

**ИЗВЕСТИЯ
ВЫСШИХ
УЧЕБНЫХ
ЗАВЕДЕНИЙ**



СТРОИТЕЛЬСТВО

**8
2008**

ББК 38
И 33
УДК 69

К СВЕДЕНИЮ АВТОРОВ И ЧИТАТЕЛЕЙ

Журнал «Известия вузов. Строительство» включен в новый «Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук», утвержденный Президиумом Высшей аттестационной комиссии Министерства образования и науки Российской Федерации и введенный в действие с 01 января 2007 г. (см. Бюллетень ВАК Министерства образования и науки Российской Федерации, № 1, 2007 г.).

Научное издание

**Известия вузов
СТРОИТЕЛЬСТВО**

№ 8 (596) 2008

Научно-теоретический журнал

Редакторы: *Н. Г. Павлова, С. М. Погудина*

Технический редактор *Н. М. Макаренко*

Компьютерная верстка *Р. Г. Усова*

Корректор *В. В. Борисова*

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ
И НАУКИ РФ
АССОЦИАЦИЯ СТРОИТЕЛЬНЫХ ВУЗОВ СНГ

ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ
УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

СТРОИТЕЛЬСТВО

№ 8 (596)
Август 2008 г.

Научно-теоретический журнал
Издается с марта 1958 г.
Выходит один раз в месяц

Главный редактор В. Г. Себешев

Редакционная коллегия: А. А. Афанасьев,
В. Л. Баладинский, Т. И. Баранова, В. А. Воробьев,
П. А. Дмитриев, В. А. Игнатьев, В. И. Костин (зам.
гл. редактора), Г. Б. Лебедев (зам. гл. редактора),
Е. М. Лобанов, Л. С. Ляхович, В. И. Морозов,
Ю. П. Панибратов, Ю. А. Попов, Ю. П. Правдивец,
В. Г. Себешев, И. Б. Соколов, Ю. А. Феофанов,
Е. М. Чернышов, Г. Н. Шоршнев

Ответственный секретарь Н. В. Биткина

Адрес редакции:

630008, г. Новосибирск, ул. Ленинградская, 113,
Тел./факс 266-28-59.

<http://www.sibstrin.ru>

E-mail: izvuz_str@sibstrin.ru

Свидетельство о регистрации № 993 от 28.11.90 г.

Подписано в печать 28.07.08. Формат 70×108^{1/16}.
Усл. печ. л. 10,85+0,35. Тираж 350 экз. Заказ 3284.

ЗАО «Новосибирский полиграфкомбинат», 630007,
г. Новосибирск, Красный проспект, 22.

Издатель НГАСУ (Сибстрин), 2008

СОДЕРЖАНИЕ

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Мигунов В. Н. Коррозия
арматуры в трещинах же-
лезобетонных конструкций
в газовой воздушной атмосфе-
ре производственных зда-
ний 4

ТЕОРИЯ ИНЖЕНЕР- НЫХ СООРУЖЕНИЙ

**Крысько В. А., Савелье-
ва Н. Е., Шагивале-
ев К. Ф.** Устойчивость
замкнутых цилиндрических
оболочек при действии ло-
кальных поперечных нагру-
зок 9

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МА- ТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ

**Морева И. В., Медя-
ник В. В., Соколова Ю. А.**
К вопросу о комплексной
активации компонентов
при получении гипсовых
вяжущих 17

Гурьева В. А. Примене-
ние силикатсодержащих
попутных продуктов горно-
обогатительных комбина-
тов в производстве кера-
мики 20

**Логанина В. И., Петухо-
ва Н. А.** Модификация ре-
цептуры полистирольного
красочного состава дис-
персными частицами орга-
ноглины 25

**Егорова А. Д., Наро-
дов В. В., Местников А. Е.**
Растворные смеси на осно-
ве расширяющихся цемен-
тов, твердеющих в услови-
ях вечной мерзлоты 28

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ СТРОИТЕЛЬСТВА АВТОМАТИЗАЦИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ СТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Молодин В. В., Андриевский С. Н., Пинаева Ю. А. Зимнее синхронное бетонирование смежных колонн и диафрагмы с последующим бетонированием плит перекрытий монолитных каркасов жилых и гражданских зданий	31
Немчикова Л. А. Оптимизация срока службы рабочих колес грунтонасосов при гидромеханизированной разработке обводненных месторождений песка	39
Щербаков А. В., Кузнецов С. М., Чулкова И. Л. Формирование комплексов машин для добычи строительных материалов способом гидромеханизации	48

САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА

Гришин Б. М., Андреев С. Ю., Бикунцова М. В., Ишев С. В. Совершенствование конструкций электрогидродинамических устройств, используемых для обработки возвратного активного ила аэротенков	50
Халтурина Т. И., Руденко Т. М., Чурбакова О. В. Исследования технологии электрохимической обработки сточных вод, содержащих эмульгированные нефтепродукты	56

СТРОИТЕЛЬНЫЕ И ДОРОЖНЫЕ МАШИНЫ

Веригин Ю. А., Кульсеитов Ж. О., Абдеев Б. М., Брим Т. Ф. Несущая способность радиальных эластомерных уплотнительных колец эллиптического сечения в условиях предварительного натяга	61
Кириллов Ф. Ф., Кухаренко А. Д. Выбор ширины резца бесковшового траншеекопателя	67

НАУЧНЫЕ ПРОБЛЕМЫ АРХИТЕКТУРЫ И ЭКОЛОГИИ

Кузина В. В., Кошев А. Н., Сухов И. Ф. Математическое моделирование и построение информационной системы для мониторинга распространения возможных техногенных загрязнений водной среды региона	70
Шейна С. Г., Гиря Л. В. Организационно-технологические основы управления экологическим риском при реконструкции городской застройки	75
Клевакин А. Н. Обновление пространственной среды сибирских городов	79

НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

Жаданов В. И., Тисевич Е. В., Гребенюк Г. И. Совершенствование алгоритмов расчета нелинейно-деформируемых ребристых сжато-изгибаемых панелей на основе древесины. Сообщение 1	87
Зубачев П. В. Смещения и внутренние усилия в шпунтовом ограждении, поддерживающем усиленный грунтовый откос	93
Назирова Р. А., Соловьева О. В., Михеев Д. А., Пересыпкин Е. В. Использование высокотеплопроводных материалов для улучшения температурно-влажностных характеристик наружных углов стен, угловых и рядовых стыков строительных конструкций	98
Хархардин А. Н. Фрактальная размерность дискретных систем	102
Сапожников А. И., Яксубаев К. Д. Понижение порядка системы уравнений использованием кронекеровского произведения матриц в задаче исследования пространственной работы сил в многоэтажных зданиях регулярной конструкции	108

В ЛАБОРАТОРИЯХ ВУЗОВ

Бокарев С. А., Просеков С. А., Потапов А. С. Экспериментальные лабораторные исследования комбинированных труб на моделях	115
---	-----

CONTENTS

BUILDING STRUCTURES

Migunov V. N. Corrosion of Reinforcement in Cracks of Concrete Elements in Air Gaseous Atmosphere of Industrial Buildings	4
--	---

THE THEORY OF ENGINEERING STRUCTURES

Krysko V. A., Savelyeva N. E., Shagivaleyev K. F. Stability of Closed Cylindrical Shells under the Action of Local Transverse Loads	9
--	---

BUILDING MATERIALS AND PRODUCTS

Moreva I. V., Medyanik V. V., Sokolova Yu. A. To the Question on Complex Activation of Components in the Production of Gypsum Binding Material	17
---	----

Guryeva V. A. Application of Silicate-Containing Coproducts of Mining-and-Concentration Complexes in the Ceramics Production	20
Loganina V. I., Petukhova N. A. Modification of Polystyrene Paint Formula Using Dispersed Particles of Organic Clay	25
Egorova A. D., Narodov V. V., Mestnikov A. E. Mortars Based on Expanded Cements that Harden under Permafrost Conditions	28
ECONOMICS AND MANAGEMENT OF CONSTRUCTION	
AUTOMATION AND CONSTRUCTION TECHNOLOGY	
Molodin V. V., Andriyevsky S. N., Pinayeva Yu. A. Winter Simultaneous Concreting of Adjoining Columns and Diaphragm with Further Concreting Panels of Ceilings of Monolithic Frameworks in Residential and Civic Buildings	31
Nemchikova L. A. Optimization of Service Life of the Soil-Pump Driving Wheel during Hydromechanized Development of Inundated Sand Deposits	39
Shcherbakov A. V., Kuznetsov S. M., Chulkova I. L. Forming of Sets of Machines for the Extraction of Building Materials by the Hydromechanization Method	48
SANITARY ENGINEERING	
Grishin B. M., Andreyev S. Yu., Bikunova M. V., Ishev S. V. Improvement of Constructions of Electrohydrodynamic Devices Used for the Treatment of Return Sludge in Aeration Tanks	50
Khalturina T. I., Rudenko T. M., Churbakova O. V. Investigation into the Technology of Electrochemical Treatment of Waste Waters with Emulsified Oil Products	56
BUILDING AND ROAD MACHINES	
Verigin Yu. A., Kulseitov Zh. O., Abdeyev B. M., Brim T. F. Carrying Capacity of Radial Elastomeric Elliptical Sealing Rings under Preload	61
Kirillov F. F., Kukhareenko A. D. Selection of Width of Cutter for the Nonbucket-Type Trencher	67
SCIENTIFIC PROBLEMS OF ARCHITECTURE AND ECOLOGY	
Kuzina V. V., Koshev A. N., Sukhov I. F. Mathematical Modeling and Construction of Information System to Monitor the Distribution of Possible Technogenic Pollution of Water Medium in the Region	70
Sheina S. G., Girya L. V. Organizational and Technological Basis for the Management of Ecological Risk in the Reconstruction of the Urban Building System	75
Klevakin A. N. Environmental Renewal of Siberian Cities	79
SCIENTIFIC AND METHODICAL SECTION	
Zhadanov V. I., Tisevich E. V., Grebenyuk G. I. Improvement of Algorithms to Calculate Nonlinearly-Strained and Compressed-Bend Wood-Based Ribbed Panels. Information 1	87
Zubachev P. V. Displacements and Internal Forces in a Sheet Pile Screen Supporting a Reinforced Earth Slope	93
Nazirov R.A., Solovyiova O.V., Mikheyev D.A., Peresypkin E.V. Using of Highly Heat-Conductive Materials to Improve Temperature-Humidity Characteristics of External Corners of Walls, Angular and Ordinary Joints of Building Structures	98
Kharkhardin A. N. Fractal Dimension of Discrete Systems	102
Sapozhnikov A. I., Yaksubayev K. D. Depression of Order of System of Equations by Kronecker Multiplication of Matrices in the Problem of Study of Spatial Work of Forces in Multistorey Buildings of Regular Structure	108
IN HIGHER SCHOOL LABS	
Bokarev S. A., Prosekov S. A., Potapov A. S. Experimental Laboratory Exploration of Composite Culverts on Models	115

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

УДК 624.012.45:620.169.1:620.193

В. Н. МИГУНОВ, канд. техн. наук, доц. (Пензенский государственный университет архитектуры и строительства)

КОРРОЗИЯ АРМАТУРЫ В ТРЕЩИНАХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ В ГАЗОВОЗДУШНОЙ АТМОСФЕРЕ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ ЗДАНИЙ

Представлены результаты натурных и экспериментальных исследований железобетонных конструкций в газовой агрессивной среде, содержащей кислые газы. Проведен теоретический расчет, определяющий период заполнения полости трещины углекислым газом.

Длительная работа железобетонных конструкций в условиях агрессивных воздействий природных и техногенных сред обеспечивается совокупной коррозионной устойчивостью как бетона, так и стальной арматуры. Коррозионная стойкость бетона определяется особенностями воздействующей на него среды, химической реакционной способностью его составляющих (вяжущего и заполнителя) и степенью проницаемости.

В общем случае возможность коррозии стали в тяжелом плотном бетоне на щелочных вяжущих, не содержащих хлорид-ионов, определяется величиной pH поровой влаги в бетоне, электрохимическим потенциалом поверхности стали и температурой. Величина pH зависит от вида и количества цемента и химических добавок. Длительная коррозионная защита стальной арматуры обеспечена при условии, если величина $\text{pH} > 12,5$. При понижении значения pH до 9 и менее защитное действие щелочей бетона для стальной арматуры снижается [1].

Электрохимический потенциал является свойством контактной зоны сталь — бетон. Он зависит как от вида стальной арматуры и состава бетона, так и от абсолютной влажности бетона и относительной влажности газообразного воздуха на поверхности стали [1].

В агрессивной воздушной среде производственных предприятий преобладает углекислый газ (CO_2). Его концентрация в 100–1000 раз превышает концентрацию других кислых газов, таких как сернистый ангидрид (SO_2), серный ангидрид (SO_3), сероводород (H_2S) и сероуглерод (CS_2) [2]. Согласно научным данным [1–3], агрессивное влияние газообразной среды, содержащей двуокись углерода, на железобетонные конструкции значительно усиливается в присутствии этих газов.

Трещины в бетоне облегчают доступ внешней среды к поверхности арматуры и способствуют возникновению и развитию ее коррозии. Проницаемость трещин для кислых газов намного выше, чем у бетона без трещин. Эффективный коэффициент диффузии углекислого газа в трещине бетона шириной $a_{\text{т}} = 0,20$ мм равен коэффициенту диффузии его в воздухе $D_{\text{CO}_2} = 0,14 \text{ см}^2/\text{с}$. Это на три порядка выше, чем в бетонах средней плотности [2].

В газовой влажной среде, не загрязненной существенно аэрозолями, наблюдается нейтрализация бетона не только у стенок трещины, но и в зоне нарушения его контакта с арматурой вдоль ее поверхности. Это подтверждается результатами экспериментальных исследований, полученных при обследовании несущих железобетонных конструкций и

длительными испытаниями серии железобетонных образцов на свиноводческом комплексе «Тамалинский» в Пензенской области [4].

Газовоздушная атмосфера здания характеризуется повышенной относительной влажностью воздуха до 95%, содержанием аммиака до 0,020 мг/л, сероводорода до 0,015 мг/л, концентрацией углекислого газа 0,3% по объему. Несущими конструкциями являются железобетонные полурамы, изготовленные из бетона нормальной проницаемости.

Результаты обследования железобетонных полурам показывают определяющее влияние на долговечность конструкции состояния арматуры из-за ее коррозионной сохранности. За 13 лет эксплуатации зданий среднее значение глубины карбонизации защитного слоя бетона толщиной 30 мм составило 15–17 мм. Из обследованных 86 полурам на одиннадцати в защитном слое бетона вдоль арматурных стержней зафиксированы продольные трещины с раскрытием 50 мкм и длиной более 1 м, что свидетельствует о протекании коррозионного процесса на арматуре.

В газовоздушной среде этого здания проведены длительные испытания шести железобетонных конструкций на предмет исследования их несущей способности и коррозионной стойкости. В качестве опытных образцов использованы балки из тяжелого бетона класса В30 пониженной проницаемости с размерами 1500×200×70 мм. В качестве вяжущего использован среднеалюминатный портландцемент с эффективным коэффициентом диффузии углекислого газа в бетоне $D = 0,17 \times 10^{-4} \text{ см}^2/\text{с}$. Применялась рабочая арматура класса А-111, с маркой стали 35ГС и диаметром стержня 12 мм. Толщина защитного слоя бетона $\delta = 30 \text{ мм}$.

Опытные образцы испытывают воздействие периодически изменяющейся нагрузки с минимальным и максимальным уровнями загрузки соответственно 0,4–0,7 $M_{\text{разр}}$ и режимом приложения нагрузки 14 сут. Нагрузка моделирует воздействие снега на конструкции в реальных условиях эксплуатации. Испытания опытных образцов проведены на силовых установках. Установка рассчитана на одновременное нагружение двух балок на изгиб в условиях длительного воздействия ступенчато-повторной нагрузки и агрессивной среды [5].

