балок на расчет балок с очень высокими сечениями.

Очевидно, что в пределах доступного диапазона высот балок, испытанных в лаборатории, наклон прямой, описывающей размерный эффект может изменяться в широких пределах от 0 до $(-1/2)$ и то, на довольно коротком отрезке по оси $\log d$, где сконцентрировано основное число результатов лабораторных испытаний.

При составлении норм проектирования железобетонных конструкций, особенно в постановке, когда в одних нормах объединяют требования к широкому диапазону классов конструкций (от простейших элементов зданий до конструкций мостов), считаем целесообразным разделять расчетные случаи для применения соответствующих моделей сопротивления (например, для балок малой высоты до 1м включительно и большой – более 1м). При этом расчетные модели для балок большой эффективной высоты должны учитывать размерный эффект путем введения к результату расчета поправочного коэффициента $\lambda = \frac{1}{\sqrt{1 + d / d_0}}$.

Необходимо учесть дополнительное влияние размерного эффекта и на надежность конструктивного элемента, сохраняя на постоянном уровне целевое значение индекса надежности, независимо от изменения эффективной высоты сечения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. European Committee for Standardization. Eurocode 2: Design of Concrete Structures, Part 1: General rules, rules for buildings, bridges and civil engineering structures. Draft for committee works, April 2018. 293 p.
2. Еврокод 2. Проектирование железобетонных конструкций. Часть 1-1. Общие правила и правила для зданий: ТКП EN 1992-1-1-2009 (02250). Введ. 10.12.09. Минск: Стройтехнорм, 2010. 207 с.
3. Пецольд Т.М., Рак Н.А., Тур В.В. Опыт внедрения в Республике Беларусь европейских нормативных документов по проектированию железобетонных конструкций // Строительная наука и техника. 2012. № 2. С. 94-96.
3. fib Model Code for Concrete Structures 2010. Ernst and Sohn, 2013. 389 p.
4. Тур В.В., Кондратчик А.А. Расчет железобетонных конструкций при действии перерезывающих сил: моногр. Брест: Брестский гос. техн. ун-т, 2000. 397 с.
5. Тур В.В., Воробей А.П. Новые подходы к определению сопротивления срезу балочных элементов без поперечного армирования: Часть 1 – Обзор расчетных моделей // Вестник Брестского государственного технического университета. Строительство и архитектура. 2019. (в печати).

6. Тур В.В., Воробей А.П. Новые подходы к определению сопротивления срезу балочных элементов без поперечного армирования: Часть 2 – Верификация расчетных моделей // Вестник Брестского государственного технического университета. Строительство и архитектура. 2019. (в печати).

7. Bažant Z.P., Dönmez A.A. Critique of Critical shear crack theory (CSCT) for *fib* Model Code articles on shear strength and size effect of RC beams // SEGIM report No 18-10/788c: Evanston, 2018. P. 15.

8. Leonhardt F., Walter R. Beiträge zur Behandlung der Schubprobleme in Stahlbetonbau // Beton und Stahlbetonbau. 1962. Vol. 57. No. 3. Pp. 54-64.

9. Kani G.N.J. How safe are our large reinforced concrete beams // ACI Journal Proceedings. 1967. Vol. 64. No. 3. Pp. 128-141.

10. JSCE, "Standard Specification for design and construction of concrete structure, Design", 1996.

11. British Standards Institution, "Code of Practice for Design and Construction (BS 8110: Part 1: 1997)", British Standards Institution, London, 1997.

12. Bažant Z.P., Kim J-K. Size Effect in Shear Failure of Longitudinally Reinforced Beams // ACI Journal Proceedings. 1984. Vol. 81. No. 5. Pp. 456-468.

13. Quach P.T. Understanding and safely predicting the shear response of large-scale reinforced concrete structures. M.A.Sc. Thesis, Toronto: University of Toronto, Graduate Department of Civil Engineering, 2016.

14. Walraven J.C., Reinhardt H.W. Theory and experiments on the mechanical behavior of cracks in plain and reinforced concrete subjected to shear loading // Heron. 1981. No. 1a. Pp. 5–68.

15. Sherwood E.G., Lubell A.S., Bentz E.C., Collins M.P. One-way shear strength of thick slabs and wide beams // ACI Journal Proceedings. 2006. Vol. 103. No. 6. Pp. 794-802.

16. Bentz E.C., Collins M.P. Development of the 2004 Canadian Standard Association (CSA) A23.3 shear provisions for reinforced concrete // Canadian Journal of Civil Engineering. 2006. Vol. 33. No. 5. Pp. 521-534.

17. Muttoni A., Fernández Ruiz M. Shear strength of members without transverse reinforcement as function of critical shear crack width //ACI Structural Journal. 2008. Vol. 105. No. 2. Pp. 163–172.

18. Yu Q., Le J-L., Hubler M.H., Wendner R., Cusatis G., Bažant Z.P. Comparison of main models for size effect on shear strength of reinforced and prestressed concrete beams. Berlin: Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG, 2015. P. 43.

19. Зайцев Ю.В., Окольников Г.Э., Доркин В.В. Механика разрушения для строителей: учеб. пособие, 2-е изд. Москва: Инфра, 2016. 216 с.

20. ACI Committee 318. Building code requirements for structural concrete (ACI 318-14) and commentary (ACI 318R-14). American Concrete Institute, Farmington Hills, 2014. 524 p.

21. Bentz E.C., Vecchio F.J., Collins M.P. Simplified modified compression field theory for calculating shear strength of reinforced concrete elements // ACI Materials Journal. 2006. Vol. 103. No. 4. Pp. 614.

22. Collins M.P., Kuchma D. How safe are our large, lightly reinforced concrete beams, slabs, and footings? // ACI Structural Journal. 1999. Vol. 96. No. 4. Pp. 482-490.

23. Cavagnis F. Shear in reinforced concrete without transverse reinforcement: from refined experimental measurements to mechanical models. PhD thesis, Structural concrete laboratory (IBETON), École polytechnique fédérale de Lausanne (EPFL), Lausanne, Switzerland. 2017.

24. Reineck K., Bentz E.C., Fitik B., Kuchma D.A., Bayrak O. ACI-DAfStb Database of Shear Tests on Slender Reinforced Concrete Beams without Stirrups // ACI Journal Proceedings. 2013. Vol. 110. No. 5. Pp. 867–876.

REFERENCES

1. European Committee for Standardization. Eurocode 2: Design of Concrete Structures, Part 1: General rules, rules for buildings, bridges and civil engineering structures. Draft for committee works, April 2018. 293 p.
2. Eurocode 2. Proyektirovaniye zhelezobetonnykh konstruktsiy. Chast' 1-1. Obshchiye pravila I pravila dlya zdaniy: TKP EN 1992-1-1-2009 (02250). Vveden. 10.12.09. Minsk: Stroytekhnorm, 2010. 207 p.
3. Petsol'd T.M., Rak N.A., Tur V.V. Opyt vnedreniya v Republic of Belarus yevropeyskikh normativnykh dokumentov po proektirovaniyu zhelezobetonnykh konstruktsiy. *Stroitel'naya nauka i tekhnika*. 2012. No 2. Pp. 94-96.
4. *fib* Model Code for Concrete Structures 2010. Ernst and Sohn, 2013. 389 p.
5. Tur V.V., Kondratckik A.A. Raschot zhelezobetonnykh konstruktsiy pri deystvii pererezyvayushchikh sil: monogr. Brest: Brest state tech. univ., 2000. 397 p.
6. Tur V.V., Vorobey A.P. Novyye podkhody k opredeleniyu soprotivleniya srezu balochnykh elementov bez poperechnogo armirovaniya: Новые подходы к определению сопротивления срезу балочных элементов без поперечного армирования: Chast' 1 – Obzor raschetnykh modeley. *Vestnik Brest state technical university. Stroitel'stvo i arkhitektura*. 2019. (v pechatи).
7. Tur V.V., Vorobey A.P. Novyye podkhody k opredeleniyu soprotivleniya srezu balochnykh elementov bez poperechnogo armirovaniya: Chast' 2 – Verifikatsiya raschetnykh modeley. *Vestnik Brest state technical university. Stroitel'stvo i arkhitektura*. 2019. (v pechatи).
8. Bažant Z.P., Dönmez A.A. Critique of Critical shear crack theory (CSCT) for *fib* Model Code articles on shear strength and size effect of RC beams. SEGIM report No 18-10/788c: Evanston, 2018. 15 p.

9. Leonhardt F., Walter R. Beiträge zur Behandlung der Schubprobleme in Stahlbetonbau. *Beton und Stahlbetonbau*. 1962. Vol. 57. No. 3. Pp. 54-64.
10. Kani G.N.J. How safe are our large reinforced concrete beams. *ACI Journal Proceedings*. 1967. Vol. 64. No. 3. Pp. 128-141.
11. JSCE, "Standard Specification for design and construction of concrete structure, Design", 1996.
12. British Standards Institution, "Code of Practice for Design and Construction (BS 8110: Part 1: 1997)", British Standards Institution, London, 1997.
13. Bažant Z.P., Kim J-K. Size Effect in Shear Failure of Longitudinally Reinforced Beams. *ACI Journal Proceedings*. 1984. Vol. 81. No. 5. Pp. 456-468.
14. Quach P.T. Understanding and safely predicting the shear response of large-scale reinforced concrete structures. M.A.Sc. Thesis, Toronto: University of Toronto, Graduate Department of Civil Engineering, 2016.
15. Walraven J.C., Reinhardt H.W. Theory and experiments on the mechanical behavior of cracks in plain and reinforced concrete subjected to shear loading. *Heron*. 1981. No. 1a. Pp. 5-68.
16. Sherwood E.G., Lubell A.S., Bentz E.C., Collins M.P. One-way shear strength of thick slabs and wide beams. *ACI Journal Proceedings*. 2006. Vol. 103. No. 6. Pp. 794-802.
17. Bentz E.C., Collins M.P. Development of the 2004 Canadian Standard Association (CSA) A23.3 shear provisions for reinforced concrete. *Canadian Journal of Civil Engineering*. 2006. Vol. 33. No. 5. Pp. 521-534.
18. Muttoni A., Fernández Ruiz M. Shear strength of members without transverse reinforcement as function of critical shear crack width. *ACI Structural Journal*. 2008. Vol. 105. No. 2. Pp. 163-172.
19. Yu Q., Le J-L., Hubler M.H., Wendner R., Cusatis G., Bažant Z.P. Comparison of main models for size effect on shear strength of reinforced and prestressed concrete beams. Berlin: Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG, 2015. P. 43.
20. Zaytsev Y.V., Okolnikov G.E., Dorkin V.V. Mekhanika razrusheniya dlya stroiteley: uch. posobiye, 2-nd izdaniye. Moskva: Infra, 2016. 216 p.
21. ACI Committee 318. Building code requirements for structural concrete (ACI 318-14) and commentary (ACI 318R-14). American Concrete Institute, Farmington Hills, 2014. 524 p.
22. Bentz E.C., Vecchio F.J., Collins M.P. Simplified modified compression field theory for calculating shear strength of reinforced concrete elements. *ACI Materials Journal*. 2006. Vol. 103. No. 4. Pp. 614.
23. Collins M.P., Kuchma D. How safe are our large, lightly reinforced concrete beams, slabs, and footings? *ACI Structural Journal*. 1999. Vol. 96. No. 4. Pp. 482-490.
24. Cavagnis F. Shear in reinforced concrete without transverse reinforcement: from refined experimental measurements to mechanical models. PhD thesis, Structural concrete laboratory (IBETON), École polytechnique fédérale de Lausanne (EPFL), Lausanne, Switzerland. 2017.
25. Reineck K., Bentz E.C., Fitik B., Kuchma D.A., Bayrak O. ACI-DAfStb Database of Shear Tests on Slender Reinforced Concrete Beams without Stirrups. *ACI Journal Proceedings*. 2013. Vol. 110. No. 5. Pp. 867-876.

Информация об авторах:

Тур Виктор Владимирович

УО «Брестский государственный технический университет», г. Брест, Беларусь, заслуженный работник образования РБ, д-р. техн. наук, профессор, заведующий кафедрой технологии бетона и строительных материалов.

E-mail: profturvic@gmail.com

Воробей Александр Петрович

УО «Брестский государственный технический университет», г. Брест, Беларусь, магистр, аспирант кафедры строительных конструкций.

E-mail: mag01414@g.bstu.by

Information about authors:

Tur Viktar V.

Brest State Technical University, Brest, Belarus,

Dr. tech. science, Professor, Head the Department of Concrete Technology and Construction Materials.

E-mail: profturvic@gmail.com

Varabei Aliaksandr P.

Brest State Technical University, Brest, Belarus,
Master of eng. science, post-graduate student.

E-mail: mag01414@g.bstu.by

ОЦЕНКА КРИТИЧЕСКИХ СКОРОСТЕЙ ДВИЖЕНИЯ ПОЕЗДОВ В ТОННЕЛЯХ ИЗ ОПУСКНЫХ СЕКЦИЙ

ПЕСТРЯКОВА Е.А.¹, ЗЕРНОВ И.И.², ХАРИТОНОВ С.С.¹

¹Российского университета транспорта (МИИТ), г. Москва, Россия

²АО «Метрогипротранс», г. Москва, Россия

Аннотация. Рассмотрены преимущества сооружения тоннеля из опускных секций через пролив Невельского, основные конструктивные элементы и технология строительства такого тоннеля. Описана проблема увеличения воздействий подвижного состава на конструкцию тоннелей, расположенных в слабых водонасыщенных грунтах при движении нагрузки с критическими скоростями. Отмечается, что в слабых грунтах критическая скорость определяется скоростью распространения поверхностных волн Релея. В ходе работы было замечено, что при достижении критических скоростей возможно существенное увеличение динамических воздействий на грунтовое основание. Представлена методика определения критических скоростей подвижной нагрузки в тоннелях с использованием преобразования Фурье и теории вычетов. Рассмотрен пример определения критических скоростей движения нагрузки с использованием представленной методики. Сделан вывод, что в настоящее время критические скорости движения нагрузки достижимы.

Ключевые слова: тоннель; опускные секции; пролив Невельского; критические скорости; преобразование Фурье.

EVALUATION OF CRITICAL SPEEDS OF TRAINS IN IMMERSED TUNNELS

PESTRYAKOVA E.A.¹, ZERNOV I.I.², KHARITONOV S.S.¹

¹Russian University of Transport (MIIT), Moscow, Russia

²JSC “Metrogiprotrans”, Moscow, Russia

Abstract. The advantages of building a tunnel from lower sections through the Nevelskoy Strait are considered. The problem of increasing the impact of the rolling stock on the tunnel design when critical speeds are achieved is described. It is noted that in weak soils the critical speed is determined by the speed of propagation of Rayleigh surface waves. In the course of the work, it was noted that when critical speeds are reached, a significant increase in the dynamic impacts on the soil foundation is possible. A technique for calculating the tunnel for determining the critical velocities using the Fourier transform and the theory of residues is presented. An example of determining the critical speeds of the load movement using the presented methodology is considered. It is concluded that, at present, the critical speeds of the movement of the load are achievable.

Keywords: tunnel; lowering sections; the Nevelskoy Strait; critical speeds; Fourier transform.

Введение

К началу XXI века Российско-Японские отношения достигли наиболее высокого уровня развития, и активно развиваются в политической и экономической, где приоритет отдается торгово-экономическому сотрудничеству, сферах [1].

На фоне интенсификации Российско-Японских отношений появились сообщения об обсуждении возможности становления Японии континентальной державой с помощью России [2], что дает основания предполагать в будущем строительство транспортного перехода

материк-Сахалин-Хоккайдо. Идея о сооружении постоянного транспортного перехода через пролив Невельского появилась сто лет назад и теперь данный переход может стать частью международного транспорта коридора Европа-Россия-Япония через Сахалин. Этот путь сократит время доставки товаров из Японии в Европу в три раза по сравнению с традиционным маршрутом через Индийский океан и Суэцкий канал, сухопутная транспортировка грузов по железной дороге позволит сделать их доставку более дешевой и безопасной. Грузопоток на данном направлении мог бы составить до 30 млн тонн к 2030 году [3].

С учетом вышесказанного, одним из наиболее важных инфраструктурных проектов является организация транспортного перехода через пролив Невельского.

Необходимо обратить внимание на сложные инженерные условия в районе предполагаемого транспортного перехода, которые обусловлены высокой сейсмичностью района (более 8 баллов), резким отличием инженерно-геологических условий на материковой и островной частях планируемого перехода, наличием сильных ветров (ветры 15 м/сек и более – до 185 дней в году), ледовых явлений, высоких приливов и быстрых течений [4].

С учетом сложных инженерных условий и современных возможностей науки и техники в Российской Федерации, возможным эффективным решением перехода через пролив Невельского может стать тоннель из опускных секций.

Тоннели из опускных секций имеют ряд преимуществ при сравнении их с другими типами переходов при пересечении водных препятствий [5,6]. Представим эти преимущества.

1. Так как тоннели из опускных секций размещаются на небольшой глубине относительно дна водоема подходы к таким тоннелям являются относительно короткими.

2. Технология строительства тоннелей из опускных секций позволяет производить параллельно несколько секций на берегу, что ускоряет процесс строительства и особенно актуально в рассматриваемой авторами ситуации, так как скорейшая реализация проекта транспортного перехода создаст условия для интенсификации предметных переговоров России, Японии и Европы в отношении торгового сотрудничества.

3. Производство секций тоннеля не влияет на судоходство в регионе строительства.

4. Сечению тоннеля можно придать необходимую форму, что позволяет избежать излишка высоты сечения.

5. Эффективно использовать тоннели из опускных секций в регионах с повышенной опасностью природных рисков, таких как рассматриваемый регион, так как такие тоннели не подвержены нагрузкам от ледохода или штормов. Тоннели из опускных секций также могут быть эффективно использованы в районах с повышенной сейсмической опасностью.

6. При строительстве тоннеля из опускных секций, элементы тоннеля можно сооружать на большом расстоянии от места установки, что позволяет избежать опасных природных и техногенных воздействий района строительства и получить экономический эффект от упрощения доставки к месту сооружения секций строительных материалов, оборудования и рабочей силы.

Тем не менее сооружение тоннелей из опускных секций имеет и недостатки, которые в основном связаны с экологией района строительства. Сооружение таких тоннелей может влиять на место обитания рыб, течения и прозрачность воды. При пересечении трассы тоннеля из опускных секций и судоходного пути как правило требует специального согласования. Некоторые водоемы, имеют загрязненные отложения, которые требуют особого обращения. Так при пересечении трассы тоннеля из опускных секций с загрязненными отложениями может потребоваться регулируемое удаление грунта, которое позволит максимально уменьшить попадание загрязнение в воду, что может потребовать дополнительных вложений времени и средств.

В учебном пособии [7] приведены сведения по проектированию и строительству подводных транспортных тоннелей из опускных секций. Представлены основные методы расчета опускных секций на стадии строительства и эксплуатации. Подробно описан отечествен-

ный опыт сооружения подводных тоннелей в нашей стране. Описаны нереализованные проекты вариантов тоннелей, разработанных в РФ. В частности, достаточно подробно представлены варианты проектов переходов через Керченский пролив и пролив Невельского. Таким образом можно заключить, что российские ученые и проектировщики готовы к реализации проектов сооружения тоннелей из опускных секций.

В связи с вышесказанным вариант реализации транспортного перехода через пролив Невельского в виде тоннеля из опускных секций может быть рассмотрен, как один из возможных.

Одними из наиболее важных критериев оценки предлагаемых вариантов, при реализации крупных инфраструктурных проектов, являются надежность и безопасность, в связи с чем основным вопросом, рассматриваемым в статье, будет оценка надежности конструкции тоннеля из опускных секций при движении по тоннельным путям поездов.

С учетом перспективного развития высокоскоростного движения в России, в статье будут определены критические скорости для тоннеля из опускных секций, что позволит оценить возможность применения высокоскоростного подвижного состава в предлагаемом варианте тоннеля.

1 Конструкция тоннелей из опускных секций

Можно выделить два основных типа тоннелей из опускных секций по способу изготовления секций: железобетонные; стальные. Стальные тоннели состоят из стального короба с ребрами жесткости и бетона, при бетонировании стальной короб выполняет роль опалубки. После бетонирования стальная и бетонная части конструкции работают совместно. Секции железобетонных тоннелей сооружаются с использованием арматурных каркасов или предварительно напряженных арматурных стержней.

При изготовлении стальных тоннелей из опускных секций стальная часть конструкции секций монтируется на берегу, а бетонирование производится после доставки секции к месту установки (на плаву). Секции железобетонных тоннелей практически полностью изготавливаются на берегу, после чего спускаются на воду. Секции стальных тоннелей обладают значительно большей плавучестью чем секции железобетонных тоннелей.

Исторически железобетонные тоннели имели преимущественно прямоугольную форму, что особенно эффективно при строительстве широких транспортных магистралей и комбинированных переходов для использования одновременно железнодорожным и автодорожным транспортом. На данный момент в Европе, Юго-Восточной Азии и Австралии практически все тоннели из опускных секций являются железобетонными. В Японии количество стальных и железобетонных тоннелей из опускных секций практически одинаково. В Северной Америке большинство таких тоннелей металлические, хотя есть и железобетонные.

Тоннели из опускных секций сооружают круглой, прямоугольной, многоугольной и изогнутой с плоским дном формы поперечного сечения. Преобладающей в США формой поперечного сечения является круговое сечение в многоугольном стальном кожухе (как правило восьмиугольном). Бетонирование секций стальных тоннелей производится на плаву, что прямо противоположно подходу, используемому при сооружении железобетонных тоннелей, секции которых спускаются на воду готовыми. Технологический процесс бетонирования стальных секций тоннелей организуют таким образом, чтобы обеспечить минимальные деформации конструкции секции и минимизировать возникающие в сечении напряжения. Стальные тоннели из опускных секций можно разделить на три типа по способу работы сечения секций: однородная оболочка, двойная оболочка, сэндвич.

Учитывая необходимость сооружения двухпутного железнодорожного перехода через пролив Невельского наиболее эффективным типом конструкции будет прямоугольная железобетонная, что позволит избежать избытка высоты сечения сооружения.

2. Железобетонные тоннели из опускных секций

В последнее время сооружение тоннелей из железобетонных секций стремительно развивалось. Достигнуты значительные успехи в проектирование, строительстве таких тоннелей, в использовании новых материалов и методов строительства, существенно уменьшилось водоцементное отношение и были предприняты шаги по снижению теплоты гидратации, что привело к уменьшению количества трещин, образующихся при твердении бетона. Уменьшение количества трещин является ключевым фактором для водонепроницаемости секций.

Достигнуты успехи в скорости производства тоннельных секций рассматриваемого типа. Так длина сегмента бетонирования секции полной ширины за одну операцию за долгие годы увеличилась с 10 м до 20 м, несмотря на большие требуемые для этого объемы бетона и процессы расширения-сжатия, которые происходят в бетоне в течении первых дней после бетонирования силу высокой температуры гидратации.

Для предотвращения появления трещин в бетоне при твердении применяется охлаждение бетона с применением погруженных в него рефрижераторных труб, создание новых типов бетонных смесей, низкотемпературный цемент, как например молотый гранулированный доменный цемент, экранирование бетона от стальных элементов.

Технологически, как правило, в первую очередь бетонируется дно секции, на следующем этапе бетонируются стены, а затем перекрытие. Однако разработаны технологии, позволяющие бетонировать стены и дно секции через перекрытие, что позволяет уменьшить количество строительных соединений снаружи секции. Поскольку строительные соединения наиболее чувствительны к протечкам, уменьшения их количества является целесообразным для обеспечения герметичности секции.

При сооружении секций из железобетона используется в том числе и преднапряжённый железобетон для восприятия изгибающих моментов и уменьшения растрескивания. Некоторые секции могут быть предварительно напряжены в поперечном направлении, а некоторые в продольном. Тщательная детализация и проработка процесса сооружения секции, а также качественное изготовление способны практически полностью устраниить риск наличия в готовой секции опасных трещин в бетоне.

Торцы секции герметизируются временными перегородками, после чего котлованы или сухие доки заполняются водой, секции всплывают и их буксируют к месту установки (рис. 1).

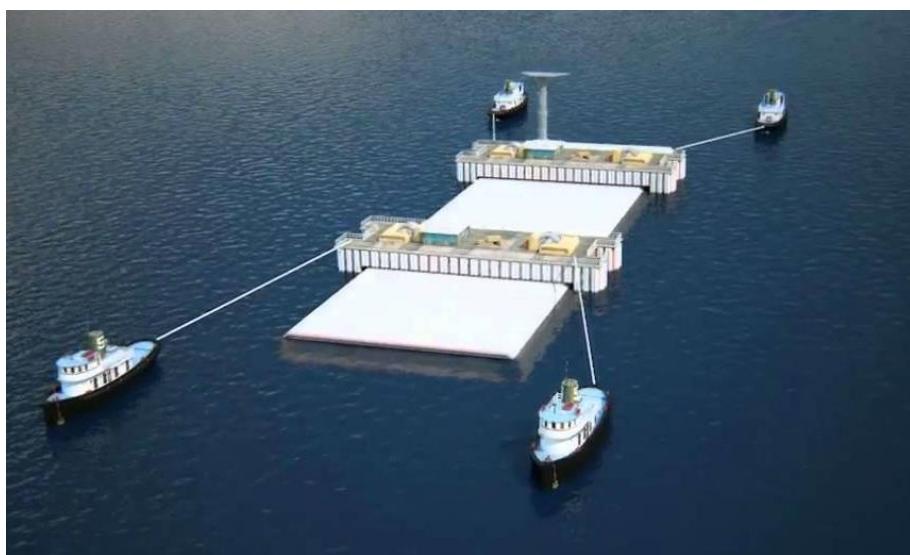


Рисунок 1 - Транспортировка тоннельной секции

Секцию буксируют к месту установки над специально подготовленной траншееей, после чего секцию прикрепляют к опускающему устройству (кран, pontoны, баржа и т.д.) и заполняют балласты для погружения секции и установки в проектное положение (рис. 2).

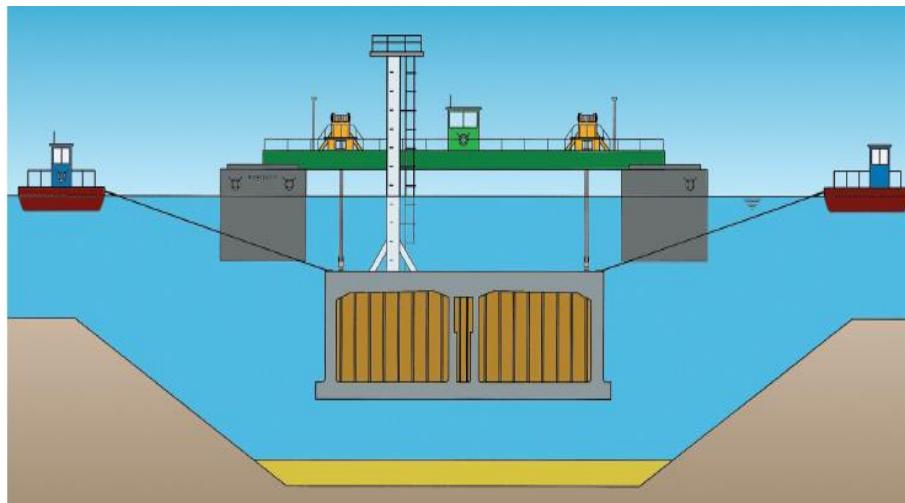


Рисунок 2 – Схема процесса погружения тоннельной секции в подготовленную траншеею

Балластом могут служить временные резервуары для воды внутри тоннельной секции, или конструкция секции, которая заполняется бетоном в месте установки. После установки секции в проектное положение ее соединяют с предыдущей секцией. После соединения соседних элементов откачивается вода, заполняющая свободное пространство между переборками соседних элементов. Далее завершаются фундаментные работы и работы по герметизации соединения между секциями. После чего аналогичным способом устанавливается следующая секция тоннеля. Затем могут быть удалены переборки соседних элементов и произведен внутренний осмотр тоннельной секции. По соображениям безопасности переборки в соединении с последним установленным элементом не демонтируются.

После поведения всех указанных операций пространство вокруг секции засыпается и, при необходимости, устраивается защитный слой из грунта и камней над перекрытием секции. Вариации метода строительства касаются главным образом применяемых материалов и местоположения участка изготовления секций тоннеля.

3. Особенности воздействий поездов на тоннели, расположенные на слабых грунтах

Подвижной состав при движении генерирует вибрации, интенсивность которых обусловлена большим количеством прогнозируемых и случайных факторов. Одним из определяющих и прогнозируемых факторов динамической нагрузки подвижного состава на конструкцию верхнего строения пути и искусственные сооружения является скорость движения - при возрастании скорости движения, в общем случае, увеличивается динамическая нагрузка. Однако, кроме непосредственной зависимости между скоростью движения нагрузки и уровнем воздействия на конструкцию, существуют эффекты увеличения вибраций, генерируемых рельсовым транспортом, и прогибов конструкции, по которой осуществляется движение, обусловленные скоростью распространения волн напряжений в конструкции и в основании и скоростью собственных колебаний конструкций [8]. Такие скорости называют критическими. При расположении тоннелей на слабых грунтах величины критических скоростей могут не высокими, так как определяются скоростями распространения поверхностных волн Рэлея.

В предыдущей статье авторов [9], были указаны ссылки на информацию о натурных испытаниях и теоретических исследованиях, которые наглядно показывают возможность достижения современным транспортом критических скоростей. Было также указано, что, осно-

вываясь на широком научном опыте, для транспортных сооружений, как определяющие степень надежности, можно выделить скорости распространения поверхностных волн Рэлея в подстилающем слое грунта и минимальные фазовые скорости изгибных волн, распространяющихся в конструкции пути.

В настоящей работе тоннель будет рассматриваться как балка на упруго-вязком основании, поэтому будет оцениваться фазовая скорость распространения изгибных волн в тоннельной обделке. При движении поездов со скоростями, близкими к критическим, вибрации и деформации тоннельной обделки могут существенно увеличиваться.

4. Определение критических скоростей в тоннелях, расположенных на слабых грунтах

При движении поездов в тоннелях, расположенных на слабых грунтах, при достижении поездами критических скоростей могут возникнуть повышенные вибрации, которые могут привести к разжижению грунтов и уменьшению их несущей способностью. Величины критических скоростей зависят жесткости конструкции, по которой перемещается подвижная нагрузка скорости движения нагрузки.

Для определения критических скоростей движения поездов в тоннелях из опускных секций воспользуемся моделью балки Тимошенко [10] на упругом основании при воздействии постоянной силы, движущейся с постоянной скоростью (рис. 3). В таком случае модели балок Эйлера-Бернули и Рэлея можно рассматривать как частные случаи, полагая соответствующие параметры равными нулю.

$$EI \frac{\partial^4 u}{\partial x^4} - mr^2 \left(1 + \frac{E}{\gamma G} \right) \frac{\partial^4 u}{\partial x^2 \partial t^2} - S \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + m \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + \frac{m^2 r^2}{\gamma G A} \frac{\partial^4 u}{\partial t^4} + ku = P \delta(x - Vt), \quad (1)$$

где $P \delta(x - Vt)$ – сосредоточенная сила, движущаяся с постоянной скоростью;

m , E , G – погонная масса и модули упругости при растяжении и сдвиге материала балки;

I , A , r – момент инерции, площадь, радиус инерции поперечного сечения балки;

$\gamma = A/A_{cm}$ – коэффициент, учитывающий влияние формы сечения на деформацию сдвига элемента балки;

A_{cm} – площадь стенки;

S – продольная сила;

k – коэффициент постели основания.