Для стимуляции коррозии арматуры в трещинах бетона ее поверхность в течение первого года испытаний один раз в сутки увлажнялась раствором. Химический состав раствора аналогичен составу жидкой среды, получаемой в процессе жизнедеятельности животных. Жидкая среда содержит 95,7% воды и 4,3% сухих веществ (мочевины — 2%, мочево́й кислоты — 0,05, натрий-ион — 0,35, калий-ион — 0,15, магний-ион — 0,04, кальций-ион — 0,06, хлорид-ион — 0,6, фосфат-ион — 0,27, сульфат-ион — 0,78%).

После восемнадцати лет испытания двух образцов получены следующие экспериментальные результаты. Ширина максимально раскрытых трещин $a_{\text{крс}} = 0,160 \text{ мм}$ при верхнем уровне загрузки увеличилась в 1,80 раза, при нижнем — в 2,27 раза. Жесткость балок при верхнем и нижнем уровне загрузки уменьшилась в 1,82 раза. Данные изменения жесткости и ширины раскрытия трещин при верхнем и нижнем уровне загрузки показывают влияние продуктов коррозии арматуры на закрытие трещин.

Четыре балки сняты с испытаний и подвергнуты разрушению с определением их несущей способности, в том числе по два образца соответственно после четырех и двенадцати лет экспериментальных испытаний.

После двенадцати (четырех) лет испытания получены следующие результаты. Ширина максимально раскрытых трещин $a_{\text{крс}} = 0,160 \text{ мм}$ при верхнем уровне загрузки увеличилась в 1,70 (1,60) раза, при нижнем — в 2,14 (2,0) раза. Величина жесткости балок при верхнем и нижнем уровне загрузки уменьшилась в 1,78 (1,70) раза. Несущая способ-

ность конструкции оказалась выше на 12% (10%) контрольной. Причиной является увеличение прочности бетона вследствие воздействия на него газовой среды с высокой относительной влажностью и раствора. Прочность бетона при сжатии изменилась к концу испытаний с 31 до 37 (35) МПа.

При испытании стержней арматуры, извлеченных из железобетонных элементов, их разрушение происходило по участкам коррозионного поражения глубиной 100–150 мкм. Однако при этом прочность арматуры практически соответствовала прочности в состоянии поставки. Глубина карбонизации бетона в среднем составила 10 (5) мм.

Коррозионное поражение арматуры в зоне трещин бетона локализуется на участке, длина которого с увеличением ширины раскрытия трещин до 0,27 (0,25) мм достигает 60 (50) мм с площадью коррозии 14 (12) см². Средняя и максимальная глубина коррозионных язв на арматуре в зоне трещин соответственно равна 120 и 240 (70 и 150) мкм.

На восемнадцатом году испытания на поверхности бетона защитного слоя в зоне чистого изгиба вдоль арматурного стержня отмечено появление отдельных волосяных продольных трещин с шириной раскрытия 20–30 мкм, что является следствием давления продуктов коррозии стали на защитный слой бетона. Распространение продуктов коррозионного поражения стали на поверхности арматуры вдоль стержня между трещинами может оказать решающее влияние на долговечность железобетонных конструкций из-за нарушения сцепления арматуры с бетоном.

Результаты исследований показывают необходимость применения в газовой среде с аналогичными параметрами микроклимата железобетонных конструкций с бетоном пониженной проницаемости и добавок — ингибиторов коррозии арматуры [6].

Длительность защитного действия бетона в атмосфере кислых газов CO₂, SO₂, H₂S рассчитывается по уравнениям диффузии в газовой фазе бетона [2]. Железобетонные конструкции в присутствии этих газов повреждаются вследствие коррозии стальной арматуры после нейтрализации защитного слоя бетона.

Согласно [2], для расчета глубины карбонизации бетона используется уравнение первого закона Фика. В результате получена следующая зависимость:

$$x = \sqrt{2D_6 C_x T / m_0}, \quad (1)$$

где x — глубина карбонизации бетона, см, за время T , с;

C_x — концентрация углекислого газа (относительные единицы);

D_6 — эффективный коэффициент диффузии углекислого газа, см²/с, характеризует проницаемость карбонизированного слоя бетона;

m_0 — реакционная способность бетона (объем газа, поглощаемый единицей объема бетона, зависит от минерального состава, расхода и степени гидратации цемента, а также от структуры пор цементного камня).

Определим расчетным путем количество углекислого газа (CO₂), которое поступает к поверхности арматуры с учетом его поглощения стенками бетона трещины.

Предполагается, что скорость поступления CO₂ в зону трещин является соизмеримой со скоростью поглощения его бетоном стенками трещины. Вследствие этого концентрация углекислого газа в полости трещины может быть в течение длительного времени низкой.

Используем закон диффузионного переноса газа в воздухе для определения времени достижения соответствующей относительной концентрации газа в полости трещин с параллельными бетонными стенками.

Исходные геометрические параметры трещины: ширина раскрытия — a_t , толщина защитного слоя бетона — δ , длина трещины — L .

Количество углекислого газа, поступающего в полость трещин бетона:

$$Q_1 = D_b(C_0 - C_x) \cdot a_t \cdot L \cdot T / \delta, \quad (2)$$

где D_b — коэффициент диффузии CO_2 в воздухе, cm^2/s ;

C_0 — содержание углекислого газа в воздухе (относительные единицы);

C_x — содержание углекислого газа в полости трещины на границе карбонизации (относительные единицы);

δ — толщина защитного слоя бетона, см;

a_t — ширина раскрытия трещины, см;

L — длина трещины, см;

T — время поступления газа в полость трещины, с.

Количество углекислого газа (Q_2), поглощаемого бетоном стенками трещины:

$$Q_2 = 2m_0 \cdot x \cdot L$$

где m_0 , x , L , — то же, что и в формулах (1), (2).

Предполагается, что все количество CO_2 , поступающего в полость трещины, поглощается стенками бетона при $Q_1 = Q_2$. Получаем уравнение

$$D_b(C_0 - C_x) \cdot a_t \cdot L \cdot T / \delta = 2m_0 \cdot x \cdot L. \quad (4)$$

Результаты решения уравнения (4):

$$x = \frac{D_b(C_0 - C_x)a_t T}{2m_0 \delta^2}, \quad (5)$$

$$(C_0 - C_x)^2 = \left[\frac{8D_b m_0 \delta^4}{D_b^2 a_t^2 T} \right] \cdot C_x. \quad (6)$$

Примем $\left[\frac{8D_b m_0 \delta^4}{D_b^2 a_t^2 T} \right] = K$. Тогда уравнение (6) имеет вид

$$(C_0 - C_x)^2 = K C_x. \quad (7)$$

Решение уравнения (7) при заданных значениях K позволяет получить следующие функциональные зависимости.

При $K_1 = 0 \rightarrow C_{1x} = C_0$; при $K_2 = 0,2 \rightarrow C_{2x} = 0,786 C_0$;

при $K_3 = 0,4 \rightarrow C_{3x} = 0,540 C_0$; при $K_4 = 0,6 \rightarrow C_{4x} = 0,470 C_0$;

при $K_5 = 0,8 \rightarrow C_{5x} = 0,420 C_0$; при $K_6 = 1 \rightarrow C_{6x} = 0,380 C_0$;

при $K_7 = 2,0 \rightarrow C_{7x} = 0,270 C_0$; при $K_8 = 4,0 \rightarrow C_x = 0,170 C_0$.

По формуле (4) находим время (с), за которое в полости трещины получается соответствующее K соотношение C_x/C_0 :

$$T = \frac{8D_b m_0 \delta^4}{D_b^2 a_t^2 K}. \quad (8)$$

Результаты расчетов, выполненных по формуле (8), с учетом принятых значений $m = 50$, $D_b = 1 \cdot 10^{-4} cm^2/s$, $D_b = 0,14 cm^2/s$ [1, 2] показывают, что повышение концентрации углекислого газа в полости трещины происходит постепенно и тем быстрее, чем больше плотность бетона. В то же время небольшие значения времени, по сравнению с нормативным сроком эксплуатации, достижения соответствующей относительной концентрации газа позволяют сделать вывод о их не решающей роли в эксплуатационных условиях. Это необходимо учитывать при ускоренных

экспериментальных исследованиях, когда концентрация C_0 в испытательных камерах поддерживается непродолжительное время.

Наиболее типичным представителем из кислых газов, кроме углекислого, является часто встречающийся в промышленности, сельском хозяйстве и природных условиях сернистый ангидрид (SO_2). Сернистый газ, взаимодействуя со щелочными компонентами цементного камня в бетоне, образует сульфит-сульфат кальция, который мало растворим в жидкой фазе.

По механизму воздействия на коррозионный процесс стали сернистый ангидрид относится к эффективному деполяризатору катодного процесса. Поэтому уже при незначительном содержании SO_2 в воздухе $C_0 = 0,015\%$ его концентрация в электролитах становится соизмеримой с концентрацией кислорода. Вместе с тем наличие SO_2 мало изменяет скорость протекания анодного процесса на арматуре.

Для экспериментальных испытаний в условиях длительного воздействия сернистого ангидрида на железобетонные конструкции с поперечными трещинами в защитном слое бетона были изготовлены 20 (в том числе 10 контрольных) железобетонных балок с размерами $2000 \times 200 \times 70$ мм. Использован бетон повышенной плотности. В качестве рабочей арматуры применялся одиночный стержень диаметром 12 мм класса А-111. Балки испытывали воздействие длительно действующей постоянной изгибающей нагрузки, моделирующей эксплуатационную.

Для проведения испытания в агрессивной газовой среде разработаны и изготовлены нагружающие установки [7] и пять газовых камер [8]. В одной камере одновременно располагаются четыре образца. Балки испытываются в газовой атмосфере с концентрацией газа 100 мг/м^3 . По степени агрессивного воздействия газообразной среды на железобетонные конструкции она оценивается как среднеагрессивная [9].

Выполненный расчет с учетом величины этой концентрации и толщины защитного слоя бетона $= 25$ мм показывает, что период до начала коррозионного процесса на арматуре для трещин с шириной раскрытия $0,1-0,2-0,3$ мм соответственно составляет $T = 50-10-5$ сут.

Результаты экспериментальных исследований в течение одного года подтверждают данные теоретического расчета. За период испытания глубина нейтрализации бетона в среднем составила 8 мм. Коррозионное поражение на арматуре зафиксировано только в зоне поперечных трещин бетона. Оно локализуется на ограниченном участке, длина которого с увеличением ширины раскрытия трещин до $0,30$ мм составляет 27 мм. Средняя и максимальная глубина коррозионных язв на арматуре в зоне максимально раскрытых трещин соответственно составляет 50 и 70 мкм. Сравнительно низкая скорость коррозионного поражения арматуры объясняется наличием инкубационного периода, нормальной относительной влажностью газовой среды и присутствием в полости трещин продуктов коррозии цементного камня с сернистым ангидридом.

Выводы. 1. По степени агрессивного воздействия газовой среда свиноводческих зданий по отношению к эксплуатирующимся железобетонным конструкциям с поперечными трещинами в защитном слое бетона является сильноагрессивной из-за условий распространения коррозионного процесса вдоль арматурного стержня в зоне влияния трещин.

2. Определен расчетный период времени получения соответствующей относительной концентрации углекислого газа в бетонной полости трещин в зависимости от геометрических и технических параметров.

3. Коррозионное разрушение стали в бетоне с поперечной трещиной в защитном слое бетона имеет инкубационный период, который определяется временем взаимодействия бетона с агрессивной газовой средой в полости трещин.

4. Экспериментальные исследования железобетонных конструкций в условиях длительного воздействия сернистого ангидрида и постоянной нагрузки не выявили определяющего влияния сернистого газа на снижение долговечности образцов вследствие коррозионного поражения арматуры.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алексеев С. Н. Долговечность железобетона в агрессивных средах / С. Н. Алексеев, Ф. М. Иванов, С. Модры и др. — М.: Стройиздат, 1990. — 217 с.
2. Москвин В. М. Коррозия бетона и железобетона, методы их защиты / В. М. Москвин, Ф. М. Иванов, С. Н. Алексеев и др. — М.: Стройиздат, 1980. — 536 с.
3. Москвин В. М. Трещины в железобетоне и коррозия арматуры / В. М. Москвин, С. Н. Алексеев, Г. П. Вербецкий и др. — М.: Стройиздат, 1971. — 144 с.
4. Мигунов В. Н. Исследование долговечности железобетонных конструкций, эксплуатирующихся в свиноводческих зданиях / В. Н. Мигунов // Повышение долговечности строительных конструкций в агрессивных средах: Тез. докл. и сообщ. республикан. науч.-техн. семинара. — Уфа: НИИЖБ. НИИпромстрой, 1987. — С. 71–73.
5. Мигунов В. Н. Установка для режимных испытаний железобетонных балок при действии медленно меняющихся нагрузок в присутствии агрессивной среды (статья) / В. Н. Мигунов // Реферативный журнал строительства и архитектуры, ВНИИИС, сер. 17, вып. 7. — М., 1983. — 1 пс.
6. Новгородский В. И. Метод определения эффективности ингибиторов коррозии стали в трещинах бетона / В. И. Новгородский, А. Б. Островский, В. Н. Мигунов // Методические рекомендации по исследованию ингибиторов коррозии арматуры в бетоне. — М.: НИИЖБ, 1980. — С. 18–24.
7. Мигунов В. Н. Нагружающие установки для исследования деформативных и прочностных свойств изгибаемых железобетонных элементов: ИЛ № 194-86, ЦНТИ / В. Н. Мигунов. — Пенза, 1986. — 4 с.
8. Мигунов В. Н. Газовая камера для длительных коррозионных испытаний строительных конструкций: ИЛОНТД, № 88-2, ЦНТИ / В. Н. Мигунов. — Пенза, 1988. — 4 с.
9. СНиП 2.03.11-85. Защита строительных конструкций от коррозии. — М.: ЦИТП Госстроя СССР, 1986. — 48 с.

© Мигунов В. Н., 2008

Получено 06.03.08

ТЕОРИЯ ИНЖЕНЕРНЫХ СООРУЖЕНИЙ

УДК 624.04:539.3

В. А. КРЫСЬКО, д-р техн. наук, проф., **Н. Е. САВЕЛЬЕВА**, канд. физ.-мат. наук, **К. Ф. ШАГИВАЛЕЕВ**, канд. техн. наук, доц. (Саратовский государственный технический университет)

УСТОЙЧИВОСТЬ ЗАМКНУТЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧЕК ПРИ ДЕЙСТВИИ ЛОКАЛЬНЫХ ПОПЕРЕЧНЫХ НАГРУЗОК*

В рамках нелинейной классической теории пологих оболочек рассмотрена замкнутая цилиндрическая оболочка конечной длины при действии статической локальной нагрузки. Задача решена методом установления на основе метода Бубнова — Галеркина в высших приближениях. Проведено сравнение результатов, полученных методом Бубнова — Галеркина, с аналитическими решениями для оболочки в линейной постановке, для нелинейных оболочек — сходимость метода Бубнова — Галеркина. Выполнены исследования докритических и закритических состояний оболочки в зависимости от приближения метода Бубнова — Галеркина.

* Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (грант 08-604-01-434-08-606).

Большое количество обзоров посвящено нелинейным задачам теории оболочек и методам их решения [1–3]. Среди работ, относящихся к исследованию устойчивости замкнутой цилиндрической оболочки в нелинейной постановке при неосесимметричной деформации, можно отметить работу Н. И. Ободан [4]. Настоящая работа ставит своей целью продолжить начатые исследования [5–8] и распространить их на решение задач при действии статических нагрузок.

В рамках нелинейной классической теории пологих оболочек рассмотрим замкнутую цилиндрическую оболочку кругового сечения конечной длины с постоянной жесткостью и плотностью при действии внешнего давления.

Цилиндрическая оболочка как трехмерная область Ω определяется (рис. 1)

$$\Omega = \{x, y, z | (x, y) \in [0; l] \times [0; 2\pi], -h \leq z \leq h\}.$$

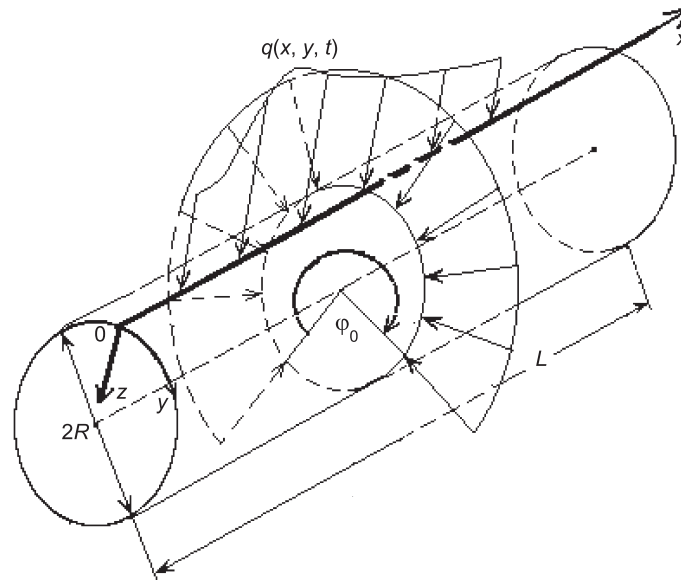


Рис. 1

Исходными являются уравнения теории пологих оболочек [9], которые приведены к безразмерному виду:

$$\begin{aligned} & \left[\frac{1}{\lambda^2} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \frac{\partial^2 (\cdot)}{\partial x^2} + \lambda^2 \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \frac{\partial^2 (\cdot)}{\partial y^2} + 2(1-\mu) \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \frac{\partial^2 (\cdot)}{\partial x \partial y} + \right. \\ & \left. + \mu \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \frac{\partial^2 (\cdot)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \frac{\partial^2 (\cdot)}{\partial x^2} \right) \right] - \nabla_k^2 F - L(w, F) + k_y^2 q(t) - \left(\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + \varepsilon \frac{\partial w}{\partial t} \right) = 0, \\ & \left[\left(\lambda^2 \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} - \mu \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \right) \frac{\partial^2 (\cdot)}{\partial y^2} + \left(\frac{1}{\lambda^2} \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} - \mu \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \right) \frac{\partial^2 (\cdot)}{\partial x^2} + 2(1+\mu) \frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \frac{\partial^2 (\cdot)}{\partial x \partial y} \right] + \\ & + \nabla_k^2 w + \frac{1}{2} L(w, w) = 0. \end{aligned} \quad (1)$$

Система (1) приведена к безразмерному виду с использованием известных безразмерных параметров: $w = h\bar{w}$, $F = Eh^2\bar{F}$, $t = t_0\bar{t}$, $\varepsilon = \bar{\varepsilon}/\tau$, $x = L\bar{x}$, $y = R\bar{y}$, $k_y = \bar{k}_y \frac{h}{R^2}$ ($k_x = 0$), $q = \bar{q} \frac{Eh^4}{L^2 R^2}$, $\tau = \frac{LR}{h} \sqrt{\frac{\rho}{Eg}}$, $\lambda = \frac{L}{R}$,

где E — модуль упругости;
 μ — коэффициент Пуассона;
 L и $R=R_y$ — длина и радиус оболочки;
 t — время;
 ϵ — коэффициент сопротивления среды, в которой происходит движение оболочки;
 $\mu=0,3$, $q(x, y, t)$ — поперечная нагрузка;
 $L(w, F)$ — известный нелинейный оператор.

В уравнении (1) и ниже черта над безразмерными величинами для простоты опущена.

Граничные условия [10]:

$$w = \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0; \quad \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} = 0 \quad \text{при} \quad x = 0; 1. \quad (2)$$

Следуя [10], перепишем (2) в виде

$$w = \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0; \quad \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} = 0; \quad \epsilon_y = 0 \quad \text{При} \quad x = 0; 1. \quad (3)$$

Такие граничные условия являются идеализацией того довольно часто встречающегося на практике случая, когда края оболочки соединены с высокими, но достаточно тонкими ребрами, изгибной жесткостью которых в касательной плоскости можно пренебречь. Как показывают вычисления, такое пренебрежение допустимо, если толщина стенки ребра превосходит толщину оболочки не более чем в 7 раз [10].

Начальные условия:

$$w(x, y)|_{t=0} = 0, \quad \dot{w}|_{t=0} = 0. \quad (4)$$

Для решения уравнения (1) функции w и F представляются в виде произведения функций, зависящих от времени и от координат:

$$w = \sum_{i=0}^{N_1} \sum_{j=0}^{N_2} A_{ij}(t) \varphi_{ij}(x, y), \quad F = \sum_{i=0}^{N_1} \sum_{j=0}^{N_2} B_{ij}(t) \psi_{ij}(x, y). \quad (5)$$

Желая найти приближенное значение элементов w и F , выбираем координатные системы функций $\{\varphi_{ij}(x, y), \psi_{ij}(x, y)\}$ ($i, j=0, 1, 2, \dots$) в (5), удовлетворяющие следующим пяти требованиям.

1. $\varphi_{ij}(x, y) \in H_A$, $\psi_{ij}(x, y) \in H_A$, где H_A — гильбертово пространство, которое будем называть энергетическим пространством.

2. $\forall i, j$ функции $\varphi_{ij}(x, y), \psi_{ij}(x, y)$ — линейно независимы, непрерывны вместе со своими частными производными до четвертого порядка включительно в области Ω .

3. $\varphi_{ij}(x, y), \psi_{ij}(x, y)$ удовлетворяют главным краевым условиям (и начальным условиям, если такие имеются) в точности.

4. $\varphi_{ij}(x, y), \psi_{ij}(x, y)$ обладают свойством полноты в H_A .

5. $\varphi_{ij}(x, y), \psi_{ij}(x, y)$ должны представлять собой N первых элементов полной системы функций.

Коэффициенты $A_{ij}(t), B_{ij}(t)$ являются искомыми функциями времени.

Применяя процедуру Бубнова — Галеркина в форме В. З. Власова, с учетом (5) уравнения (1) записываются:

$$\begin{aligned} \sum_{rs} \left[\sum_{ij} A_{ij} \sum_{kl} H_{ijklrs} + \sum_{ij} B_{ij} C_{1,ijrs} + k_y^2 q Q_{rs} + \sum_{ij} A_{ij} \sum_{kl} B_{kl} D_{1,ijklrs} + \right. \\ \left. + \sum_{ij} \left[\frac{d^2 A_{ij}}{dt^2} + \epsilon \frac{d A_{ij}}{dt} \right] G_{ijrs} \right] = 0, \end{aligned} \quad (6)$$

$$\sum_{rs} \left[\sum_{ij} A_{ij} C_{2,ijrs} + \sum_{ij} B_{ij} \sum_{kl} P_{ijklrs} + \sum_{ij} A_{ij} \sum_{kl} A_{rs} D_{2,ijklrs} \right] = 0.$$

Здесь знак \sum_{rs}^* перед каждым уравнением системы (6) указывает, что под данным уравнением понимается система rs такого вида уравнений, а интегралы процедуры Бубнова — Галеркина имеют вид:

$$\begin{aligned} H_{ijklrs} &= \int_0^1 \int_0^\xi \frac{1}{12(1-\mu^2)} \left[\frac{1}{\lambda^2} \frac{\partial^2 \varphi_{ij}}{\partial x^2} \frac{\partial^2 \varphi_{kl}}{\partial x^2} + \lambda^2 \frac{\partial^2 \varphi_{ij}}{\partial y^2} \frac{\partial^2 \varphi_{kl}}{\partial y^2} + \right. \\ &\quad \left. + 2 \frac{\partial^2 \varphi_{ij}}{\partial x \partial y} \frac{\partial^2 \varphi_{kl}}{\partial x \partial y} \right] \varphi_{rs} dx dy, \\ C_{1,ijrs} &= \int_0^1 \int_0^\xi \left[-k_y \frac{\partial^2 \psi_{ij}}{\partial x^2} - k_x \frac{\partial^2 \psi_{ij}}{\partial y^2} \right] \varphi_{rs} dx dy, \\ C_{2,ijrs} &= \int_0^1 \int_0^\xi \left[k_y \frac{\partial^2 \varphi_{ij}}{\partial x^2} + k_x \frac{\partial^2 \varphi_{ij}}{\partial y^2} \right] \psi_{rs} dx dy, \\ D_{1,ijklrs} &= \int_0^1 \int_0^\xi [-L(\varphi_{ij}, \psi_{kl})] \varphi_{rs} dx dy, \quad D_{2,ijklrs} = \int_0^1 \int_0^\xi \frac{1}{2} L(\varphi_{ij}, \varphi_{kl}) \psi_{rs} dx dy, \\ P_{ijklrs} &= \int_0^1 \int_0^\xi \left[\frac{1}{\lambda^2} \frac{\partial^2 \psi_{ij}}{\partial x^2} \frac{\partial^2 \psi_{kl}}{\partial x^2} + \lambda^2 \frac{\partial^2 \psi_{ij}}{\partial y^2} \frac{\partial^2 \psi_{kl}}{\partial y^2} + 2 \frac{\partial^2 \psi_{ij}}{\partial x \partial y} \frac{\partial^2 \psi_{kl}}{\partial x \partial y} \right] \psi_{rs} dx dy, \\ G_{ijrs} &= \int_0^1 \int_0^\xi [-\varphi_{ij} \varphi_{rs}] dx dy, \quad Q_{rs} = \int_{x_1}^{x_2} \int_{y_1}^{y_2} k_y^2 q(x, y, t) \varphi_{rs} dx dy. \end{aligned} \quad (7)$$

После применения процедуры Бубнова — Галеркина в форме В. З. Власова получаем систему обыкновенных дифференциальных уравнений и систему алгебраических уравнений относительно функций $A_{ij}(t)$ и $B_{ij}(t)$, записанных в матричной форме:

$$\begin{aligned} \mathbf{G}(\ddot{\mathbf{A}} + \varepsilon \dot{\mathbf{A}}) + \mathbf{H}\mathbf{A} + \mathbf{C}_1 \mathbf{B} + \mathbf{D}_1 \mathbf{A} \mathbf{B} &= \mathbf{Q}q(t), \\ \mathbf{C}_2 \mathbf{A} + \mathbf{P} \mathbf{B} + \mathbf{D}_2 \mathbf{A} \mathbf{A} &= 0, \end{aligned} \quad (8)$$

где $\mathbf{H} = \|H_{ijrs}\|$, $\mathbf{G} = \|G_{ijrs}\|$, $\mathbf{C}_1 = \|C_{1,ijrs}\|$, $\mathbf{C}_2 = \|C_{2,ijrs}\|$, $\mathbf{D}_1 = \|D_{1,ijklrs}\|$, $\mathbf{D}_2 = \|D_{2,ijklrs}\|$, $\mathbf{P} = \|P_{ijrs}\|$ — квадратные матрицы размерностью $2 \cdot N_1 \cdot N_2 \times 2 \cdot N_1 \cdot N_2$; $\mathbf{A} = \|A_{ij}\|$, $\mathbf{B} = \|B_{ij}\|$, $\mathbf{Q} = \|Q_{ij}\|$ — матрицы размерностью $2 \cdot N_1 \cdot N_2 \times 1$.

Далее второе уравнение системы (8) разрешается относительно \mathbf{B} и решается методом обратной матрицы на каждом шаге по времени:

$$\mathbf{B} = [-\mathbf{P}^{-1} \mathbf{D}_2 \mathbf{A} - \mathbf{P}^{-1} \mathbf{C}_2] \mathbf{A}. \quad (9)$$

Умножая на \mathbf{G}^{-1} первое уравнение системы (8) и обозначая $\dot{\mathbf{A}} = \mathbf{R}$, приходим к задаче Коши для нелинейной системы уравнений первого порядка:

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{A}} = \mathbf{R}, \\ \dot{\mathbf{R}} = -\bar{\varepsilon} \mathbf{R} - [\mathbf{G}^{-1} \mathbf{C}_1 + \mathbf{G}^{-1} \mathbf{D}_1 \mathbf{A}] \cdot \mathbf{B} - \mathbf{G}^{-1} \mathbf{H} \mathbf{A} + \mathbf{G}^{-1} \mathbf{Q}q(\bar{t}). \end{cases} \quad (10)$$

Проведенное преобразование возможно, так как обратные матрицы \mathbf{G}^{-1} и \mathbf{P}^{-1} существуют, если координатные функции линейно независимы.

К уравнениям (10) присоединяем краевые условия (3) и начальные условия (4), тогда полученную задачу Коши решаем методом Рунге – Кутты четвертого порядка точности. Шаг по времени выбирается по правилу Рунге.

Исследуем колебания шарнирно опертой по криволинейному кругу замкнутой цилиндрической оболочки с однородными граничными условиями (3) и нулевыми начальными условиями (4). Распишем эту процедуру более подробно. Для этого представим φ_{ij} , ψ_{ij} из (5) в виде произведения двух функций, удовлетворяющих краевым условиям (3) по x , каждая из этих функций зависит только от одного аргумента:

$$w = \sum_{i=1}^{N_1} \sum_{j=0}^{N_2} A_{ij}(t) \sin(i\pi x) \cos(jy), \quad F = \sum_{i=1}^{N_1} \sum_{j=0}^{N_2} B_{ij}(t) \sin(i\pi x) \cos(jy). \quad (11)$$

Тогда с учетом выписанных интегралов система (10) запишется в виде:

$$\begin{aligned} \sum_{rs} \left\{ \sum_{ij} \sum_{kl} \left[J_{1,ijkl}^{rs} A_{ij} + I_{AB}^{rs} B_{rs} + I_Q^{rs} q(t) + A_{ij} B_{kl} I_{ijklrs} + \right. \right. \\ \left. \left. + \left(\frac{d^2 A_{ij}}{dt^2} + \varepsilon \frac{dA_{ij}}{dt} \right) I_{rs}^t \right] \right\} = 0, \\ \sum_{rs} \left\{ \sum_{ij} \sum_{kl} \left[J_{2,ijkl}^{rs} B_{ij} + I_{AB}^{rs} A_{rs} + \frac{1}{2} A_{ij} A_{kl} I_{ijklrs} \right] \right\} = 0. \end{aligned} \quad (12)$$

Изложенный выше алгоритм Бубнова–Галеркина позволяет решать широкий класс задач как статических, так и динамических. Решение статических задач возможно с помощью метода установления, впервые примененного для оболочек В. И. Феодосьевым [11]. Для решения статических задач теории пластин и оболочек традиционно применялись и применяются различные приближенные методы, позволяющие сводить систему уравнений в частных производных к системе нелинейных алгебраических уравнений, которая в дальнейшем каким-либо образом линеаризуется. В методе установления решение системы уравнений в частных производных сводится к решению задачи Коши для системы обыкновенных нелинейных дифференциальных уравнений.

Кратко остановимся на преимуществах подобного подхода. С математической точки зрения, метод установления можно рассматривать как итерационный метод решения систем нелинейных алгебраических уравнений, где каждый шаг по времени является новым приближением к точному решению задачи. И как любой итерационный метод, метод установления обладает высокой степенью точности. В то же время он лишен главного недостатка итерационных методов — большой чувствительности к выбору начального приближения. Еще одним преимуществом метода установления является простота получения неединственных решений статических задач. Действительно, задав разные начальные условия, можно получить различные значения искомых функций. Кроме того, при решении однородных систем традиционными методами, для получения нетривиального решения, в систему уравнений необходимо ввести какую-нибудь начальную неправомерность: либо малую поперечную нагрузку, либо малую кривизну, либо малый начальный прогиб [5, 7]. Внесение этих начальных несовершенств так или иначе сказывается на получающемся решении. При решении статических задач методом установления роль начальных несовершенств играют неоднородные начальные условия, а малые изменения начальных условий не влияют на получающееся статическое решение.