Для получения решения уравнения (1) воспользуемся преобразованием Фурье по двум переменным:

$$\begin{aligned} \tilde{f}(\nu, \omega) &= F[f(x, t)] = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} f(x, t) e^{i\nu x} e^{i\omega t} dx dt \\ f(x, t) &= F^{-1}[\tilde{f}(\nu, \omega)] = \frac{1}{(2\pi)^2} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \tilde{f}(\nu, \omega) e^{-i\nu x} e^{-i\omega t} d\nu d\omega, \end{aligned} \quad (2)$$

где ω и V – параметры преобразования Фурье: круговая частота и волновое число.

Применим преобразование Фурье к уравнению (1), учитывая нулевые граничные условия при $x \rightarrow \pm \infty$, получим:

$$\left[EI\nu^4 - mr^2 \left(1 + \frac{E}{\gamma G} \right) \nu^2 \omega^2 + S\nu^2 - m\omega^2 + \frac{m^2 r^2}{\gamma G A} \omega^4 + k \right] U(\nu, \omega) = 2\pi P \delta(\nu V + \omega), \quad (3)$$

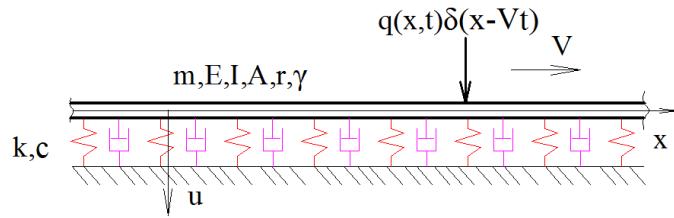


Рисунок 3 – Расчётная модель балки на упругом основании.
Продольная сила S может принимать и положительные и отрицательные значения

При выполнении преобразования Фурье использовались следующие свойства дельта функций Дирака [11]:

$$\begin{aligned} \int_{-\infty}^{\infty} f(x)\delta(x-x_0)dx &= f(x_0) \\ \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} f(x,t)\delta(x-x_0)\delta(t-t_0)dxdt &= f(x_0, t_0). \\ \int_{-\infty}^{\infty} e^{i(\omega+a)t} dt &= 2\pi\delta(\omega+a) \end{aligned} \quad (4)$$

Из уравнения (3) получим выражение для изображения Фурье прогибов:

$$U(v, \omega) = \frac{2\pi P\delta(vV + \omega)}{EIv^4 - mr^2 \left(1 + \frac{E}{\gamma G}\right)v^2\omega^2 + Sv^2 - m\omega^2 + \frac{m^2r^2}{\gamma GA}\omega^4 + k}. \quad (5)$$

Применив обратное преобразование Фурье к полученному выражению (5), найдем функцию прогибов тоннеля:

$$u(x, t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{P \exp[-i(x-Vt)v]}{\left[EI + \frac{m^2r^2V^4}{\gamma GA} - mr^2V^2 \left(1 + \frac{E}{\gamma G}\right) \right] v^4 + (S - mV^2)v^2 + k} dv. \quad (6)$$

При выполнении обратного преобразования Фурье по частоте использовалось свойство функции Дирака. Вычисление интеграла (6) будет выполняться в комплексной плоскости с использованием контурного интегрирования и теории вычетов. Для этого необходимо найти корни знаменателя подынтегрального выражения, который представляет собой биквадратное уравнение:

$$\left[EI + \frac{m^2r^2V^4}{\gamma GA} - mr^2V^2 \left(1 + \frac{E}{\gamma G}\right) \right] v^4 + (S - mV^2)v^2 + k = 0. \quad (7)$$

Определитель биквадратного уравнения имеет вид:

$$\Delta = (S - mV^2)^2 - 4k \left[EI + \frac{m^2r^2V^4}{\gamma GA} - mr^2V^2 \left(1 + \frac{E}{\gamma G}\right) \right]. \quad (8)$$

При движении силы с критической скоростью по балке на сплошном упругом основании без демпфирования прогиб балки стремится к бесконечности. В таком случае знаменатель выражения (6) имеет кратные действительные полюса. Этим условиям соответствуют: $\Delta = 0$ и $\bar{S} - \bar{m}V^2 < 0$.

Два корня $v_1 = v_3 = -\frac{\bar{S} - \bar{m}V^2}{2}$ расположены в правой полуплоскости, корни $v_2 = v_4 = \frac{\bar{S} - \bar{m}V^2}{2}$ - в левой полуплоскости. Схема расположения корней на комплексной плоскости представлена на рисунке 5.

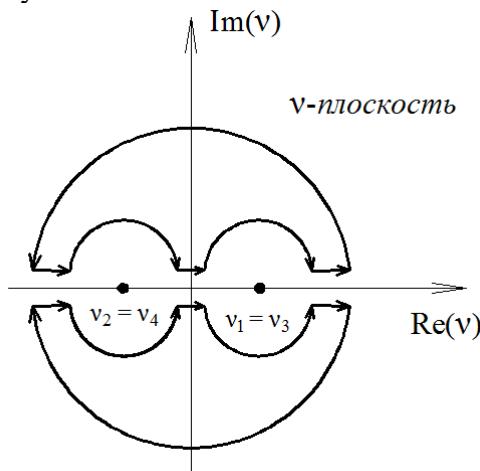


Рисунок 5 – Схема расположения корней знаменателя на комплексной плоскости при $\Delta = 0$ и $\bar{S} - \bar{m}V^2 < 0$

В остальных случаях, при $x - Vt \rightarrow \infty$, такое явление не наблюдается. Таким образом, уравнение (8) $\Delta = 0$ и неравенство $\bar{S} - \bar{m}V^2 < 0$ являются необходимыми и достаточными условиями для определения критических значений скоростей бесконечной балки на упругом основании при воздействии подвижной нагрузки.

Таким образом, выражение для определения критических скоростей для модели балки Тимошенко:

$$V_{cr}^2 = \frac{-2kr^2(\gamma G + E)A + \sqrt{4k^2r^4A^2(\gamma G + E)^2 + 4\gamma kEIGA(\gamma GA - 4kr^2)}}{m(\gamma GA - 4kr^2)}. \quad (9)$$

Для модели балки Рэлея без учета влияния сдвига, выражение для критической скорости можно представить в виде:

$$V_{cr}^2 = \frac{-2kr^2 + \sqrt{4k^2r^4 + 4kEI}}{m}. \quad (10)$$

Для модели балки Эйлера-Бернулли без учета влияния сдвига и вращения критическая скорость определяется простым выражением:

$$V_{cr}^2 = \sqrt{\frac{4kEI}{m^2}}. \quad (11)$$

Для определения коэффициента постели упругого основания воспользуемся выражением:

$$K = \sqrt{\mu(\lambda + 2\mu)}, \quad (12)$$

где μ и λ - константы Ляме, определяемые выражениями:

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (13)$$

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

В качестве примера, определим критические скорости для тоннеля из опускных секций, используя для описания поведения обделки различные модели балки на упругом основании. При этом воспользуемся характеристиками грунтов, соответствующими условиям пролива им. Невельского. Поперечное сечение тоннеля показано на рисунке 6. Характеристики обделки и грунта представлены в таблице 1.

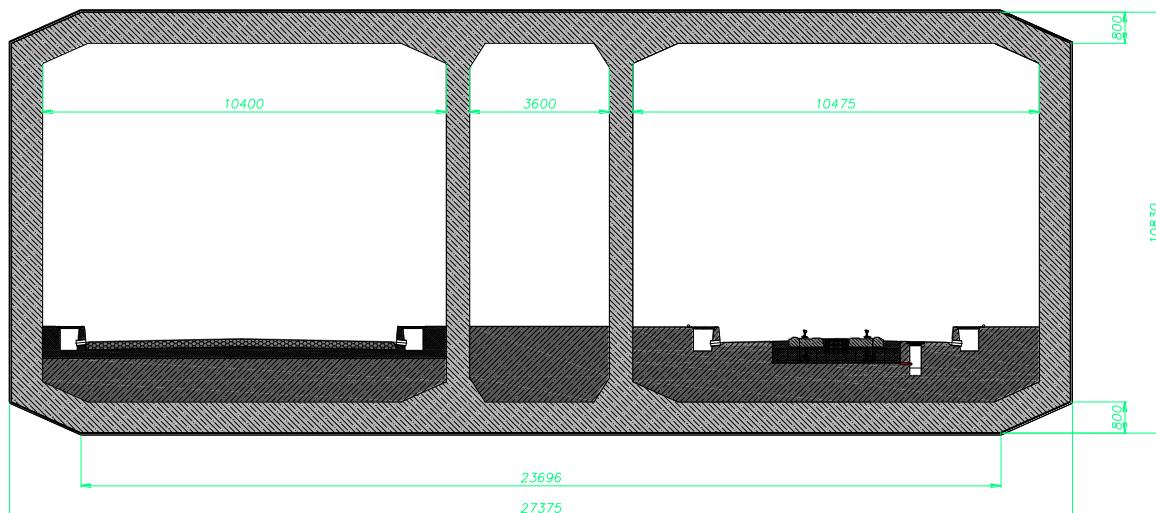


Рисунок 6 - Поперечное сечение тоннеля

Подставляя эти исходные данные в выражения (9), (10) и (11), получим значения критических скоростей, соответствующие разным моделям: для балки Тимошенко – 112, м/с, для балки Релея – 156,8 м/с, для балки Эйлера-Берннули – 157,1 м/с. Заметим, что значение критической скорости для балки Тимошенко является самым минимальным.

Таблица 1 – Характеристики тоннеля и грунта

Параметр	Тоннельная обделка	Переслаивание песка мелко- и тонкозернистого водонасыщенного и ила
Плотность ρ , кг/м ³		1550
Модуль упругости E , МПа	$36 \cdot 10^3$	66,03
Модуль сдвига G , МПа		22,32
Коэффициент Пуассона		0,4
Коэффициент постели k , МПа		32,68
Погонная масса, кг/м	203340	
Площадь поперечного сечения A , м ²	71,87	
Момент инерции I , м ⁴	1326,68	
Радиус инерции r , м	4,29	
Коэффициент сдвига, γ	4.11	

При рассмотрении проблемы увеличения воздействий подвижного состава на конструкцию тоннелей, расположенных в слабых водонасыщенных грунтах при движении с критическими скоростями, были получены значения этих критических скоростей. Для модели балки Тимошенко – 112, м/с, что соответствует 403 км/ч. В настоящее время такие скорости достижимы, поэтому эта проблема требует особого внимания и дополнительного изучения.

5. Выводы по результатам исследования.

Исследованию были подвергнуты аспекты надежности конструкции тоннелей из опускных секций с точки зрения увеличения воздействия подвижного состава на тоннель, расположенный в слабых, водонасыщенных грунтах. На основании предложенного в работе решения по определению критических скоростей подвижной нагрузки в тоннелях с использованием преобразования Фурье и теории вычетов проведен расчет критических скоростей движения состава, для типичного грунта сложения дна водоема, и сделан вывод о достижимости таких скоростей на существующем уровне развития техники, и, как следствие, необходимости учета эффекта увеличения динамического воздействия состава на конструкцию, описанного в работе, при проектировании тоннелей из опускных секций и выборе параметров движения транспорта по таким тоннелям.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Абдулмаджидова П.С. Российско-японские отношения на современном этапе. Дис. канд. полит. наук. По спец. «Политические проблемы международных отношений и глобального развития». Москва. 2005.
2. Комсомольская правда [Электронный ресурс]: офиц. сайт. Москва, 2017. URL: <https://www.kp.ru/daily/26728.4/3754385/> (дата обращения 27.05.2018).
3. Гудок [Электронный ресурс]: офиц. сайт. Выпуск №113 (25782) 06.07.2015. URL: <http://www.gudok.ru/newspaper/?archive=2015.07.06> (дата обращения 28.05.2018)
4. Главное управление МЧС России по Сахалинской области [Электронный ресурс]: офиц. сайт. URL: <http://65.mchs.gov.ru/folder/538217> (дата обращения 25.05.2018).
5. Курбацкий Е. Н., Нгуен Ван Хунг. Транспортные тоннели из опускных секций // Мир транспорта. 2014. № 6(55). С. 160 – 173.
6. Курбацкий Е. Н. Преимущества тоннелей из опускных секций при сооружении транспортных переходов через протяженные водные (морские) преграды // Метро и тоннели. 2014. № 4. С. 28—32.
7. Маковский Л.В., Кравченко В.В. М15 Подводные транспортные тоннели из опускных секций: учебное пособие. М.: КНОРУС, 2016. 144 с.
8. Нгуен Чонг Там Воздействие высокоскоростных подвижных нагрузок на балки, плиты и полупространство. Дис. канд. техн. наук. По спец. «Строительная механика». Москва. 2015.
9. Зернов И. И., Пестрякова Е. А., Харитонов С. С. Воздействие высокоскоростного подвижного состава на верхнее строение пути и конструкции обделок тоннелей из опускных секций // Строительство и реконструкция. 2018. № 2 (76). С. 18-26.
10. Тимошенко С. П. Сопротивление материалов. Ч. 1–2. М.: Наука, 1965. Ч. 1. 364 с.; Ч. 2. 480 с.
11. Гельфанд И. М., Шилов Г. Е. Обобщённые функции и действия над ними. М.: Добросвет, 2000. 400с.

REFERENCES

1. Abdulmadzhidova P.S. Rossiysko-yaponskiye otnosheniya na sovremennom etape. Dis. cand. polit. sci. Sepec. “Politicheskiye problemy mezhdunarodnykh otnoshenii i global'nogo razvitiya” [Political problems of international relations and global development]. Moscow. 2005. (rus)
2. Komsomol'skaya pravda URL: <https://www.kp.ru/daily/26728.4/3754385/> (available on 27.05.2018).
3. Gudok URL: <http://www.gudok.ru/newspaper/?archive=2015.07.06> (data obrashcheniya 28.05.2018)
4. Glavnoye upravleniye MCHS Rossii po Sakhalinskoy oblasti URL: <http://65.mchs.gov.ru/folder/538217> (data obrashcheniya 25.05.2018).
5. Kurbatskiy Ye. N., Nguyen Van Khung. Transportnyye tonneli iz opusknnykh sektsiy [Transport tunnels from descending sections]. *Mir transporta*. 2014. No 6(55). Pp. 160 – 173. (rus)
6. Kurbatskiy Ye. N. Preimushchestva tonneley iz opusknnykh sektsiy pri sooruzhenii transportnykh perekhodov cherez protyazhennyye vodnyye (morskiye) pregrady [Advantages of tunnels from the descending sections when constructing transport junctions through extended water (sea) barriers]. *Metro i tonneli*. 2014. No 4. Pp. 28—32. (rus)

7. Makovskiy L.B., Kravchenko V.V. M15 Podvodnyye transportnyye tonnelli iz opusknykh sektsiy [M15. Underwater transport tunnels from the descending sections: study guide]. Moscow: KNORUS, 2016. 144 p. (rus)
8. Nguyen Chong Tam Vozdeystviye vysokoskorostnykh podvizhnykh nagruzok na balki, plity i poluprostranstvo [Impact of high-speed moving loads on beams, slabs and half-space]. Dis. cand. tech. sci. Spec. "Structural Mechanics". Moscow. 2015. (rus)
9. Zernov I. I., Pestyakova Ye. A., Kharitonov S. S. Vozdeystviye vysokoskorostnogo podvizhnogo sostava na verkhneye stroyeniye puti i konstruktsii obdelok tonneley iz opusknykh sektsiy [The impact of high-speed rolling stock on the superstructure and the design of immersed tunnels]. *Building and Reconstruction*. 2018. No 2 (76). Pp. 18-26. (rus)
10. Timoshenko S. P. Soprotivleniye materialov [Resistance of materials]. Parts 1-2. Moscow: Nauka, 1965. Part 1. 364 p.; Part 2. 480 p. (rus)
11. Gel'fand I. M., Shilov G. Ye. Obobshchonnyye funktsii i deystviya nad nimi. Moscow: Dobrosvet, 2000. 400p. (rus)

Информация об авторах:

Пестрякова Екатерина Алексеевна

Российский университет транспорта (МИИТ),
127994, Россия, г. Москва, ул. Образцова, д 9, стр. 9,
старший преподаватель кафедры «Мосты и тоннели»
E-mail: usd.miit@gmail.com

Зернов Иван Игоревич

АО «Метрогипротранс»,
127994, г. Москва, ул. Образцова, д 9, стр. 9,
инженер АО «Метрогипротранс».
E-mail: usd.miit@gmail.com

Харитонов Сергей Сергеевич

Российский университет транспорта (МИИТ),
127994, Россия, г. Москва, ул. Образцова, д 9, стр. 9,
аспирант кафедры «Мосты и тоннели».
E-mail: mr.kharitonov.94@mail.ru

Information about authors:**Pestyakova Ekaterina A.**

Russian University of Transport (MIIT),
127994, Russia, Moscow, st. Obraztsova, d 9, p. 9,
Senior Lecturer at the Bridges and Tunnels Department
Email: usd.miit@gmail.com

Zernov Ivan I.

JSC "Metrogiprotrans"
127994, Moscow, st. Obraztsova, d 9, p. 9,
engineer JSC "Metrogiprotrans".
Email: usd.miit@gmail.com

Kharitonov Sergey S.

Russian University of Transport (MIIT),
127994, Russia, Moscow, st. Obraztsova, d 9, p. 9,
Postgraduate student of the department "Bridges and tunnels".
E-mail: mr.kharitonov.94@mail.ru

ОСОБЕННОСТИ ДИНАМИЧЕСКИХ ДОГРУЖЕНИЙ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКТИВНЫХ СИСТЕМ ПРИ ГИПОТЕТИЧЕСКОМ УДАЛЕНИИ ОДНОЙ ИЗ НЕСУЩИХ КОНСТРУКЦИЙ И ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИИ

ФЕДОРОВА Н.В.¹, ИЛЮЩЕНКО Т.А.², МЕДЯНКИН М.Д.¹, ИНСАФУТДИНОВ А.Р.¹

¹Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет, г. Москва, Россия

²Юго-Западный государственный университет, г. Курск, Россия

Аннотация. Приведены аналитические зависимости для определения параметров диаграммы статико-динамического деформирования железобетонных элементов конструктивных систем при гипотетическом удалении из системы одной из несущих конструкций и с учетом трещинообразования в этих элементах. Зависимость "момент-кривизна" для изгибаемых обычных и преднатяженных, а также внецентренно сжатых конструкций приняты билинейными, причем нелинейные участки деформирования для обычных и преднатяженных конструкций приняты параллельными. С использованием полученных зависимостей приведен алгоритм определения динамической кривизны в железобетонных элементах при рассматриваемом режиме нагружения. Даны результаты численного анализа параметров диаграммы статико-динамического деформирования на примере двухпролетной, трехэтажной рамы, ригели которой армированы двойной преднатяженной арматурой.

Ключевые слова: статико-динамическое деформирование, кривизна, диаграммный метод, прогрессирующее обрушение.

FEATURES OF DYNAMIC LOADS OF RC ELEMENTS OF STRUCTURAL SYSTEMS IN THE HYPOTHETICAL REMOVAL OF ONE OF THE BEARING STRUCTURES AND CRACKS FORMATION

FEDOROVA N.V.¹, IL'YUSHCHENKO T.A.², MEDYANKIN M.D.¹, INSAFUTDINOV A.R.¹

¹Moscow State University of Civil Engineering, Moscow, Russia

²South-West State University, Kursk, Russia

Abstract. Analytical dependencies for determining of the parameters of the static-dynamic deformation diagram of RC elements of structural systems due to crack formation are given in the article. The moment-curvature dependence is assumed to be bilinear for bending non-tensioned and prestressed, as well as eccentrically loaded structures. Nonlinear deformation sections are assumed to be parallel for non-tensioned and prestressed structures. An algorithm for determining of the dynamic curvature in RC elements for the considered loading condition with the use of the dependencies is given. The results of the numerical analysis of the parameters of the static-dynamic deformation diagram are given using of a two-span three-story frame the beam of which are reinforced with two-way prestressed reinforcement.

Keywords: static-dynamic deformation, curvature, Pushover analysis, progressive collapse.

Введение.

Проблеме защиты зданий и сооружений в последние два-три десятилетия, как в России [1-6], так и в ряде зарубежных стран [7-18], стали уделять больше внимания. Можно отметить, что выполнено значительное число теоретических исследований, проведены отдельные экспериментальные исследования конструкций и конструктивных систем из различных материалов. В некоторых странах подготовлены и введены в практику проектирования нормативные документы нового поколения, например, [19-22]. В то же время ряд задач, связанных

ных с этой проблемой, остаются нерешенными. К одной из таких задач относится задача определения динамических догружений в элементах конструктивных систем из железобетона при гипотетическом удалении из системы одной из несущих конструкций. Физическая сущность этой задачи в постановочном плане была рассмотрена в работе [23]. В развитие этих исследований в настоящей статье, с использованием диаграммного метода, на энергетической основе, без привлечения аппарата динамики сооружений, рассмотрено определение динамических догружений в железобетонных элементах стержневой конструктивной системы. При этом рассмотрены две особенности структурной перестройки таких систем: 1) гипотетическое удаление одной из несущих конструкций; 2) образование трещин в элементах конструктивной системы.

Диаграммный метод определения динамических догружений.

В случае особого воздействия на балочную или рамно-стержневую систему из железобетона – гипотетического удаления из нее одной из несущих конструкций, в оставшихся элементах конструктивной системы возникают динамические догружения, вызванные внезапной структурной перестройкой такой системы и изменением ее статической определимости как минимум на единицу. На рисунке 1 представлены первичная (а) и вторичная (б) расчетные схемы до и после удаления центральной стойки рамы.

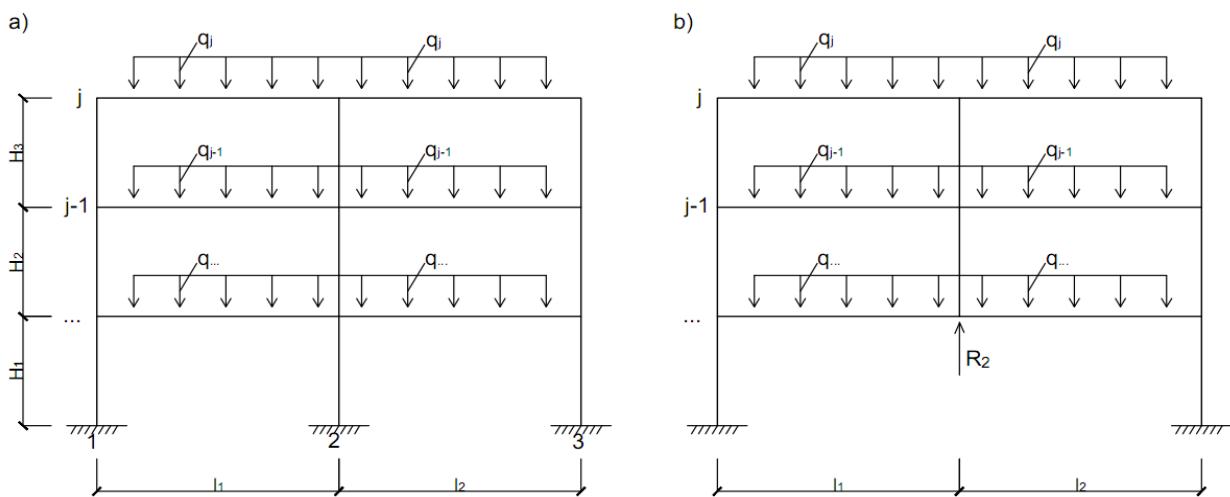


Рисунок 1 - Первичная (а) и вторичная (б) расчетная схема рамно-стержневой конструктивной системы при расчете на особое предельное состояние

В общем случае будем полагать, что ригели рамы выполнены предварительно напряженными с двойным по высоте сечения армированием. Установка предварительной арматуры в двух уровнях рассматривается как один из способов защиты конструктивной системы от прогрессирующего обрушения.

Следуя [24] кривизна в произвольном поперечном сечении ригеля рамы, например, сечение 1-1 (Рисунок 2) может быть определена из упрощенной зависимости «момент-кривизна» (Рисунок 3):

$$\alpha = (M - M_1)/B_1, \quad (1)$$

где M_1 - отрезок, отсекаемый на оси моментов диаграммы « $M - \alpha$ », при нагрузке выше нагрузки трещинообразования ($M > M_{crc}$). В напряженном элементе M_1 обозначено через $\overline{M_1}$

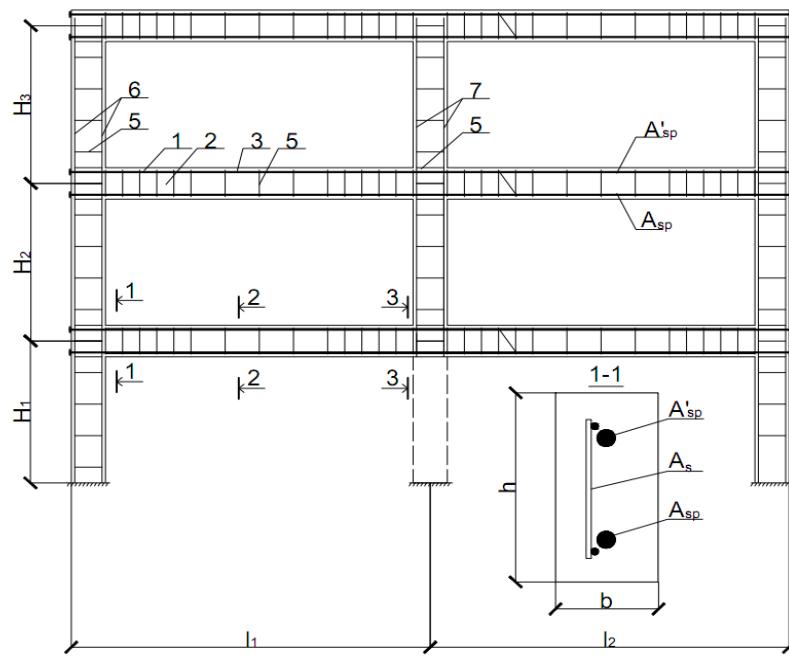


Рисунок 2 - Схема армирования рамно-стержневой системы с преднатяжеными ригелями

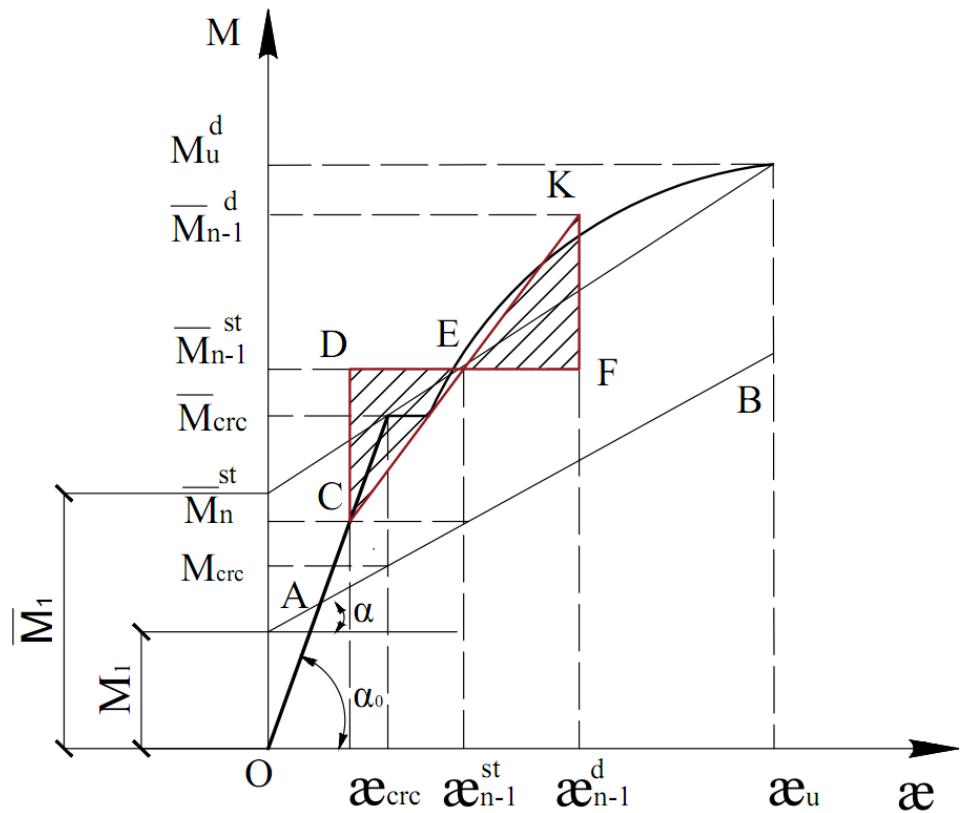


Рисунок 3 - Диаграмма «момент кривизна» статико-динамическом деформировании железобетонного сечения рамно-стержневой системы

Параметр B_1 характеризует жесткость железобетонного элемента, физический смысл которого на диаграмме $B_1 = \tan \alpha$.

Зависимость «М- α » установлена аппроксимацией кривых, полученных многовариантными численными исследованиями этой зависимости по формулам норм и пособий [25]. Один из вариантов такой аппроксимации показан в работе [24]. Согласно этим исследованиям диаграммы для определения кривизн изгибаемых обычных и предварительно напряженных, а также внецентренно сжатых конструкций могут быть приняты параллельными (см. рисунок 3). Это допущение позволяет принять в формуле (1) для B_1 единое математическое выражение, полученное из известных зависимостей для кривизны ненапряженных железобетонных элементов.

Значение жесткости железобетонного элемента после образования трещин определяется из выражения:

$$B_1 = \tan \alpha = \varphi_1 E_s A_s h_0^2, \quad (2)$$

где

$$\varphi_1 = \frac{z/h_0}{1,25 + \frac{\psi_b \cdot \mu \cdot \alpha}{\nu \cdot (\varphi_f + \xi)}}, \quad (3)$$

Как уже отмечалось значение M_1 определяется отрезком, отсекаемым продолжением прямой А - Б на диаграмме «момент-кривизна» до пересечения с осью моментов (см. рисунок 3):

$$M_1 = \varphi_2 b h^2 R_{bt,ser}, \quad (4)$$

где

$$\varphi_2 = \frac{\varphi_{ls} \cdot [0,292 + 0,75 \cdot (\gamma_1 + 2 \cdot \mu_1 \cdot \alpha) + 0,075 \cdot (\gamma'_1 + 2 \cdot \mu'_1 \cdot \alpha)]}{1,25 + \frac{\psi_b \cdot \mu \cdot \alpha}{\nu \cdot (\varphi_f + \xi)}}, \quad (5)$$

Коэффициенты φ_1 и φ_2 зависят от характеристик железобетонного элемента (армирования $\mu\alpha$ и формы сечения γ_1 и γ'_1 , но практически не зависят от нагрузки, и их вычисления представлены в пособиях, например, в [25] в табличной форме от указанных двух параметров. Остальные обозначения, входящие в (3) и (5) традиционны для теории железобетона и соответствуют обозначениям, принятым в [24,26].

Для определения M_1 в преднапряженных и внецентренно сжатых железобетонных элементах используем обозначения, принятые в общей формуле определения кривизны железобетонного элемента, и по аналогии с M_{crc} момент M_1 представим в виде:

$$M_1 = \varphi_2 b h^2 R_{bt,ser} + \varphi_3 N_{tot} (y_{so} + r), \quad (6)$$

где y_{so} - расстояние от центра тяжести приведенного сечения до центра тяжести сечения арматуры S ;

r - расстояние от этого же центра тяжести до ядровой точки;

N_{tot} - равнодействующая продольной силы N и усилия предварительного обжатия P .

При использовании такой зависимости формула (1) принимает следующий вид:

$$\alpha = \frac{M_s - \varphi_2 b h^2 R_{bt,ser} + \varphi_3 N_{tot} (y_{so} + r)}{\varphi_1 E_s A_s h_0^2} \quad (7)$$

где M_s - момент от всех сил и усилия предварительного обжатия P относительно центра тяжести площади сечения арматуры S .