Данное замечание относится к решению задач статической устойчивости оболочечных систем при действии продольных нагрузок.

Решая задачу Коши при $\epsilon = \epsilon_{кр}$ для ряда значений параметра поперечной постоянной во времени нагрузки, получим для $\{q_i\} \rightarrow \{w_i\}$, что позволит построить зависимости $q(w)$ и исследовать напряженно-деформированное состояние конструкции на всем интервале предполагаемых поперечных нагрузок.

Воспользуемся этим подходом для замкнутых цилиндрических оболочек. Рассмотрим случай приложения поперечного внешнего давления $q(t) = q_0 = \text{const}$, распределенного в пределах полосы с центральным углом $\varphi_0 = \frac{3}{4}\pi$, $0,1 \leq x \leq 0,5$.

Исследуем поведение цилиндрической оболочки в зависимости от ширины полосы давления, т. е. от раствора полосы нагружения φ_0 ($0 \leq x \leq 0,5$) для линейных задач. Численные результаты сопоставим с аналитическими, полученными по методике [12]. Для этого в уравнениях (12) положим нелинейные члены, равными 0, т. е. $I_{ijklrs} = 0$. Используя такую упрощенную математическую модель, получаем, что для различных углов нагружения зависимости $w_{\max}(q_0)$ носят линейный характер, т. е. $y = kx$, где $y = \bar{w}$, $x = \bar{q}_0$. Таким образом, получаем $y = \bar{w} / \bar{q}_0 x$.

Аналитическое решение $\frac{w}{qR/E}(\varphi)$ приводится к численному $\bar{w} / \bar{q}(\varphi)$ с

использованием безразмерных параметров следующим образом: $\bar{w} = \frac{w}{2h}$;

$$\bar{q} = \frac{L^2 R^2}{E(2h)^4 \bar{k}_y^2} q, \text{ тогда } \frac{\bar{w}}{\bar{q}} = \frac{w}{qR/E} \left(\frac{2h}{R} \right) \frac{1}{\lambda^2}.$$

На рис. 2 приведены зависимости $\frac{w}{qR/E}(\varphi)$ (аналитическое решение) и $\bar{w} / \bar{q}(\varphi_0)$ (численное решение), где \bar{w} и \bar{q} — безразмерные прогиб и нагрузка в центральной точке цилиндрической оболочки (0,5; 0,0). В табл. 1 сопоставлены численное и аналитическое решения для некоторых контрольных углов загрузки, а также приведены относительные погрешности результатов. Исходя из данных, приведенных на рис. 2, можно заключить, что результаты численного эксперимента для линейных задач практически совпадают с аналитическим решением, что позволяет судить о достоверности полученных данных. Относительная погрешность складывается из погрешности численных методов (метод обратной матрицы, метод Рунге — Кутты, метод установления) и погрешности вычислений. Таким образом, можно судить о полной достоверности результатов, полученных с использованием метода Бубнова — Галеркина в высших приближениях при решении систем дифференциальных уравнений для статических линейных задач.

Таблица 1

φ_0	Аналитическое решение $\frac{w}{qR/E}$	Численное решение $\bar{w} / \bar{q} \times \times (R/2h) \cdot \lambda^2$	Соотношение \bar{w} / \bar{q}	Погрешность, %
2π	50	52,8417	0,058713	5
$3\pi/2$	6,97	7,4808	0,008312	7
π	101,07	108,9054	0,121006	7
$2\pi/3$	-524,2	-744,2469	-0,826941	28
$\pi/2$	-479,47	-436,212	-0,48468	8
$\pi/4$	3886,27	3948,354	4,38706	1,5

Большое преимущество метода установления по сравнению с рядом других методов, в том числе и с методом Ньютона — Канторовича, отмечено в работах [5, 7].

Очень важным для нелинейных задач является вопрос о критиче-

ских нагрузках. Анализ существующих критериев потери устойчивости оболочек приведен в [13]. В настоящей работе под критической нагрузкой будем понимать предельные нагрузки или точку перегиба в зависимости $w_{\max}(q)$ [9]. Проведем исследования критических нагрузок для замкнутой гибкой цилиндрической оболочки при действии локальных поперечных нагрузок (рис. 3) с $\lambda = L/R = 3$. По-

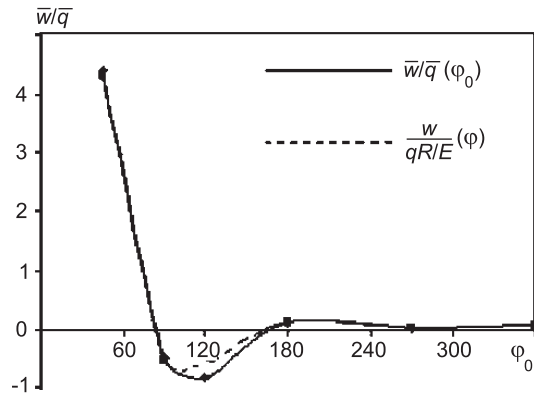


Рис. 2.

перечное внешнее давление $q(t) = q_0 = \text{const}$ распределено в пределах полосы с центральным углом $\phi_0 = \frac{3}{4}\pi$, $0,1 \leq x \leq 0,5$ (см. рис. 3). В раз-

ложении (11) положим $N_1 = N_2 = N$. Рассмотрим зависимость максимального прогиба от амплитуды приложенной нагрузки в зависимости от приближения метода Бубнова — Галеркина (рис. 4). Здесь наблюдается практическая сходимость метода, с увеличением приближения погрешность вычисления уменьшается. Дальнейшее увеличение N ($N > 11$) приводит к результатам, близким к результату при $N = 11$.

Проанализируем формы изгибания поверхности оболочки в различных приближениях в докритическом и закритическом состояниях (табл. 2).

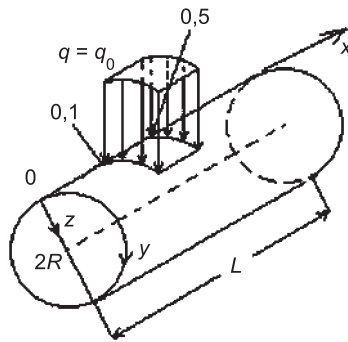


Рис. 3.

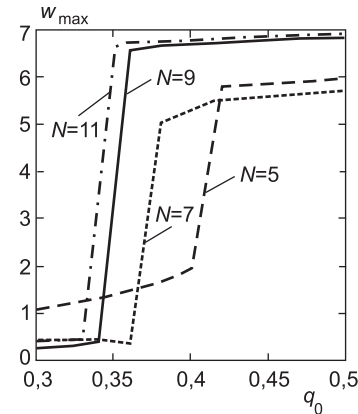


Рис. 4.

Таблица 2

	$N = 5$	$N = 7$	$N = 9$	$N = 11$
Докритическое состояние				
Закритическое состояние				

Анализ полученных форм показывает, что сходимость по формам изгиба в режиме установления сигнала достигается уже при $N \geq 5$, причем как в докритическом, так и в закритическом состоянии.

Выводы. 1. Сравнение результатов, полученных методом Бубнова — Галеркина в высших приближениях, с аналитическими решениями для оболочки в линейной постановке показывает хорошее совпадение, что дает возможность распространить метод Бубнова — Галеркина на решение более сложных нелинейных задач.

2. Анализ докритических и закритических состояний оболочки в нелинейной постановке при действии локальной нагрузки показывает, что сходимость состояний форм потери устойчивости достигается уже при $N = 5$ как в докритических, так и в закритических состояниях оболочки.

3. При увеличении размеров площадки нагружения совпадение решений в разных приближениях достигается при меньших значениях N в (11).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Григоренко Я. М. Решение задач теории оболочек методами численного анализа/Я. М. Григоренко//Прикладная механика.— 1984.— Т. 20.— № 10.— С. 3–22.
2. Григоренко Я. М. Нелинейные задачи теории оболочек и методы их решения (обзор)/Я. М. Григоренко, В. И. Гуляев//Прикладная механика.— 1991.— Т. 27.— № 10.— С. 3–23.
3. Кубенко В. Д. Нелинейные задачи колебаний тонких оболочек (обзор)/В. Д. Кубенко, П. С. Ковальчук//Прикладная механика.— 1998.— Т. 34.— № 8.— С. 3–31.
4. Андреев Л. В. Устойчивость оболочек при неосесимметричной деформации/Л. В. Андреев, Н. И. Ободан, А. Г. Лебедев.— М.: Наука, 1988.— 208 с.
5. Awrejcewicz J. Nonclassical Thermoelastic Problems in Nonlinear Dynamics of Shells / J. Awrejcewicz, V. A. Krysko.— Springer, 2003.— 403 p.
6. Awrejcewicz J. Nonlinear Dynamics of Continuous Elastic Systems/J. Awrejcewicz, V. A. Krysko, A. F. Vakakis.— Springer, 2004.— 341 p.
7. Awrejcewicz J. Thermo-Dynamics of Plates and Shells/J. Awrejcewicz, V. A. Krysko, A. V. Krysko.— Springer, 2007.— 777 p.
8. Крысько В. А. Статика и динамика замкнутых цилиндрических оболочек при неравномерном поперечном нагружении/В. А. Крысько, Н. Е. Савельева, К. Ф. Шагивалеев//Изв. вузов. Машиностроение.— 2005.— № 1.— С. 3–14.
9. Вольмир А. С. Устойчивость деформируемых систем/А. С. Вольмир.— М.: Наука, 1967.— 984 с.
10. Корнишин М. С. Гибкие пластины и панели/М. С. Корнишин, Ф. С. Исанбаева.— М.: Наука, 1968.— 260 с.
11. Феодосьев В. И. Об одном способе решения задач устойчивости деформируемых систем/В. И. Феодосьев//ПММ.— 1963.— Т. 27.— № 2.— С. 265–275.
12. Шагивалеев К. Ф. Расчет замкнутой цилиндрической оболочки по приближенной теории/К. Ф. Шагивалеев.— Саратов: Саратов. гос. техн. ун-т, 2001.— 164 с.
13. Крысько В. А. Проблема бифуркаций и жесткой потери устойчивости нелинейной теории пластин/В. А. Крысько, А. В. Крысько//Механика оболочек и пластин в XXI в.: межвуз. науч. сб.— Саратов: Саратов. гос. техн. ун-т, 1999.— С. 50–67.

© Крысько В. А., Савельева Н. Е., Шагивалеев К. Ф., 2008

Получено 17.04.08

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ

УДК 691.55

И. В. МОРЕВА, канд. техн. наук, **В. В. МЕДЯНИК**, канд. техн. наук, доц. (Казанский государственный архитектурно-строительный университет);
Ю. А. СОКОЛОВА, д-р техн. наук, проф., акад. РААСН (Государственная академия профессиональной переподготовки и повышения квалификации руководящих работников и специалистов инвестиционной сферы, г. Москва)

К ВОПРОСУ О КОМПЛЕКСНОЙ АКТИВАЦИИ КОМПОНЕНТОВ ПРИ ПОЛУЧЕНИИ ГИПСОВЫХ ВЯЖУЩИХ

Рассмотрены различные способы получения гипсового вяжущего в зависимости от технологии подготовки и введения модификаторов. Показано, что наиболее целесообразно добавлять в гипсовое сырье перед его обжигом предварительно измельченную рационально подобранную смесь минерального и химического модификатора. Это позволит повысить прочность и плотность гипсового камня, что обусловлено термической и механохимической активацией компонентов вяжущего.

Различного рода воздействия на частицы вяжущего способствуют повышению его реакционной способности и интенсификации последующих технологических процессов [1].

Как показывает анализ отечественного и зарубежного опыта, наиболее распространенным, доступным, экономически и технически целесообразным способом модификации структуры и свойств гипсовых материалов является механохимическая активация. При этом существенное влияние на свойства конечного продукта будет оказывать порядок введения химических и минеральных добавок [2]. Это предопределило цель выполненной работы — исследовать влияние способа совмещения наполнителя и суперпластификатора на структуру и свойства гипсовых композиций.

В качестве сырья для исследования использовались гипсовый камень фракции 0–5 мм (отходы и отсеvy дробления сырья) Камско-Устьинского месторождения Республики Татарстан (РТ), болотная железная руда (БЖР) Березовского месторождения РТ и карбонатсодержащая добавка (КСД) из шлама водоумягчения Казанской ТЭЦ-1. В качестве пластифицирующей добавки применялся суперпластификатор С-3 (ТУ 6-36-0204229-625) производства ОАО «Полипласт» (г. Ново-московск Тульской области).

Было рассмотрено четыре технологические схемы (способа) получения композиционного гипсового вяжущего, отличающиеся последовательностью совмещения компонентов (рис. 1).

Способ 1 предусматривал тепловую обработку (ТО) сырьевой смеси (гипсовый камень и минеральная добавка) до получения полугидрата сульфата кальция, его охлаждение до комнатной температуры и последующий помол до средней тонкости в присутствии суперпластификатора С-3.

По способу 2 гипсовый камень подвергали ТО до получения полугидрата сульфата кальция, затем охлаждали до комнатной температуры, размалывали до средней тонкости помола и перемешивали с предварительно измельченной до нулевого остатка на сите № 008 смесью минеральной добавки и суперпластификатора С-3.

Способ 3 предполагал перемешивание гипсового камня с предварительно размолотой до нулевого остатка смесью минеральной добавки и суперпластификатора С-3, ТО полученной сырьевой смеси до полугидрата сульфата кальция, его охлаждение до комнатной температуры и последующий помол до средней тонкости.

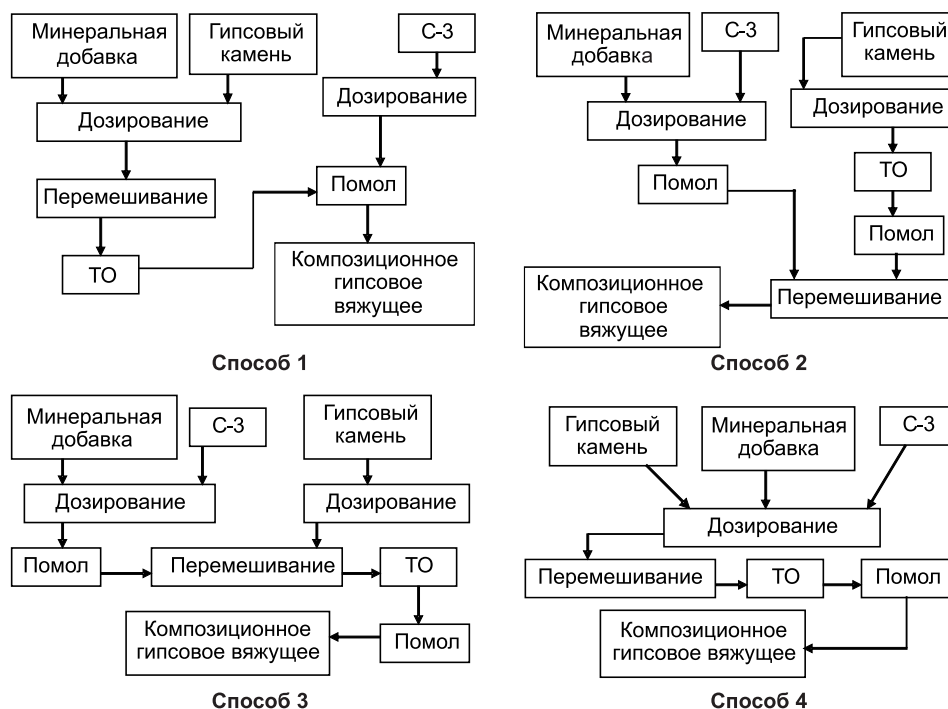


Рис. 1. Способы получения композиционного гипсового вяжущего в зависимости от порядка введения С-3

Способ 4 заключался в том, что сырьевая смесь, состоящая из гипсового камня, минеральной добавки и суперпластификатора С-3, подвергалась ТО до полугидрата сульфата кальция, охлаждалась до комнатной температуры с последующим помолом до средней тонкости.