Определение динамических кривизн может быть выполнено на энергетической основе [3] используя полученную описанным способом диаграмму «М- α ». При динамическом де-

формировании сечения железобетонного элемента условие постоянства полной энергии на рассматриваемом линейном участке деформирования определяется из условия равенства площадей заштрихованных треугольников CDF и EKF (см. рисунок 3):

$$\bar{M}_{n-1}^d = 2\bar{M}_{n-1}^{st} + \bar{M}_n^{st} \quad (8)$$

Уровень потенциальной энергии в рассматриваемом догружаемом элементе после структурной перестройки в конструктивной системе при принятых диаграммах деформирования элементов «М-æ» определяется выражением:

$$\Phi(\alpha)d\alpha = \int_0^{\alpha} M(\alpha)d\alpha = \int_0^{\alpha} (M_1 + \alpha B_1)d\alpha = \frac{B_1}{2}\alpha^2 + M_1\alpha. \quad (9)$$

Условие постоянства полной энергии для рассматриваемого сечения, приводит к выражению (см. рисунок 3):

$$\Phi(\alpha_{n-1}^d) - \Phi(\alpha_{n-1}^{st}) = \bar{M}_{n-1}^{st}(\alpha_{n-1}^{st} - \alpha_n^{st}). \quad (10)$$

Подставляя (9) в (10) получим квадратное уравнение относительно искомого неизвестного α_{n-1}^d , из решения которого получим:

$$\alpha_{n-1}^d = \frac{\bar{M}_{n-1}^{st} - M_1 + \sqrt{(\bar{M}_{n-1}^{st} - M_1)^2 + \bar{B}_1^2 \cdot (\alpha_n^{st})^2 - 2\bar{B}_1^2 \cdot \alpha_n^{st} \cdot (\bar{M}_{n-1}^{st} - M_1)}}{\bar{B}_1^2}. \quad (11)$$

В железобетонных конструкциях на жесткость B_1 на участке динамического деформирования С-К существенное значение оказывает уровень напряженного состояния в рассматриваемом элементе конструктивной системы при ее статическом нагружении. Если при статическом нагружении конструктивной системы в рассматриваемом конструктивном элементе образуются трещины, то жесткость B_1 может быть вычислена по формуле (2) с увеличением полученного значения на величину коэффициента динамичности φ . Коэффициент φ зависит от скорости динамического догружения рассматриваемого сечения и определяется по зависимостям, предложенными в работе [3]. Если при статическом нагружении конструктивной системы в рассматриваемом конструктивном элементе трещины не образуются, то жесткость принимается по значению начальной жесткости этого элемента B_0 . При этом, при определении напряжений в рабочей арматуре элемента на участке динамического деформирования, помимо приращений в арматуре от структурной перестройки конструктивной системы, вызванной удалением одной из конструкций, рассчитываемых по значению M_{n-1}^d , следует учитывать приращения напряжений в арматуре, вызванных образованием трещин в процессе динамического деформирования.

Численные результаты

Количественный анализ диаграммы статико-динамического деформирования преднапряженной железобетонной статически неопределенной рамно-стержневой конструктивной системы выполнен для сечения I-I (см. рисунок 2). Рама выполнена из бетона класса B40. Преднапряженная арматура класса A500, диаметром 8 мм установлена симметрично в верхней и нижней зонах сечения ригеля $A_{sp} = A'_{sp}$. Сечение ригелей принято 100x50 мм, пролет-1050мм. Высота каждого этажа рамы-450мм.

При назначенному начальному контролируемом напряжении $\sigma_{sp} = 571$ МПа, первые потери преднапряжения составили 143 МПа, вторые потери 40 МПа, контролируемое преднапряжение с учетом всех потерь $\sigma_{sp2} = 349,5$ МПа ($\gamma = 0,9$).

По результатам вычислений для рассматриваемого сечения получены следующие значения усилий и деформаций: $M_{crc} = 2,36$ кНм, соответствующая ему кривизна $\alpha_{crc} = 4,2 \cdot 10^{-5} \left(\frac{1}{\text{мм}} \right)$. При этом напряжение в арматуре составило $\sigma_{sp} = 547$ МПа. Значение момента в исходной n -раз статически-неопределенной конструкции рамы, при заданной эксплуатаци-

онной нагрузке $M_n^{st} = 2.5 \text{ кНм}$, а соответствующая ему кривизна $\alpha_n^{st} = 4.4 \cdot 10^{-5} (\frac{1}{\text{мм}})$. При этом напряжение в арматуре $\sigma_{sp} = 567 \text{ МПа}$.

Значение момента в этом же сечении рамы с удаленной центральной колонной составило $M_{n-1}^{st} = 9.32 \text{ кНм}$, соответственно $\alpha_{n-1}^{st} = 18.4 \cdot 10^{-5} (\frac{1}{\text{мм}})$ и $\sigma_{sp} = 2480 \text{ МПа}$. Из этого следует, что после удаления центральной стойки предельные деформации в арматуре, вычисленные по предельной кривизне, превышают предельно допустимые деформации $\alpha_{ult} = 5.8 \cdot 10^{-5} (\frac{1}{\text{мм}})$ для рассматриваемого сечения. Следовательно, эксплуатационной нагрузке и динамическом догружении конструктивной системы вызванном удалением центральной стойки, произойдет разрушение при опорного сечения рамы. Таким образом, для защиты рассматриваемой рамы от прогрессирующего обрушения следует увеличить высоту сечения ригелей первого этажа.

Вывод

Приведенные аналитические зависимости для определения параметров диаграммы статико-динамического деформирования предварительно напряженных железобетонных элементов конструктивных систем при гипотетическом удалении одной из несущих конструкций могут быть использованы для расчета защиты рамно-стержневых систем зданий и сооружений от прогрессирующего обрушения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Travush, V.I., Fedorova, N.V. Survivability of structural systems of buildings with special effects. Magazine of Civil Engineering. 2018. 81(5). Pp. 73–80. doi:10.18720/MCE.81.8.
2. Гениев Г.А., Колчунов В.И., Клюева Н.В. Прочность и деформативность железобетонных конструкций при запроектных воздействиях. – М. : ACB, 2004. – 216 с.
3. Колчунов В.И., Андрососва Н.Б., Клюева Н.В., Бухтиярова А.С. Живучесть зданий и сооружений при запроектных воздействиях. – М. : ACB, 2004. – 208 с.
4. Шапиро Г.И., Гасанов А.А. Численное решение задачи устойчивости панельного здания против прогрессирующего обрушения // International Journal for Computational Civil and Structural Engineering. 2016/ Vol. 12 Iss. 2. Pp. 158–166.
5. Кодыш Э.Н., Трекин Н.Н., Чесноков Д.А. Защита многоэтажных зданий от прогрессирующего обрушения // Промышленное и гражданское строительство. 2016. №6. С. 8–13.
6. Алмазов, В.О., Кхой Као Зуй. Динамика прогрессирующего разрушения монолитных многоэтажных каркасов. – М.:ACB,2013. –128 с.
7. Yu J, Tan KH. Experimental and numerical investigation on progressive collapse resistance of reinforced concrete beam column sub-assemblages. *Engineering Structures* 2013;55:90–106.
8. Lu X, Lin K, Li Y, Guan H, Ren P, Zhou Y. Experimental investigation of RC beam-slab substructures against progressive collapse subjected to an edge-column-removal scenario. *Engineering Structures* 2017;149:91–103.
9. Ren P, Li Y, Lu X, Guan H, Zhou Y. Experimental investigation of progressive collapse resistance of one-way reinforced concrete beam-slab substructures under a middle-column-removal scenario. *Engineering Structures* 2016;118:28–40.
10. Kai Q, Li B. Dynamic performance of RC beam-column substructures under the scenario of the loss of a corner column - experimental results. *Engineering Structures* 2012;42:154–67.
11. Elsanadedy HM, Almusallam TH, Al-Salloum YA, Abbas H. Investigation of precast RC beam-column assemblies under column loss scenario. *Constr Build Mat* 2017;142:552–71.
12. Liu M. «Energy-based pulldown analysis for assessing the progressive collapse potential of steel frame buildings», *Engineering Structures* 123 (2016) 372–378.
13. Liu C, Tan KH, Fung TC. Investigations of nonlinear dynamic performance of top-and-seat with web angle connections subjected to sudden columns removal. *Eng Struct* 2015;99:449–61.
14. Tsai M. «Application of the work-energy principle to assess the risetime effect on the dynamic response amplification under column loss». PLSE 2015, Australia, (1338-1346). 9-11 December 2015. DOI:10.14264/uql.2016.685
15. Arash Naji, Fereidoon Irani «Progressive collapse analysis of steel frames: Simplified procedure and explicit expression for dynamic increase factor», *International Journal of Steel Structures*, December 2012, Volume 12, Issue 4, pp 537–549.

16. Saffari H., Javad Mashhadi J. «Assessment of dynamic increase factor for progressive collapse analysis of RC structures» *Engineering Failure Analysis* 84 (2018) 300–310 <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2017.11.011>
17. Chang Liu, Tat Ching Fung, Kang Hai Tan. «Investigations of nonlinear dynamic performance of top-and-seat with web angle connections subjected to sudden column removal». Volume 99, 15 September 2015, Pages 449-461
18. Alogla, KD, Weekes L., Augusthus Nelson «A new mitigation scheme to resist progressive collapse of RC structures». <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.08.084>
19. UFC 4-023-03 (Including Change 3, 2016) «Unified facilities criteria. Design of buildings to resist progressive collapse»
20. GSA «Alternate path analysis & design guidelines for progressive collapse resistance», October 2016
21. EN 1991-1-7-2009 General Actions – Accidental Actions или ТКП EN 1991-1-7-2009 (02250)
22. СП 385.1325800. 2018. Защита зданий и сооружений от прогрессирующего обрушения. Правила проектирования. Основные положения. М.: Стандартинформ, 2018. С. 19.
23. Федорова Н.В., Халина Т.А. Исследование динамических дрогажений в железобетонных конструктивных системах при внезапных структурных перестройках // Промышленное и гражданское строительство. 2017. №5. С. 32-36.
24. Верюжский Ю.В., Колчунов Вл.И., Барабаш М.С., Гензерский Ю.В. Компьютерные технологии проектирования железобетонных конструкций. – К.:НАУ, 2006. -808с.
25. Пособие по проектированию бетонных и железобетонных конструкций из тяжелых и легких бетонов без предварительного напряжения арматуры (к СНиП 2.03.01-84). М.:ЦНИИПромзданий, 1989. – 192с..
26. Кодыш Э.Н., Никитин И.К., Трекин Н.Н. Расчет железобетонных конструкций из тяжелого бетона по прочности, трещинообразованию и деформативности. – М.: АСВ, 2011. - 352с.

REFERENCES

1. Travush, V.I., Fedorova, N.V. Survivability of structural systems of buildings with special effects. *Magazine of Civil Engineering*. 2018. 81(5). Pp. 73–80. doi:10.18720/MCE.81.8.
2. Geniev G.A., Kolchunov V.I., Klyueva N.V. Prochnost' i deformativnost' zhelezobetonnyh konstrukcij pri zaproektnyh vozdejstviyah [Strength and deformability of reinforced concrete structures under beyond-design impacts]. . – M. : ASV, 2004. – 216 s..
3. Kolchunov V.I., Andrososva N.B., Klyueva N.V., Buhtiyarova A.S. ZHivuchest' zdanij i sooruzhenij pri zaproektnyh vozdejstviyah [Survivability of buildings and structures during beyond design impacts]. . – M. : ASV, 2004. – 208 s.
4. SHapiro G.I., Gasanov A.A. CHislennoe reshenie zadachi ustojchivosti panel'nogo zdaniya protiv progressiruyushchego obrisheeniya [Numerical study of the problem of the stability of the panel building against progressive collapse] // *International Journal for Computational Civil and Structural Engineering*. 2016/ Vol. 12 Iss. 2. Pp. 158-166.
5. Kodysh E.N., Trekin N.N., CHesnokov D.A. Zashchita mnogoetazhnyh zdanij ot progressiruyushchego obrisheeniya [Protection of multi-storey buildings from progressive collapse] // *Promyshленное и гражданское строительство*. 2016. №6. S. 8-13.
6. Almazov, V.O., Kkhoj Kao Zuj. Dinamika progressiruyushchego razrusheniya monolitnyh mnogoetazhnyh karkasov [Dynamics of progressive collapse of monolithic multistory frames]. – M.:ASV,2013. –128 s.
7. Yu J, Tan KH. Experimental and numerical investigation on progressive collapse resistance of reinforced concrete beam column sub-assemblages. *Engineering Structures* 2013;55:90–106.
8. Lu X, Lin K, Li Y, Guan H, Ren P, Zhou Y. Experimental investigation of RC beam-slab substructures against progressive collapse subjected to an edge-column-removal scenario. *Engineering Structures* 2017;149:91–103.
9. Ren P, Li Y, Lu X, Guan H, Zhou Y. Experimental investigation of progressive collapse resistance of one-way reinforced concrete beam–slab substructures under a middle-column-removal scenario. *Engineering Structures* 2016;118:28–40.
10. Kai Q, Li B. Dynamic performance of RC beam-column substructures under the scenario of the loss of a corner column - experimental results. *Engineering Structures* 2012;42:154–67.
11. Elsanadedy HM, Almusallam TH, Al-Salloum YA, Abbas H. Investigation of precast RC beam-column assemblies under column loss scenario. *Constr Build Mat* 2017;142:552–71.
12. Liu M. «Energy-based pulldown analysis for assessing the progressive collapse potential of steel frame buildings», *Engineering Structures* 123 (2016) 372–378.
13. Liu C, Tan KH, Fung TC. Investigations of nonlinear dynamic performance of top-and-seat with web angle connections subjected to sudden columns removal. *Engineering Structures* 2015;99:449–61.
14. Tsai M. «Application of the work-energy principle to assess the risetime effect on the dynamic response amplification under column loss». PLSE 2015, Australia, (1338-1346). 9-11 December 2015. DOI:10.14264/uql.2016.685

15. Arash Naji, Fereidoon Irani «Progressive collapse analysis of steel frames: Simplified procedure and explicit expression for dynamic increase factor», *International Journal of Steel Structures*, December 2012, Volume 12, Issue 4, pp 537–549.
16. Saffari H., Javad Mashhadi J. «Assessment of dynamic increase factor for progressive collapse analysis of RC structures» *Engineering Failure Analysis* 84 (2018) 300–310 <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2017.11.011>
17. Chang Liu, Tat Ching Fung, Kang Hai Tan. «Investigations of nonlinear dynamic performance of top-and-seat with web angle connections subjected to sudden column removal». Volume 99, 15 September 2015, Pages 449-461
18. Alogla, KD, Weekes L., Augustus Nelson «A new mitigation scheme to resist progressive collapse of RC structures». <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.08.084>
19. UFC 4-023-03 (Including Change 3, 2016) «Unified facilities criteria. Design of buildings to resist progressive collapse»
20. GSA «Alternate path analysis and design guidelines for progressive collapse resistance», October 2016
21. EN 1991-1-7-2009 General Actions – Accidental Actions или ТКП EN 1991-1-7-2009 (02250)
22. SP 385.1325800. 2018. Zashchita zdaniy i sooruzhenij ot progressivnykh obрушchenij. Pravila proektirovaniya. Osnovnye polozheniya [Protection of buildings and structures from progressive collapse. Design rules. The main provisions.]. M.: Standartinform, 2018. S. 19.
23. Fedorova N.V., Halina T.A. Issledovanie dinamicheskikh dogruzhenij v zhelezobetonnykh konstruktivnykh sistemakh pri vnezapnykh strukturnykh perestrojkakh [Investigation of dynamic loadings RS structural systems with sudden structural reorganizations] // *Promyshlennoe i grazhdanskoe stroitel'stvo*. 2017. №5. S. 32-36.
24. Veryuzhskij YU.V., Kolchunov VI.I., Barabash M.S., Genzerskij YU.V. Komp'yuternye tekhnologii proektirovaniya zhelezobetonnykh konstrukcij [Computer technology design of RC structures]. – K.:NAU, 2006. -808s.
25. Posobie po proektirovaniyu betonnyh i zhelezobetonnyh konstrukcij iz tyazhelyh i lekikh betonov bez predvaritel'nogo napryazheniya armatury [Handbook for the design of concrete and RC structures of heavy and light concrete without prestressing the reinforcement] (k SNiP 2.03.01-84). M.:CNIIPromzdanij, 1989. – 192s..
26. Kodysh E.N., Nikitin I.K., Trekin N.N. Raschet zhelezobetonnyh konstrukcij iz tyazhelogo betona po prochnosti, treshchinoobrazovaniyu i deformativnosti [Calculation of RC structures made of heavy concrete for strength, cracking and deformability]. – M.: ASV, 2011. - 352s.

Информация об авторах:

Федорова Наталья Витальевна

Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет, г.Москва, Россия
докт. техн. наук, проф., кафедры железобетонных и каменных конструкций,
E-mail: fenavit@mail.ru

Ильющенко Татьяна Александровна

ФГБОУ ВО «Юго-Западный государственный университет», г Курск, Россия,
Аспирант кафедры уникальных зданий и сооружений,
E-mail: tatkhalina93@yandex.ru

Медяник Михаил Дмитриевич

Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет, г.Москва, Россия
Аспирант.

Инсафутдинов Айрат Рашидович

Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет, г.Москва, Россия
Бакалавр.

Information about authors:

Fedorova Natalia Vital'evna

National research Moscow state university of civil engineering, Moscow, Russia,
doctor in tech. sc., prof, associated prof. of the dep. reinforced concrete and stone structures,
E-mail: fenavit@mail.ru

Il'yushchenko Tat'yana Aleksandrovna

South-West State University, Kursk, Russia,
Post-graduate student of the Department of unique buildings and structures,
E-mail: tatkhalina93@yandex.ru

Medyankin Mihail Dmitrievich

National research Moscow state university of civil engineering, Moscow, Russia,
Post-graduate student.

Insafutdinov Ajrat Rashidovich

National research Moscow state university of civil engineering, Moscow, Russia,
Bachelor.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ЗОЛОШЛАКОВОГО МАТЕРИАЛА И НАНОТЕХНОГЕННОГО КАРБОНАТНОГО ШЛАМА В ПРОИЗВОДСТВЕ КИРПИЧА НА ОСНОВЕ БЕЙДЕЛЛИТОВОЙ ГЛИНЫ

АБДРАХИМОВ В.З.

Самарский государственный экономический университет, г. Самара, Россия

Аннотация. Вопросы утилизации отходов промышленности являются одними из приоритетных задач природоохранной политики региональных органов власти, на территории которых предприятия вырабатывают техногенное сырье. Кроме того, сокращение запасов традиционного сырья заставляет искать новые способы его замещения различными видами отходов. Отрасль строительных материалов, в отличие от других отраслей, обладает неограниченными возможностями использования отходов, что объясняется крупными масштабами строительного комплекса, его материальностью и номенклатурой различных изделий. В настоящей работе исследованы возможности по использованию многотоннажных отходов: отходов энергетики — золошлакового материала и нанотехногенного карбонатного шлама в производстве керамического кирпича на основе редко встречающейся — бейделлитовой глины. Полученные керамические кирпичи имели высокие физико-механические показатели. Для производства кирпича в качестве отощителя и выгорающей добавки использовался золошлаковый материал Тольяттинской ТЭС. Наличие тонкодисперсного карбонатного шлама в сырье делает ее менее чувствительным к сушке, т.е. уменьшает трещинообразование кирпича. Присутствие в системе наноразмерных частиц способствует увеличению объема адсорбционно и хемосорбционно связываемой ими воды и уменьшению объема капиллярно-связанной и свободной воды, что приводит к повышению пластичности керамической массы и сокращение глинистой связующей в составах керамических масс. Разработанные инновационные предложения по использованию многотоннажных отходов в производстве керамического кирпича, новизна которых подтверждена Патентом РФ.

Ключевые слова: отходы производства, золошлаковый материал, карбонатный шлам, бейделлитовая глина, керамический кирпич.

USE OF ASH AND SLAG MATERIAL AND NANO-TECHNOLOGICAL CARBONATE SLURRY IN THE PRODUCTION OF BRICKS BASED ON BEIDELLITE CLAY

ABDRAKHIMOV V. Z.

Samara State University of Economics, Samara, Russia

Abstract. The issues of industrial waste disposal are one of the priorities of the environmental policy of the regional authorities, in the territory of which enterprises produce fabricated raw materials. In addition, the reduction in the reserves of traditional raw materials makes us look for new ways to replace it with various types of waste. The construction materials industry, unlike other industries, has unlimited possibilities of using waste, which is explained by the large scale of the construction complex, its materiality and the range of different products. In the present work investigated the possibilities for using the tonnage of waste: waste of energy — slag material and nanotehnologija carbonate sludge in the production of ceramic bricks based on rare — beidellite clay. The resulting ceramic bricks had high physical and mechanical properties. For the production of bricks as a binder and burning additives used ash-slag

material Togliatti TPP. The presence of fine carbonate sludge in the raw material makes it less sensitive to drying, i.e. reduces the cracking of bricks. The presence of nanoscale particles in the system increases the volume of adsorption and chemisorption bound water and reduces the volume of capillary-bound and free water, which leads to an increase in the plasticity of the ceramic mass and a reduction in the clay binder in the compositions of ceramic masses. Developed innovative proposals for the use of multi-tonnage waste in the production of ceramic bricks, the novelty of which is confirmed by a patent of the Russian Federation.

Keywords: *industrial waste, ash and slag material, carbonate sludge, beidellite clay, ceramic brick.*

Введение

Обеспечение экологической безопасности населения и окружающей среды является насущной задачей для всех экономически развитых стран, в том числе и России [1]. В настоящее время важное значение имеет не только сбережение сырьевых ресурсов, но и их повторное [2]. Значение вторичных ресурсов при решении проблемы поддержания экологически безопасного уровня воздействия на окружающую среду существенно. Эффективная утилизация крупнотоннажных промышленных отходов одна из эффективных экологических проблем [3].

Российские надзорные органы пока относятся довольно лояльно к образованию отходов [4]. Разумеется, если они проходят утилизацию и обезвреживание по всем нормативам и правилам. За рубежом образование каких-либо отходов в результате производственной деятельности сегодня считается большим технологическим недостатком.

В настоящее время любое промышленное производство связано с необходимостью рационального использования сырьевых ресурсов и уменьшением негативного воздействия на окружающую среду [5], которое создает рост антропогенного воздействия на окружающую среду.

Рост антропогенного воздействия на компоненты окружающей среды указывает на необходимость создания эффективной системы управления, выявление и пресечение нарушений действующего законодательства в области охраны окружающей среды и формирование социальной ответственности для обеспечения экологической безопасности [6].

Одним из наиболее массовых видов промышленных отходов являются отходы теплоэнергетики [7]. О важности и актуальности решения экологических задач свидетельствует опыт работы Европейской ассоциации продуктов сжигания угля (ЕСОВА), в которую входят 15 европейских стран, а также присоединившиеся организации на других континентах. Количество золы, перерабатываемой членами ЕСОВА достигает 90%. В России вторичное использование зол составляет менее 15% от объемов из образования, при этом потенциал использования данного техногенного сырья намного шире и простирается от материалов и изделий для дорожного строительства до изготовления золокерамического кирпича и самостоятельного зольного вяжущего.

Вопросы утилизации золошлаковых отходов энергетической отрасли являются одними из приоритетных задач природоохранной политики региональных органов власти, на территории которых существенная доля тепло- и электроэнергии вырабатывается за счет сжигания каменноугольного топлива [8]. Кроме того, сокращение запасов традиционного сырья заставляет искать новые способы его замещения различными видами отходов [9].

Отрасль строительных материалов, в отличие от других отраслей, обладает неограниченными возможностями использования отходов, что объясняется крупными масштабами строительного комплекса, его материальностью и номенклатурой различных изделий [10-14].

Цель работы: получение на основе бейделлитовой глины, золошлакового материала и нанотехногенного шлама керамического кирпича с высокими физико-механическими показателями

Экспериментальная часть

Сыревые материалы. Бейделлитовая глина Образцовского месторождения, раннее изученная в работе [15, 16], по пластичности относится к – среднепластичной глине. Основным породообразующим минералом образцовской глины является бейделлит – $\text{Al}_2[\text{Si}_4\text{O}_{10}][\text{OH}]_2\cdot\text{nH}_2\text{O}$, названный по местности Бейделл штата Колорадо (США) и относящийся к минералам группы монтмориллонита [17], химический состав которой представлен в табл. 1., а минералогический в табл. 2 и на рис. 1.

Таблица 1 - Химический состав компонентов

Компонент	Содержание оксидов, мас. %						
	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	MgO	R_2O	П.п.п.
Бейделлитовая глина Образцовского месторождения	57,13	19,25	5,72	2,0	1,32	1,5	9,01
Золошлаковый материал Тольяттинской ТЭЦ	49,16	17,7	6,42	3,99	2,36	0,1	20,03
Карбонатный шлам, получаемый при водоочистке питьевой воды	19,5	1,04	1,51	47,54	8,0	0,21	21,08

Таблица 2 - Минералогический состав образцовской глины

Содержание минералов, мас. %						
Гидрослюдя	Кварц	Гипс	Полевой шпат	Каолинит + иллит	Бейделлит	Оксиды железа
5-10	20-25	2-3	10-15	3-5	35-45	5-7

Исследуемая глина по огнеупорности (1320-1350 °С) относится к легкоплавким, но температура огнеупорности имеет верхний предел, близкий к температуре тугоплавких глин. Образцовская глина по содержанию Al_2O_3 (табл. 1) относится к группе полукислого сырья, а по содержанию оксида железа – к группе с высоким содержанием красящих оксидов.

Для производства кирпича в качестве отощителя и выгорающей добавки использовался золошлаковый материал Тольяттинской ТЭС [18]. **Отощители** — материалы, обладающие небольшой усадкой. Их используют для снижения излишней пластичности, из-за которой могут образоваться трещины при сушке и обжиге изделий. Отощители облегчают и ускоряют эти процессы, уменьшают виды брака и бой изделия. Они принимают участие в физико-химических процессах при обжиге, взаимодействуя с другими компонентами, участвуют в образовании структуры, являются как бы каркасом, вокруг которого образуется пленка расплава, вследствие чего изделие не деформируется в процессе обжига. Химический оксидный состав золошлакового материала представлен в табл. 1, минералогический состав золошлакового материала — на рис. 2.

Стекловидная фаза исследуемого золошлакового материала неоднородна и под микроскопом представлена — желто-бурым цветом, обусловленного наличием оксида железа. Поэтому ее светопреломление более высокое $N=1,6-1,63$.

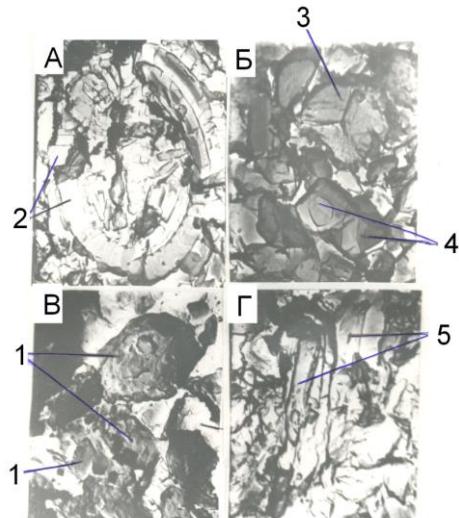


Рисунок 1 – Микроструктура образцовской бейделлитовой глины:

1 – бейделлит; 2 – органические включения;
3 – полевой шпат; 4 – кварц;
5 – гидрослюдя. Увеличение А и В $x10000$;
Б и Г $x8000$

Наличие муллита ($3\text{Al}_2\text{O}_3\cdot2\text{SiO}_2$) в исследуемом золошлаке будет способствовать и образованию муллита при обжиге керамического кирпича в интервале температур 1000-1050°C.

Механизм кристаллизации муллита в керамических материалах включает две стадии: образование центров кристаллизации (зародышей) и рост кристаллов в них [19]. По-видимому, при обжиге кирпича, при использовании в составах керамических масс золошлака, будет происходить гетерогенная кристаллизация муллита.

Минералогический состав золошлакового материала представлен следующими минералами, мас. %: аморфизированное глинистое вещество — 10-20; органика — 20-25; стекловатые шарики — 45-65; кварц, полевой шпат — 5-15; кальцит — 3-5; гидрогранаты, муллит, оксиды железа — 5-10, примеси — 3-7. Имея повышенное содержание органики, золошлаковый материал может использоваться в производстве керамических материалов и в качестве выготающей добавки.

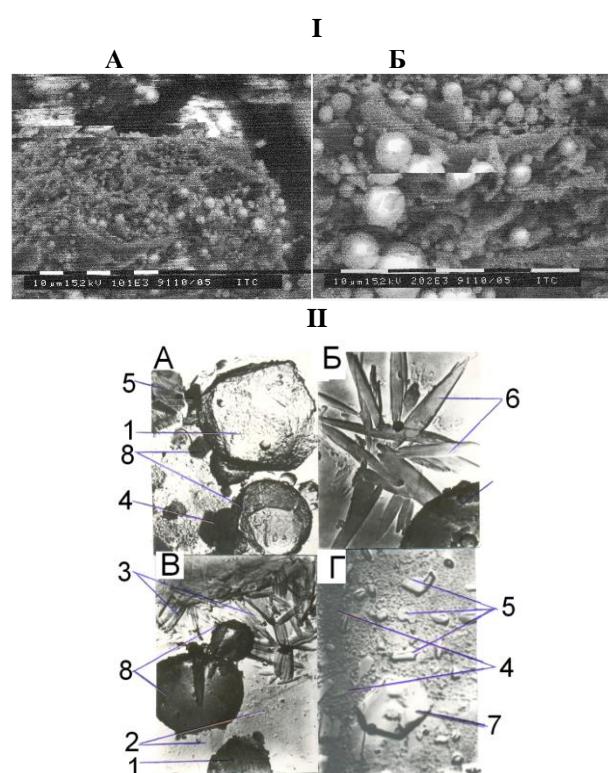


Рисунок 2 - Микроструктура золошлакового материала:

1 – магнетит; 2 – стекло, 3 – муллит;
4 – органические включения; 5 – кварц;
6 – анортит; 7 – полевой шпат; 8 - гематит.
I - увеличение $x500-1000$, А – 500,
Б – 1000; II – увеличение $x20000-24000$,
А и В $x20000$; Б и Г $x24000$

размером более 10 мкм отсутствуют. Наличие карбоната кальция в тонкодисперсном состоянии делает сырье менее чувствительным к сушке, т.е. уменьшает трещинообразование кирпича [20, 21]. Кроме того, мелкодисперсный карбонатный шлам, как известно, способствует спеканию керамических изделий.

Данные шламовые отходы отличаются от высокодисперсных порошкообразных материалов природного и техногенного происхождения наноразмерностью, которая находится пределах от 100 до 2000 нм и зависит от условий образования. Минералогический состав кар-

бонатный шлам техногенного происхождения использовался для производства керамического кирпича в качестве отощителя и частично выполнял (с наноразмерностью от 100 до 300 нм) пластифицирующую добавку [20], химический состав представлен в табл. 1.

Известно, что CaO , несмотря на высокую температуру плавления, в глиносодержащих массах является сильным плавнем вследствие образования с Al_2O_3 и SiO_2 сравнительно легкоплавких соединений [21]. При температурах около 1000 °C взаимодействие между CaO и глинистыми веществами еще незначительно, а при более высоких температурах реакция интенсифицируется, образуются уплотняющие легкоплавкие соединения, эвтектики и стекла.