В качестве контрольных были приняты свойства гипсового вяжущего, полученного тепловой обработкой гипсового камня (90%) и БЖР (10%), предварительно размолотой до нулевого остатка на сите № 008 (рис. 2).

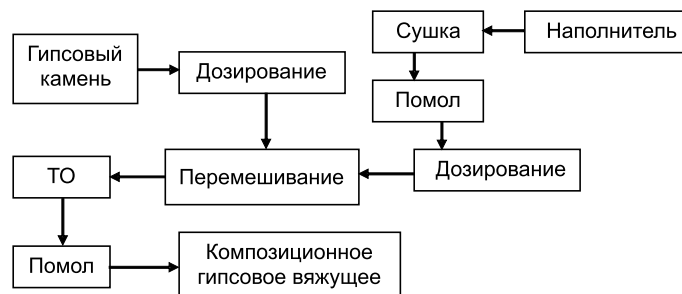


Рис. 2. Технологическая схема получения композиционного гипсового вяжущего, принятая в качестве контрольной

Физико-технические свойства полученных композиций в зависимости от способа их получения представлены на рис. 3. Их анализ показал, что суперпластификатор С-3 снижает водопотребность гипсового вяжущего на 7% и ускоряет его сроки схватывания, однако данные показатели свойств от способа введения химического модификатора не зависят. Существенное повышение прочности (на 40%) и плотности (на 16%) гипсового камня наблюдается при получении вяжущего по способу 3. Этому способствует комплексное воздействие на компоненты смеси термической и механохимической активации. Кроме того, рентгенографическое исследование образцов руды различной дисперсности, подвергавшихся ТО, показало, что степень ее окристаллизованности при более

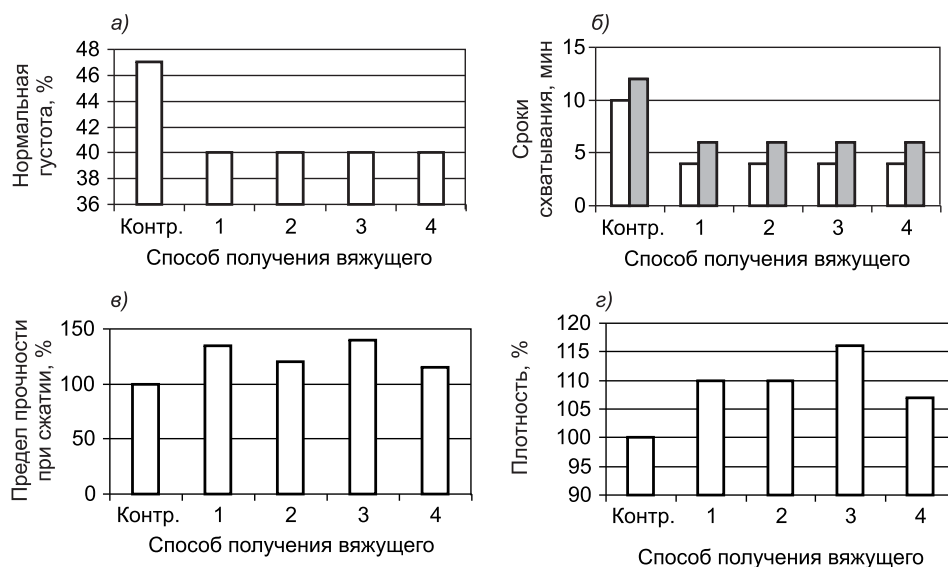


Рис. 3. Изменение водопотребности (а), сроков начала \square и конца \blacksquare схватывания (б), прочности (в) и плотности (г) гипсового камня в зависимости от способа получения вяжущего

тонком помоле выше, чем без предварительной механической активации (рис. 4).

Результаты исследований легли в основу способа получения гипсового вяжущего, позволившего замедлить сроки схватывания с одновременным повышением прочности [3]. Для его осуществления гипсовый камень

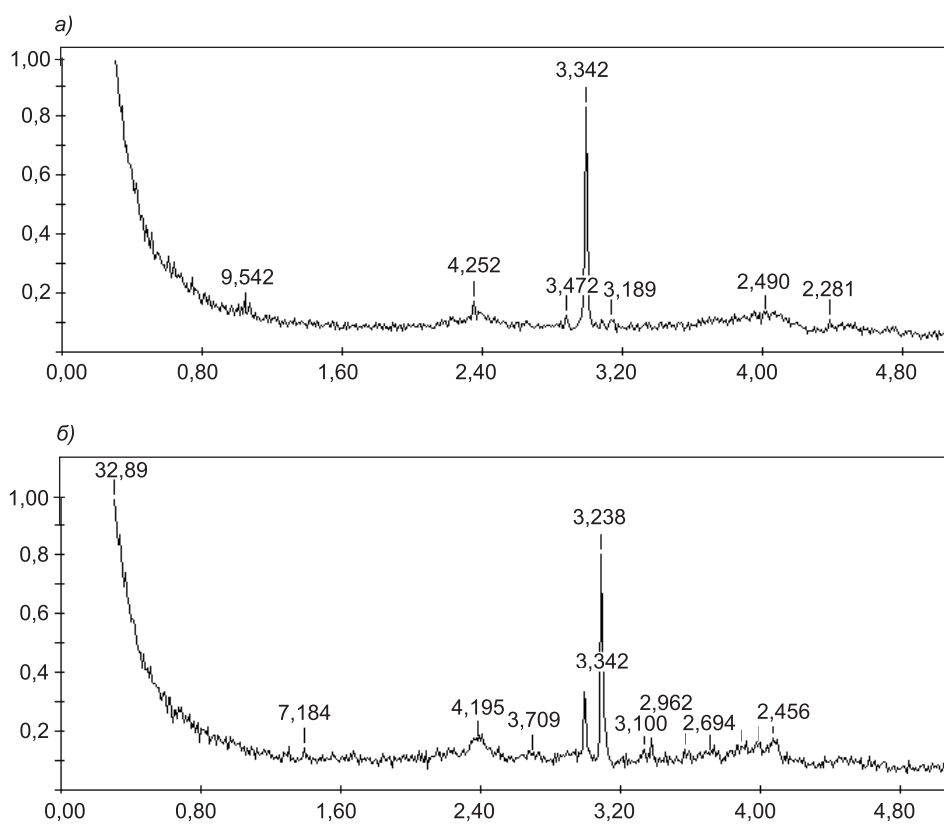


Рис. 4. Рентгенограмма болотной железной руды после ТО
а — без предварительного помола; б — при помоле до нулевого остатка на сите № 008

(85%) и добавка-модификатор (15%), представляющая собой механоактивированную в шаровой мельнице смесь карбонатсодержащей добавки (99–99,5%) и С-3 (0,5–1%), подвергались ТО до полугидрата сульфата кальция с последующим охлаждением и помолом до средней тонкости (ГОСТ 125-79). Разработанный способ позволил замедлить сроки схватывания гипсового вяжущего с 5 и 6 до 19 и 22 минут по началу и концу соответственно, повысить прочность гипсового камня на 38% по сравнению с вяжущим без добавки.

Выводы. Изучены различные способы получения гипсового вяжущего в зависимости от технологии подготовки и введения модификаторов. Установлено, что наиболее целесообразно добавлять в гипсовое сырье перед его обжигом предварительно измельченную рационально подобранную смесь минерального и химического модификатора.

Улучшение свойств гипсовых композиций обусловлено комплексным воздействием, включающим как термическую, так и механохимическую активацию их компонентов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Рыбьев И. А. Строительные материалы на основе вяжущих веществ (искусственные строительные конгломераты): Учеб. пособие. — М.: Высш. шк., 1978. — 309 с.
2. Калашников В. И. Реологическая активация смешанного вяжущего добавками в зависимости от процедуры их введения / В. И. Калашников, В. С. Демьянова, Н. М. Дубошина // Изв. вузов. Строительство. — 1997. — № 12. — С. 52–54.
3. Пат. РФ. № 2290373 С 04 В11/024. Способ получения гипсового вяжущего / Ю. А. Соколова, И. В. Морева, В. В. Медяник и др. — Опубл. 27.12.06; Бюл. № 36.

© Морева И. В., Медяник В. В., Соколова Ю. А., 2008

Получено 11.01.08

УДК 691.43–431:666.31

В. А. ГУРЬЕВА, канд. техн. наук, доц. (Оренбургский государственный университет)

ПРИМЕНЕНИЕ СИЛИКАТСОДЕРЖАЩИХ ПОПУТНЫХ ПРОДУКТОВ ГОРНО-ОБОГАТИТЕЛЬНЫХ КОМБИНАТОВ В ПРОИЗВОДСТВЕ КЕРАМИКИ

Исследована возможность применения пиррофиллитового техногенного сырья в производстве строительной керамики с учетом особенностей химико-минералогического состава. Установлено, что применение данного вида силикатного сырья в низкотемпературной керамике позволяет снизить компонентность плиточных масс, улучшает свойства изделий после обжига.

Перед промышленностью строительных материалов поставлены задачи по разработке, развитию и внедрению ресурсо- и энергосберегающих технологий. В связи с этим одной из важнейших задач развития промышленности строительной керамики является расширение ее сырьевой базы, в том числе за счет привлечения нетрадиционного силикатсодержащего техногенного сырья.

В производстве керамических изделий, в формировании их структуры особое значение имеют разнообразные по свойствам силикаты и гидросиликаты. К ним относятся такие горные породы, как тальк, пиррофиллит — водные силикаты, входящие в единый класс слоистых силикатов.

Они применяются в различных отраслях строительных материалов и как огнеупорное сырье в производстве высокотемпературной керамики.

На территории нашей страны наряду с месторождениями кондиционного пиррофиллита (Березовское месторождение, которое разрабатывается с целью использования его в производстве специальных огнеупоров, защитных покрытий для них и т.д., огнеупорность составляет 1580–1650°C, температура плавления 1680–1720°C [1]) открыты также месторождения пиррофиллита на Урале, Дальнем Востоке, на юге Сибири. Однако в них пиррофиллит залегает преимущественно в околорудных метасоматитах и добывается горно-обогатительными комбинатами как попутный продукт, складирываясь затем в отвалах и отрицательно влияя на экологическую ситуацию регионов. В описании данных месторождений используется термин «пиррофиллитовое сырье», указывая на полиминеральный состав техногенного сырья и его отличие в свойствах от кондиционного огнеупорного пиррофиллита.

В работе с целью расширения базы местного силикатного сырья для керамической промышленности, утилизации попутных продуктов горнодобывающих комбинатов исследовалось пиррофиллитсодержащее техногенное сырье Гайского горно-обогатительного комбината (южный Урал) с целью применения его в качестве полифункционального компонента керамической массы для конвейерной технологии плиток. Данное сырье на этапе формования выполняет функцию отошителя, на этапе обжига — плавня, способствующего спеканию при скоростных режимах сушки и обжига. Предварительно проведенный анализ составов пиррофиллитсодержащих отвалов Гайского ГОКа позволил разбить попутно добываемое сырье на несколько групп. Наибольший технологический интерес для производства изделий строительной керамики из них представляла пиррофиллит-серицит-кварцевая минеральная ассоциация.

На первом этапе исследований изучались особенности химического и минералогического составов отобранных под руководством геологов проб с отвалов комбината.

Как видно из таблицы, данная разновидность силикатсодержащего техногенного сырья характеризуется относительно низким в сравнении с кондиционным пиррофиллитом содержанием глинозема и средним уровнем содержания кварца. Это позволяет предположить относительно низкую огнеупорность техногенного продукта в отличие от высококачественного пиррофиллита, который применяется в производстве огнеупорной керамики.

Химический состав пиррофиллитсодержащего техногенного сырья

Название силикатной породы	Содержание оксидов, %						
	SiO ₂	TiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃ + FeO	MgO	ΣR ₂ O	П.п.п.
Пиррофиллитсодержащие метасоматиты	73,91– 7,21	0,47– 0,56	12,07– 18,72	0,46– 3,56	0,03– 0,80	2,06– 3,63	2,84– 3,81

Снижению огнеупорности исследуемых алюмосиликатных попутных продуктов способствует также содержание оксидов железа, магния, натрия и калия, повышенное содержание титана, связанное с присутствием рутила.

По результатам петрографического анализа основной базис исследуемых попутных продуктов представлен чешуйчатыми агрегатами пиррофиллита, имеющими плотное сложение (содержание в породе 35–60%). На фоне чешуйчатых агрегатов пиррофиллита выделяются включения кварцитов линзовидной формы до 10%. Кварциты характеризуются наличием агрегатов слюды разной формы и редких секущих мелкочешуйчатых прожилок светло-серого пиррофиллита. Наличие слюды идентифицирова-

но по реакции окрашивания на калий под воздействием химических реагентов. Общее количество слюды в породе, которая представлена в виде разновидности мусковита, серицита, 10–23%. В разрезе массива преобладают пиррофиллиты темно-серого цвета с однородной сланцеватой структурой. Разница в цвете обусловлена наличием микропримесей. Более светлая окраска наблюдается на участках развития каолинита, количество которого не превышает 5%. Повсеместно в микроочушчатом агрегате рассеяны одиночные зерна рутила до 2%. Минералогический состав основного базиса исследуемых попутных продуктов представлен, мас. %: пиррофиллит — 53; серицит — 30; кварц — 10; каолинит — 5; рутил — 2.

Методом ИК-спектроскопии в исследуемой пиррофиллит-серицит-кварцевой минеральной ассоциации установлены наиболее интенсивные полосы поглощения пиррофиллита — 1020, 970, 860 см^{-1} , вызванные колебаниями связи $\text{Si} = \text{O}$ в тетраэдре SiO_4 и сильной широкой полосой в области деформационных колебаний $\text{Si} = \text{O}$ 500–300 см^{-1} . Сравнение полученных результатов с мономинеральным огнеупорным пиррофиллитом Березовского месторождения

(рис. 1) указывает на то, что процессы деструкции техногенного сырья при термическом воздействии происходят на 70–100°C ниже. Это связано с изоморфным замещением части ионов Si^{4+} ионами Al^{3+} , Al^{3+}

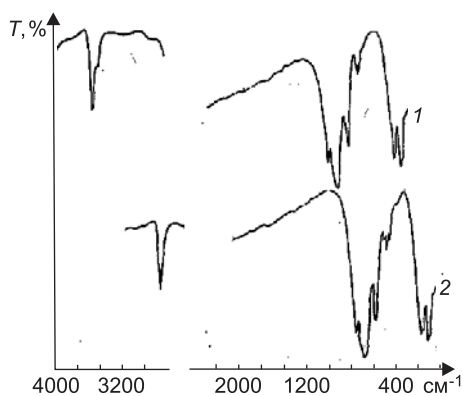


Рис. 1. ИК-спектр

1 — пиррофиллит для производства огнеупоров;
2 — пиррофиллитовое техногенное сырье Гайского ГОКа

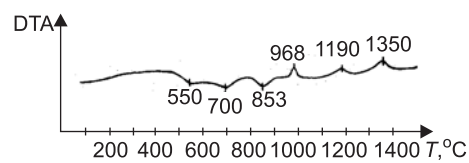


Рис. 2. ДТА пиррофиллитового техногенного сырья

на Fe^{3+} , Fe^{2+} , Mg^{2+} , присутствием в составе сырья дополнительно катионов K^{1+} , Na^{1+} и Ca^{2+} , а также молекул воды. Данные результаты подтверждаются химическим анализом (см. таблицу).