Для анализа размера частиц исследуемого карбонатного шлама был проведен металлографический анализ на микроскопе МИН-8М при увеличении в 200 раз. Частицы карбонатного шлама растворялись в спирте, наносились на стекло и фотографировались с помощью фотоаппарата. Для того, чтобы определить точно размеры частиц, было заснято несколько участков объекта. Используя шкалу объекта микрометра (1дел. = 0,001 мм) можно определить средний размер частиц карбонатного шлама. Средний размер частиц: 0,0001 - 0,0003 мм (0,1 – 0,3 мкм, рис. 3).

Как видно из рис. 3 в образцах частицы

бонатного шлама представлен кварцем, и оксидом кальция. Наличие карбоната кальция в тонкодисперсном состоянии делает сырьё менее чувствительным к сушке, т.е. уменьшает трещинообразование кирпича [20-21].

Получение керамического кирпича и физико-механические показатели. Сырьевые материалы высушивали до влажности не более 3-5%, измельчались до прохождения сквозь сито 1,0 мм, затем тщательно перемешивались. Керамическую массу готовили пластическим способом при влажности 20-24% (в зависимости от содержания в составе глинистой составляющей), из которой формовали кирпич-сырец. Полученный кирпич-сырец высушивали в течение 36-45 часов (в зависимости от содержания глинистого компонента) до влажности не более 8%, затем обжигали при температуре 1050°C. Изотермическая выдержка при конечной температуре 60 минут.

Составы керамических масс представлены в табл. 3, а технические показатели в табл. 4.

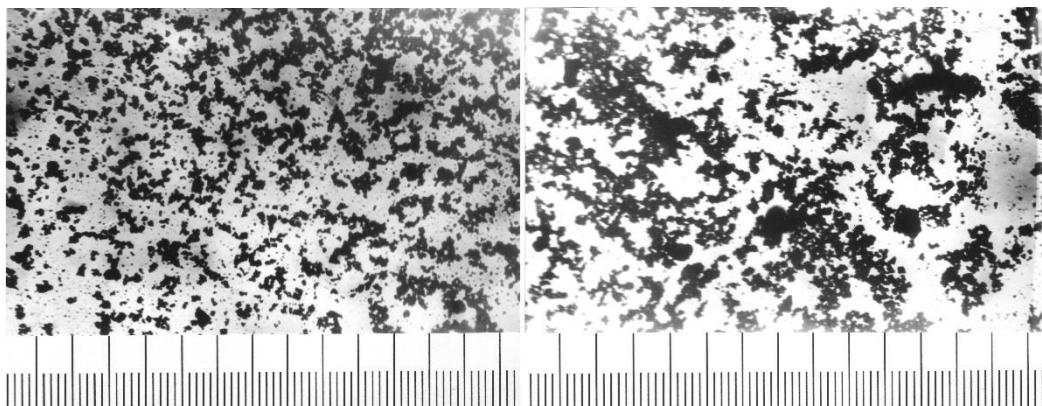


Рисунок 3 - Металлографический анализ карбонатного шлама

Таблица 3 – Составы керамических масс

Компонент	Содержание компонентов, мас. %		
	1	2	3
Бейделлитовая глина Образцовского месторождения	70	60	50
Золошлаковый материал Тольяттинской ТЭЦ	15	20	25
Карбонатный шлам, получаемый при водоочистке питьевой воды	15	20	25

Таблица 4 – Технические показатели керамического кирпича

Показатель	Составы		
	1	2	3
Время сушки кирпича-сырца, час.	45	40	36
Прочности при сжатии, МПа	15,8	16,5	16,3
Прочности при изгибе, МПа	3,1	3,5	3,3
Морозостойкость, циклы	45	67	60
Водопоглощение, %	11,5	10,3	10,7
Плотность, кг/м ³	1620	1580	1550
Теплопроводность, Вт/(м·°C)	0,38	0,42	0,36
Термостойкость, циклы	5	8	7

На составы керамических масс, представленные в табл. 3 получен патент РФ [22].

Результаты исследования

Как видно из табл. 4, кирпичи из составов №1-3 соответствуют марки М150., т.е. высокие технические показатели. Используемый в качестве отощителя золошлаковый материал снижает время сушки с 45 до 36 часов (табл. 4).

Эффект от внедрения наноразмерных частиц принципиально выражается в том, что в системе появляется не только дополнительная граница раздела, но и носитель квантовомеханических проявлений [20, 21].. Присутствие в системе наноразмерных частиц способствует увеличению объема адсорбционно и хемосорбционно связываемой ими воды и уменьшению объема капиллярно-связанной и свободной воды, что приводит к повышению пластичности керамической массы.

Таким образом, для снижения чувствительности шихты к сушке, сокращения времени сушки кирпича-сырца в качестве отощителя при производстве кирпича целесообразно использовать золошлаковый материал и карбонатный шлам.

При обжиге керамического кирпича, содержащего компонент с повышенным содержанием CaO (табл. 1, карбонатный шлам) образуется алюмосиликатный расплав, который в соответствие с современными представлениями состоит из простых катионов (K^+ , Na^+ , Ca^{++} и т.д.) и сложных анионных комплексов типа $Si_xAl_yO_z$ [19-21, 23]. Кремний и алюмокислородные анионы, будучи крупными агрегатами, образуют большие и малоподвижные комплексы, вследствие чего алюмосиликатные расплавы имеют высокую вязкость [19, 23]. Катионы Ca^{++} способствуют частичному переходу (AlO_4) в (AlO_6) и не создают условий возникновению комплексов групп (AlO_4) и (SiO_4) [19, 23]. Поскольку некоторая часть CaO, переходит в расплав, то размер и сложность комплексных анионов уменьшается. Изменение строения расплава сопровождается усилением спекания. Однако при увеличении содержания металлургического шлака в массе более 20% спекание вновь начинает ухудшаться. Это объясняется тем, что увеличение содержания CaO в массе значительно интенсифицирует кристаллизацию аморфита [19, 23].

Выводы

Исследованы возможности по использованию многотоннажных отходов: отходов энергетики — золошлакового материала и нанотехногенного карбонатного шлама в производстве керамического кирпича на основе редко встречающейся — бейделлитовой глины. Полученные керамические кирпичи имели высокие физико-механические показатели, что соответствовали М150.

Для производства кирпича в качестве отощителя и выгорающей добавки использовался золошлаковый материал Тольяттинской ТЭС. Наличие тонкодисперсного карбонатного шлама в сырье делает ее менее чувствительным к сушке, т.е. уменьшает трещинообразование кирпича. Присутствие в системе наноразмерных частиц способствует увеличению объема адсорбционно и хемосорбционно связываемой ими воды и уменьшению объема капиллярно-связанной и свободной воды, что приводит к повышению пластичности керамической массы и сокращение глинистой связующей в составах керамических масс. Разработанные инновационные предложения по использованию многотоннажных отходов в производстве керамического кирпича, новизна которых подтверждена Патентом РФ.

Безусловным достоинством использования многотоннажных отходов промышленности является разгрузка экологической обстановки и способствует решению следующих задач:

- а) утилизации промышленных отходов способствует охране окружающей среды;
- б) учитывая, что в настоящее время природные сырьевые ресурсы истощены, способствует вовлечению техногенных образований в производственный оборот для производства строительных материалов;
- в) освобождению значительных земельных участков от воздействия негативных антропогенных факторов и рациональному использованию ингредиентов промышленных отвалов на объектах стройиндустрии;

- г) снижению стоимости строительных материалов;
- д) рациональному природопользованию за счет вовлечение отходов в производство керамических материалов;
- е) созданию энерго- и ресурсосберегающие технологии по производству строительных материалов;
- ж) сохранению и рациональному использованию имеющихся природных сырьевых ресурсов;
- з) использованию накопленных и вырабатываемых отходов производства;
- е) снижению экологической напряженности в России;
- и) охране окружающей среды, и расширению сырьевой базы для получения строительных материалов;
- к) исключает затраты на геологоразведочные работы, на строительство и эксплуатацию карьеров;
- л) снижение поступления в водную экосистему за счет атмосферных осадков тяжелые металлы, содержащихся в отходах теплоэнергетики.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вещев А.А., Соколов А.Е. Энергосиловой расчет процесса вырубки боковин и бортовых колец из изношенных шин при утилизации // Экология и промышленность России. 2014. №7. С.21-25.
2. Осипов Ю.Р., Воропай Л.М., Сеничев В.П. Эффективность применения ультразвуковой технологии в процессе структурообразования древестно-цементного композита // Экология и промышленность России. 2016. Т. 20. №2. С. 4-8
3. Калмыкова Ю.С. Переработка отвальных доменных шлаков с получением шлакощелочных вяжущих // Экология и промышленность России. 2014. №3. С. 21- 23.
4. Лобковский С.А., Шайдурова Г.И., Зубарев С.А. Исследование технологии утилизации отходов, образующихся при производстве корпусов ракетных двигателей из полимерных композиционных материалов // Экология и промышленность России. 2016. Т. 20. №11. С. 10-15.
5. Сухарникова М.А., Пикалов Е.С., Селиванов О.Г., Сысоев Э.П., Чухланов В.Ю. Разработка состава шихты для производства строительной керамики на основе сырья Владимиrowской области: глины и гальванического шлама // Стекло и керамика. 2016. №3. С. 31-33.
6. Кудрявцева Е.И., Макаров С.В., Макарова А.С. Управление степенью визуализации воздействия промышленных объектов на окружающую среду // Экология и промышленность России. 2016. Т. 20. №11. С. 44-49.
7. Столбоушкин А.Ю., Иванов А.И., Бердов Г.И., Сыромясов В.А., Дружинин М.С. Влияние вещественного состава заполнителя из отходов сжигания топлива на формирование ячеистой структуры газозолобетона // Строительные материалы. 2014. №12. С. 42-44.
8. Кожухова Н.И., Жерновский И.В., Фомина Е.В. Фазообразование в геополимерных системах на основе золы-уноса Апатитской ТЭЦ // Строительные материалы. 2015. №12. С. 85-87.
9. Щербина Н.Ф., Кочеткова Т.В.. Использование отходов обогащения железорудных месторождений в производстве керамических изделий // Стекло и керамика. 2016. №1. С. 24-226.
10. Избембетов Д.Д., Амангельдиев Н.М., Зупаров Н.С. Разработка технологии производства оgneупорных изделий из рукавной пыли и шлаков высокоуглеродистого феррохрома // Теория и технология металлургического производства. 2015. №2. С. 56-60.
11. Васильев А.В., Тупицына О.В. Экологическое воздействие буровых шламов и подходы к их переработке // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2014. Т. 16, №5. С. 308-313.
12. Абдрахимов В.З., Лобачев Д.А., Кайракбаев А.К., Абдрахимова Е.С. Жаростойкий композит на основе фосфатных связующих, нанотехногенных высокоглиноземистых и щелочноземельных отходов // Известия вузов. Строительство. 2014. №12. С. 44-52.
13. Абдрахимова Е.С., Рощупкина И.Ю., Абдрахимов В.З., Кайракбаев А.К., Колпаков А.В. Влияние топливосодержащих отходов на структуру пористости теплоизоляционного материала // Строительство и реконструкция . 2018. №2. С. 113-120.
14. Абдрахимов В.З., Колпаков А.В., Кайракбаев А.К. Исследование физических свойств теплоизоляционного кирпича методом линейной регрессии // Строительство и реконструкция. 2015. №3. 110-116.
15. Вдовина Е.В., Абдрахимов В.З. Термические исследования керамических масс на основе бейделлитовой глины и отходов производств минеральной ваты // Строительство и реконструкция. 2010. №4. С. 50-52.
16. Колпаков А.В., Абдрахимов В.З. Исследование коэффициента вспучивания фазового состава на различных этапах обжига керамзита из межсланцевой и бейделлитовой глины // Строительство и реконструкция. г. Орел. -2012. -№5. -С. 50-58.

17. Бетехин А.Г. Курс минералогии М: изд-во Госгеолтехиздат. 1961. 540 с.
18. Ильина Л.А., Абдрахимов В.З. Использование отхода топливно-энергетической промышленности - золошлакового материала – в производстве пористого заполнителя на основе жидкостекольной композиции // Экология промышленного производства. 2018 . Вып. 4. С. 16-22.
19. Куколев, Г.В. Химия кремния и физическая химия силикатов – М.: «Высшая школа», 1965. – 364 с.
20. Абдрахимов В.З., Колпаков Инновационные направления использования кальцийсодержащего нанотехногенного сырья: осадок-отхода сточных вод, отхода пыли-уноса асфальтобетонных заводов, шлама от водоочистки воды и гальванического шлама в производстве кирпича // Известия вузов. Строительство. -2013. -№8. – С. 41-46.
21. Абдрахимов В.З., Колпаков А.В. Использование кальцийсодержащих отходов доломитовых высевок и известковой муки в производстве кирпича // Известия вузов. Строительство. 2014. №5. –С. 34-39.
22. Патент №2346908 RU C1 04 B 33/132. Керамическая масса для изготовление керамического кирпич. Авторы: Ковков И.В., Шевандо В.В., Абдрахимов В.З., Денисов Д.Ю., Абдрахимова В.З., Абдрахимов А.В., Вдовина Е.В. Заявка 2007100309/03. Дата подачи 09.01.2007. Опубл. 20.02.2009. Бюл. №5. Патентообладатель: Самарский государственный архитектурно-строительный университет.
23. Литвинов Г.И., Пирожкова В.П., Петров А.К. Петрография неметаллических включений. М.: «Металлургия». 1972. 184 с.

REFERENCES

1. Veshchev A.A., Sokolov A.Ye. Energosilovoy raschet protsessa vyrubki bokovin i bortovykh kolets iz iznoshennykh shin pri utilizatsii [Power calculation of the process for cutting the sidewalls and bead rings of the waste tyres for disposal]. *Ekologiya i promyshlennost' Rossii*. 2014. No 7. Pp.21-25.
2. Osipov Yu.R., Voropay L.M., Senichev V.P. Effektivnost' primeneniya ul'trazvukovoy tekhnologii v protsesse strukturoobrazovaniya drevestno-tsementnogo kompozita [Efficiency of ultrasonic technology application in the process of structure formation of a drevestno-cement composite]. *Ekologiya i promyshlennost' Rossii*. 2016. T. 20. No 2. Pp. 4-8
3. Kalmykova YU.S. Pererabotka otval'nykh domennykh shlakov s polucheniem shlakoshchelochnykh vyazhushchikh [Processing of dump blast furnace slag with obtaining slag binders]. *Ekologiya i promyshlennost' Rossii*. 2014. No 3. Pp. 21- 23.
4. Lobkovskiy S.A., Shaydurova G.I., Zubarev S.A. Issledovaniye tekhnologii utilizatsii otkhodov, obrazuyushchikhsya pri proizvodstve korpusov raketnykh dvigateley iz polimernykh kompozitsionnykh materialov [Research of technology of utilization of the waste formed at production of the rocket engines from polymeric composite materials]. *Ekologiya i promyshlennost' Rossii*. 2016. T. 20. No 11. Pp. 10-15.
5. Sukharnikova M.A., Pikalov Ye.S., Selivanov O.G., Sysoyev E.P., Chukhlanov V.YU. Razrabotka sostava shikhty dlya proizvodstva stroitel'noy keramiki na osnove syr'ya Vladimirovskoy oblasti: gliny i gal'vani-cheskogo shlama [Development of charge composition for the production of construction ceramics based on raw materials vladimirovskaya region: clay and galvanic sludge]. *Steklo i keramika*. 2016. No 3. Pp. 31-33.
6. Kudryavtseva Ye.I., Makarov S.V., Makarova A.S. Upravleniye stepen'yu vizualizatsii vozdeystviya promyshlennykh ob'yektor na okruzhayushchuyu sredu [Management of the degree of visualization of the impact of industrial facilities on the environment]. *Ekologiya i promyshlennost' Rossii*. 2016. T. 20. No 11. Pp. 44-49.
7. Stolboushkin A.YU., Ivanov A.I., Berdov G.I., Syromyasov V.A., Druzhinin M.S. Vliyanie veshchestvennogo sostava zapolnitelya iz otkhodov szhiganiya topliva na formirovaniye yacheistoy struktury gazozolobetona [The Influence of the material composition of the filler from waste fuel combustion on the formation of cellular structure is gazozoleen]. *Stroitel'nyye materialy*. 2014. No 12. Pp. 42-44.
8. Kozhukhova N.I., Zhernovskiy I.V., Fomina Ye.V. Fazoobrazovaniye v geopolimernykh sistemakh na osnove zoly-unosa Apatitskoy TETS [Phase formation in geopolymers systems on the basis of fly ash Apatitskaya CHPP]. *Stroitel'nyye materialy*. 2015. No 12. Pp. 85-87.
9. Shcherbina N.F., Kochetkova T.V.. Ispol'zovaniye otkhodov obogashcheniya zhelezorudnykh mestorozhdeniy v proizvodstve keramicheskikh izdeliy [The use of waste enrichment of iron ore deposits in the production of ceramic products]. *Steklo i keramika*. 2016. No 1. Pp. 224-226.
10. Izembetov D.D., Amangel'diyev N.M., Zuparov N.S. Razrabotka tekhnologii proizvodstva ogneupor-nykh izdeliy iz rukavnoy pyli i shlakov vysokouglerodistogo ferrokhroma [Development of technology of production of refractory products from the bag house dust and slag of high-carbon ferrochrome]. *Teoriya i tekhnologiya metallurgi-cheskogo proizvodstva*. 2015. No 2. Pp. 56-60.
11. Vasil'yev A.V., Tupitsyna O.V. Ekologicheskoye vozdeystviye burovyykh shlamov i podkhody k ikh pererabotke [The Environmental impact of drill cuttings and approaches to their processing]. *Izvestiya Samarskogo nauchnogo tsentra Rossiyskoy akademii nauk*. 2014. T. 16, No 5. Pp. 308-313.
12. Abdrahimov V.Z., Lobachev D.A., Kayrakbayev A.K., Abdrahimova Ye.S. Zharostoykiy kompozit na osno-ve fosfatnykh svyazuyushchikh, nanotekhnogennykh vysokoglinozemistykh i shchelochnozemel'nykh otkhodov [Heat-Resistant composite based on phosphate binders, nanotechnology high-alumina and alkaline earth waste]. *Izvestiya vu-zov. Stroitel'stvo*. 2014. No 12. Pp. 44-52.

13. Abdrahimova Ye.S., Roshchupkina I.YU., Abdrahimov V.Z., Kayrakbayev A.K., Kolpakov A.V. Vliyanie top-livosoderzhashchikh otkhodov na strukturu poristosti teploizolyatsionnogo materiala [The influence of the fuel-containing wastes on the structure and porosity of insulating material]. *Building and Reconstruction*. 2018. No 2. Pp. 113-120.

14. Abdrahimov V.Z., Kolpakov A.V., Kayrakbayev A.K. Issledovaniye fizicheskikh svoystv teploizolyatsionnogo kirkicha metodom lineynoy regressii [Study of the physical properties of the insulating brick using linear regression]. *Building and Reconstruction*. 2015. No 3. 110-116.

15. Vdovina Ye.V., Abdrahimov V.Z. Termicheskiye issledovaniya keramicheskikh mass na osnove beydelli-tovoy gliny i otkhodov proizvodstva mineral'noy vaty [Thermal studies of ceramic masses on the basis of beidellite clay and waste products of mineral wool]. *Building and Reconstruction*. 2010. No 4. Pp. 50-52.

16. Kolpakov A.V., Abdrahimov V.Z. Issledovaniye koeffitsiyenta vspuchivaniya fazovogo sostava na razlichnykh etapakh obzhiga keramzita iz mezhslantsevoy i beydellitovoy gliny [Study of the coefficient of swelling of the phase composition at various stages of calcination of expanded clay from inter-slate and beidellite clay]. *Building and Reconstruction*. 2012. No 5. Pp. 50-58.

17. Betekhin A.G. Kurs mineralogii [Lectures on Mineralogy]. Moscow: Publishing Gosgeoltekhnizdat, 1961. 540 p.

18. Il'ina L.A., Abdrahimov V.Z. Ispol'zovaniye otkhoda toplivno-energeticheskoy promyshlennosti - zoloshlakovogo materiala – v proizvodstve poristogo zapolnitelya na osnove zhidkostekol'noy kompozitsii [Use of waste fuel energy industry-ash and slag material-in the production of porous filler based on liquid glass composition]. *Ekologiya promyshlennogo proizvodstva*. 2018 . No 4. Pp. 16-22.

19. Kukolev, G.V. Khimiya kremniya i fizicheskaya khimiya silikatov [Chemistry of silicon and physical chemistry of silicates]. Moscow: Vysshaya shkola, 1965. 364 p.

20. Abdrahimov V.Z., Kolpakov Innovatsionnyye napravleniya ispol'zovaniya kal'tsiysoderzhashchego nanotekhnogennogo syr'ya: osadok-otkhoda stochnykh vod, otkhoda pyli-unosa asfal'tobetonnykh zavodov, shlama ot vodoochistki vody i gal'vanicheskogo shlama v proizvodstve kirkicha [Caps Innovative directions of use calcium nanotekhnologija raw materials: sludge-waste wastewater, flue dust, fly ash and asphalt plants, sludge from water treatment and galvanic sludge in brick production]. *Izvestiya vuzov. Stroitel'stvo*. 2013. No 8. Pp. 41-46.

21. Abdrahimov V.Z., Kolpakov A.V. Ispol'zovaniye kal'tsiysoderzhashchikh otkhodov dolomitovyh vysevok i izvestkovoy muki v proizvodstve kirkicha [The Use of calcium-containing waste bran of dolomite and limestone flour in the manufacture of bricks]. *Izvestiya vuzov. Stroitel'stvo*. 2014. No 5. Pp. 34-39.

22. Patent No. 2346908 RU C1 04 at 33/132. Ceramic mass for the manufacture of ceramic bricks. Authors: Cowcow I. V., Levando V. V., Abdrahimov V. Z., Denisov D. Yu., Abdrahimova E. S., Abdrahimov, A. V., Vdovin E. V. Application 2007100309/03. Filing date 09.01.2007. Publ. 20.02.2009. Bul. No. 5. Patent holder: Samara state University of architecture and construction.

23. Litvinov G.I., Pirozhkova V.P., Petrov A.K. Petrografiya nemetallicheskikh vklyucheniyy [Petrography of nonmetallic inclusions]. Moscow: "Metallurgiya", 1972. 184 p.

Информация об авторах:

Абдрахимов Владимир Закирович

Самарский государственный экономический университет, г. Самара, Россия,
доктор технических наук, профессор, почетный работник высшего и профессионального образования.
Тел.: +7(846) 337-58-92
E-mail: 3375892@mail.ru

Information about authors:

Abdrakhimov Vladimir Z.

Samara state University of Economics, Samara, Russia,
Doctor of technical Sciences, Professor, honorary worker of higher and vocational education.
Ph.: +7(846) 337-58-92
E-mail: 3375892@mail.ru

ПРИМЕНЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ С ИЗМЕНЯЮЩИМСЯ ФАЗОВЫМ СОСТОЯНИЕМ В ОГРАЖДАЮЩИХ КОНСТРУКЦИЯХ

НАЗИРОВ Р.А., ТАРАНЕНКО Д.В., ВЕДЕ П.Ю.

Сибирский Федеральный Университет, г. Красноярск, Россия

Аннотация. Статья освещает различные аспекты использования материалов с изменяющимся фазовым состоянием в ограждающих конструкциях зданий в качестве меры энерго- и ресурсосбережения.

Такие материалы задействованы в регулировании микроклимата в зданиях (используются в системах охлаждения или нагрева) и в строительных конструкциях, т.к. способны, поглощая избыток энергии, в дальнейшем высвобождать его при дефиците. Ограждающие конструкции зданий с использованием материалов с фазовым переходом аккумулируют энергию солнечного излучения во время пиковых значений температур в дневное время, и расходуют ее при более низких температурах, что приводит к снижению энергопотребления и к повышению уровня теплового комфорта за счет сглаживания колебаний температуры в помещении, снижению и/или сдвигу пиковых нагрузок.

На основе подробного обзора научных публикаций зарубежом рассмотрена классификация и свойства материалов с фазовым переходом, способы и результаты включения их в строительные материалы и конструкции. Обнаружено, что климатические условия эксплуатации значительно влияют на эффективность материалов с фазовым переходом в ограждающих конструкциях, при этом их работа в условиях преимущественно отрицательных температур для стеновых ограждений практически не изучена и представляет интерес для дальнейших исследований. В статье представлены температуры и энергии фазовых переходов более 300 марок коммерческих материалов с изменяющимся фазовым состоянием.

Ключевые слова: обзор, материалы с фазовым переходом, скрытая теплота, здание, энергосбережение, хранение энергии, строительство

THE USE OF MATERIALS WITH A CHANGING PHASE STATE IN BUILDING ENVELOPE STRUCTURES

NAZIROV R.A., TARANENKO D.V., VEDE P.Yu.

Siberian Federal University, City of Krasnoyarsk, Russia

Abstract. The article covers various aspects of the use of materials with a changing phase state in the envelope building structures for energy and resource saving.

Such materials are used to control the microclimate in buildings (in cooling or heating systems) and in the building structures since they are able to absorb excess energy and subsequently release it in the event of energy shortage. The building envelope structures using materials with a phase transition accumulate the solar radiation energy during peak temperatures in the daytime and consume it at lower temperatures, which reduces energy consumption and improves a thermal comfort by smoothing temperature fluctuations in the room, reducing and/or shifting peak loads.

The article treats the classification and properties of materials with a phase transition, methods and results of their integration into the building materials and structures based on a detailed review of scientific publications abroad. It was found that the climatic operating conditions significantly affect the efficiency of materials with a phase transition in the envelope structures, while their operation at predominantly negative temperatures for walls has virtually not been studied and is of interest for further research. The article shows the temperature and energy values of phase transitions for more than 300 brands of commercial materials with a changing phase state.

Keywords: overview, materials with a phase transition, latent heat, building, energy saving, energy storage, phase change materials

Введение

В настоящее время реализуется большое количество различных программ, демонстрирующих широкое признание необходимости энерго- и ресурсосбережения. Примером служит действующая в России федеральная целевая программа "Энергосбережение и повышение энергетической эффективности на период до 2020 года". За счет выполнения этой программы планируется повысить конкурентоспособность, финансовую устойчивость, энергетическую и экологическую безопасность российской экономики.

В климатических условиях большинства регионов России на строительную отрасль приходится наибольшее количество энергетических затрат, что говорит об актуальности повышения эффективности потребления энергетических ресурсов в этом секторе.

В соответствии с СП "Тепловая защита зданий" теплотехнический расчет строительных конструкций производится в стационарном состоянии. Однако в реальных условиях ограждающие конструкции зданий работают в условиях периодических изменений температур и влажности окружающего воздуха. В этой связи резко возросло количество публикаций, посвященных исследованию и применению материалов с изменяющимся фазовым состоянием (phase change materials, PCMs) в строительных материалах и конструкциях. В процессе фазового перехода выделяется скрытая теплота фазового перехода, которую целесообразно использовать для повышения энергоэффективности.

1. Классификация и свойства материалов с изменяющимся фазовым состоянием. Способы их упаковки

Обычно PCMs по происхождению подразделяют на органические (для строительных конструкций чаще всего используют парафины, жирные кислоты), неорганические (гидраты солей), отдельно выделяют смеси и эвтектики (эвтектические смеси жирных кислот и гидратов солей), которые могут как полностью состоять из органических или неорганических соединений, так и содержать органику и неорганику одновременно. В отличие от неэвтектических материалов, эвтектики представляют собой однородную композицию из двух и более компонентов, которые осуществляют фазовый переход конгруэнтно: состав жидкости совпадает с составом твердой фазы. Помимо перечисленных классов, в температурном диапазоне фазовых переходов от 0°C до, приблизительно, 30°C находятся клатраты, от 90°C до 200°C сахарные спирты. При требуемых температурах фазового перехода ниже 0°C часто применяют эвтектические водно-солевые растворы, а выше 150°C возможно применение различных солей и их смесей [1, 2].

Так как в жидком состоянии материалы с фазовым переходом текучи, удержание PCM в строительных материалах или конструкциях достигают посредством упаковки (инкапсуляцией, микро- и макроинкапсуляцией) или получением стабилизированной формы (shape-stabilized PCM, SS PCM). Микроинкапсуляция позволяет получить материал с фазовым переходом, заключенный в капсулах с размерами от менее 1 мкм и до, примерно, 300 мкм. Возможны как приближенные к правильным формы капсул, так и неправильные. Из-за небольших размеров, материал с фазовым переходом может быть получен в виде порошка или диспергирован в жидкость, обычно воду (сuspension). В виде гранул PCM помещаются в пластиковые, стеклянные, металлические массивные контейнеры, пакеты из фольги или непосредственно в строительные смеси в процессе их изготовления. Видом PCM определяется выбор материала для упаковки: гидраты солей могут вызывать коррозию, а парафины размягчение пластика [1].

A. Jamekhorshid, S. Sadrameli и M. Farid [3] сравнили 12 способов микроинкапсуляции, основанных на физических, физико-химических и химических методов создания стенки микрокапсулы. Выбор этих способов зависит от требуемых термических и механических свойств, размера и строения капсулы, толщины оболочки, материала ядра и оболочки. Материалом яд-

ра обычно служат парафины, из-за хорошо проработанного и относительно простого процесса их микроинкапсуляции.

J. Kosny, A.M. Farid и др. рассмотрели включение микрокапсул и в различные виды волоконной изоляции [2]. Микроинкапсуляция обеспечивает повышенную теплопередачу со строительным материалом за счет увеличенной по сравнению с большеразмерными упаковками поверхности теплообмена, и несколько снижает прочность этого материала. Зачастую микроинкапсуляция PCM требует сложных процедур подготовки, что затрудняет ее массовое производство [4].

Для получения материалов устойчивой формы используются следующие приемы: пропитка механически стабильных пористых материалов; получение композита из PCM и материала, который будет служить поддерживающей структурой; комбинирование обоих способов – заполнение пор стабильного материала PCM и структурой, которая поддерживает его в порах [1].

Авторы [5, 6, 7] указывают, что способ погружения, при котором PCM в жидком состоянии поглощается с помощью капиллярного подъема в поры таких строительных материалов, как гипс, кирпич или бетон, имеет технологические сложности.

Ниже, в таблице 1 представлены характеристики производимых материалов с изменяющимся фазовым переходом.

Таблица 1 - Характеристики производимых материалов с изменяющимся фазовым переходом

№ п/п	Наименование ма- териала, его марка	Темпера- тура плав- ления / криSTALLи- зации, °C	Скрытая теплота, кДж/кг	№ п/п	Наименование ма- териала, его марка	Темпера- тура плав- ления / криSTALLи- зации, °C	Скрытая теплота, кДж/кг
1. Climator [8]							
1	ClimSel C-21	-21/-24	285	6	ClimSel C28	31/27	170
2	ClimSel C-18	-18/-23	288	7	ClimSel C32	32/29	160
3	ClimSel C7	8/4	123	8	ClimSel C48	53/48	180
4	ClimSel C21	26/21	134	9	ClimSel C58	58/55	260
5	ClimSel C24	27/24	140	10	ClimSel C70	77/70	144
2. Croda International Plc [9]							
11	CrodaTherm™ -22	-22/-27	157/-158	16	CrodaTherm™ 21	21/19	190
12	CrodaTherm™ 5	5.1/2.7	191/-190	17	CrodaTherm™ 24	24.1/20.1	183
13	CrodaTherm™ 6.5	6.8/2.5	184/-182	18	CrodaTherm™ 24W	23.8/22.2	184/-182
14	CrodaTherm™ 15	15/9.5	177/-176	19	CrodaTherm™ 29	29/26	207/-205
15	CrodaTherm™ 19	19.3/17.9	175/-176				
3. Insolcorp [10]							
20	18 C° Infinite R	18	200	23	25 C° Infinite R	25	200
21	21 C° Infinite R	21	200	24	29 C° Infinite R	29	200
22	23 C° Infinite R	23	200				
4. Microtek laboratories, inc [11]							
25	fibratek 28S	28	160	41	nextek 18D	18	190
26	fibratek 24S	24	97	42	nextek 24D	24	170
27	fibratek 28D	28	160	43	nextek 28D	28	180-190
28	fibratek 24D	24	160	44	nextek 32D	32	170
29	Micronal 28S	28	160	45	nextek 37D	37	190
30	Micronal 24S	24	105	46	PCM-30	-30	150-160
31	Micronal 28D	28	160	47	PCM-10	-10	175-185
32	Micronal 24D	24	97	48	PCM6	6	180-190
33	nextek 6	6	170	49	PCM18	18	205-215
34	nextek 18	18	190	50	PCM24	24	165-175

35	nextek 24	24	170	51	PCM28	28	195-205
36	nextek 28	28	180-190	52	PCM32	32	180-190
37	nextek 29	31	170	53	PCM37	37	210-220
38	nextek 32	32	170	54	PCM43	43	235-245
39	nextek 37	37	190	55	PCM58	58	160-180
40	nextek 6D	6	170	56	vivtek 29	31	170
5. PCM Products, Ltd [12]							
57	A2	2	200	114	E-34	-33.6 °C	240
58	A3	3	200	115	E-32	-32	243
59	A4	4	200	116	E-29	-29	222
60	A6	6	150	117	E-26	-26	260
61	A8	8	150	118	E-22	-22	234
62	A9	9	140	119	E-21	-20.6 °	263
63	A15	15	130	120	E-19	-18.7 °	282
64	A16	16	213	121	E-15	-15	303
65	A17	17	150	122	E-14	-14.8	243
66	A22H	22	216	123	E-12	-12.3	250
67	A22	22	145	124	E-11	-11.6 °	301
68	A23	23	145	125	E-10	-10	286
69	A24	24	145	126	E-6	-6	275
70	A25H	25	226	127	E-3	-3.7	312
71	A25	25	150	128	E-2	-2	306
72	A26	26	150	129	E0	0	332
73	A28	28	155	130	H105	105	125
74	A29	29	225	131	H115	115	100
75	A32	32	130	132	H120	120	120
76	A36	36	217	133	H160	160	105
77	A37	37	235	134	H190	190	170
78	A39	39	105	135	S7	7	160
79	A40	40	230	136	S8	8	150
80	A42	42	105	137	S10	10	155
81	A43	43	165	138	S13	13	160
82	A44	44	242	139	S15	15	160
83	A46	46	155	140	S17	17	160
84	A48	48	234	141	S19	19	160
85	A50	50	218	142	S21	22	170
86	A52	52	222	143	S23	23	175
87	A53H	53	166	144	S25	25	180
88	A53H	53	130	145	S27	27	183
89	A55	55	135	146	S30	30	190
90	A58H	58	243	147	S32	32	200
91	A58	58	132	148	S34	34	115
92	A60H	60	212	149	S44	44	100
93	A60H	60	145	150	S46	46	210
94	A62	62	145	151	S50	50	100
95	A70	70	173	152	S58	58	145
96	A82	82	155	153	S70	70	110
97	A95	95	205	154	S72	72	127
98	A118	118	340	155	S83	83	141
99	A133	133	126	156	S89	89	151
100	A144	144	115	157	S117	117	160
101	A155	155	100	158	X25	25	110
102	A164	164	290	159	X30	30	105
103	A2	2	200	160	X40	40	125
104	A3	3	200	161	X55	55	115
105	A4	4	200	162	X70	70	125
106	A6	6	150	163	X80	80	140
107	A8	8	150	164	X90	90	135

Строительство и реконструкция

108	A9	9	140	165	X95	95	140
109	A15	15	130	166	X120	120	180
110	A16	16	213	167	X130	130	260
111	A17	17	150	168	X165	165	230
112	A22H	22	216	169	X180	180	280
113	E-37	-36.5 °C	213				
6. Phase Change [13]							
170	BioPCM Q4	4	210-250	176	BioPCM Q18	18	210-250
171	BioPCM Q5	5	210-250	177	BioPCM Q20	20	210-250
172	BioPCM Q6	6	210-250	178	BioPCM Q23	23	210-250
173	BioPCM Q8	8	210-250	179	BioPCM Q25	25	210-250
174	BioPCM Q12	12	210-250	180	BioPCM Q27	27	210-250
175	BioPCM Q15	15	210-250	181	BioPCM Q29	29	210-250
7. Pluss® [14]							
182	HS 33N	-30/-31	224	201	HS 24	26/25	199
183	HS 26N	-24/-26	272	202	HS 29	29	190
184	HS 23N	-21/-23	262	203	OM 29	29/26	194
185	HS 18N	-18	242	204	FS 29	29/28	158
186	HS 15N	-15/-16	308	205	OM 30	32/30	230
187	HS 10N	-10	290	206	FS 30	31/30	172
188	HS 7N	-6	296	207	OM 32	33/30	187
189	HS 3N	-2/-3	346	208	HS 34	35/34	150
190	HS 01	1	350	209	OM 35	35/34	202
191	OM 03	4/3	229	210	OM 37	37/36	231
192	FS 03	4/1	161	211	OM 42	44/43	221
193	OM 08	8	180	212	OM 46	48/45	196
194	OM 11	9.5/10.5	240	213	OM 48	51/48	172
195	OM 18	19	212	214	OM 50	51/50	223
196	FS 18	20/18	123	215	OM 55	55/54	208
197	OM 21	22/19	174	216	OM 65	66-68/65	183
198	FS 21R	20.7/19	154	217	FS 65	66	218
199	HS 22	23/22	167.6	218	HS 89	88/87	125
200	HSE 22	23/22	131				
8. PureTemp LLC [15]							
219	PureTemp -37	-37	145	231	PureTemp 28	28	190
220	PureTemp -21	-21	239	232	PureTemp 29	29	202
221	PureTemp -15	-15	301	233	PureTemp 37	37	210
222	PureTemp -2	-2	277	234	PureTemp 42	42	218
223	PureTemp 4	4	187	235	PureTemp 48	48	230
224	PureTemp 8	8	178	236	PureTemp 53	53	225
225	PureTemp 15	15	182	237	PureTemp 58	58	225
226	PureTemp 18	18	192	238	PureTemp 60	61	220
227	PureTemp 20	20	171	239	PureTemp 63	63	206
228	PureTemp 23	23	227	240	PureTemp 68	68	213
229	PureTemp 25	25	187	241	PureTemp 108	108	180
230	PureTemp 27	27	202	242	PureTemp 151	151	217
9. RGEES, LLC [16]							
243	PCM-HS26N	-24/-26	210	247	PCM-OM18P	19.3/18.8	233
244	PCM-HS10N	-10	230	248	PCM-HS22P	23/22	185
245	PCM-OM05P	6.6/5.4	216	249	PCM-OM37P	37/38	218
246	PCM-OM06P	6.4/3.9	252	250	PCM-OM65P	66-68/65	183
10. Rubitherm® Technologies GmbH [17]							
251	GR 42	42	55	286	RT 47	47	165
252	GR 82	82	55	287	RT 50	50	160
253	PX 15	15	85	288	RT 54 HC	54	200
254	PX 25	25	95	289	RT 55	55	170
255	PX 52	52	100	290	RT 60	60	160
256	PX 82	82	105	291	RT 62 HC	62	230

257	RT - 9 HC	-9	250	292	RT 64 HC	64	250
258	RT - 4	-4	180	293	RT 65	65	150
259	RT 0	0	175	294	RT 69 HC	69	230
260	RT 2 HC	2	200	295	RT 70 HC	70	260
261	RT 3 HC_1	3	190	296	RT 82	82	170
262	RT 4	4	175	297	RT 80 HC	78	220
263	RT 5	5	180	298	RT 90 HC	90	170
264	RT 5 HC	5	250	299	RT100	~100	120
265	RT 8	8	175	300	RT100HC	100	180
266	RT 8 HC	8	190	301	SP -30	-29 – -28	250
267	RT 9	9	175	302	SP-28	-28 – -29	260
268	RT 10	10	160	303	SP-24	-22 – -23	250
269	RT 10 HC	10	200	304	SP-21	-21 – -19	285
270	RT 11 HC	11	200	305	SP-17	-17 – -18	300
271	RT 12	12	155	306	SP -11 UK	-12 – -10	330
272	RT 15	15	155	307	SP -11	-11 – -12	240
273	RT 18 HC	18	260	308	SP-7_2	-7 – -5	290
274	RT 21	21	155	309	SP 5	4 – 6	170
275	RT 21 HC	21	190	310	SP 15	15 – 17	180
276	RT 22 HC	22	190	311	SP 21 EK	21 – 23	170
277	RT 24	24	160	312	SP 24 E	24 – 25	180
278	RT 25 HC	25	230	313	SP 25 E2	24 – 26	180
279	RT 26	26	180	314	SP 26 E	25 – 27	180
280	RT 28 HC	28	250	315	SP 29 Eu	29 – 31	200
281	RT 31	31	165	316	SP 31	31 – 33	210
282	RT 35	35	160	317	SP 50 *	50 – 51	220
283	RT 42	42	165	318	SP 58 *	56 – 59	250
284	RT 35 HC	35	240	319	SP 70	67 – 73	150
285	RT 44 HC	44	250	320	SP 90 *	88 – 90	150
11. Таблица [18]							
321	Latest TM 18T	18/17	175	326	Latest TM 32S	32	220
322	Latest TM 20T	20/19	175	327	Latest TM 34S	34	230
323	Latest TM 22T	22/21	175	328	Latest TM 36S	36	200
324	Latest TM 25T	25/24	175	329	Latest TM 48S	48	230
325	Latest TM 29T	29/28	175				

2. Материалы с фазовым переходом в конструкции стен и перекрытия

F. Kuznik и J. Virgone [19] изучили тепловую работу стеновых панелей Energain толщиной 5 мм, состоящих на 60% по массе из микроинкапсулированного парафина и на 40% из сополимеров, с оболочкой из алюминия толщиной 0,1 мм, в полномасштабной испытательной комнате. Полностью контролируя температуру и поток солнечной радиации, испытываемую ограждающей конструкцией, исследователями смоделирована температурная история суток летнего, зимнего и переходного периодов в двух сериях экспериментов, с панелями Energain, установленных с внутренней стороны помещения, и без них. Применение панелей позволило снизить наблюдаемые экстремальные температуры – максимальная температура летом снизилась на 3,9°C; минимальная увеличилась на 0,8°C. Коэффициент уменьшения амплитуды температуры воздуха составил 0,79. Соответствующие значения для межсезонья: 2,3°C; 0,4°C; 0,78; для зимы: 4,2°C; 0°C; 0,73. При этом внешняя контролируемая температура зимой колебалась между 5°C и 15°C, в межсезонье 10°C и 18°C, летом 15°C и 30°C. В числе прочих положительных эффектов отмечалось усиление конвекционного перемешивания внутреннего воздуха и уменьшение амплитуды колебаний температуры внутренней поверхности.

G. Evola и L. Marletta [20] представили методологию выбора подходящего РСМ исходя из климатических условий эксплуатации и требований к комфорту. Они провели динамические симуляции всего летнего периода в программном обеспечении EnergyPlus на примере офисного помещения прямоугольной формы для четырех мест в Южной и Северной Европе и

оценили влияние наличия и способа расположение стеновых панелей с РСМ в помещении, скорость ночной вентиляции и температуру плавления на результативность работы РСМ. Использовались два вида панелей. Первая включала в себя смесь полимера и микроинкапсулированного парафина (60%), с алюминиевыми листами толщиной 100 мкм с обеих сторон и общей толщиной панели 5 мм. Вторая представляла собой алюминиевую сотовую матрицу, также на 60% по весу заполненная парафином в полимерных микросферах с диаметром приблизительно 5 мкм, запечатанная двумя тонкими алюминиевыми листами, общей толщиной 20 мм, и описанную более подробно в [21]. Эффективность использования панелей оценивалась с помощью индикатора интенсивности термического дискомфорта (ITD), определяемый как интеграл от времени по периоду занятости, положительной разницы между текущей рабочей температурой и температурой верхнего порога комфортности. Более эффективным оказался монтаж панелей на поверхности трех перегородок, чем на потолке (сокращение ITD 51% против 9,5% для панели первого вида в Милане), при площади стен 17,5 м² и потолка 27 м². При покрытии панелями и стен, и потолка, эффективность была близка к случаю, когда только стены были покрыты панелями. Так же индекс ITD продемонстрировал чувствительность к скорости ночной вентиляции, так как повышалась разрядка тепла, поглощаемое панелями в дневное время. Однако авторы не рекомендуют увеличивать скорость больше определенной величины. Эффективность хранения РСМ (η PCM), равная отношению сохраненной тепловой энергии к максимальной емкости хранения, была выше в те дни, когда средняя температура панелей приближалась к температуре плавления. Помимо η PCM, авторы в своей работе задействовали частоту активации (FA), то есть процент времени, в течение которого РСМ подвергался фазовому переходу. Отмечено, что выбор РСМ необходимо осуществлять, принимая во внимание условия местного климата.

A. Castell и M. Farid [22] предположили, что FA не всегда связана с улучшением теплового комфорта.

F. Ascione, N. Bianco и другие [23] изучили изменение потребности в охлаждении помещений вследствие модернизации европейских зданий постройки 1950-х годов в пяти городах Средиземноморья, применяя в них штукатурку с РСМ с температурой изменения фазы от 26°C до 29°C, помещенную на внутренние поверхности наружных ограждающих конструкций. Для 29°C наблюдался самый большой потенциал сохранения энергии. Наибольшая экономия энергии достигалась при толщине слоя штукатурки 3 см, тогда как более толстые слои не приводили к значительным улучшениям. Получена экономия энергии в городах Севилья и Неаполь не более 3%, в Марселе 4,1%, в Афинах 3,5%, в Анкаре 7,2%. Количество часов комфорта во время летнего периода повышенено на величину от 15,5% в Севилье до 20,6% в Анкаре. По мнению авторов, более высокий дневной температурный перепад, характерный для засушливых климатов, был более благоприятен, так как он способствовал реализации цикла плавления - затвердевания РСМ. Какое вещество использовалось как материал с фазовым переходом, авторы не уточняют.

U. Berardi и M. Manca [24] исследовали эффект от реконструкции многоэтажного жилого дома с РСМ в климатах Торонто и Ванкувера. Наружные стены здания состояли из панелей с экструдированным пенополистиролом. В моделирование, реализуемое в EnergyPlus, этаж дома состоял из четырех смежных друг с другом комнат 5x5x3 м. В качестве материала с фазовым переходом был выбран BioPCM с температурой плавления 25°C. Выполнены комбинации: без РСМ, с РСМ на полу и с РСМ на полу и стенах. В расчетах среди прочих факторов учитывалась работа вентиляции. Установлено, что в случае третьей комбинации, в зависимости от ориентации комнаты, для Торонто возможна экономия энергии на охлаждении 15,8%-29,2%, а для Ванкувера 19,3%-59,4%. Авторы связывают большую экономию в последнем случае с более низкими температурами летом, вследствие которых небольшой избыток тепла мог быть поглощен РСМ без переполнения его теплоемкости (при неполном плавлении). Как и в Торонто, материал с фазовым состоянием зимой в Ванкувере смог предоставить лишь небольшое снижение спроса на отопление в юго-восточной комнате (не более 6%).

S. Soudian и U. Berardi [25] исследовали совместную работу BioPCM и панели Energain, имеющие отличные друг от друга температуры плавления, пригодные для города Торонто, в специальных ячейках, представляющие собой уменьшенные версии квартир. Материалы с фазовым переходом интегрировались в стены и потолок. По итогам эксперимента, температура воздуха тестовой ячейки по сравнению с контрольной ячейкой была в среднем на 47% ниже в течение дня и на 29% выше ночью.

B. Diaconu и M. Cruceru [26] была оптимизирована стена с использованием PCM. В результатах этого исследования авторы отмечают перспективность использования материалов в одной конструкции материалов с разными теплофизическими свойствами.

F. Kuznik, J. Virgone и K. Johannes [27] в течении года проводили мониторинг проекта реконструкции здания к югу от Лионса с панелями Energain. Здание сочетало в себе два офиса с идентичной геометрией, при этом каждый офис представлял собой единственное помещение с размерами 5,2x3,55 м. Один из офисов оборудовался панелями, установленными в боковые перегородки и подвесной потолок. Вся площадь задействованных панелей составила приблизительно 46 м². Офис с PCM показал увеличение теплового комфорта за счет температуры воздуха в помещении и внутренней поверхности ограждающих конструкций. Тем не менее, PCM использовались неэффективно в течение некоторого времени из-за чрезмерных температур и отсутствия полной разрядки ночью.

R. Becker [28] изучил влияние двух типов PCM-панелей с разной толщиной (4, 8, 20 мм) в летний период в средиземноморском климате на зданиях различного функционального назначения и в разных исполнениях в EnergyPlus. Модель жилого здания анализировались в двух вариантах: с внутренними стенами и перегородками из пустотелых бетонных блоков и наружных стен из автоклавного газобетона (далее – первый вариант), и с перегородками из гипсокартона и наружными сэндвич панелями (далее – второй вариант). Модель офиса была осуществлена только во втором варианте. Модель школы имела первый вариант (с изоляцией на наружной стороне) и третий (наружные бетонные стены с изоляцией на внутренней стороне, перегородки из гипсокартона и акустический потолок). В первом варианте, PCM смогли улучшить только тепловой комфорт, незначительно повлияв на потребление энергии. Для второго и третьего вариантов PCM улучшили тепловой комфорт и экономию энергии. Наиболее высоким показателем сокращения энергии обладал офис во втором исполнении (по сравнению с офисом в таком же исполнении, но без PCM – до 57%). Однако в жилом здании во втором варианте даже материалы с фазовым переходом не давали такой тепловой комфорта, который наблюдался в жилом здании в первом варианте с PCM и без него. Аналогичная ситуация для модели школы в первом и третьем исполнении.

Коллектив авторов [29] оценил факторы, оказывающие воздействие на производительность PCM в пассивной системе пола преимущественно с середины октября по середину декабря в Пекине. Было установлено, что: с целью снижения колебания температуры внутреннего воздуха, подходящей температурой плавления PCM является температура приблизительно соответствующая средней температуре воздуха в помещении в солнечные зимние дни; теплота плавления и теплопроводность PCM должна быть больше 120 кДж/кг и 0,5 Вт/(м·°C) соответственно; толщина пластины PCM под полом не должна быть более 20 мм; по сравнению с древесиной, кафель или металл лучше использовать в качестве покрытия пола; воздушный зазор между пластиной PCM и напольным покрытием должен быть минимальным.

3. Использование материалов с изменяющимся фазовым состоянием в композициях на основе гипса

L. Shilei, Z. Neng и F. Guohui [30] провели эксперименты с PCM на северо-востоке Китая в зимних условиях, смешав каприновую и лауриновую кислоты (82:18). Температура плавления и кристаллизации этой смеси жирных кислот оказалась 20,394°C и 19,138°C, скрытая теплота плавления и кристаллизации 150,305 Дж/г и 144, 183 Дж/г. PCM был включен в гипс путем пропитки. Изготовленная стеновая панель имела толщину 9,5 мм с 26% погло-

щённого PCM от общего веса, с температурой плавления и кристаллизации 18,491°C и 18,587°C, со скрытой теплотой плавления и кристаллизации 39,126 Дж/г и 36,965 Дж/г. Испытания проводилось в двух подобных комнатах, но только в одной из них были установлены панели по внутренней поверхности существующей кирпичной стены. Температура окружающей среды колебалась от минус 1°C до плюс 9°C, постепенно увеличиваясь в течении трех суток. Температура в комнате с панелями и без них колебалась между 19°C...24°C и 18,5°C...22°C соответственно. В эксперименте с обычной комнатой величина теплового потока через южную стену варьировалась от 34 Вт/м² до 60 Вт/м², через южную стену в комнате с PCM от 33 Вт/м² до 52 Вт/м². Применение панелей уменьшило и разность между температурой воздуха в комнате и температурой внутренней поверхности. Тем самым панели способствовали сохранению тепла и выравниванию температуры. Авторы уверены, что применение подобных панелей сможет уменьшить стоимость отопительного оборудования и сопутствующие с ним затраты.

Пропитку гипса PCM выполняли и другие авторы, применяя для этого бутилстеарат [31], эвтектические смеси каприновой и лауриновой кислот [32, 33, 34], смесь бутилстеарат-пальмитата [35, 36, 37], некоторые жирные кислоты [38]. В [39] добавляли микроинкапсулированный парафин.

4. Внедрение PCM в кирпич и кирпичную кладку

E. Alawadhi [40] исследовал действие PCM (парафины октадекан, эйкозан, и P116) в жарком климате, которыми заполнялись цилиндрические пустоты в кирпиче. Термальная эффективность системы кирпич-PCM была оценена путем сравнения теплового потока на внутренней поверхности со стеной без PCM в течение типичного рабочего времени. Анализировалось влияние количества и типа PCM в кирпиче. Увеличение количества PCM оказалось наиболее эффективным.

Результаты исследований включения PCM на основе парафина (RT18) в кирпичную кладку приведены в [41, 42], в [43] - октадекана. Z. Chang, Y. Chen, L. Wu и M. Shi провели исследования со смесью гидратов соли [44]. M. Huang, P. Eames и N. Hewitt использовали коммерческие композиты GR41 и GR27 [45].

5. Добавление PCM в бетон

L.F. Cabeza, C. Castellón и другие [46, 47] добавляли Micronal фирмы BASF в бетон. В их эксперименте участвовало две кабины из бетона с PCM и без него. В более ранних работах [7, 48] показано, что PCM имеют эффект, когда они расплавляются и затвердевают каждый день. Но в конце осени и зимой наружные температуры окружающей среды не достигали температуры плавления, поэтому для активации материалов с фазовым переходом в [48] была применена стена Trombe. Так как летом высокий пик наружной температуры (около 40 °C) и жаркие ночи препятствуют затвердеванию PCM, в [47] кабины эксплуатировались с навесами летом. Влияние навесов позволило эксплуатировать PCM в течение более длительного времени. Наблюдениями зафиксировано максимальное снижение температуры стен и покрытия кабины с PCM на 6 °C и 11 °C соответственно.

H. Alqallaf и E. Alawadhi [49] для включения макроинкапсулированного PCM в бетонную кровлю использовали вертикальные цилиндрические отверстия. Составленная численная модель была подтверждена экспериментально. Сообщается, что тепловой поток может быть значительно уменьшен с увеличением диаметра отверстий для PCM. Для рассмотренных в работе случаев тепловой поток на внутренней поверхности крыши снижался на 9% –17% в зависимости от выбранного PCM (парафины A28, A32 и A39 от PlusICE), времени и месяца.

H. Alqallaf и E. Alawadhi в [50] вместо только цилиндрических отверстий в крыше использовали цилиндрические и конусообразные, в которых нижний диаметр d зависел от верхнего диаметра D и принимал значения 0, 0,25D, 0,5D, 3D/4. Использовалось компьютерное моделирование и три разных PCM – октадекан, эйкозан, и Suntech P116. Было выполнено па-

раметрическое исследование геометрии конуса и типа используемого PCM. Эйкозан показал лучшую производительность среди рассмотренных PCM, а коническая геометрия контейнера PCM ($d=0$) являлась наилучшим с точки зрения термической эффективности. В результате, тепловой поток на внутренней поверхности крыши может быть уменьшен до 39% для определенного оптимального типа PCM и геометрии отверстия конуса.

L. Royon, L. Karim и A. Bontemps [51] заполняли созданный композиционный PCM в уже существующие полости в бетонной плите перекрытия, с постановкой эксперимента в реальных условиях и с компьютерным моделированием в COMSOL Multiphysics. Авторы при высокой температуре ($>100^{\circ}\text{C}$) смешали парафиновый PCM RT 27 от компании Rubitherm со стирол-бутадиен-стирольным блоком от Sigma Aldrich. Блок-сополимер действовал в качестве поддерживающего материала. Новый материал продемонстрировал пригодность для обеспечения значительной тепловой инерции здания.

Применены и другие способы интегрирования PCM в строительные материалы: T. Lee и другие выполнили пропитку бетона парафином и бутилстеаратом [52], K. Cellat с соавторами провели прямое включение бутилстеарата [53].

6. Материалы с фазовым переходом в конструкции крыши

A. Pasupathy и R. Velraj [54] изучали влияние PCM в конструкции крыши посредством математической модели и эксперимента. Материалом с фазовым переходом заполнили панель из нержавеющей стали, которая была размещена между верхней кровельной плитой и нижней бетонной плитой. Компоненты PCM: эвтектик 48% CaCl_2 + 4,3% NaCl + 0,4% KCl + 47,3% H_2O , температура фазового перехода $26\text{--}28^{\circ}\text{C}$ и с теплотой плавления 188 кДж/кг. Сделан вывод о том, что система с еще одной верхней панелью с Climsel C32 (температура плавления 32°C) сможет работать в течение всех сезонов в Индии.

Еще один способ размещения PCM в крыше был предложен H.-M. Chou, C.-R. Chen, и V.-L Nguyen. В их эксперименте участвовали кровельные гофрированные листы, между которыми был макроинкапсулирован PCM [55].

7. Материалы с фазовым переходом в светопрозрачных конструкциях

H. Weinläder [56] изучили парафиновый RT25 и два солевых гидраты: S27 от Cristopia, основанный на $\text{CaCl}_2\cdot6\text{H}_2\text{O}$ и L30, и на $\text{LiNO}_3\cdot3\text{H}_2\text{O}$. PCM были инкапсулированы в прозрачные пластиковые контейнеры и помещены за обычное двойное остекление с воздушным зазором около 10 мм. В результате, фасадные панели с PCM оказались хорошими дополнением к обычным окнам. В зимний сезон фасадные панели значительно улучшили тепловой комфорт. Летом они сместили тепловые поступления на более поздний вечер. Тем не менее, окна с PCM не могут эксплуатироваться там, где нужен визуальный контакт с окружающей средой: в жидким состоянии все материалы имели одинаковое значение пропускания в визуальном диапазоне (около 0,9), в твердом состоянии коэффициент пропускания уменьшается до 0,5.

F. Goia, M. Perino и V. Serra [57] выполнили полномасштабное испытание прототипа остекления с PCM от Rubitherm. Испытание было выполнено на южной стене летом, зимой и в межсезонье в субконтинентальном климате. Результаты сравнивались с обычным двойным остеклением. Показано, что остекление PCM способно снизить потребление энергии летом более чем на 50%. Зимой подобная технология была менее эффективна.

Испытывались и другие светопрозрачные конструкции (и приоконные изделия) с различными PCM. A. Bontemps, M. Ahmad и другие [58] изучали перегородку из светопрозрачных блоков с парафином, жирной кислотой и гидратом соли. E. Alawadhi [59] рассмотрел возможность внедрения PCM (октадекана, эйкозана и P116) в оконные жалюзи.

Заключение

Материалы с изменяющимся фазовым состоянием находят все более широкое применение в строительной практике. В ограждающих конструкциях зданий они используются сте-

новых ограждениях, плитах покрытия и в светопрозрачных ограждениях. Применение таких материалов в жарком климате позволяет снизить амплитуду колебаний температуры внутренней поверхности ограждений и внутреннего воздуха, снижает расход энергии на поддержание комфортного микроклимата в помещениях.

На эффективность применения PCM напрямую влияет климатическая активность региона. Она будет тем выше, чем больше полных фазовых переходов будет испытывать такой материал в условиях эксплуатации конструкции. Становится очевидным важность выбора таких материалов в зависимости, в том числе, от ориентации стеновых ограждений. Для южных и северных стен одного и того же здания могут быть применены материалы с различными температурами фазового перехода и тепловыми эффектами.

Принимая во внимание принятую технологию изготовления строительных конструкций, наиболее перспективным, по – видимому, следует считать внедрение PCM в строительные смеси в инкапсулированном виде, т.к. при этом отпадает необходимость организации новых переделов, таких как постов пропитки, в существующие технологические нитки производства изделий и конструкций.

Большинство исследований проведено в регионах с теплым климатом и направлено на повышение эффективности кондиционирования. Вопрос о поведении ограждающих конструкций с PCM в условиях преобладания отрицательных температур остаётся открытым. Таким образом, актуальным представляется решение задачи создания композиций PCM для применения при пониженных температурах, также слоистых элементов ограждающих конструкций с такими композициями.

Для большинства материалов указаны только температуры фазового перехода и его энергия. Отсутствие значений теплопроводности материала в разных фазовых состояниях существенно затрудняет моделирование работы конструкций с такими материалами в современных программных комплексах.

Внедрение в строительные конструкции PCM должно сопровождаться исследованиями в области их химической активности, пожарной безопасности и экологических аспектов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Mehling H., Cabeza L.F. Heat and cold storage with PCM: An up to date introduction into basics and applications. Berlin: Springer, 2008. 308 c.
2. Kosny J. PCM-Enhanced Building Components: An Application of Phase Change Materials in Building Envelopes and Internal Structures. Cham: Springer, 2015. 271 c.
3. Jamekhorshid A., Sadrameli S.M., Farid M. A review of microencapsulation methods of phase change materials (PCMs) as a thermal energy storage (TES) medium // Renewable and Sustainable Energy Reviews. 2014. №1 (31). C. 531-542. doi:10.1016/j.rser.2013.12.033
4. Xie N., Luo J., Li Z., Huang Z., Gao X., Fang Y., Zhang Z. Salt hydrate/expanded vermiculite composite as a form-stable phase change material for building energy storage // Solar Energy Materials and Solar Cells. 2019. №1 (189). C. 33-42. doi:10.1016/j.solmat.2018.09.016
5. Zhou D., Zhao C.Y., Tian Y. Review on thermal energy storage with phase change materials (PCMs) in building applications // Applied Energy. 2012. №1 (92). C. 593-605. doi:10.1016/j.apenergy.2011.08.025
6. Xiao M., Feng B., Gong K. Preparation and performance of shape stabilized phase change thermal storage materials with high thermal conductive // Energy Conversion and Management. 2002. №1 (43). C. 103-108. doi:10.1016/s0196-8904(01)00010-3
7. Cabeza L. F., Castellón C., Nogués M., Medrano M., Leppers R., Zubillaga O. Use of microencapsulated PCM in concrete walls for energy savings // Energy and Buildings. 2007. №2 (39). C.113-119. doi:10.1016/j.enbuild.2006.03.030
8. Climator [Электронный ресурс]. URL: <https://www.climator.com/> (дата обращения: 25.09.2018).
9. CRODA [Электронный ресурс]. URL: <https://www.crodatherm.com/en-gb> (дата обращения: 25.09.2018).
10. Insolcorp [Электронный ресурс]. URL: <https://www.insolcorp.com> (дата обращения: 25.09.2018).
11. Microtek laboratories, inc. [Электронный ресурс]. URL: <https://www.microteklabs.com/> (дата обращения: 25.09.2018).
12. PCM [Электронный ресурс]. URL: <http://www.pcmproducts.net> (дата обращения: 25.09.2018).