При термических исследованиях пиррофиллитового техногенного сырья (рис. 2) на кривой ДТА при нагревании в интервале температур 500–900°C регистрируются эндотермические эффекты с минимумами при 550, 700 и 853°C. Они свидетельствуют о процессах дегидратации в породе, связанных с разрывом гидроксильных групп в структуре каолинита, пиррофиллита и серицита, переходом $-\text{SiO}_4$ в $-\text{SiO}_4$, и перестройке ее решетки. Регистрируемые эндоэффекты монофракций характерны для данных горных пород [2, 3], а небольшое смещение температурных интервалов связано с разной силой связи гидроксильных групп и со степенью совершенства структуры исследованного пиррофиллитового сырья. Экзотермический эффект с максимумом при 982°C обусловлен кристаллизацией фаз первичного муллита из каолинита, который характеризуется несовершенной структурой. Об этом свидетельствует слабый экзотермический эффект, что согласуется с [3–5]. При дальнейшем подъеме температуры появляются два экзотермических эффекта вследствие дальнейшей кристаллизации муллита при 1190°C и крестобалита при 1350°C из продуктов разложения пиррофиллита. Данные процессы минералообразо-

вания подтверждают и результаты рентгеноструктурного анализа пиррофиллита. При подъеме температуры до 1100°C на дифрактограмме появляются линии, принадлежащие мулиту (5,4; 3,42; 2,96 Å и др.), и слабые линии низкотемпературной модификации α-кristобалита (4,03; 3,88; 3,0 Å и др.). Интенсивность дифракционных пиков несколько усиливается при дальнейшем повышении температуры до 1200°C.

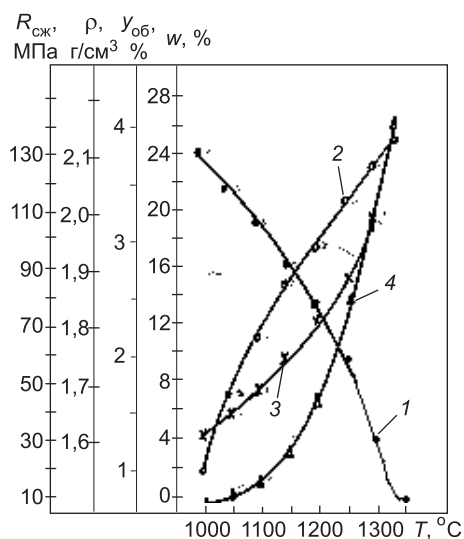
Изучение обжиговых свойств пиррофиллитсодержащих пород показало, что открытая пористость структуры сохраняется вплоть до 1000–1050°C, о чем свидетельствует водопоглощение более 16% и средняя плотность порядка 1,7 г/см³ (рис. 3). Однако при дальнейшем увеличении температуры отмечается начало интенсивного процесса спекания, что сопровождается снижением водопоглощения, ростом прочности и плотности. Общая усадка образцов фиксируется начиная с 1000°C и выше и составляет 0,9 до 3,8%. В интервале температур 700–1000°C наблюдается обратный процесс — увеличение линейных и объемных размеров образцов и постепенное уменьшение прироста с +3,0 до 0,0%. Предел прочности при сжатии при температуре обжига 1300°C соответствует аналогичному показателю полуфарфора (120 и более МПа). Огнеупорность пиррофиллитового техногенного сырья — 1300–1350°C по показаниям стандартных пироскопов.

Таким образом, проведенные на первом этапе исследования петрографии, минералогии и обжиговых свойств пиррофиллитового техногенного сырья позволили установить возможность применения их в производстве низкообжиговых строительных изделий в качестве активного компонента керамической шихты. Поэтому на втором этапе разрабатывались составы масс на базе пиррофиллитовых метасоматитов Гайского ГОКа Оренбургской области, обжигаемые по скоростным режимам в условиях щелевой роликовой печи. Шихта для строительной майолики (различные виды декоративно-отделочных плиток) должна содержать 50–60% глинистых материалов, 40–50% отощающих материалов и плавней [5]. При планировании и проведении эксперимента были использованы матрицы многофакторного эксперимента (2- и 3-факторные). При этом изменялась доля глинистого вещества, доля силикатсодержащих пиррофиллитовых хвостов и температура обжига массы. В качестве глинистого компонента использовалась глина Кумакского месторождения Оренбургской области, так как данный вид глины является базовым в производстве плиточного цеха Гайского ГОКа и относится к местным. В результате обработки экспериментальных данных были определены коэффициенты уравнений регрессии и построены графики, анализ которых позволил разработать массы для проведения промышленных испытаний в условиях плиточного цеха состава, мас. %: кумакская глина 45–60, пиррофиллитсодержащее сырье 35–45%, стеклобой 5–10%.

Помол сырьевых компонентов, их смешивание, обезвоживание шликера и приготовление пресс-порошка осуществляли по стандартной технологии в лаборатории завода при участии представителей тех-

Рис. 3. Свойства пиррофиллитсодержащего сырья после обжига

1 — водопоглощение, %; 2 — общая усадка, %; 3 — средняя плотность, г/см³; 4 — прочность при сжатии, МПа



нологической службы завода. Пирофиллитовые попутные продукты предварительно подвергали грубому дроблению на щековой дробилке до крупности не более 10 мм. Прессование плиток, уфельный обжиг (1050–1070°C), глазурование и политой обжиг (950–970°C) производился в плиточном цехе Гайского ГОКа на поточно-конвейерной линии по режимам, принятым в технологии завода. Физико-механические свойства плиток соответствовали требованиям ГОСТа 6141-91. На плитках опытного состава отмечалось снижение общей усадки до 0,8–1,2%. В то же время общая усадка изделий из заводской массы составляла 3,4–3,6%. Калиевая слюда серицит, содержащаяся в пирофиллитовой породе, характеризуется относительно низкой эвтектикой плавления [1] и в комплексе с эффективным плавнем искусственного происхождения стеклобоек интенсифицирует процесс спекания пирофиллита за счет увеличения количества жидкой фазы.

Выводы. Применение пирофиллитсодержащего техногенного сырья для строительной керамики технологически и экономически целесообразно по следующим факторам. 1. Добыча пирофиллитового сырья не требует дополнительных капитальных вложений на разведку и разработку месторождений. Оно извлекается из недр попутно с добычей руды в виде щебня, песка, что снижает его себестоимость.

2. Химический и минеральный состав пирофиллитсодержащих попутных продуктов позволяет применить их как нетрадиционное полифункциональное сырье в строительной керамике, а не только как щебень для отсыпки дорог, в производстве бетона.

3. В условиях пирогенного синтеза пирофиллитовое силикатное сырье позволяет уменьшить количество специально вводимых плавней в шихте или вообще от них отказаться, снизить компонентность масс для изделий декоративной керамики с 7–8 наименований до 3–4, получить изделия с минимальными усадочными деформациями.

4. Использование пирофиллитового техногенного сырья в ассоциации с другими минералами позволит повысить комплексность использования недр и улучшить состояние окружающей среды на территории влияния горнопромышленных комплексов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Торопов Н. А. Кристаллография и минералогия / Н. А. Торопов, Л. Н. Булак. — Л.: Стройиздат, 1972. — 503 с.
2. Удачин В. Н. Пирофиллитсодержащие метасоматиты Гайского медно-колчеданного месторождения (геология, минералогия, технология) / В. Н. Удачин. — Екатеринбург: УрО АН РФ, 2000. — 58 с.
3. Иванова В. П. Термический анализ минералов и горных пород / В. П. Иванова, Б. К. Касатов, Т. Н. Красавина и др. — Л.: Недра, 1974. — 399 с.
4. Гурьева В. А. Физико-химические исследования использования дунитов в декоративно-отделочной керамике / В. А. Гурьева. — Оренбург: ИПК ГОУ ОГУ, 2007. — 129 с.
5. Круглицкий Н. Н. Искусственные силикаты / Н. Н. Круглицкий, Б. И. Мороз. — Киев: Наук. думка, 1986. — 240 с.

© Гурьева В. А., 2008

Получено после доработки 22.04.08

В. И. ЛОГАНИНА, д-р техн. наук, проф., **Н. А. ПЕТУХОВА**, асп. (Пензенский государственный университет архитектуры и строительства)

МОДИФИКАЦИЯ РЕЦЕПТУРЫ ПОЛИСТИРОЛЬНОГО КРАСОЧНОГО СОСТАВА ДИСПЕРСНЫМИ ЧАСТИЦАМИ ОРГАНОГЛИНЫ

Приведены результаты исследований влияния органоглины на свойства полистирольных красок и покрытий на его основе.

Одним из перспективных направлений в науке о материаловедении является получение материалов с комплексом заданных свойств, что достигается применением нанотехнологий.

В случае полимерных нанокомпозитов в полимерную матрицу вводят вещества, состоящие из наночастиц. Роль таких веществ может выполнять органоглина, полученная модификацией монтмориллонитовых глин органической добавкой. Монтмориллонитовая глина имеет слоистую структуру, размер слоев составляет порядка 200 нм в длину и 1 нм в ширину. Неорганические катионы внутри прослоек могут быть замещены неионными ПАВ, которые связаны с поверхностью глин водородными связями. При введении органоминеральной добавки в полимерную матрицу происходит расшелушивание слоев глины и образование очень дисперсных частиц [1].

При разработке рецептуры органоминеральной добавки нами применялись монтмориллонитовая глина Пензенского региона (месторождение Лягушевское) удельной поверхности $S_{уд} = 4782,7 \text{ см}^2/\text{г}$. В качестве органической добавки использовали продукт взаимодействия алкилфенолов с окисью этилена — эмульгатор ОП-4. Концентрацию добавки ОП-4 определяли по изменению поверхностного натяжения раствора. Установлено, что величина адсорбции добавки ОП-4 на глине составляет $0,00038 \text{ г}/\text{см}^2$. Разработанная нами органоминеральная добавка является аналогом отечественного органобентонита и зарубежных бентонов.

Предложено использовать органоминеральную добавку при разработке рецептуры полистирольного красочного состава. Красочный состав изготовлялся на основе 10%-го полистирольного лака. Для получения лака применялся ударопрочный полистирол марки УПМ-0508-08 (ГОСТ 28250-89), в качестве растворителя — сольвент каменноугольной марки Б (ГОСТ 1928-79). При разработке рецептуры краски часть пигмента заменялась наполнителем — микродоломитом марки МД-10 и отуасарб марки 5VA.

Диспергирование органоглины в полимерной матрице способствует изменению степени перетира красок. Степень перетира полистирольных красок в соответствии с ТУ У В. 2.7-05761614.028-2000 должна быть не более 50 мкм. Степень перетира краски определялась по прибору «Клин» по ГОСТу 6589-57 «Методы испытаний. Определение степени перетира красок методом «Клина». Установлено, что контрольный состав (без органоглины) достигает степени перетира 52 мкм через 20 мин перетирания, в то время как введение органоглины снижает время перетирания пигмента до 5–7 мин при получении той же степени перетира. Введение в рецептуру краски отечественного органобентонита также приводит к снижению времени на перетирание пигмента по сравнению с контрольным и составляет 10 мин (рис. 1).

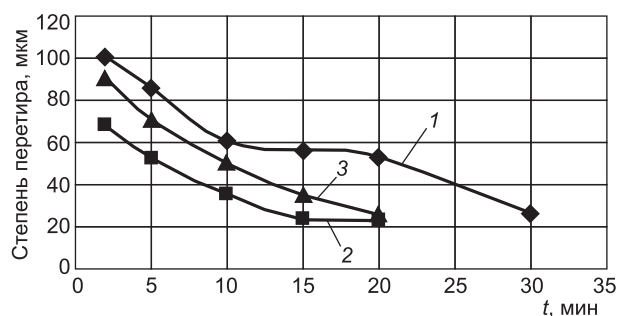


Рис. 1. Зависимость степени перетира от времени
1 — контрольный (без добавок); 2 — с органоглиной; 3 — с органо-бентонитом

Таблица 1
Условная вязкость лаковых растворов

№ п/п	Составы	Условная вязкость, с
1	Контрольный	8,27
2	ОП-4 глина	8,51
3	ОП-11 глина	8,53

Сокращение времени перетира краски с органоглиной существенно

влияет на энергозатраты при производстве краски и, следовательно, способствует снижению себестоимости готовых красок.

Введение модифицированной глины приводит к изменению реологических свойств лаковых растворов. Значения вязкости составов с органоглиной выше, чем у контрольного состава (без органоглины) (табл. 1).

Было установлено, что при введении органоглины наблюдается увеличение значений критической объемной концентрации пигмента (КОКП). Так, значения КОКП (пигмент TiO_2) составляет соответственно 0,081 (контрольный состав), 0,091–0,095 (с органоглиной). Аналогичные закономерности наблюдаются и при введении других пигментов (табл. 2).

Таблица 2
Значения критической объемной концентрации пигментов

№ п/п	Составы	КОКП			
		TiO_2	Охра	Сурик железный	Оксид хрома
1	Контрольный	0,081	0,068	0,083	0,054
2	С органоглиной, модифицированной ОП-4	0,091	0,067	0,093	0,063
3	С органоглиной, модифицированной ОП-11	0,095	0,076	0,096	0,068

Установлено, что введение в рецептуру полистирольной краски предлагаемой органоглины приводит к значительному снижению укрывистости краски с 160 до 112 г/м² (табл. 3).

Дополнительным подтверждением более дисперсной структуры являются полученные нами экспериментальные данные насыщенности цвета покрытий. Для оценки характеристик цвета покрытий была применена методика, заключающаяся в сканировании окрашенной поверхности и последующей работе с изображением [3]. Сканирование образцов производилось в режиме цветного фото с разрешением 300dpi. Для описания цвета была использована цветовая модель HSV (H — цветовой тон, S —

Таблица 3
Укрывистость лакокрасочных покрытий

№ п/п	Органо-глина, %	Наполнитель, %		Укрывистость, г/м ²
		МД-10	отуасcarb	
Контр.	—	—	—	160
1	2	—	5	110
2	2	—	—	112
3	2	5	—	142

Таблица 4
Насыщенность лакокрасочных покрытий

№ п/п	Органо-глина, %	Наполнитель, %		Насыщенность цвета
		МД-10	отуасcarb	
Контр.	—	—	—	0,875
1	2	—	5	0,903
2	2	—	—	0,906
3	2	5	—	0,889

насыщенность, V — яркость). При такой модели насыщенность изменяется от 0 до 1. Полученные результаты приведены в табл. 4.

Анализ данных, приведенных в табл. 4, свидетельствует, что применение органоминеральной добавки приводит к увеличению насыщенности цвета с 0,875 до 0,906.

Введение органоглины в рецептуру полистирольной краски изменяет кинетику отверждения покрытий (рис. 2).

Формирование полимерных покрытий протекает в несколько стадий [2]. На первой стадии формирования покрытия наблюдается интенсивное испарение растворителя, приводящее к резкому уменьшению массы полимерного покрытия. Введение органоминеральной добавки и органобентонита приводит к более постоянной скорости испарения растворителя. В первые минуты отверждения полимерного покрытия потеря растворителя составила 30,56% для контрольного состава (без добавки) и 18,75–22,86% для покрытий с органоглиной и органобентонитом соответственно. Это объясняется, на наш взгляд, более плотной упаковкой пигмента в структуре вследствие его большей дисперсности. На последней стадии пленкообразования возникает сцепление полимерного покрытия с подложкой, что приводит к ориентации структурных элементов полимера и возникновению в покрытии внутренних напряжений.

Изменение скорости испарения растворителя приводит к увеличению времени высыхания покрытий (табл. 5).

Таблица 5
Время высыхания лакокрасочных составов

Время высыхания, мин, до степени	Составы	
	контрольный	с органоглиной
1	9	10
2	15	34
3	18,2	35,5
5	19,8	39,5

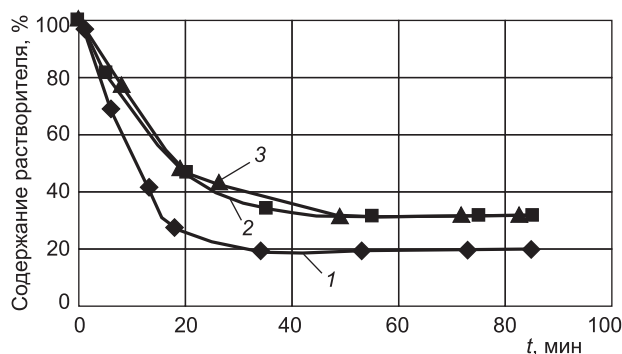


Рис. 2. Кинетика испарения растворителя

Усл. обозн. см. на рис. 1

Выявлено, что время высыхания покрытий до степени 3 на основе контрольного состава (без добавки) составляет 18 мин, в то время как с органоглиной — 36 мин.

Приведенные выше результаты исследования показывают, что введение в рецептуру краски разработанной органоглины способствует появлению более дисперсных частиц в системе и приводит к достижению более улучшенных свойств краски и покрытий на ее основе, что в целом будет способствовать увеличению межремонтного срока службы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Микитаев А. К. Нанокompозитные полимерные материалы на основе органоглин/А. К. Микитаев, А. А. Каладжян, О. Б. Леднев и др. // Пластические массы. — 2004. — № 12. — С. 45–50.
2. Яковлев А. Д. Химия и технология лакокрасочных покрытий/А. Д. Яковлев. — Л.: Химия, 1981. — 252 с.
3. Логанина В. И. Оценка декоративных свойств лакокрасочных покрытий/В. И. Логанина, В. А. Смирнов, С. Н. Кислицына и др. // Лакокрасочные материалы и их применение. — 2004. — № 8. — С. 10–12.

© Логанина В. И., Петухова Н. А., 2008

Получено 17.04.08

А. Д. ЕГОРОВА, канд. техн. наук, доц., В. В. НАРОДОВ, асп., А. Е. МЕСТНИКОВ, д-р техн. наук, проф. (Якутский государственный университет)

РАСТВОРНЫЕ СМЕСИ НА ОСНОВЕ РАСШИРЯЮЩИХСЯ ЦЕМЕНТОВ, ТВЕРДЕЮЩИХ В УСЛОВИЯХ ВЕЧНОЙ МЕРЗЛОТЫ

Приведены результаты исследования растворных смесей на основе расширяющихся цементов из местного сырья, твердеющих в условиях вечной мерзлоты. Основными компонентами расширяющихся добавок являются горелые породы, цеолитсодержащие породы и гипсовое вяжущее. Разработаны составы композиционных вяжущих для тампонажных и грунтовых растворов, эксплуатируемых в условиях вечномерзлых грунтов. Получены, апробированы и рекомендованы к применению составы тампонажного материала для низкотемпературных скважин и грунтового раствора для замоноличивания свайных фундаментов.

Высокоэффективные вяжущие вещества, получаемые механохимической активацией, представляют практический интерес особенно при поставке материалов в отдаленные районы только в период навигации. В целях снижения потери активности цемента во времени целесообразно завозить цементный клинкер с его помолем в районе строительства.

Перспективный вид расширяющихся цементов — вяжущее на основе портландцемента и расширяющей добавки (РД). Установлена широкая номенклатура РД к цементу. Наиболее эффективны расширяющие добавки на основе глиноземистого клинкера и боксита. Однако эти добавки дорогостоящие, боксит как сырье дефицитен. Поэтому широкое практическое применение получили добавки на основе алунита и алунитизированной породы. Использование этих добавок эффективно в районах, где имеются такие породы.

Наиболее дешевым и доступным сырьем для получения РД являются глина, известняк, горелые породы и др. Эффективность этих расширяющих добавок несколько ниже, чем вышеуказанных, но они вполне пригодны для получения безусадочных и расширяющихся водонепроницаемых растворов и бетонов. При одном и том же расходе вяжущего введение РД в состав бетона значительно увеличивает прочность при сжатии и при изгибе, а также повышает морозостойкость и водонепроницаемость.

В настоящее время в ЯкутПНИИС совместно с НИИЖБ разработан состав расширяющей добавки [1]. Эта добавка представляет собой смесь тонкомолотой слюды и диопсида АО «Алданслюда» с гипсом. Расширяющую добавку получают механическим перемешиванием тонкодисперсных составляющих в определенных пропорциях, исключив предварительную обработку с целью химической активации компонентов. Серийное производство расширяющей добавки на основе молотой слюды АО «Алданслюда» уже организовано, но она выпускается малыми партиями. Поиск других сырьевых материалов для получения РД отсутствует. Проведение исследований по получению растворных смесей с применением расширяющей добавки на основе гипса и горелой породы является актуальным вопросом.

Месторождение горелых пород «Кюнкюй» находится на территории Горного улуса Республики Саха (Якутия). Месторождение расположено в зоне многолетнемерзлых пород. Средняя плотность горелых пород составляет 1610–2060 кг/м³, истинная плотность — 2610–2750 кг/м³, пористость от 19,01 до 41,45%, водопоглощение по массе от 5,09 до 23,18%. Колебание свойств горелых пород объясняется различной степенью при-

родного обжига. Химический состав горелых пород был исследован в химической лаборатории ГУП РС(Я) «Центргеоаналитик», %: SiO_2 — 65,05–71,41; TiO — 0,77–1,19; Al_2O_3 — 16,62–24,80; Fe_2O_3 — 6,06–1,00; MgO — 1,80–0,10; CaO — 2,45–0,51; K_2O — 2,92–0,84; Na_2O — 3,16–0,13; SO_3 , общ — 0,25–0,65; CO_2 < 0,20; п.п.п. — 0,40–0,58.

Для оптимизации исследования было использовано математическое планирование по плану полнофакторного эксперимента с 9 опытами (ПФЭ 3^3). За переменные факторы приняты: x_1 — содержание расширяющей добавки в цементе, состоящей из гипсового вяжущего и молотой горелой породы, %; x_2 — содержание горелой породы в добавке, %. Границы варьирования указаны в таблице.

Натуральные значения переменных

Наименование	Обозначение	Переменные	
		x_1	x_2
Основной уровень	0	15	50
Интервал варьирования		5	10
Верхний уровень	+1	20	60
Нижний уровень	-1	10	40

Испытания проводились согласно ГОСТу 11052-74 «Цемент гипсоглиноземистый расширяющийся». При этом определялись следующие свойства вяжущего вещества: Y_1 — нормальная густота цементного теста, %; Y_2 — начало схватывания, мин; Y_3 — конец схватывания, мин; Y_4 — линейное расширение в возрасте 3 сут, %; Y_5 — линейное расширение в возрасте 28 сут, %; Y_6 — прочность при сжатии, МПа.

По результатам исследований представлены математические уравнения на базе полнофакторного эксперимента:

$$Y_1 = 22,76 + 0,168x_1^2 + 0,103x_2^2 + 0,958x_1 + 0,963x_2 + 0,2825x_1x_2; \quad (1)$$

$$Y_2 = 53,33 - 5x_1^2 - 5x_2^2 + 20x_2; \quad (2)$$

$$Y_3 = 83,88 + 9,167x_1^2 + 1,67x_2^2 - 5,83x_1 + 43,3x_2 - 2,5x_1x_2; \quad (3)$$

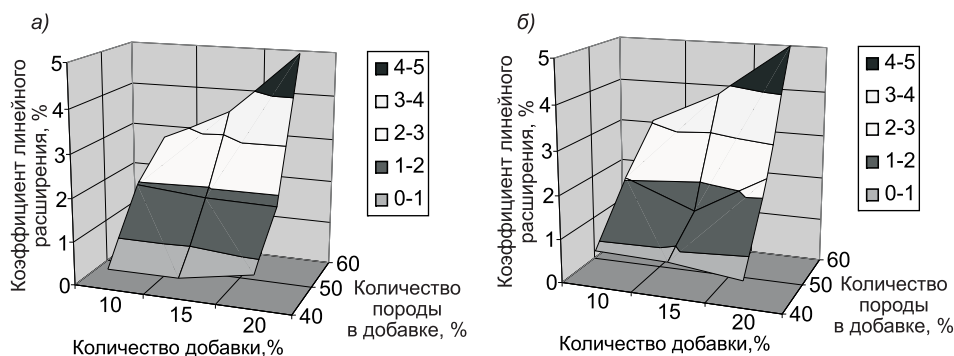
$$Y_4 = 1,721 + 0,189x_1^2 + 0,292x_2^2 + 0,391x_1 + 1,559x_2 + 0,48x_1x_2; \quad (4)$$

$$Y_5 = 1,733 + 0,315x_1^2 + 0,424x_2^2 + 0,353x_1 + 1,616x_2 + 0,576x_1x_2; \quad (5)$$

$$Y_6 = 35,41 + 2,95x_1^2 - 1,27x_2^2 - 2,44x_1 + 1,26x_2 - 0,23x_1x_2. \quad (6)$$

По полученным уравнениям были построены поверхности отклика. На рисунке приведены зависимости линейного расширения образцов в возрасте 3 и 28 сут от состава расширяющегося вяжущего.

При анализе полученных данных было выявлено, что увеличение количества расширяющей добавки заметно снижает сроки начала схватывания вяжущего. Также можно сделать вывод, что увеличение содержания горелой породы в добавке замедляет сроки схватывания вяжущего.



Поверхности отклика линейного расширения образцов в возрасте 3 (а) и 28 (б) сут от состава расширяющегося вяжущего

Наибольшая продолжительность начала и конца схватывания вяжущего наблюдается в случае содержания расширяющей добавки в количестве 10%, а горелой породы в ней 60%. Замена портландцемента ПЦ400-ДО расширяющей добавкой до 20% на основе горелой породы и строительного гипса практически не ведет к снижению активности вяжущего. Введение в состав портландцемента расширяющей добавки на основе горелой породы и гипса незначительно влияет на нормальную густоту цементного теста.

Оптимальное расширение цементов происходит при добавлении расширяющей добавки в количестве 10–20% с содержанием горелой породы до 45%.

На основе разработанных вяжущих были получены составы тампонажных цементов, соответствующих требованиям ГОСТа1581-96 «Портландцементы тампонажные. Технические условия».

С другой стороны, в РС(Я) при устройстве буроопускных свай в скважину заливают цементно-песчаный раствор. В пособии к СНиП 3.02.01-83 указана марка раствора — М100 и выше. В Якутии вечномёрзлые грунты (ВМГ) оснований имеют в среднем температуру -3°C на глубине 10 м, т.е. являются низкотемпературными. Известно, что бетоны марок М100, М200 и 300, уложенные в ВМГ с температурой не ниже -5°C , набирают прочность 15–20% от R_{28} за месяц и 35–40% R_{28} за 6 мес. Таким образом, в низкотемпературных ВМГ песчано-цементный раствор набирает 40% марочной прочности за 6 мес.

Применение противоморозных химических добавок в песчано-цементном растворе недопустимо из-за возможной миграции солей в ВМГ, следствием этого явится понижение температуры замерзания грунтов.

Таким образом, для повышения несущей способности буроопускных свай в ВМГ следует увеличить прочность смерзания грунтового раствора со сваей. Применение в низкотемпературных грунтах цементно-песчаного раствора не эффективно. Грунтовый раствор для буроопускных свай, устраиваемых в твердомерзлых грунтах, должен отвечать следующим требованиям: быть экономичным; отепляющее воздействие на окружающие грунты должно быть минимальным; прочность смерзания со сваей не ниже прочности смерзания с грунтами оснований; несложная технология приготовления и заливки в скважину.

Для решения этой задачи проводились исследования по возможности использования в грунтовых растворах композиционных составов с применением гипсовых вяжущих.

На основе композиционного гипсового вяжущего были разработаны новые составы растворов для буроопускных свай в ВМГ. Изучены их основные технологические свойства (марочная прочность, срок и температура замерзания, прочность смерзания с материалом сваи), которые показали пригодность новых растворов для применения в твердомерзлых ВМГ при заливке их ниже уровня слоя сезонного оттаивания грунта [2].

Выводы. 1. Значение сопротивления мерзлого раствора сдвигу по поверхности фундамента $R_{\text{мг}}$ песчаного грунта меньше или равно значению $R_{\text{мг}}$ разработанных растворов, т.е. разработанные растворы могут применяться в песчаных грунтах.

2. Сокращение расхода воды не ниже молекулярной влагоемкости ведет к увеличению прочности смерзания раствора со сваей; в растворе гипсоизвестковогрунтовым с уменьшением воды в 1,6 раза значение $R_{\text{мг}}$ возрастает в 2 раза; при дальнейшем увеличении воды значение $R_{\text{мг}}$ уменьшилось в 2,4 раза.

3. Значения $R_{\text{мг}}$ разработанных растворов находятся между значениями $R_{\text{мг}}$ известково-песчаного раствора и песчаного грунта, что не противоречит данным СНиП 2.02.04-88.

Авторами статьи разработаны составы композиционных вяжущих для тампонажных и грунтовых растворов, эксплуатируемых в условиях ВМГ. Получены, апробированы и рекомендованы к применению составы тампонажного материала для низкотемпературных скважин и грунтового раствора для замоноличивания свайных фундаментов в ВМГ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пат. РФ № 2049080. Расширяющая добавка к цементу.
2. Саввина А. Е. Растворы для заполнения пазух при буроопускном способе погружения свай в условиях г. Якутска / А. Е. Саввина, А. Д. Егорова // Сб. науч. тр. Ресурсы строительного комплекса Республики Саха (Якутия). — Якутск, 2001. — С. 186–189.

© Егорова А. Д., Народов В. В., Местников А. Е., 2008

Получено 07.04.08

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ СТРОИТЕЛЬСТВА АВТОМАТИЗАЦИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ СТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

УДК 693.547.011.24

В. В. МОЛОДИН, канд. техн. наук, доц. (ООО «Евросити», г. Новосибирск);
С. Н. АНДРИЕВСКИЙ, доц., **Ю. А. ПИНАЕВА**, инж. (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

ЗИМНЕЕ СИНХРОННОЕ БЕТОНИРОВАНИЕ СМЕЖНЫХ КОЛОНН И ДИАФРАГМЫ С ПОСЛЕДУЮЩИМ БЕТОНИРОВАНИЕМ ПЛИТ ПЕРЕКРЫТИЙ МОНОЛИТНЫХ КАРКАСОВ ЖИЛЫХ И ГРАЖДАНСКИХ ЗДАНИЙ

Обоснованы физические и математические модели динамики температурного поля и прочности бетона при зимнем синхронном бетонировании двух смежных колонн и диафрагмы с последующим бетонированием сопрягаемых плит перекрытий монолитного каркаса жилых и гражданских зданий. Рассмотрены традиционный (с изотермическим выдерживанием бетона) и управляемый температурный режим прогрева бетона в оптимальном температурном диапазоне, а также два альтернативных метода прогрева бетона — электрическими нагревательными проводами и электродный прогрев. Трехмерные дифференциальные уравнения теплопроводности бетона аппроксимированы по неявной разностной схеме дробных шагов Н. Н. Яненко. Разработанные алгоритмы реализованы на алгоритмическом языке Object Paskal в среде Borland Delphi 7.0.

В работе [1] авторами дано решение задач, связанных с расчетным обоснованием параметров зимнего бетонирования одиночных колонн и сопрягаемых с ними плит перекрытий монолитных каркасов зданий. Однако меньшую актуальность имеет решение таких задач и для монолитных каркасов более сложной формы, технологические операции возведения которых включают синхронное бетонирование двух смежных колонн и глухой диафрагмы или диафрагмы с проемом с последующим бетонированием сопрягаемой плиты перекрытия.