13. Phase Change Energy Solutions [Электронный ресурс]. URL: <https://phasechange.com/> (дата обращения: 25.09.2018).
14. Pluss [Электронный ресурс]. URL: <http://www.pluss.co.in/> (дата обращения: 25.09.2018).
15. PureTemp [Электронный ресурс]. URL: <http://www.puretemp.com/> (дата обращения: 25.09.2018).
16. SavEnrgtm Phase Change Materials [Электронный ресурс]. URL: <https://rgees.com> (дата обращения: 23.03.2019).
17. Rubitherm Phase Change Materials [Электронный ресурс]. URL: <https://www.rubitherm.eu/> (дата обращения: 25.09.2018).
18. Phase Change Material PCM Manufacturers for Air Conditioning, Electronics Cooling. [Электронный ресурс]. URL: <http://www.teappcm.com/> (дата обращения: 25.09.2018).
19. Kuznik F., Virgone J. Experimental assessment of a phase change material for wall building use // Applied Energy. 2009. №10 (86). C. 2038-2046. doi:10.1016/j.apenergy.2009.01.004
20. Evola G., Marletta L., Sicurella F. A methodology for investigating the effectiveness of PCM wallboards for summer thermal comfort in buildings // Building and Environment. 2013. №1 (59). C. 517-527. doi:10.1016/j.buildenv.2012.09.021
21. Hasse C., Grenet M., Bontemps A., Dendievel R., Sallée H. Realization, test and modelling of honeycomb wallboards containing a Phase Change Material // Energy and Buildings. 2011. №1 (43). C. 232-238. doi:10.1016/j.enbuild.2010.09.017
22. Castell A., Farid M. M. Experimental validation of a methodology to assess PCM effectiveness in cooling building envelopes passively // Energy and Buildings. 2014. №1 (81). C. 59-71. doi:10.1016/j.enbuild.2014.06.011
23. Ascione F., Bianco N., De Masi R. F., de' Rossi F., Vanoli G.P. Energy refurbishment of existing buildings through the use of phase change materials: Energy savings and indoor comfort in the cooling season // Applied Energy. 2014. №1 (113). C. 990-1007. doi:10.1016/j.apenergy.2013.08.045
24. Berardi U., Manca M. The Energy Saving and Indoor Comfort Improvements with Latent Thermal Energy Storage in Building Retrofits in Canada // Energy Procedia. 2017. №1 (111). C. 462-471. doi:10.1016/j.egypro.2017.03.208
25. Soudian S., Berardi U. Experimental investigation of latent thermal energy storage in highrise residential buildings in Toronto // Energy Procedia. 2017. №1 (132). C. 249-254. doi:10.1016/j.egypro.2017.09.706
26. Diaconu B.M., Crucera M. Novel concept of composite phase change material wall system for year-round thermal energy savings // Energy and Buildings. 2010. №10 (42). C. 1759-1772.
27. Kuznik F., Virgone J., Johannes K. In-situ study of thermal comfort enhancement in a renovated building equipped with phase change material wallboard // Renewable Energy. 2011. №5 (36). C. 1458-1462. doi:10.1016/j.renene.2010.11.008
28. Becker R. Improving thermal and energy performance of buildings in summer with internal phase change materials // Journal of Building Physics. 2013. №3 (37). C. 296-324. doi:10.1177/1744259113480133
29. Xu X., Zhang Y., Lin K., Di H., Yang R. Modeling and simulation on the thermal performance of shape-stabilized phase change material floor used in passive solar buildings // Energy and Buildings. 2005. №10 (37). C. 1084-1091. doi:10.1016/j.enbuild.2004.12.016
30. Shilei L., Neng Z., Guohui F. Impact of phase change wall room on indoor thermal environment in winter // Energy and Buildings. 2006. №1 (38). C. 18-24. doi:10.1016/j.enbuild.2005.02.007
31. Athienitis A. K., Liu C., Hawes D., Banu D., Feldman D. Investigation of the thermal performance of a passive solar test-room with wall latent heat storage // Building and Environment. 1997. №5 (32). C. 405-410. doi:10.1016/s0360-1323(97)00009-7
32. Shilei L., Neng Z., Guohui F. Eutectic mixtures of capric acid and lauric acid applied in building wallboards for heat energy storage // Energy and Buildings. 2006. №6 (38). C. 708-711. doi:10.1016/j.enbuild.2005.10.006
33. Shilei, L., Neng Z., Guohui F. Impact of phase change wall room on indoor thermal environment in winter // Energy and Buildings. 2006. №1 (38). C. 18-24. doi:10.1016/j.enbuild.2005.02.007
34. Shilei L., Guohui F., Neng Z., Li D. Experimental study and evaluation of latent heat storage in phase change materials wallboards // Energy and Buildings. 2007. №10 (39). C. 1088-1091. doi:10.1016/j.enbuild.2006.11.012
35. Banu, D., Feldman, D., Hawes, D. Evaluation of thermal storage as latent heat in phase change material wallboard by differential scanning calorimetry and large scale thermal testing // Thermochimica Acta. 1998. №1 (317). C. 39-45. doi:10.1016/s0040-6031(98)00368-2
36. Feldman D., Banu D. DSC analysis for the evaluation of an energy storing wallboard // Thermochimica Acta. 1996. №1 (272). C. 243-251. doi:10.1016/0040-6031(95)02456-5
37. Scalat S., Banu D., Hawes D., Parish J., Haghishata F., Feldman D. Full scale thermal testing of latent heat storage in wallboard // Solar Energy Materials and Solar Cells. 1996. №1 (44). C. 49-61. doi:10.1016/0927-0248(96)00017-7
38. Peippo K., Kauranen P., Lund P. D. A multicomponent PCM wall optimized for passive solar heating // Energy and Buildings. 1991. №4 (17). C. 259-270. doi:10.1016/0378-7788(91)90009-r
39. Lai C., Chen R. H., Lin C.-Y. Heat transfer and thermal storage behaviour of gypsum boards incorporating micro-encapsulated PCM // Energy and Buildings. 2010. №8 (42). C. 1259-1266. doi:10.1016/j.enbuild.2010.02.018

40. Alawadhi E.M. Thermal analysis of a building brick containing phase change material // Energy and Buildings. 2008. №3 (40). C. 351-357. doi:10.1016/j.enbuild.2007.03.001

41. Silva T., Vicente R., Soares N., Ferreira V. Experimental testing and numerical modelling of masonry wall solution with PCM incorporation: A passive construction solution // Energy and Buildings. 2012. №1 (49). C. 235-245. doi:10.1016/j.enbuild.2012.02.010

42. Vicente R., Silva T. Brick masonry walls with PCM macrocapsules: An experimental approach // Applied Thermal Engineering. 2014. №1/2 (67). C. 24-34. doi:10.1016/j.applthermaleng.2014.02.069

43. Haghshenaskashani S., Pasdarshahri H. Simulation of Thermal Storage Phase Change Material in Building // Journal of Civil and Environmental Engineering. 2009. №10 (3). C.356-360.

44. Zhang C., Chen Y., Wu L., Shi M. Thermal response of brick wall filled with phase change materials (PCM) under fluctuating outdoor temperatures // Energy and Buildings. 2011. №12 (43). C. 3514-3520. doi:10.1016/j.enbuild.2011.09.028

45. Huang M.J., Eames P.C., Hewitt N.J. The application of a validated numerical model to predict the energy conservation potential of using phase change materials in the fabric of a building // Solar Energy Materials and Solar Cells. 2006. №13 (90). C. 1951-1960. doi:10.1016/j.solmat.2006.02.002

46. USE OF MICROENCAPSULATED PCM IN BUILDINGS AND THE EFFECT OF ADDING AWNINGS [Электронный ресурс]. URL: https://intraweb.stockton.edu/eyos/energy_studies/content/docs/effstock09/Session_8_1%20Sustainable_Co Comfort_Cooling/64.pdf (дата обращения: 19.10.2018).

47. Arce P., Castellón C., Castell A., Cabeza L. F. Use of microencapsulated PCM in buildings and the effect of adding awnings // Energy and Buildings. 2012. №1 (44). C. 88-93. doi:10.1016/j.enbuild.2011.10.028

48. Cabeza L.F., Medrano M., Castellón C., Castell A., Solé C., Roca J. and Nogués M. Thermal energy storage with phase change materials in building envelopes // Contributions to Science. 2007. №4 (3). C. 501-510. doi:10.2436/20.7010.01.26

49. Alqallaf H. J., Alawadhi E.M. Concrete roof with cylindrical holes containing PCM to reduce the heat gain // Energy and Buildings. 2013. №1 (61). C. 73-80. doi:10.1016/j.enbuild.2013.01.041

50. Alawadhi E. M., Alqallaf H. J. Building roof with conical holes containing PCM to reduce the cooling load: Numerical study // Energy Conversion and Management. 2011. №8/9 (52). C. 2958-2964. doi:10.1016/j.enconman.2011.04.004

51. Royon L., Karim L., Bontemps A. Thermal energy storage and release of a new component with PCM for integration in floors for thermal management of buildings // Energy and Buildings. 2013. №1 (63). C. 29-35. doi:10.1016/j.enbuild.2013.03.042

52. Lee T., Hawes D. W., Banu, D., Feldman, D. Control aspects of latent heat storage and recovery in concrete // Solar Energy Materials and Solar Cells. 2000. №3 (62). C. 217-237. doi:10.1016/s0927-0248(99)00128-2

53. Cellat K., Beyhan B., Kazancı B., Konuklu Y., Paksoy H. Direct Incorporation of Butyl Stearate as Phase Change Material into Concrete for Energy Saving in Buildings // Journal of Clean Energy Technologies. 2017. №1 (5). C. 64-68. doi:10.18178/JOCET.2017.5.1.345

54. Pasupathy A., Velraj R. Effect of double layer phase change material in building roof for year round thermal management // Energy and Buildings. 2008. №3 (40). C. 193-203. doi:10.1016/j.enbuild.2007.02.016

55. Chou H.-M., Chen C.-R., Nguyen V.-L. A new design of metal-sheet cool roof using PCM // Energy and Buildings. 2013. №1 (57). C. 42-50. doi:10.1016/j.enbuild.2012.10.030

56. Weinläder H., Beck. A., Fricke J. PCM-facade-panel for daylighting and room heating Helmut // Solar Energy. 2005. №2 (78). C. 177-186. doi:10.1016/j.solener.2004.04.013

57. Goia F., Perino M., Serra V. Experimental analysis of the energy performance of a full-scale PCM glazing prototype // Solar Energy. 2014. №1 (100). C.217-233. doi:10.1016/j.solener.2013.12.002

58. Bontemps A., Ahmad M., Johannès K., Sallée H. Experimental and modelling study of twin cells with latent heat storage walls // Energy and Buildings. 2011. №9 (43). C. 2456-2461. doi:10.1016/j.enbuild.2011.05.030

59. Alawadhi E.M. Using phase change materials in window shutter to reduce the solar heat gain // Energy and Buildings. 2012. №1 (47). C. 421-429. doi:10.1016/j.enbuild.2011.12.009

REFERENCES

1. Mehling H., Cabeza L.F. Heat and cold storage with PCM: An up to date introduction into basics and applications. Berlin: Springer, 2008. 308 p.
2. Kosny J. PCM-Enhanced Building Components: An Application of Phase Change Materials in Building Envelopes and Internal Structures. Cham: Springer, 2015. 271 p.
3. Jamekhorshid A., Sadrameli S.M., Farid M. A review of microencapsulation methods of phase change materials (PCMs) as a thermal energy storage (TES) medium. Renewable and Sustainable Energy Reviews. 2014. Vol. 31. Pp. 531-542. doi:10.1016/j.rser.2013.12.033

4. Xie N., Luo J., Li Z., Huang Z., Gao X., Fang Y., Zhang Z. Salt hydrate/expanded vermiculite composite as a form-stable phase change material for building energy storage. *Solar Energy Materials and Solar Cells*. 2019. Vol. 189. Pp. 33-42. doi:10.1016/j.solmat.2018.09.016
5. Zhou D., Zhao C.Y., Tian Y. Review on thermal energy storage with phase change materials (PCMs) in building applications. *Applied Energy*. 2012. Vol. 92. Pp. 593-605. doi:10.1016/j.apenergy.2011.08.025
6. Xiao M., Feng B., Gong K. Preparation and performance of shape stabilized phase change thermal storage materials with high thermal conductive. *Energy Conversion and Management*. 2002. Vol. 43. No 1. Pp. 103-108. doi:10.1016/s0196-8904(01)00010-3
7. Cabeza L. F., Castellón C., Nogués M., Medrano M., Leppers R., Zubillaga O. Use of microencapsulated PCM in concrete walls for energy savings. *Energy and Buildings*. 2007. Vol. 39. No 2. Pp.113-119. doi:10.1016/j.enbuild.2006.03.030
8. Climator [Electronic resource]. URL: <https://www.climator.com/> (date of circulation: 25.09.2018).
9. CRODA [Electronic resource]. URL: <https://www.crodatherm.com/en-gb> (date of circulation: 25.09.2018).
10. Insolcorp [Electronic resource]. URL: <https://www.insolcorp.com> (date of circulation: 25.09.2018).
11. Microtek laboratories, inc. [Electronic resource]. URL: <https://www.microteklabs.com/> (date of circulation: 25.09.2018).
12. PCM [Electronic resource]. URL: <http://www.pcmproducts.net> (date of circulation: 25.09.2018).
13. Phase Change Energy Solutions [Electronic resource]. URL: <https://phasechange.com/> (date of circulation: 25.09.2018).
14. Pluss [Electronic resource]. URL: <http://www.pluss.co.in/> (date of circulation: 25.09.2018).
15. PureTemp [Electronic resource]. URL: <http://www.puretemp.com/> (date of circulation: 25.09.2018).
16. SavEnrgTM Phase Change Materials [Electronic resource]. URL: <https://rgees.com> (date of circulation: 23.03.2019).
17. Rubitherm Phase Change Materials [Electronic resource]. URL: <https://www.rubitherm.eu/> (date of circulation: 25.09.2018).
18. Phase Change Material PCM Manufacturers for Air Conditioning, Electronics Cooling. [Electronic resource]. URL: <http://www.teappcm.com/> (date of circulation: 25.09.2018).
19. Kuznik F., Virgone J. Experimental assessment of a phase change material for wall building use. *Applied Energy*. 2009. Vol. 86. No 10. Pp. 2038-2046. doi:10.1016/j.apenergy.2009.01.004
20. Evola G., Marletta L., Sicurella F. A methodology for investigating the effectiveness of PCM wallboards for summer thermal comfort in buildings. *Building and Environment*. 2013. Vol. 59. Pp. 517-527. doi:10.1016/j.buildenv.2012.09.021
21. Hasse C., Grenet M., Bontemps A., Dendievel R., Sallée H. Realization, test and modelling of honeycomb wallboards containing a Phase Change Material. *Energy and Buildings*. 2011. Vol. 43. No 1. Pp. 232-238. doi:10.1016/j.enbuild.2010.09.017
22. Castell A., Farid M. M. Experimental validation of a methodology to assess PCM effectiveness in cooling building envelopes passively. *Energy and Buildings*. 2014. Vol. 81. Pp. 59-71. doi:10.1016/j.enbuild.2014.06.011
23. Ascione F., Bianco N., De Masi R. F., de' Rossi F., Vanoli G.P. Energy refurbishment of existing buildings through the use of phase change materials: Energy savings and indoor comfort in the cooling season. *Applied Energy*. 2014. Vol. 113. Pp. 990-1007. doi:10.1016/j.apenergy.2013.08.045
24. Berardi U., Manca M. The Energy Saving and Indoor Comfort Improvements with Latent Thermal Energy Storage in Building Retrofits in Canada. *Energy Procedia*. 2017. Vol. 111. Pp. 462-471. doi:10.1016/j.egypro.2017.03.208
25. Soudian S., Berardi U. Experimental investigation of latent thermal energy storage in highrise residential buildings in Toronto. *Energy Procedia*. 2017. Vol. 132. Pp. 249-254. doi:10.1016/j.egypro.2017.09.706
26. Diaconu B.M., Cruceru M. Novel concept of composite phase change material wall system for year-round thermal energy savings. *Energy and Buildings*. 2010. Vol. 42. No 10. Pp. 1759-1772.
27. Kuznik F., Virgone J., Johannes K. In-situ study of thermal comfort enhancement in a renovated building equipped with phase change material wallboard. *Renewable Energy*. 2011. Vol. 36. No 5. Pp. 1458-1462. doi:10.1016/j.renene.2010.11.008
28. Becker R. Improving thermal and energy performance of buildings in summer with internal phase change materials. *Journal of Building Physics*. 2013. Vol. 37. No 3. Pp. 296-324. doi:10.1177/1744259113480133
29. Xu X., Zhang Y., Lin K., Di H., Yang R. Modeling and simulation on the thermal performance of shape-stabilized phase change material floor used in passive solar buildings. *Energy and Buildings*. 2005. Vol. 37. No 10. Pp. 1084-1091. doi:10.1016/j.enbuild.2004.12.016
30. Shilei L. Neng Z., Guohui F. Impact of phase change wall room on indoor thermal environment in winter. *Energy and Buildings*. 2006. Vol. 38. No 1. Pp. 18-24. doi:10.1016/j.enbuild.2005.02.007
31. Athienitis A. K., Liu C., Hawes D., Banu D., Feldman D. Investigation of the thermal performance of a passive solar test-room with wall latent heat storage. *Building and Environment*. 1997. Vol. 32. No 5. C. 405-410. doi:10.1016/s0360-1323(97)00009-7

32. Shilei L., Neng Z., Guohui F. Eutectic mixtures of capric acid and lauric acid applied in building wallboards for heat energy storage. *Energy and Buildings*. 2006. Vol. 38. No 6. Pp. 708-711. doi:10.1016/j.enbuild.2005.10.006

33. Shilei, L., Neng Z., Guohui F. Impact of phase change wall room on indoor thermal environment in winter. *Energy and Buildings*. 2006. Vol. 38. No 1. Pp. 18-24. doi:10.1016/j.enbuild.2005.02.007

34. Shilei L., Guohui F., Neng Z., Li D. Experimental study and evaluation of latent heat storage in phase change materials wallboards. *Energy and Buildings*. 2007. Vol. 39. No 10. Pp. 1088-1091. doi:10.1016/j.enbuild.2006.11.012

35. Banu, D., Feldman, D., Hawes, D. Evaluation of thermal storage as latent heat in phase change material wallboard by differential scanning calorimetry and large scale thermal testing. *Thermochimica Acta*. 1998. Vol. 317. No 1. Pp. 39-45. doi:10.1016/s0040-6031(98)00368-2

36. Feldman D., Banu D. DSC analysis for the evaluation of an energy storing wallboard. *Thermochimica Acta*. 1996. Vol. 272. Pp. 243-251. doi:10.1016/0040-6031(95)02456-5

37. Scalat S., Banu D., Hawes D., Parish J., Haghhighata F., Feldman D. Full scale thermal testing of latent heat storage in wallboard. *Solar Energy Materials and Solar Cells*. 1996. Vol. 44. No 1. Pp. 49-61. doi:10.1016/0927-0248(96)00017-7

38. Peippo K., Kauranen P., Lund P. D. A multicomponent PCM wall optimized for passive solar heating. *Energy and Buildings*. 1991. Vol. 17. No 4. Pp. 259-270. doi:10.1016/0378-7788(91)90009-r

39. Lai C., Chen R. H., Lin C.-Y. Heat transfer and thermal storage behaviour of gypsum boards incorporating micro-encapsulated PCM. *Energy and Buildings*. 2010. Vol. 42. No 8. Pp. 1259-1266. doi:10.1016/j.enbuild.2010.02.018

40. Alawadhi E.M. Thermal analysis of a building brick containing phase change material. *Energy and Buildings*. 2008. Vol. 40. No 3. Pp. 351-357. doi:10.1016/j.enbuild.2007.03.001

41. Silva T., Vicente R., Soares N., Ferreira V. Experimental testing and numerical modelling of masonry wall solution with PCM incorporation: A passive construction solution. *Energy and Buildings*. 2012. Vol. 49. Pp. 235-245. doi:10.1016/j.enbuild.2012.02.010

42. Vicente R., Silva T. Brick masonry walls with PCM macrocapsules: An experimental approach. *Applied Thermal Engineering*. 2014. Vol. 67. No 1/2. Pp. 24-34. doi:10.1016/j.applthermaleng.2014.02.069

43. Haghshenaskashani S., Pasdarshahri H. Simulation of Thermal Storage Phase Change Material in Building. *Journal of Civil and Environmental Engineering*. 2009. Vol. 3. No 10. Pp. 356-360.

44. Zhang C., Chen Y., Wu L., Shi M. Thermal response of brick wall filled with phase change materials (PCM) under fluctuating outdoor temperatures. *Energy and Buildings*. 2011. Vol. 43. No 12. Pp. 3514-3520. doi:10.1016/j.enbuild.2011.09.028

45. Huang M.J., Eames P.C., Hewitt N.J. The application of a validated numerical model to predict the energy conservation potential of using phase change materials in the fabric of a building. *Solar Energy Materials and Solar Cells*. 2006. Vol. 90. No 13. Pp. 1951-1960. doi:10.1016/j.solmat.2006.02.002

46. USE OF MICROENCAPSULATED PCM IN BUILDINGS AND THE EFFECT OF ADDING AWNINGS [Electronic resource]. URL: https://intraweb.stockton.edu/eyos/energy_studies/content/docs/effstock09/Session_8_1%20Sustainable_Coefort_Cooling/64.pdf (date of circulation: 19.10.2018).

47. Arce P., Castellón C., Castell A., Cabeza L. F. Use of microencapsulated PCM in buildings and the effect of adding awnings. *Energy and Buildings*. 2012. Vol. 44. Pp. 88-93. doi:10.1016/j.enbuild.2011.10.028

48. Cabeza L.F., Medrano M., Castellón C., Castell A., Solé C., Roca J. and Nogués M. Thermal energy storage with phase change materials in building envelopes. *Contributions to Science*. 2007. Vol. 3. No 4. C. 501-510. doi:10.2436/20.7010.01.26

49. Alqallaf H. J., Alawadhi E.M. Concrete roof with cylindrical holes containing PCM to reduce the heat gain. *Energy and Buildings*. 2013. Vol. 61. Pp. 73-80. doi:10.1016/j.enbuild.2013.01.041

50. Alawadhi E. M., Alqallaf H. J. Building roof with conical holes containing PCM to reduce the cooling load: Numerical study. *Energy Conversion and Management*. 2011. Vol. 52. No 8/9. Pp. 2958-2964. doi:10.1016/j.enconman.2011.04.004

51. Royon L., Karim L., Bontemps A. Thermal energy storage and release of a new component with PCM for integration in floors for thermal management of buildings. *Energy and Buildings*. 2013. Vol. 63. Pp. 29-35. doi:10.1016/j.enbuild.2013.03.042

52. Lee T., Hawes D. W., Banu, D., Feldman, D. Control aspects of latent heat storage and recovery in concrete. *Solar Energy Materials and Solar Cells*. 2000. Vol. 62. No 3. Pp. 217-237. doi:10.1016/s0927-0248(99)00128-2

53. Cellat K., Beyhan B., Kazancı B., Konuklu Y., Paksoy H. Direct Incorporation of Butyl Stearate as Phase Change Material into Concrete for Energy Saving in Buildings. *Journal of Clean Energy Technologies*. 2017. Vol. 5. No 1. Pp. 64-68. doi:10.18178/JOCET.2017.5.1.345

54. Pasupathy A., Velraj R. Effect of double layer phase change material in building roof for year round thermal management. *Energy and Buildings*. 2008. Vol. 40. No 3. Pp. 193-203. doi:10.1016/j.enbuild.2007.02.016

55. Chou H.-M., Chen C.-R., Nguyen V.-L. A new design of metal-sheet cool roof using PCM. *Energy and Buildings*. 2013. Vol. 57. Pp. 42-50. doi:10.1016/j.enbuild.2012.10.030

56. Weinläder H., Beck. A., Fricke J. PCM-facade-panel for daylighting and room heating Helmut. Solar Energy. 2005. Vol. 78. No 2. Pp. 177-186. doi:10.1016/j.solener.2004.04.013

57. Goia F., Perino M., Serra V. Experimental analysis of the energy performance of a full-scale PCM glazing prototype. Solar Energy. 2014. Vol. 100. Pp. 217-233. doi:10.1016/j.solener.2013.12.002

58. Bontemps A., Ahmad M., Johannès K., Sallée H. Experimental and modelling study of twin cells with latent heat storage walls. Energy and Buildings. 2011. Vol. 43. No 9. Pp. 2456-2461. doi:10.1016/j.enbuild.2011.05.030

59. Alawadhi E.M. Using phase change materials in window shutter to reduce the solar heat gain. Energy and Buildings. 2012. Vol. 47. Pp. 421-429. doi:10.1016/j.enbuild.2011.12.009

Информация об авторах:

Назиров Рашит Анварович

ФГАОУ ВО «Сибирский Федеральный Университет», г. Красноярск, Россия,
доктор технических наук,
профессор, заведующий кафедрой «Проектирование зданий и экспертиза недвижимости»,
E-mail: nazirovra@gmail.com

Тараненко Дмитрий Васильевич

ФГАОУ ВО «Сибирский Федеральный Университет», г. Красноярск, Россия,
магистрант кафедры «Проектирование зданий и экспертиза недвижимости»,
E-mail: dmitij_taranenko@mail.ru

Веде Петр Юрьевич

ФГАОУ ВО «Сибирский Федеральный Университет», г. Красноярск, Россия,
магистрант кафедры «Проектирование зданий и экспертиза недвижимости»,
E-mail: vede@live.ru

Information about authors:

Nazirov R. A.

Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia,
Doctor of Engineering Science,
professor, head of the department "Building design and property survey"
E-mail: nazirovra@gmail.com

Taranenko D. V.

Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia,
candidate for a master's degree at the department "Building design and property survey"
E-mail: dmitij_taranenko@mail.ru

Vede P. Yu.

Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia,
candidate for a master's degree at the department "Building design and property survey"
E-mail: vede@live.ru

ИССЛЕДОВАНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ И ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПЫЛИ ОПОКИ, ПРИМЕНЯЕМЫХ В СТРОИТЕЛЬСТВЕ

САХАРОВА А.А., АЗАРОВ В.Н.

Волгоградский государственный технический университет, г. Волгоград, Россия,

Аннотация. Опока - прочная пористая кремнистая осадочная горная порода. В последнее время она всё больше используется как сорбент и как добавка к строительным материалам. Важным технологическим процессом получения продукта является дробление, просев, прокаливание и прочее. Все они сопровождаются выделением пыли. Эта пыль может быть загрязнителем окружающей воздушной среды, отходом и т.д.

В статье приведены результаты экспериментальных и натурных исследований аэродинамических и физико-химических характеристик (скорости оседания) пыли опоки Волгоградского месторождения. Предложена схема процесса обеспыливания производства сорбентов в области водоснабжения и водоотведения и добавок из опоки в строительстве.

Проведен эксперимент, описана установка, а также методика обработки данных. Построены интегральные функции распределения массы частиц пыли опоки по диаметрам в вероятностно-логарифмической системе координат, как для всего ансамбля частиц, так и для частиц различных диапазонов скоростей оседания.

Ключевые слова: опока, аэродинамические и физико-химические характеристики, интегральные функции распределения массы частиц

STUDY OF AERODYNAMIC AND PHYSICAL-CHEMICAL CHARACTERISTICS OF THE DUST OF THE FLASK USED IN CONSTRUCTION

SAKHAROVA A.A., AZAROV V.N.

Volgograd state technical University, Volgograd, Russia

Abstract. Flask is a strong porous siliceous sedimentary rock. Recently, it is increasingly used as a sorbent and as an additive to building materials. An important technological process for obtaining the product is crushing, sowing, calcination and so on. All of them are accompanied by the release of dust. This dust can be a pollutant of the air environment, waste, etc.

The article presents the results of experimental and field studies of aerodynamic and physico-chemical characteristics (sedimentation rate) of dust flask Volgograd field. A scheme of the process of dedusting sorbent production in the field of water supply and sanitation and additives from flask in construction is proposed.

The experiment was conducted, the installation and the method of data processing were described. Built the cumulative distribution function of the mass of the dust particles of the flask at the diameters of the probability-logarithmic coordinate system for the entire ensemble of particles and for particles of different speeds of deposition.

Keywords: flask, aerodynamic and physicochemical characteristics, the cumulative distribution function of the particle mass.

Введение

На сегодняшний день строительный рынок изобилует различными добавками для получения бетонных композитов с направленными эксплуатационными характеристиками. Проблема заключается в том, что эти составы, как правило, импортного производства, состав добавки является собственностью производителя и, зачастую засекречен. Применение импортного сырья в отечественных технологиях не всегда оправдано, т.к. до конца не выясненный состав может проявиться как антагонист при пролонгированном использовании [1].

Опоки – экологические безопасные материалы, природные алюмосиликаты, обладают уникальным набором свойств, которые при детальном исследовании позволяют решить различные проблемы, возникающие в процессе эксплуатации строительных объектов [2].

Опока, а также диатомит и трепел, используются как [3]: адсорбенты для очистки сиропов, соков, масел, газов, нефтепродуктов и др. (высокая пористость обуславливает способность поглощать различные коллоидные вещества из растворов); гидравлическая добавка к портландцементу, обеспечивающая долговечность подводных железобетонных и бетонных сооружений и плотин; добавка при изготовлении легких бетонов, керамических и теплоизоляционных изделий в смеси с вермикулитом, асбестом, минеральной ватой, обеспечивающей звуко- и теплоизоляционные свойства материала; наполнитель в производстве пластмасс, некоторых видов резины, сургуча, спичек, салфеточной бумаги, красок; многоцелевая добавка при производстве стеновой керамики [4]; опочно-грунтовая смесь различного состава для устройства конструктивных слоев дорожных одежд на автомобильных дорогах IV и V категорий в IV и V дорожно-климатических зонах [5].

На рисунке 1 приведен исследуемый образец минерала опоки месторождения Волгоградской области.

Анализ технологических схем производства сорбентов и добавок из опоки позволил предложить оптимальную схему и выделить узлы образования пыли, как правило, размером частиц до 0,1 мкм (рис.2).

Пыль опоки представляет собой аэродисперсную систему, в которой дисперсная среда является газообразной, а дисперсная фаза – твердой. В большинстве случаев частицы пыли характеризуются неправильной геометрической формой, а по размерам, как правило, колеблются в диапазоне от 0,001 до 120 мкм [6].



Рисунок 1 - Исследуемый образец минерала опоки месторождения Волгоградской области

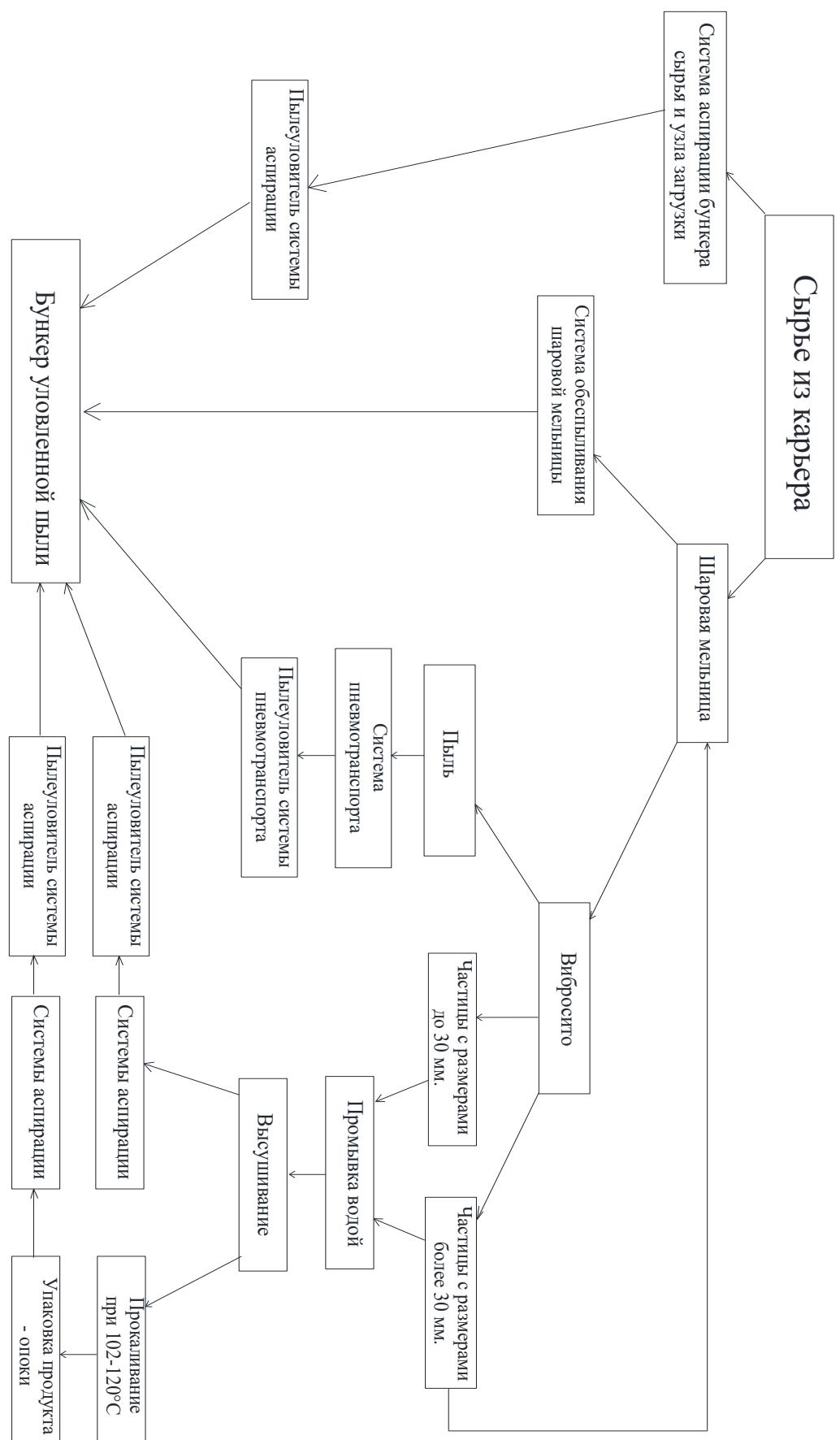
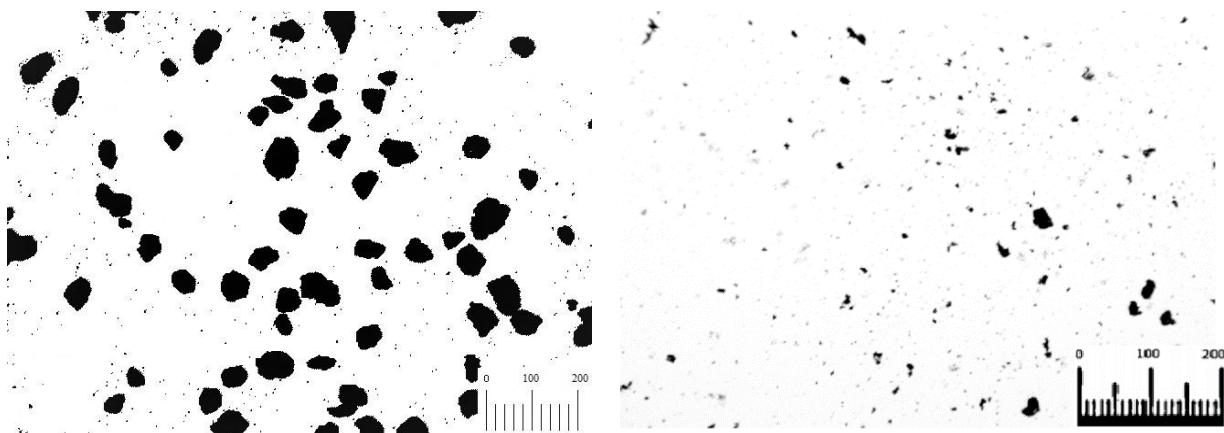


Рисунок 2 – Схема получения сорбента из опоки



**Рисунок 3 – Изображение мидалевых сечений частиц пыли опоки месторождения Волгоградской области, используемых в компьютерной программе для дисперсного анализа DUST 1 [15]:
а – одиночные частицы пыли со скоростью оседания 0,5 – 0,6 м/с; б – выброс облаком с концентрацией более чем 20 мг/м³ от технологического оборудования в окружающую среду**

Модели и методы

Микроскопический анализ отобранных проб пыли производился с использованием сканирующего электронного микроскопа Versa 3D Dual Beam. Элементный состав исследуемых образцов был изучен методом сканирующей просвечивающей электронной микроскопии (STEM). Режим высокого вакуума (Hi Vac) с применением различных детекторов: вторичных, обратно рассеянных и проходящих электронов (ETD, CBS, STEM), позволяет получать изображения высокого разрешения металлических, композиционных и порошковых материалов. Дисперсный анализ отобранных проб пыли производился по полученным в результате микроскопического исследования микрофотографиям с использованием специализированного программного обеспечения Image J [7,8].

По полученным фотографиям с увеличением до 500 нанометров определяется дисперсный состав фракций пыли. Дальнейшая обработка сопровождается микрорентгеноспектральным анализом пыли в зависимости от содержания материала в каждой точке, изучаемого образца.

На рисунке 4 (а) представлено 3D-изображение, сканируемого образца пыли опоки Волгоградского месторождения. На рисунке 4 (б) представлен химический состав и структура материала, на основе количественного и качественного микрорентгеноспектрального анализа (EDS) [9-13].

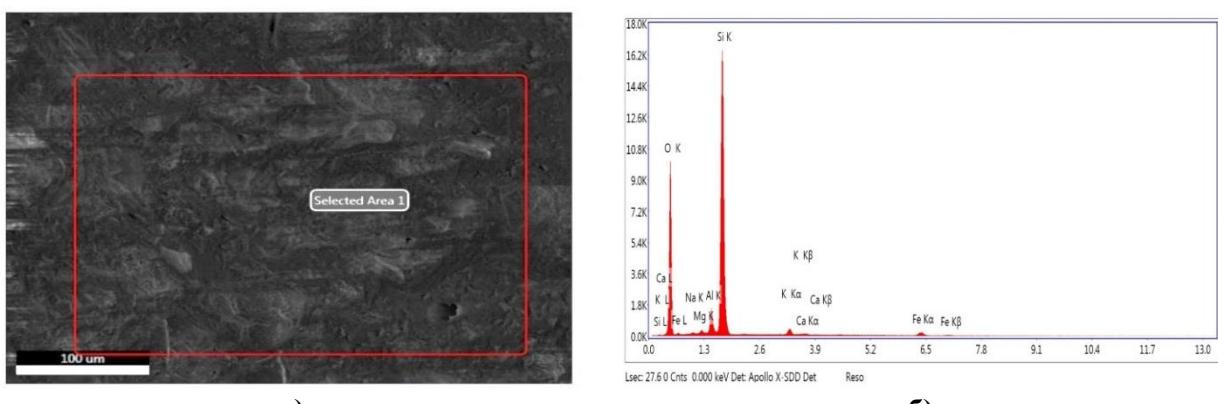


Рисунок 4: Пыль опоки Волгоградского месторождения: а) микрофотография частиц пыли; б) микрорентгеноспектральный анализ пыли

Для проведения дисперсионного анализа была использована методика микроскопического анализа с применением ПК [14-16] и компьютерной программы для дисперсного анализа DUST 1 [17]. Одновременно производилось исследование фракционного состава пыли опоки по методикам, изложенным в работах [18] с помощью микроскопа монокулярного Микромед 1 вар. 1-20 и ручного счетчика частиц – HANDHELD 3016 IAQ.

Существуют различные теоретические и экспериментальные зависимости для описания фракционного состава пыли [19]. А.Н. Колмогоров доказал [19], что при простых предположениях для описания дисперсного состава порошков и пылевидных материалов, состоящих из сферических частиц применим нормальный закон для логарифма диаметра частиц. Однако в ряде работ было показано, что это правило выполняется лишь на отдельных интервалах эквивалентных диапазонов частиц и, как правило, распределение пыли в реальных технологических процессах описывается усеченным нормальным распределением логарифма эквивалентного диаметра [19,20].

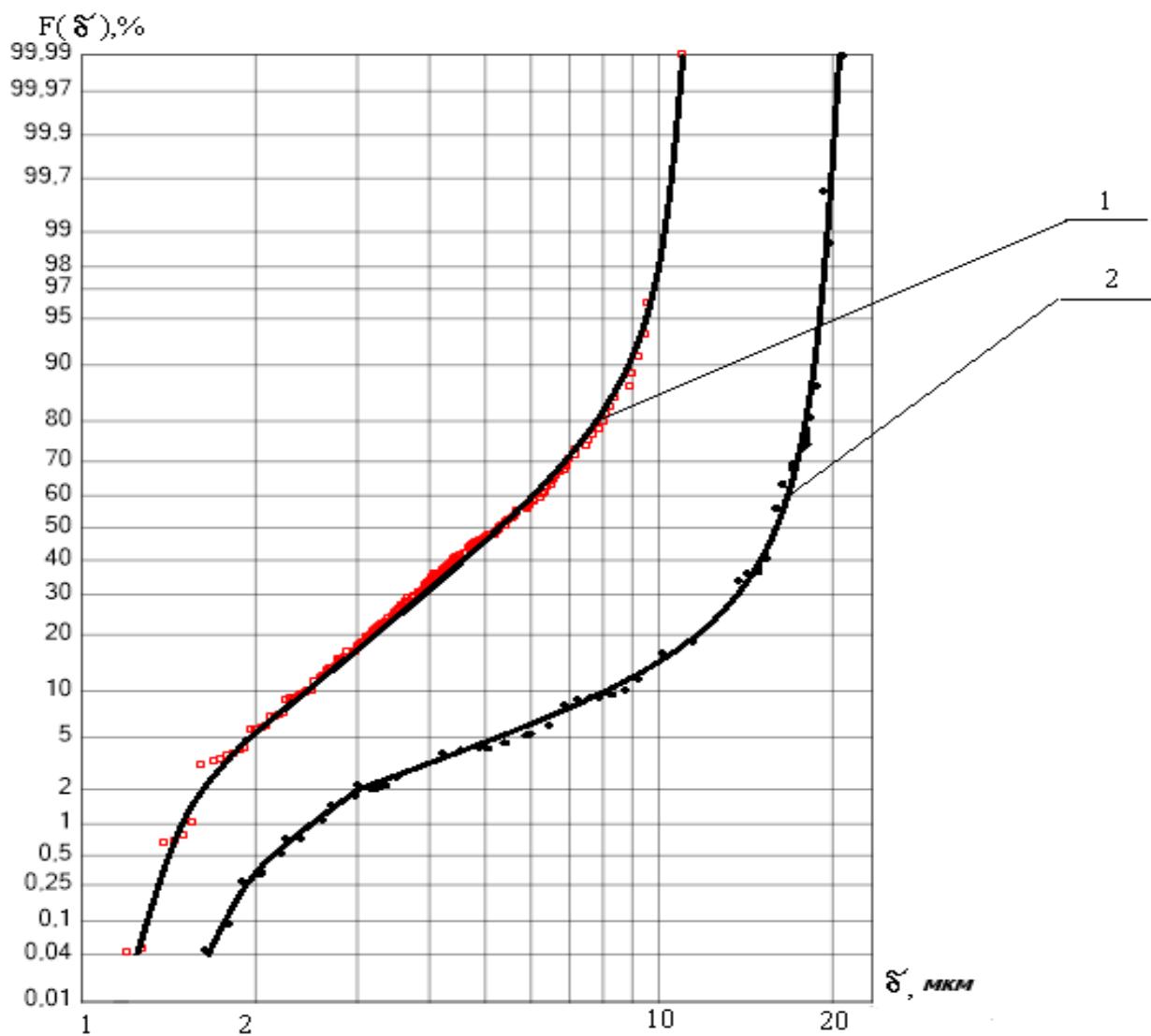


Рисунок 5 - Сравнение интегральных функций распределения массы частиц пыли опоки, по эквивалентным диаметрам для двух месторождений: 1 – Каменоярское месторождение Черноярского района Астраханской области; 2 - месторождение Волгоградской области

Например, на рисунке 5 приведены полученные в результате исследований интегральные функции распределения массы частиц пыли опоки, по эквивалентным диаметрам для двух месторождений: Астраханской и Волгоградской областей [6]. Построение выполнимо в вероятностно-логарифмической сетке, на которой функции нормального закона распределения должны описываться прямой линией.

Как следует из рисунка 5, интегральный закон А.Н. Колмогорова выполняется лишь на следующих интервалах изменения эквивалентного диаметра d : [1,5; 7] для месторождений Астраханской области и [3; 10] для Волгоградской области. То есть там, где интегральная функция распределения в вероятностно-логарифмической системе координат представлена прямой линией.

Эти свойства важны т.к. фракционный состав пыли имеет определяющее значение для разработки и совершенствования пылеулавливающих аппаратов и систем, а также для осуществления мероприятий по предотвращению выделения пыли, расчету закономерностей ее распространения в окружающей среде.

Целью проведенного экспериментального исследования является определение аэродинамических свойств частиц пыли опоки, методом пофракционного оседания с последующим анализом их дисперсного состава и построением зависимостей скорости оседания от эквивалентного диаметра частицы пыли в вероятностно-логарифмической сетке. При этом соблюдались закономерности пылевыделения от технологического оборудования, а именно «порционность» и концентрация пыли. При пофракционном оседании, называемом иногда дробным оседанием, анализируемая проба пыли, отобранная в выбросах облаком с концентрацией более чем $20 \text{ мг}/\text{м}^3$ в атмосферу и в рабочую зону в процессе получения сорбента и добавок к строительным материалам [15,21].

Для сравнения был проведен эксперимент с помощью ситового метода с оседанием частиц размером в узком диапазоне, например, $100 < d_{\text{экв}} < 125 \text{ мкм}$.

Частицы с различной скоростью падения оседают на липкой ленте (скотч), уложенной на ленточный транспортер. Лента транспортера рывком перемещается на величину диаметра седиментационного цилиндра за равные промежутки времени, диапазон оседания составляет 1 сек. Диапазоны изменения скоростей оседания частиц были равны (м/с):

1) $V > 1,8 \text{ м/с}$; 2) $1,8 > V > 0,96 \text{ м/с}$; 3) $0,96 > V > 0,65 \text{ м/с}$; 4) $0,65 > V > 0,51 \text{ м/с}$.

Результаты исследования и их анализ

После проведения экспериментальной части, оптическим методом был осуществлен анализ дисперсного состава пыли опоки, осевшей на ленту микроскопическим методом [20,22]. Метод определения дисперсного состава пыли основан на фотографировании увеличенных под микроскопом в 200-1000 раз отобранных образцов пылевидных частиц, закрепленных на предметном стекле, с последующей обработкой фотографий с помощью графического редактора. Дальнейший расчёт предполагает подсчёт количества частиц на каждом снимке и построение интегральных кривых в вероятностно-логарифмической системе координат. Данные действия выполняются в программе «SPOTEXPLORER V1.0».

В ходе эксперимента установлено, что диаметры частиц в каждом из диапазонов скоростей оседания в среднем уменьшаются с уменьшением средней скорости. На рисунке 6 приведены интегральные функции распределения массы частиц пыли опоки для различных диапазонов скоростей оседания.

Медианный и максимальный диаметр пыли опоки, представлены в таблице 1.

Как следует из данных таблицы 1, при одной же скорости оседания и, следовательно, одинаковом аэродинамическом диаметре частиц, реальные размеры частиц при одиночном оседании выше, чем в облаке, оседающем с той же скоростью. Или частицы опоки одного размера в облаке оседают в несколько раз с большей скоростью, по сравнению с одиночными частицами.

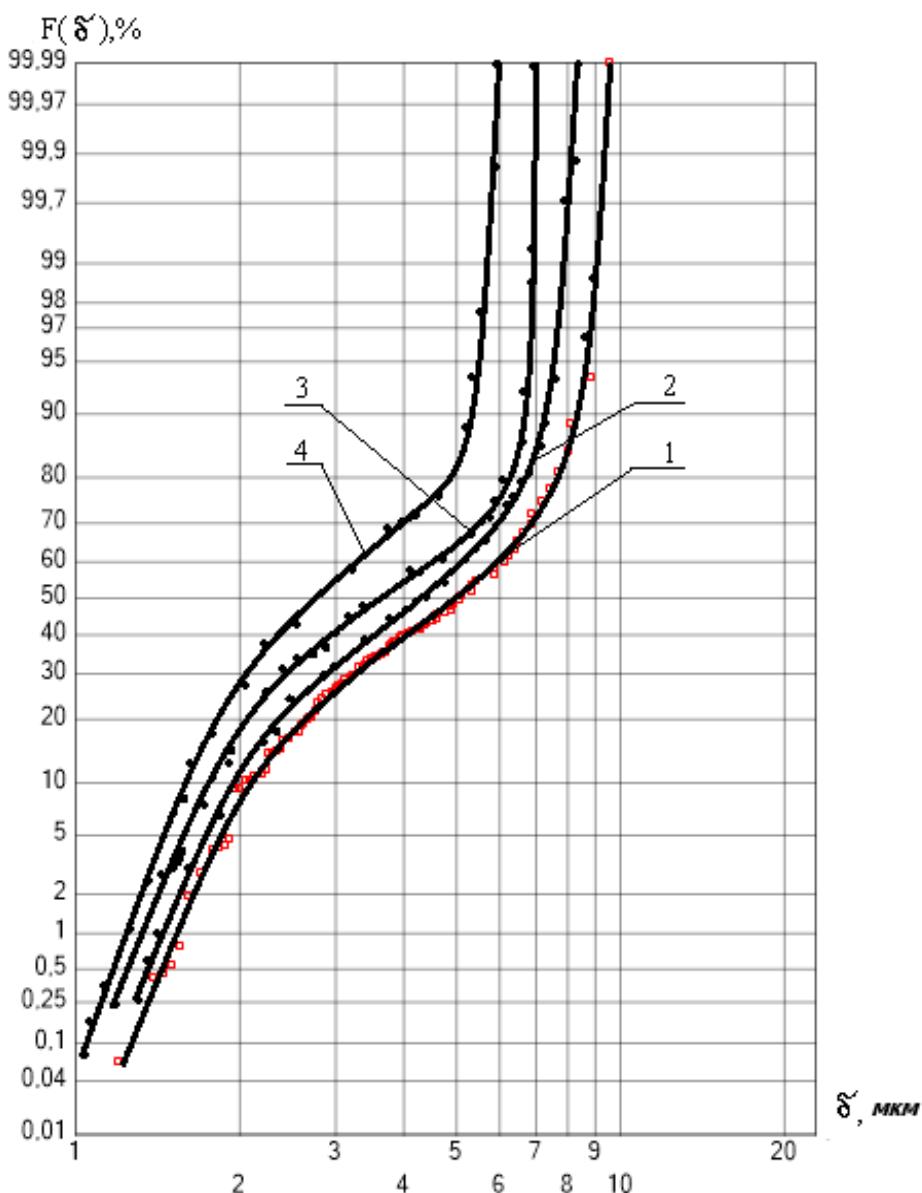


Рисунок 6 - Интегральные функции распределения массы частиц пыли опоки месторождения Волгоградской области для различных диапазонов скоростей оседания:
1 - $V > 1,8 \text{ м/с}$; 2 - $1,8 > V > 0,96 \text{ м/с}$; 3 - $0,96 > V > 0,65 \text{ м/с}$; 4 - $0,65 > V > 0,51 \text{ м/с}$.

Таблица 1 – Диапазоны изменения скоростей оседания пыли опоки месторождения Волгоградской области

Скорость оседания, м/с	Одиночные частицы пыли		Выброс облаком	
	δ_{50} , мкм	δ_{\max} , мкм	δ_{50} , мкм	δ_{\max} , мкм
$V > 1,8$	-	200	4,0	11,5
$1,8 > V > 0,96$	100	125	3,5	9,1
$0,96 > V > 0,65$	80	100	3,1	6,8
$0,65 > V > 0,51$	60	80	2,6	5,9

Выводы:

1. Исследования аэродинамических характеристик показали, что оседание одиночных частиц пыли опоки происходит с меньшей скоростью, чем в облаке пыли.
2. Предложена схема процесса обеспыливания производства сорбентов в области водоснабжения и водоотведения и добавок из опоки в строительстве.
3. Полученные данные аэродинамических и физико-химических характеристик позволяют расчитать аппараты, которые могут быть использованы в системах аспирации, обеспыливания, пневмоуборки, пневмотранспорта в производствах, связанных с опокой, как сорбента и добавки к строительным материалам.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кожевникова Ю.Г., Плотникова Д.А., Башмачников В.Д. Разработка состава строительного раствора, модифицированного введением минеральной добавки из местных материалов – опок каменноморского месторождения черноярского района астраханской области // Интернет-журнал «НАУКОВЕДЕНИЕ». 2015. Том 7, №5 <http://naukovedenie.ru/PDF/77TVN515.pdf> (доступ свободный). DOI: 10.15862/77TVN515
2. Сахарова А.А. Разновидности опоки как природного материала // Проблемы охраны производственной и окружающей среды : сб. материалов и науч. тр. инженеров-экологов / под ред. В. Н. Азарова ; Волгогр. гос. техн. ун-т. Волгоград, 2018. Вып. 9. С. 97-100.
3. Сахарова А.А. Применение органогенных горных пород в строительной индустрии = Use of organogenic rocks in the construction industry // Современная наука и технический прогресс: материалы междунар. науч.-практ. конф. (27 нояб. 2018 г., Калининград) / отв. ред. А. А. Зарайский. Саратов, 2018. С. 102-104.
4. Котляр В.Д., Талпа Б.В. Опоки - перспективное сырье для стеновой керамики // Строительные материалы. 2007. № 2. С. 31-35.
5. <http://stroi-archive.ru/dorozhnye-materialy/104-osobennosti-konstruirovaniya-dorozhnyh-odezhid-iz-opochnyh-materialov.html>
6. Азаров В.Н., Сахарова А.А. Aerodynamic Characteristics and Fractional Composition of the Flask Dust // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2019. Vol. 224, No 1. Doi: [10.1088/1755-1315/224/1/012027/](https://doi.org/10.1088/1755-1315/224/1/012027)
7. Kuzmichev A. A., Azarov V. N., Kuzmichev A. V. The research of contamination regularities of historical buildings and architectural monuments by methods of computer modeling // MATEC Web of Conference. 2017. Vol. 129. 05002. <https://doi.org/10.1051/matecconf/201712905002>
8. Азаров В.Н., Тертишников И. В., Маринин Н.А. Нормирование РМ10 и РМ2,5 как социальный стандарт качества жизни в районах расположения предприятий стройиндустрии // Жилищное строительство. 2012. № 3. С. 20—23.
9. Jens Als-Nielsen, Des McMorrow. Elements of modern X-ray Physics. 2nd ed. Wiley (2011), 421 p.
10. Лиопо В.А., Война В.В. Рентгеновская дифрактометрия. Учебное пособие. Гродно, ГрГУ им. Я. Купалы, 2003, 171 с.
11. Кривовичев С.В. Практические вопросы рентгеноструктурного анализа. 2. Расшифровка и уточнение кристаллических структур в комплексе SHELIХ. Учебное пособие. СПб., СПГУ, 2007, 112 с.
12. Исаенкова М.Г., Перлович Ю.А., Скрытный В.И., Соколов Н.А., Яльцев В.Н. Рентгеновская дифрактометрия. Учебное пособие. М., МИФИ, 2007., 48 с.
13. Portable X-ray fluorescence spectrometry-capabilities for in situ analysis. Edited by P. J. Potts and M. West. RSC Publishing, Cambridge, UK, 2008, 291 pp.
14. Градус, Л. Я. Руководство по дисперсионному анализу методом микроскопии. Москва: Химия, 1979. 232 с.
15. Коузов, П. А. Основы анализа дисперсного состава промышленных пылей и измельченных материалов; 3-е изд. перераб. Ленинград: Химия, 1987. 264 с.
16. Ромашов Г.И. Основные процессы и методы определения дисперсного состава промышленных пылей. Л.: ЛИОТ, 1938. 176 с.
17. Свид. о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2014618468 от 21.08.2014 РФ DUST 1 / В.Н. Азаров, Д.А. Быкадоров, О.А. Быкадорова, Д.В. Азаров, А.В. Азаров, Д.А. Николенко, М.А. Николенко. – 2012.
18. Азаров В.Н. Research of Dust Content in the Earthworks Working Area / В.Н. Азаров, М.В. Трохимчук, О.П. Сидельникова // Procedia Engineering. Vol. 150. 2016. Pp. 2008-2012.
19. Колмогоров А.Н. О логарифмически нормальном законе распределения частиц при дроблении // ДАН СССР. 1941. Т.31. №2. С. 1030-1039.

20. Азаров В.Н., Евтушенко А.И., Батманов В.П., Стреляева А.Б., Лупиногин В.В. Aerodynamic Characteristics of Dust in the Emissions Into the Atmosphere and Working Zone of Construction Enterprises // International Review of Civil Engineering. 2016. Vol. 7. No. 5. С. 132-136.

21. Коузов П. А., Скрябина Л.Я. Методы определения физико-химических свойств промышленных пылей. Л. : Химия, Ленингр. отделение, 1983.

22. Артюхин А. С., Пономарева Н.С. Экспериментальные исследования аэродинамических характеристик и эффективности пылеулавливания аппаратов ВЗП // Проблемы промышленной экологии: сб.130 материалов и науч. тр. молодых инженеров-экологов. Волгоград:ВолгГАСУ, 2006. С. 133-138.

REFERENCES

1. Kozhevnikova YU.G., Plotnikova D.A., Bashmachnikov V.D. Razrabortka sostava stroitel'nogo rastvora, modificirovannogo vvedeniem mineral'noj dobavki iz mestnyh materialov – opok kamennyo-yarskogo mestorozhdeniya chernoyarskogo rajona astrahanskoj oblasti [Development of content of construction mortar ,odified by introduction of mineral component made of obtained in place materials]. *Internet-zhurnal “NAUKOVEDENIE”*. 2015. Vol. 7, No 5. doi: 10.15862/77TVN515
2. Saharova A.A. Raznovidnosti opoki kak prirodnogo materiala [Different types of opoka as environmental material]. Proc. Of Sci. papers on Problem of protection of industriasl and environment / ed. by V. N. Azarov; Volgogr. gos. tekhn. un-t. Volgograd, 2018. Vol. 9. Pp. 97-100.
3. Saharova A.A. Primenenie organogennyh gornyh porod v stroitel'noj industrii = Use of organogenic rocks in the construction industry [Application of organically morfed rock in construction]. Proc. Of Int. Conf. on Modern Science and technical progress, 27 Nov. 2018, Kaliningrad / ed. by A. A. Zarajskij. Saratov, 2018. Pp. 102-104.
4. Kotyar V.D., Talpa B.V. Opoki - perspektivnoe syr'e dlya stenovoj keramiki [Opoki - a promising raw material for wall ceramics]. *Stroitel'nye materialy*. 2007. No 2. Pp. 31-35.
5. <http://stroi-archive.ru/dorozhnye-materialy/104-osobennosti-konstruirovaniya-dorozhnyh-odezhid-iz-opochnyh-materialov.html>
6. Azarov V.N., Saharova A.A. Aerodynamic Characteristics and Fractional Composition of the Flask Dust. All-Russian research-to-practice conference "Ecology and safety in the technosphere: current problems and solutions" (EST 2018, 22–24 November 2018, Yurga, Russian Federation). Conference Series: Earth and Environmental Science. - Publishing Ltd IOP, 2019. - Vol. 224, No 1. <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1755-1315/224/1/012027/pdf>.
7. Kuzmichev A. A., Azarov V. N., Kuzmichev A. V. The research of contamination regularities of historical buildings and architectural monuments by methods of computer modeling. *MATEC Web of Conference*. 2017. Vol. 129. 05002. <https://doi.org/10.1051/matecconf/201712905002>
8. Azarov V.N., Tertishnikov I. V., Marinin N.A. Normirovanie PM10 i PM2,5 kak social'nyj standart kachestva zhizni v rajonah rastpolozheniya predpriyatiij strojindustrii [Rationing PM10 and PM2.5 as a social standard of the quality of life in areas of the construction industry enterprises]. *Zhilishchnoe stroitel'stvo* . 2012. No 3. Pp. 20 - 23.
9. Jens Als-Nielsen, Des McMorrow. Elements of modern X-ray Physics. 2nd ed. Wiley (2011), 421 p.
10. Liopo V.A., Vojna V.V. Rentgenovskaya difraktometriya [X-ray diffractometry]. Grodno, GrGU im. YA. Kupaly, 2003, 171 p.
11. Krivovichev S.V. Prakticheskie voprosy rentgenostruktturnogo analiza. 2. Rasshifrovka i utochnenie kristallicheskikh struktur v komplekse SHELIX [Practical issues of X-ray analysis. 2. Deciphering and refining the crystal structures in the SHELIX complex]. Saint Peterburg, SPGU, 2007, 112 p.
12. Isaenkova M.G., Perlovich YU.A., Skrytnyj V.I., Sokolov N.A., YAI'cev V.N. Rentgenovskaya difraktometriya [X-ray diffractometry]. Moscow, MIFI, 2007, 48 p.
13. Portable X-ray fluorescence spectrometry-capabilities for in situ analysis. Edited by P. J. Potts and M. West. RSC Publishing, Cambridge, UK, 2008, 291 p.
14. Gradus L. YA. Rukovodstvo po dispersionnomu analizu metodom mikroskopii [Guide to analysis of variance by microscopy]. Moscow: Himiya, 1979. 232 p.
15. Kouzov P. A. Osnovy analiza dispersnogo sostava promyshlennyh pylej i izmel'chennyh materialov [Fundamentals of analysis of the dispersion composition of industrial dusts and crushed materials t]. - 3-e edition, remastered. Leningrad: Himiya, 1987. 264 p.
16. Romashov G.I. Osnovnye processy i metody opredeleniya dispersnogo sostava promyshlennyh pylej [The main processes and methods for determining the dispersion composition of industrial dusts]. Leningrad: LIOT, 1938. 176 p.
17. Svid. o gos. registracii programmy dlya EHVM № 2014618468 ot 21.08.2014 RF DUST 1 / V.N. Azarov, D.A. Bykadorov, O.A. Bykadorova, D.V. Azarov, A.V. Azarov, D.A. Nikolenko, M.A. Nikolenko. – 2012.
18. Azarov V.N., Trohimchuk M.V., Sidel'nikova O.P. Research of Dust Content in the Earthworks Working Area. *Procedia Engineering*. 2016. Vol. 150 Pp. 2008-2012.
19. Kolmogorov, A. N. O logarifmicheski normal'nom zakone raspredeleniya chastic pri droblenii [On the logarithmically normal distribution law of particles during crushing]. *DAN SSSR*. 1941. T.31. No 2. Pp. 1030-1039.

20. Azarov V.N., Evtushenko A.I., Batmanov V.P., Strelyanova A.B., Lupinogin V.V. Aerodynamic Characteristics of Dust in the Emissions Into the Atmosphere and Working Zone of Construction Enterprises. *International Review of Civil Engineering*. 2016. Vol. 7, No. 5. Pp. 132-136.

21. Kouzov P. A., Skryabina L. Ya. Metody opredeleniya fiziko-himicheskikh svojstv promyshlennyyh pylej. Leningrad: Himiya, Leningr. otdelenie, 1983.

22. Artyuhin A. S., Ponomareva N. S. Ehksperimental'nye issledovaniya aehrodinamicheskikh harakteristik i ehffektivnosti pyleulavlivaniya apparatov VZP [Experimental studies of the aerodynamic characteristics and efficiency of dust collection of VZP devices]. Proc. of materials of sci. papers of young engineers-ecologists. Volgograd:VolgGASU, 2006. Pp. 133-138.

Информация об авторах:

Сахарова Анастасия Андреевна

ФГБОУ ВО «Волгоградский государственный технический университет» Институт архитектуры и строительства, г. Волгоград, Россия,
ассистент кафедры водоснабжения и водоотведения
E-mail: sax.nastya@yandex.ru

Азаров Валерий Николаевич

ФГБОУ ВО «Волгоградский государственный технический университет» Институт архитектуры и строительства, г. Волгоград, Россия, доктор техн. наук, проф., проф. кафедры безопасности жизнедеятельности в строительстве и городском хозяйстве,
E-mail: azarovpubl@mail.ru

Information about authors:

Sakharova Anastasia A.

FGBOU VO "Volgograd state technical University" Institute of architecture and construction, Volgograd, Russia,
assistant of water supply and sanitation department
E-mail: sax.nastya@yandex.ru

Azarov Valery N.

FGBOU VO "Volgograd state technical University" Institute of architecture and construction, Volgograd, Russia,
doctor of technology of sciences, prof., prof. of the department of life safety in construction and urban economy,
E-mail: azarovpubl@mail.ru

РЕКОНСТРУКЦИЯ СБОРНЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ БЕЗБАЛОЧНЫХ ПЕРЕКРЫТИЙ

СМОЛЯГО Г.А.¹, ДРОКИН С.В.², ДРОНОВ А.В.¹, БЕЛОУСОВ А.П.²,
ПУШКИН С.А.², ШИРОКИЙ В.В.², СМОЛЯГО Е.Г.²

¹Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова, г. Белгород, Россия

²ООО «Строительная экспертиза», г. Белгород, Россия

Аннотация. В зданиях, в которых технологический процесс сопровождается постоянным воздействием агрессивных жидкостей сред на железобетонные конструкции перекрытий, существенная часть из них имеет незначительный остаточный ресурс, а техническое состояние на отдельных участках приближается к недопустимому, что предопределяет необходимость выполнения работ по восстановлению их нормативного технического состояния или их реконструкцию.

Инструментальные обследования сборного безбалочного железобетонного перекрытия, подверженного воздействию молочных кислот, показали, что конструкции перекрытия имеют многочисленные дефекты и повреждения - значительную коррозию рабочей и распределительной арматуры, бетона, разрушение опорных участков плит перекрытия. Основные элементы перекрытия находятся в ограниченно-рабочоспособном состоянии, а на отдельных участках приближаются к недопустимому.

Предложены конструктивные решения по реконструкции перекрытия с устройством нового перекрытия с учетом действующей технологической нагрузки на вышерасположенное перекрытие, обеспечения устойчивости колонн и пространственной жесткости здания на момент возведения перекрытия и изменения отметки чистого пола.

Ключевые слова: сборное безбалочное железобетонное перекрытие, реконструкция перекрытия, замена перекрытия, надежность, долговечность

RECONSTRUCTION OF PRECAST REINFORCED CONCRETE FLAT FLOOR SLABS

SMOLYAGO G.A.¹, DROKIN S.V.², DRONOV A.V.¹, BELOUSOV A.P.²,
PUSHKIN S.A.², SHIROKIJ V.V.², SMOLYAGO E.G.²

¹BSTU named after V.G. Shukhov, Belgorod, Russia

²ООО «Строительная экспертиза», Белгород, Россия

Abstract. In the buildings, where reinforced concrete floor slabs are subjected to the action of aggressive liquid environment due to the technological process, reinforced concrete structures have small remaining life and technical condition of them is close to inadmissible one, that causes necessity of repair works or reconstruction.

Instrumental inspections of the precast reinforced concrete flat floor slabs under the action of lactic acids show, that slabs have numerous defects and damages: deep corrosion of rebars and concrete, failure of support ends of the slabs. The main elements of floor slabs are in bounded functional condition or inadmissible condition at the parts

The constructive solutions on reconstruction of the floor slabs by construction of a new slab are suggested. These solutions consider technological loading on the floor, stability of columns, rigidity of a building frame during the construction, change of a floor level.

Keywords: precast reinforced concrete flat floor slab, reconstruction of a floor slab, replacement of a floor slab, reliability, durability

В работе рассматриваются вопросы реконструкции сборных железобетонных безбалочных перекрытий. Следует отметить, что в Российской Федерации эксплуатируются объекты запроектированные и построенные в 60-х и 70-х годах прошлого столетия с применением подобных перекрытий, существенная часть из которых имеет значительный физический износ, что предопределяет необходимость выполнения работ по восстановлению их нормативного технического состояния или их реконструкцию. Исследованию конструктивной безопасности зданий и сооружений при действии на них средовых и силовых воздействий в настоящее время посвящены многочисленные исследования [1-3].

Предложенные конструктивные решения по реконструкции сборных железобетонных безбалочных перекрытий были апробированы при проведении реконструкции здания фабрики мороженого в г. Белгороде.

В конструктивном отношении здание фабрики мороженого переменной этажности с размерами в плане 54,04x22,22 м, каркасное с полным железобетонным каркасом и самонесущими наружными и внутренними стенами и перегородками. Сетка колонн – 6,0 x 6,0 м, высота этажей – 4,8 м. Пространственная жесткость обеспечивается жесткими сопряжениями колонн с перекрытиями и фундаментами, дисками перекрытий и покрытия. Колонны – сборные железобетонные с разрезкой на один этаж круглого сечения диаметром 600 мм. Перекрытия и покрытие – сборные железобетонные безбалочные. Сопряжение надколонных (межколонных) плит с капителями – жесткое, пролетных с надколонными (межколонными) – шарнирное, безметаллическое за счет заклинивания пролетных плит конусообразными сужающимися к низу боковыми поверхностями в таком же проеме, образованном надколонными плитами, и опиранием пролетных плит на углы надkapительных плит. Проектная нормативная временная нагрузка на перекрытия составляет 20,0 кН/м².

Исследуемая производственная часть основного здания фабрики мороженого по технологическим особенностям относится к помещениям с мокрыми производственными процессами. Отходы производства, которые содержат молочные кислоты, постоянно действуют на железобетонные конструкции перекрытий, проникая через трещины, усадочные швы в полах, разрушенные водосборные трапы и неплотныестыки канализационных устройств. В результате их воздействия происходит коррозия цементного камня бетона. Вследствие разрушения защитного слоя бетона интенсивно протекает коррозия арматуры.

Несмотря на внешнее благополучие оштукатуренных и побеленных поверхностей перекрытий (капителей и плит перекрытия) в ходе проведения обследований было выявлено, что при пристукивании молотком в зонах регулярного увлажнения технологическими жидкостями бетон легко крошится и отпадает.

Общими для всех перекрытий дефектами являются неплотность стыков между плитами перекрытия, протечки через них.

Так же необходимо отметить, что за многолетний период эксплуатации производственной части основного здания фабрики мороженого были выполнены неоднократные усиления отдельных участков конструкций перекрытий, вследствие установки нового технологического оборудования (танков), а также отслоения и выпадения поврежденного коррозией бетона плит перекрытий на отдельных участках у стыков. В связи с этим сборные железобетонные конструкции перекрытий имеют разную степень физического износа и, как следствие, отличную друг от друга несущую способность.

При проведении обследований технического состояния несущих железобетонных конструкций было произведено вскрытие конструкций перекрытий 1-го и 2-го этажей, которое подтвердили наличие многочисленных дефектов и повреждений, а именно – значительную коррозию рабочей и распределительной арматуры, разрушение опорных участков (консолей, зуба) межколонных и пролетных плит перекрытий, сопровождающихся коррозией арматуры и бетона. Ввиду неточности монтажа элементов каркаса здания, а также коррозии и разрушения бетона плит перекрытий в отдельных местах пролетные плиты опираются на надkapительные плиты на величину, значительно меньше проектного значения, т.е. фактически произошла

трансформация расчетной схемы отдельных пролетных плит перекрытия, что в дальнейшем может привести к прогрессирующему обрушению перекрытия или его части или здания в целом [4, 5].

Несмотря на высокие эксплуатационные качества железобетонных конструкций перекрытий, необходимо отметить снижение их долговечности в процессе эксплуатации. Это связано со снижением силового сопротивления железобетона, обусловленного внешними воздействиями агрессивной среды [6, 7].

С течением времени в конструкциях происходит накопление различных дефектов, включая коррозионные, изменение прочностных и деформативных характеристик бетона и арматуры, расчетных схем, состояния узлов и связей.

Для определения соответствия предельным состояниям и оценки остаточного ресурса конструктивные элементы перекрытий были рассчитаны по прочности и жесткости с учетом коррозии арматуры и бетона, конструктивной нелинейности, которые показали:

- допустимая времененная нагрузка при расчете наиболее опасного сечения капитали составляет $11,0 \text{ кН}/\text{м}^2$, сохраняя тенденцию к снижению.

- допустимая времененная нагрузка при расчете межколонных плит составляет $8,0 \text{ кН}/\text{м}^2$, сохраняя тенденцию к снижению.

Для пролетных плит в свете возможной трансформации расчетной схемы были выполнены расчеты по прочности и деформативности в случаях их опирания по 3-м и 2-м сторонам вследствие возможного среза бетона по стыку опирания пролетных плит на межколонные [8].

Результаты обследования, поверочные расчеты показали, что основные несущие конструкции перекрытий находятся в ограниченно работоспособном состоянии, а на отдельных участках приближается к недопустимому, т.е. не способных воспринимать проектную временную нагрузку. Для дальнейшей нормальной эксплуатации и недопущения ухудшения их расчетных характеристик необходимо ограничить временную нагрузку на несущие конструкции перекрытия не более $8,0 \text{ кН}/\text{м}^2$. В то же время техническое состояние остальных несущих конструкций соответствует требованиям нормативных документов.

Для обеспечения дальнейшей нормативной безотказной эксплуатации здания целесообразно восстановить несущую способность и эксплуатационную пригодность межэтажных перекрытий.

Планируемая реконструкция здания фабрики мороженого с целью увеличения производственных мощностей, учитывая текущее состояние основных несущих конструкций перекрытий и в большей степени узлов сопряжения их конструктивных элементов, возможна при реконструкции перекрытий и их конструктивных элементов либо выполнения их усиления согласно разработанным рекомендациям и техническим решениям. При этом необходимо было учитывать неоднократные усиления отдельных участков перекрытий за период эксплуатации, их разную несущую способность и проблематичность обеспечения необходимого срока службы.

Наиболее распространенные варианты усиления сборных железобетонных перекрытий [9, 10]:

- наращивание сверху перекрытия с устройством железобетонных шпонок;
- устройство балочной клетки из прокатного металла с полным разгружением перекрытия;
- устройство дополнительной разгружающей ребристой плиты (сверху);
- подведение разгружающих металлических балок снизу перекрытия;
- усиление плиты перекрытия устройством дополнительного внешнего армирования композитным материалом.

При выполнении детальной проработки вариантов усиления или реконструкции был выполнен анализ технологической возможности устройства разных вариантов перекрытий, выполнены поверочные статические и конструктивные расчеты перекрытий и просчитана их экономическая составляющая по укрупненным показателям, которые показали техническую и

экономическую целесообразность выполнения реконструкции перекрытий под нормативную времененную нагрузку 20,0 кН/м².

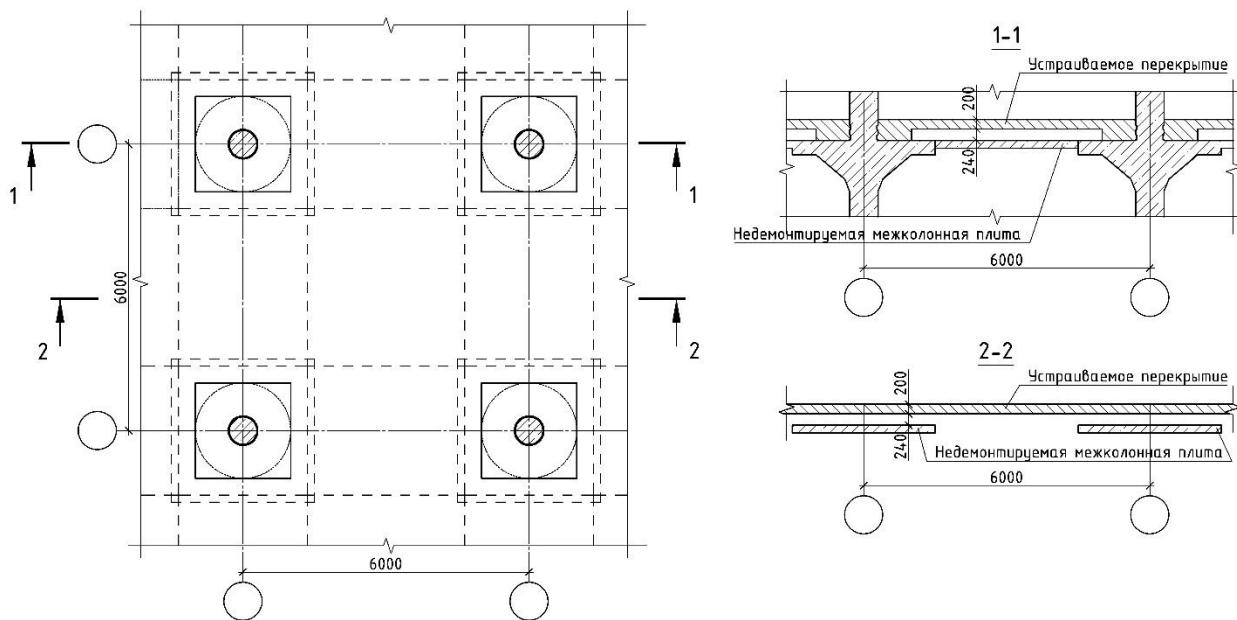


Рисунок 1 - Конструктивное решение устраиваемого перекрытия

При разработке конструктивных решений монолитных перекрытий при их реконструкции были приняты во внимание следующие обстоятельства, а именно:

- действующую нагрузку на перекрытие второго этажа, вследствие не проведенного демонтажа расположенного на нем технологического оборудования;
- изменившуюся отметку чистого пола 2-го и 3-го этажей по сравнению с предыдущей проектной (выравнивание отметок пола реконструируемого здания и существующей пристройки);
- технологические возможности подрядной организации, выполняющей реконструкцию перекрытия.

Реконструкция перекрытий предусматривала следующие конструктивные решения:

- 1) полная разборка существующих конструкций пола до сборных железобетонных плит перекрытия с демонтажем конструкций усиления;
- 2) полный демонтаж пролетных плит с использованием алмазных пил с целью исключения динамических воздействий и возможной трансформации их расчетных схем с вероятностью отказа части или всего перекрытия;
- 3) учитывая конструктивное решение стыка колонн с разрезкой их на этаж в уровне низа перекрытия, а также не только постоянную, но и действующую временную нагрузку на перекрытие над 2-ым этажом, с целью избегания потери устойчивости колонн и обеспечение необходимой пространственной жесткости и устойчивости здания межколонные плиты остаются в проектном положении;
- 4) для обеспечения выхода на проектную отметку чистого пола после реконструкции устраивается новое железобетонные безбалочное перекрытие с отметкой верха устраиваемой плиты перекрытия 1-го этажа на 440 мм больше отметки верха существующей плиты перекрытия 1-го этажа;
- 5) поверху надкапительных плит у колонн устраивается утолщение с размерами в плане 2,0 x 2,0 м и высотой 240 мм, являющаяся конструктивным элементом нового железобетонного монолитного перекрытия и выполняющая роль капители, снижая усилия и деформации в пролете устраиваемой плиты;

6) для передачи нагрузки от нового перекрытия (нормативная технологическая нагрузка на перекрытие после реконструкции составляет $20,0 \text{ кН/м}^2$) на колонны по их периметру в уровне плиты выполняются шпонки глубиной 25 мм, не превышающей защитный слой бетона арматуры колонн, что позволяет частично разгрузить поврежденный коррозией стык старого перекрытия и колонны.

Конструктивное решение нового монолитного безбалочного перекрытия представлено на рис. 1.

Сметная стоимость устройства межэтажных перекрытий сопоставима со стоимостью восстановительных работ по их усилению за предыдущий период эксплуатации. Учитывая предстоящий срок службы перекрытий до капитального ремонта без дополнительных финансовых затрат, можно говорить о значительном экономическом эффекте для собственника здания.

Устройство нового железобетонного монолитного безбалочного перекрытия позволило восстановить эксплуатационную пригодность и повысить надежность и срок службы здания, практически исключить отказ перекрытий в процессе дальнейшей эксплуатации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бондаренко В.М., Колчунов В.И. Концепции и направления развития теории конструктивной безопасности зданий и сооружений при силовых и средовых воздействиях // Промышленное и гражданское строительство. 2013. №2. С. 28-31.
2. Смоляго Г.А., Луценко А.Н., Дрокин С.В. К оценке живучести каркасных конструктивных систем из монолитного железобетона с учетом дефектов изготовления и монтажа // Вестник Белгородского государственного технологического университета им. В.Г. Шухова. 2010. №2. С. 80-83.
3. Меркулов С.И. Конструктивная безопасность эксплуатируемых железобетонных конструкций // Промышленное и гражданское строительство. 2009. №4. С. 53-54.
4. Бондаренко В.М., Клюева Н.В. К расчету сооружений, меняющих расчетную схему вследствие коррозионных повреждений // Известия вузов. Строительство. 2008. №1. С. 4-12.
5. Бондаренко В.М. Коррозионные повреждения как причина лавинного разрушения железобетонных конструкций // Строительная механика и расчет сооружений. 2009. №5. С. 13-17.
6. Алексеев С.Н., Розенталь Н.К. Коррозионная стойкость железобетонных конструкций в агрессивной промышленной среде. М.: Стройиздат, 1976. 205 с.
7. Бондаренко В.М., Мигаль Р.Е., Ягупов Б.А. Конструктивная безопасность железобетонных конструкций, эксплуатирующихся в агрессивной среде // Строительство и реконструкция. 2016. №2. С. 3-11.
8. Смоляго Г.А., Дрокин С.В., Дронов А.В., Белоусов А.П., Пушкин С.А., Смоляго Е.Г. Оценка остаточного ресурса несущей способности сборных безбалочных железобетонных перекрытий // Известия Юго-западного государственного университета. 2016. №6. С. 66-73.
9. Мальганов А.И., Плевков В.С. Восстановление и усиление ограждающих строительных конструкций зданий и сооружений: учебное пособие. Томск: Печатная мануфактура, 2002. 391 с.
10. Римшин В.И., Меркулов С.И. К вопросу усиления железобетонных конструкций внешним армированием композитным материалом // Вестник Томского государственного архитектурно-строительного университета. 2018. №5. С. 92-100.

REFERENCES

1. Bondarenko V.M., Kolchunov V.I. Kontseptsii i napravleniya razvitiya teorii konstruktivnoy bezopasnosti zdaniy i sooruzheniy pri silovykh i sredovyx vozdeystviyakh [The Concept and Directions of Development of the Theory of Structural Safety of Buildings and Structures under the Influence of Force and Environmental Factors]. *Promyshlennoye i grazhdanskoye stroitel'stvo*. 2013. No 2. Pp. 28-31.
2. Smolyago G.A., Lutsenko A.N., Drokin S.V. K otsenke zhivuchesti karkasnykh konstruktivnykh sistem iz monolitnogo zhelezobetona s uchetom defektov izgotovleniya i montazha [Durability of Frame Systems of Reinforced Concrete with Defects and Damages]. *Vestnik Belgorodskogo gosudarstven-nogo tekhnologicheskogo universiteta im. V.G. Shukhova*. 2010. No 2. Pp. 80-83.
3. Merkulov S.I. Konstruktivnaya bezopasnost' ekspluatiruyemykh zhelezobetonnykh konstruktsiy [Constructive Safety of Operating Reinforced Concrete Structures]. *Promyshlennoye i grazhdanskoye stroitel'stvo*. 2009. No 4. Pp. 53-54.

4. Bondarenko V.M., Klyuyeva N.V. K raschetu sooruzheniy, menyayushchikh raschetnyuyu skhemu vsledstviye korro-zionnykh povrezhdeniy [On the Analysis of Structures that Change a Design Diagram due to Corrosion Damages]. *Izvestiya vuzov. Stroitel'stvo.* 2008. No 1. Pp. 4-12.
5. Bondarenko V.M. Korrozionnyye povrezhdeniya kak prichina lavinnogo razrusheniya zhelezobetonnykh konstruktsiy [Corrosive Damages as a Reason of Avalanche-type Failure of Reinforced Concrete Structures]. *Stroitel'naya mehanika i raschet sooruzheniy.* 2009. No 5. Pp. 13-17.
6. Alekseyev S.N., Rozental' N.K. Korrozionnaya stoykost' zhelezobetonnykh konstruktsiy v agressivnoy promyshlennoy srede [Corrosive resistance of reinforced concrete structures in aggressive industrial environment]. Moscow: Stroyizdat, 1976. 205 p.
7. Bondarenko V.M., Migal' R.Ye., Yagupov B.A. Konstruktivnaya bezopasnost' zhelezobetonnykh konstruktsiy, ekspluatiruyushchikhsya v agressivnoy srede [Constructive Safety of Reinforced Concrete Structures, Operating in a Corrosive Environment]. *Building and Reconstruction.* 2016. No 2. Pp. 3-11.
8. Smolyago G.A., Drokin S.V., Dronov A.V., Belousov A.P., Pushkin S.A., Smolyago Ye.G. Otsenka ostatochno-go resursa nesushchey sposobnosti sbornykh bezbalochnykh zhelezobetonnykh perekrytiy [Residual Life Assessment of Load-bearing Capacity of Precast Flat Concrete Slabs]. *Izvestiya Yugo-zapadnogo gosudarstvennogo universiteta.* 2016. No 6. Pp. 66-73.
9. Mal'ganov A.I., Plevkov B.C. Vosstanovleniye i usileniye ograzhdayushchikh stroitel'nykh konstruktsiy zdaniy i sooruzheniy [Restoration and Reinforcing of Fencing Structures of Buildings and Constructions]. Tomsk: Pechatnaya manufaktura, 2002. 391 p.
10. Rimshin V.I., Merkulov S.I. K voprosu usileniya zhelezobetonnykh konstruktsiy vneshnim armirovaniyem kompozitnym materialom [External Reinforcement of Concrete Structures Using Composite Materials]. *Vestnik Tomskogo gosudarstvennogo arkitekturno-stroitel'nogo universiteta.* 2018. No 5. Pp. 92-100.

Информация об авторах:

Смоляго Геннадий Алексеевич

Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова, г. Белгород, Россия,
Доктор технических наук, профессор, профессор кафедры строительства и городского хозяйства
E-mail: tpk-psv@yandex.ru

Дрокин Сергей Владимирович

ООО «Строительная экспертиза», г. Белгород, Россия,
Кандидат технических наук, инженер-проектировщик
E-mail: drokin_sergey@mail.ru

Дронов Андрей Васильевич

Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова, г. Белгород, Россия,
Кандидат технических наук, старший преподаватель кафедры теоретической механики и сопротивления материалов
E-mail: dronov.andrey.1989@gmail.com

Белоусов Александр Петрович

ООО «Строительная экспертиза», г. Белгород, Россия,
Заместитель директора по техническим вопросам

Пушкин Сергей Александрович

ООО «Строительная экспертиза», г. Белгород, Россия,
Начальник отдела обследования зданий и сооружений

Широкий Виталий Викторович

ООО «Строительная экспертиза», г. Белгород, Россия,
Инженер-конструктор

Смоляго Елена Геннадьевна

ООО «Строительная экспертиза», г. Белгород, Россия,
Кандидат технических наук, начальник отдела строительного аудита

Information about authors:

Smolyago G. A.

BSTU after V.G. Shukhov, Belgorod, Russia,
Doctor of Sciences, Professor, Department of Building and Urban development
E-mail: tpk-psv@yandex.ru

Drokin S. V.

OOO “Stroitelnaya expertiza”, Belgorod, Russia,
Candidate of Sciences, Design engineer OOO “Stroitelnaya expertiza”
E-mail: drokin_sergey@mail.ru

Dronov A. V.

BSTU after V.G. Shukhov, Belgorod, Russia,
Candidate of Sciences, Assistant Professor, Department of Theoretical Mechanics and Strength of Materials
E-mail: dronov.andrey.1989@gmail.com

Belousov A. P.

OOO “Stroitelnaya expertiza”, Belgorod, Russia,
Deputy Director of Technical Problems

Pushkin S. A.

OOO “Stroitelnaya expertiza”, Belgorod, Russia,
Head of Building and Construction Inspection Department

Shirokiy V. V.

OOO “Stroitelnaya expertiza”, Belgorod, Russia,
Design engineer OOO “Stroitelnaya expertiza”

Smolyago E. G.

OOO “Stroitelnaya expertiza”, Belgorod, Russia,
Candidate of Sciences, Head of Building and Construction Audit Department

ЖУРНАЛ «СТРОИТЕЛЬСТВО И РЕКОНСТРУКЦИЯ» СТАЛ ЛАУРЕАТОМ ПРЕМИИ ИМЕНИ ГРИШМАНОВА И.А. РОССИЙСКОЙ ИНЖЕНЕРНОЙ АКАДЕМИИ (РИА)

Решением Президиума Российской инженерной академии от 29 ноября 2018 г. научно-технический журнал «Строительство и реконструкция» удостоен Премии имени Гришманова И.А. в номинации «Опубликование книг, учебников, учебных пособий, справочников, газет, журналов, учебных пособий по строительным материалам». Диплом и золотая медаль лауреата Премии имени Гришманова И.А. были вручены заместителю главного редактора, к.т.н. С.Ю. Савину в торжественной обстановке 6 февраля 2019 г. президентом Российской инженерной академии (РИА), членом-корреспондентом Российской академии наук (РАН), д.т.н., проф. Б.В. Гусевым.

Иван Алексеевич Гришманов родился 4 октября 1906 года в деревне Татариново Селижаровского района Тверской области в семье крестьянина. Свою трудовую деятельность он начал в 1924 году плотником ремонтно-строительной конторы в городе Осташкове, затем работал на заводе им. Воровского в Ленинграде. В 1936 году окончил Ленинградский институт инженеров коммунального строительства. Работал в строительных организациях Ленинграда прорабом, главным инженером. В 1944 году назначен управляющим трестом «Псковстрой», затем руководил ленинградскими трестами «Ленкировотракторострой», «Кировстрой». 1949-1951 года — председатель Кировского райисполкома в городе Ленинграде, с 1951 по 1955 годы — первый заместитель Ленинградского горисполкома. В 1955 году переведен в Москву на должность заведующего Отделом строительства ЦК КПСС, где проработал до 1961 года. С января 1961 года — председатель Государственного комитета Совета Министров СССР по делам строительства (Госстрой СССР). С января 1963 по 1965 года — председатель Государственного комитета по промышленности строительных материалов при Госстрое СССР, а с октября 1965 года — Министр промышленности строительных материалов СССР.



На посту Министра промышленности строительных материалов И.А. Гришманов большое внимание уделял развитию цементной промышленности, добивался ускоренного расширения отрасли, повышения ее технического уровня, создания условий для полного удовлетворения потребности народного хозяйства в цементе. Благодаря его усилиям по сравнению с 1965 годом цементная промышленность СССР в 1978 году увеличила производство цемента на 54,4 миллионов тонн и прочно удерживала первое место в мире по объему выпуска самого распространенного строительного материала. За свой многолетний добросовестный труд И.А. Гришманов удостоен звания Герой Социалистического Труда, награжден тремя орденами Ленина, орденами Октябрьской Революции, Трудового Красного Знамени, «Знак Почета», медалями*.

Раздел «Строительные материалы» традиционно занимает важное место в журнале «Строительство и реконструкция». Редакция выражает благодарность за оказанную честь быть удостоенной Премии имени Гришманова И.А. и надеется на дальнейшее успешное сотрудничество с Российской инженерной академией и специалистами в области строительных материалов на благо отрасли.

Главный редактор журнала «Строительство и реконструкция»,
академик РААСН, д-р техн. наук, проф. В.И. Колчунов

* Сведения из биографии И.А. Гришманова заимствованы с сайта: <http://grishmanov.ru/biografiya/>

Уважаемые авторы!
Просим Вас ознакомиться с основными требованиями
к оформлению научных статей

- Представляемый материал должен быть **оригинальным, не опубликованным ранее** в других печатных изданиях.
- Объем материала, предлагаемого к публикации, измеряется страницами текста на листах **формата А4** и содержит от **4 до 9 страниц**; все страницы рукописи должны иметь сплошную нумерацию.
- Статья должна быть набрана шрифтом Times New Roman, размер 12 pt с одинарным интервалом, текст выравнивается по ширине; абзацный отступ – 1,25 см, правое поле – 2 см, левое поле – 2 см, поля внизу и вверху – 2 см.
- Статья предоставляется в **1 экземпляре** на бумажном носителе и в электронном виде (по электронной почте или на любом электронном носителе).
- В одном сборнике может быть опубликована только **одна** статья **одного** автора, включая соавторство.
- **Плата с аспирантов за публикацию рукописей не взимается.**
- Если статья возвращается автору на доработку, исправленный вариант следует присыпать в редакцию повторно, приложив письмо с ответами на замечания рецензента. Доработанный вариант статьи рецензируется и рассматривается редакционной коллегией вновь. Датой представления материала считается дата поступления в редакцию окончательного варианта исправленной статьи.
- Аннотации всех публикуемых материалов, ключевые слова, информация об авторах, списки литературы будут находиться в свободном доступе на сайте соответствующего журнала и на сайте Российской научной электронной библиотеки – РУНЭБ (Российский индекс научного цитирования).

В тексте статьи не рекомендуется применять:

- обороты разговорной речи, техницизмы, профессионализмы;
- для одного и того же понятия различные научные термины, близкие по смыслу (синонимы), а также иностранные слова и термины при наличии равнозначных слов и терминов в русском языке;
- произвольные словообразования;
- сокращения слов, кроме установленных правилами русской орфографии, соответствующими стандартами.
- Сокращения и аббревиатуры должны расшифровываться по месту первого упоминания (вхождения) в тексте статьи.

Обязательные элементы:

- **заглавие (на русском и английском языке)** публикуемого материала должно быть точным и емким, слова, входящие в заглавие, должны быть ясными сами по себе, а не только в контексте; следует избегать сложных синтаксических конструкций, новых словообразований и терминов, а также слов узкопрофессионального и местного значения;
- **аннотация (на русском и английском языке)** описывает цели и задачи проведенного исследования, а также возможности его практического применения, указывает, что нового несет в себе материал; рекомендуемый объем – не менее 100 слов;
- **ключевые слова (на русском и английском языке)** – это текстовые метки, по которым можно найти статью при поиске и определить предметную область текста; обычно их выбирают из текста публикуемого материала, достаточно 5-10 ключевых слов.
- **список литературы**, на которую автор ссылается в тексте статьи.

Право использования произведений предоставлено авторами на основании п. 2 ст. 1286 Четвертой части Гражданского Кодекса Российской Федерации.

С полной версией требований к оформлению научных статей
Вы можете ознакомиться на сайте www.oreluniver.ru/science/journal/sir

Адрес издателя:

федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования «Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева»
302026, Орловская область, г. Орел, ул. Комсомольская д. 95
+7 (4862) 777-318

www.oreluniver.ru
E-mail: info@oreluniver.ru

Адрес редакции

федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования «Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева»
302006, г. Орел, ул. Московская, 77.
+7 (4862) 73-43-49

<http://oreluniver.ru/science/journal/sir>
E-mail: str_and_rek@mail.ru

Право использования произведений предоставлено авторами на основании
п. 2 ст. 1286 Четвертой части Гражданского Кодекса Российской Федерации

Технический редактор С.Ю. Савин
Компьютерная верстка С.Ю. Савин

Подписано в печать 04.03.2019 г.
Дата выхода в свет 11.03.2019 г.
Формат 70×108 1/16. Печ. л. 7,88.
Цена свободная. Тираж 500 экз.
Заказ №_____

Отпечатано с готового оригинал-макета на полиграфической
базе ФГБОУ ВО «ОГУ имени И.С. Тургенева»
302030, г. Орел, ул. Московская, 65.