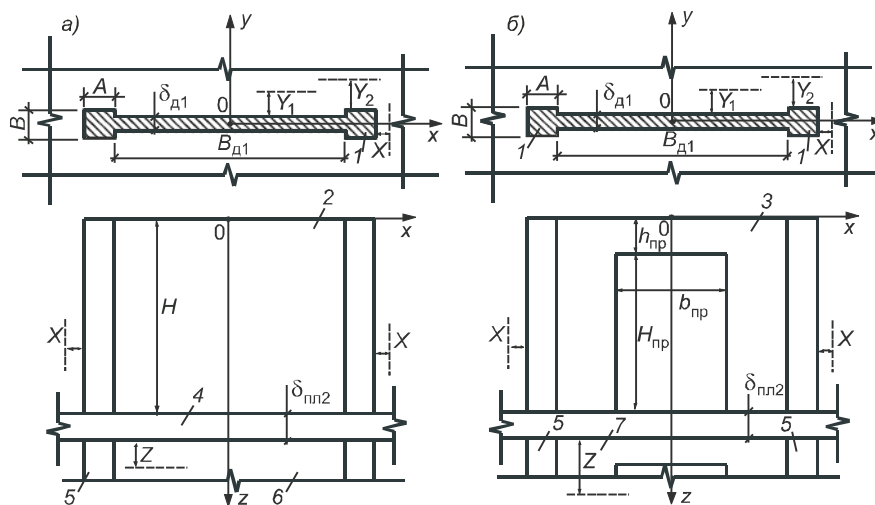


Рис. 1. Расчетная схема бетонируемых колонн и примыкающей к ним монолитной диафрагмы глухой (а) и с проемом (б)

1 — бетонируемая колонна; 2 — бетонируемая глухая диафрагма; 3 — бетонируемая диафрагма с проемом; 4 — ранее забетонированная плита перекрытия; 5 — ранее забетонированные колонны; 6 — ранее забетонированная глухая диафрагма; 7 — ранее забетонированная диафрагма с проемом

Синхронное бетонирование смежных колонн и диафрагмы.

Физическая постановка задачи. В соответствии с расчетной схемой (рис. 1) две смежных колонны 1 сечением $A \times B$ и диафрагма 2 или 3 толщиной $\delta_{д1}$ бетонируются одновременно при температуре укладываемой бетонной смеси $t_{бс}$. Указанные конструкции в своем основании опираются на ранее забетонированную плиту перекрытия 4 толщиной $\delta_{пл2}$, а через нее — на ниже расположенные смежные колонны 5 такого же сечения ($A \times B$) и диафрагму 6 и 7 толщиной $\delta_{д2}$. На момент начала бетонирования бетон ранее забетонированных конструкций успевает принять температуру, равную температуре окружающего воздуха. Задача осесимметричная как по оси X , так и по оси Y , т. е.

$$\frac{\partial t_{д1}(x=0, y, z, \tau)}{\partial x} = \frac{\partial t_{д1}(x=0, y, z, \tau)}{\partial y} = \frac{\partial t_{кол1}(x=0, y, z, \tau)}{\partial y} = 0.$$

Размеры зон теплового влияния *бетонируемых* конструкций на *ранее забетонированные* определяются соотношениями:

колонны: по оси x $B_{д1}/2 + A + X$; по оси y $B/2 + Y_2$;

диафрагма: по оси y $\delta_{д1}/2 + Y_1$;

все ранее забетонированные конструкции по оси z $H + \delta_{пл2} + Z$,

где X , Y_1 , Y_2 и Z — расстояния по соответствующим осям от бетонируемых конструкций до границ зоны теплового влияния.

Если проектом производства работ предусмотрен *электродный* прогрев бетона колонн одним (по сечению) струнным электродом (колонны квадратного сечения) или двумя струнными электродами (колонны прямоугольного сечения), то после установки арматурного каркаса устанавливают опалубку (в том числе опалубку диафрагмы с полосовыми электродами) и с помощью крюков для временного крепления струнных электродов их закрепляют внутри арматурного каркаса колонн. Если струнный электрод по длине состоит из двух или трех элементов, то кроме крюков для временного крепления используют и отогнутые под прямым углом выводы самих электродов. Если предусмотрен прогрев бетона *электрическими нагревательными проводами*, то до установки опалуб-

ки их укладывают и закрепляют вертикально с расчетным шагом как на арматурном каркасе колонн, так и на арматурном каркасе диафрагмы. Затем устраивают выводы и отводы таким образом, чтобы была обеспечена возможность включения нагревательных проводов как на полную расчетную тепловую мощность M , так и на уменьшенную тепловую мощность $\varphi \cdot M$ при разогреве бетона и $\psi \cdot M$ при его остывании.

Величина коэффициентов φ и ψ определяется на стадии проектирования с помощью разработанного авторами специального блока программного продукта из условия соблюдения требуемой скорости перестройки температурного поля после включения и выключения нагревателей. При электродном прогреве бетона уменьшение тепловой мощности нагревателей при разогреве бетона или частичное включение расчетной тепловой мощности при остывании бетона может быть выполнено путем переключения напряжения тока на выходе из понижающего трансформатора.

Учет проема в диафрагме по схеме рис. 1, б достигается с помощью ГУ III рода с координатной привязкой горизонтальной и вертикальных граней проема.

Математическая модель динамики температурного поля и прочности бетона в решаемой задаче на примере глухой диафрагмы имеет вид

Глухая диафрагма:

$$\left. \begin{aligned} 1. \frac{\partial t_{д1}(x, y, z, \tau)}{\partial \tau} &= \frac{\lambda_{д1}}{C_{д1}} \cdot \left[\frac{\partial^2 t_{д1}(x, y, z, \tau)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t_{д1}(x, y, z, \tau)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t_{д1}(x, y, z, \tau)}{\partial z^2} \right] + \\ &+ \frac{\omega_{экз}(\tau)}{C_{д1}} + \frac{Q(\tau)}{C_{д1}}, \quad x \in B_{д1/2} \wedge y \in \delta_{д1/2} \wedge z \in H \wedge \tau \in T_{R70\%}; \\ 2. \frac{\partial t_{д1}(x, y=0, z, \tau)}{\partial y} &= 0, \quad x \in B_{д1/2} \wedge z \in H \wedge \tau \in T_{R70\%}; \\ 3. \frac{\partial t_{д1}(x=0, y, z, \tau)}{\partial y} &= 0, \quad y \in \delta_{д1/2} \wedge z \in H \wedge \tau \in T_{R70\%}; \\ 4. -\lambda_{д1} \cdot \frac{\partial t_{д1}(x, y=\delta_{д1/2}, z, \tau)}{\partial y} &= K_{пр2} \cdot [t_{д1}(x, y=\delta_{д1/2}, z, \tau) - \theta], \\ &x \in B_{д1/2} \wedge z \in H \wedge \tau \in T_{R70\%}; \\ 5. -\lambda_{д1} \cdot \frac{\partial t_{д1}(x, y, z=H, \tau)}{\partial z} &= -\lambda_{пл2} \cdot \frac{\partial t_{пл2}(x, y, z=H, \tau)}{\partial z}, \\ &x \in B_{д1/2} \wedge y \in \delta_{д1/2} \wedge \tau \in T_{R70\%}; \\ 6. t_{д1}(x, y, z, \tau=0) &= t_{6с}, \quad x \in B_{д1/2} \wedge y \in \delta_{д1/2} \wedge z \in H, \\ &t_{пл2}(x, y, z, \tau=0) = \theta, \quad x \in B_{д1/2} \wedge y \in \delta_{д1/2} + Y_1 \wedge z \in \delta_{пл2}; \\ 7. t_{пл2}(x, y, z, \tau=0) &= \theta, \quad x \in B_{д1/2} \wedge y \in \delta_{д1/2} + Y_1 \wedge z \in \delta_{пл2}; \\ 8. t_{д1}(x, y, z, \tau=0) &= 0, \quad x \in B_{д1/2} \wedge y \in \delta_{д1/2} \wedge z \in (H + \delta_{пл2}, Z + \delta_{пл2} + Z); \\ 9. R_{д1}^{\tau=0} &= 0; \quad R_{д1}^{\tau+\Delta\tau} = R_{д1}^{\tau} + \Delta R. \end{aligned} \right\}$$

*Алгоритмический диспетчер изотермического
выдерживания бетона:*

$$\left. \begin{aligned} 10. N = M, \quad \tau \in T_p \wedge \tau \in T_{ив}; \\ N = 0, \quad \tau \in T_{ост}. \end{aligned} \right\} (10.1)$$

$$\left. \begin{aligned}
& N = \varphi \cdot M, \quad \tau \in T_p \wedge \frac{\partial t}{\partial \tau} \geq \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right)_{\max} ; \\
& N = \psi \cdot M, \quad \tau \in T_{\text{ост}} \wedge \text{abs} \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right) \geq \text{abs} \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right)_{\max} .
\end{aligned} \right\} (102)$$

Алгоритмический диспетчер управляемого температурного режима в оптимальном температурном диапазоне:

$$11. \left. \begin{aligned}
& N = M, \quad \tau \in T_p \vee (\tau \in T_{\text{ур}} \wedge p = 2k, k = 1, 2, \dots, S); \\
& N = 0, \quad \tau \in T_{\text{ост}} \vee (\tau \in T_{\text{ур}} \wedge p = 2 - k, k = 1, 2, \dots, S).
\end{aligned} \right\} (111)$$

$$\left. \begin{aligned}
& N = \varphi \cdot M, \quad \tau \in T_p \wedge \frac{\partial t}{\partial \tau} \geq \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right)_{\max} ; \\
& N = \psi \cdot M, \quad \tau \in T_{\text{ост}} \wedge \text{abs} \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right) \geq \text{abs} \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right)_{\max} .
\end{aligned} \right\} (112)$$

В математической модели (1): 1.1 — дифференциальное уравнение теплопроводности глухой диафрагмы соответственно плиты перекрытия, колонны и диафрагмы; 1.4 — ГУ III рода на соответствующих гранях бетонируемых и ранее забетонированных конструкций; 1.6 — ГУ IV рода (условия теплового примыкания бетонируемых конструкций к ранее забетонированным; 1.2, 1.3 — условия тепловой симметрии с координатной привязкой; 1.8 — начальные условия; 10.1 — алгоритмический диспетчер неуправляемого температурного режима с изотермическим выдерживанием бетона; 10.1 и 10.2 — алгоритмические диспетчеры, управляющие температурным режимом после включения и выключения нагревателей; 11.2 — алгоритмический диспетчер, управляющий температурным режимом выдерживания бетона в оптимальном температурном диапазоне.

Численная аппроксимация математической модели (1). Численная аппроксимация дифференциальных уравнений и граничных условий в модели (1) выполнена по неявной разностной схеме дробных шагов академика Н. Н. Яненко [2, 3]. Координатная привязка этой схемы к решаемой трехмерной задаче с выводом всех прогоночных коэффициентов приведена в [4]. Очередность прогонок:

1-я прогонка $(n+1/3)$ по оси z с границами циклов: свежеложенный бетон бетонируемых колонн и диафрагмы $i \in M_1$, где $M_1 = \text{ROUND}(H / \Delta Z)$; бетон ранее забетонированной плиты перекрытия $i \in (M_1, M_2)$, где $M_2 = \text{ROUND}((H + \delta_{\text{пл}2}) / \Delta Z)$; бетон ниже расположенных ранее забетонированных диафрагмы и колонн $i \in (M_2, M_3)$, где $M_3 = \text{ROUND}((H + \delta_{\text{пл}2} + Z) / \Delta Z)$;

2-я прогонка $(n + 2/3)$ по оси x с границами циклов: бетонируемая диафрагма $j \in N_1$, где $N_1 = \text{ROUND}((B_{\text{д}/2} + A) / \Delta x)$; ранее забетонированная плита перекрытия $j \in N_3$, где $N_3 = \text{ROUND}((B_{\text{д}/2} + A + X) / \Delta x)$; ранее забетонированная диафрагма $j \in N_1$; ранее забетонированная колонна $j \in (N_1, N_2)$;

3-я прогонка $(n + 1)$ по оси y с границами циклов: бетонируемая диафрагма $j \in U_1$, где $U_1 = \text{ROUND}((B_{\text{д}/2}) / \Delta y)$; бетонируемая колонна $K \in U_2$, где $U_2 = \text{ROUND}((B_{\text{д}/2}) / \Delta y)$; ранее забетонированная плита перекрытия $K \in U_3$, где $U_3 = \text{ROUND}((B / 2 + Y_2) / \Delta y)$; ниже располо-

женная ранее забетонированная диафрагма $K \in U_1$; ниже расположенная ранее забетонированная колонна $K \in U_2$.

Все ГУ III рода, расположенные на соответствующих осях в начале прогонки, аппроксимируются по неявной разностной схеме, а расположенные в конце прогонки — по явной. Детальный вывод всех прогоночных коэффициентов, в том числе прогоночных коэффициентов на границах, дан в [4].

Плита перекрытия, сопрягаемая с забетонированными колоннами и диафрагмой. *Физическая постановка задачи.* Расчетная схема рассматриваемой задачи представлена на рис. 2.

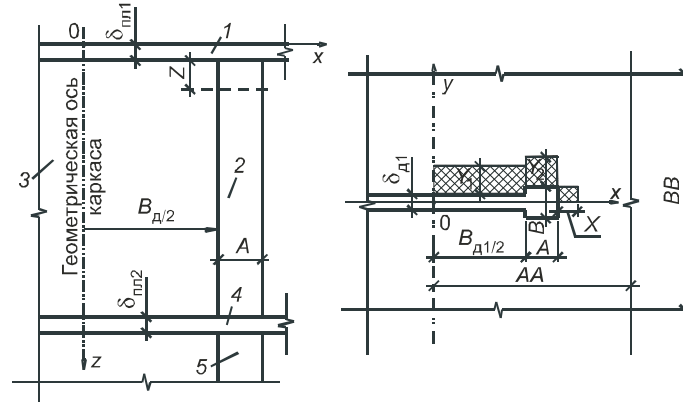


Рис. 2. Расчетная схема теплового сопряжения бетонируемой плиты перекрытия с ранее забетонированными колоннами и диафрагмами

1 — бетонируемая плита перекрытия; 2 — сопрягаемая колонна; 3 — сопрягаемая диафрагма; 4, 5 — ранее забетонированные соответственно плита перекрытия и ниже расположенная колонна

К моменту начала бетонирования плиты перекрытия бетон всех ранее забетонированных конструкций успевает, как правило, принять температуру окружающего воздуха в соответствии с расчетной схемой и ввиду относительно больших размеров бетонируемой плиты по сравнению с размерами области теплового примыкания к ранее забетонированным колоннам и диафрагме. Рассмотрим расчетный фрагмент плиты $AA \times BB$.

Если проектом производства работ предусмотрен электродный прогрев бетона, то возможны три варианта такого прогрева:

- 1) прогрев полосовыми электродами на нижних щитах опалубки (односторонний прогрев снизу);
- 2) прогрев бетона плиты сверху с помощью инвентарных накладных щитов с полосовыми электродами;
- 3) двухсторонний прогрев бетона электрическими нагревательными проводами, их укладывают и закрепляют сверху нижней и (или) верхней арматурных сеток.

Математическая модель динамики температурного поля и прочности бетона при бетонировании плиты перекрытия монолитного каркаса имеет вид:

$$1. \frac{\partial t_{пл1}(x, y, z, \tau)}{\partial \tau} = \frac{\lambda_{пл1}}{C_{пл1}} \cdot \left[\frac{\partial^2 t_{пл1}(x, y, z, \tau)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t_{пл1}(x, y, z, \tau)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t_{пл1}(x, y, z, \tau)}{\partial z^2} \right] + \left[\frac{\omega_{экз}(\tau)}{C_{пл1}} + \frac{Q(\tau)}{C_{пл1}} \right], \quad x \in AA \wedge y \in BB / 2 \wedge z \in \delta_{пл1} \wedge \tau \in T_{R70\%};$$

$$\left. \begin{aligned}
& 2. \frac{\partial t_{\text{д1}}(x, y, z, \tau)}{\partial \tau} = \frac{\lambda_{\text{д1}}}{C_{\text{д1}}} \cdot \left[\frac{\partial^2 t_{\text{д1}}(x, y, z, \tau)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t_{\text{д1}}(x, y, z, \tau)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t_{\text{д1}}(x, y, z, \tau)}{\partial z^2} \right], \\
& \quad x \in B_{\text{д1}/2} \wedge y \in \delta_{\text{д1}/2} \wedge z \in (\delta_{\text{пл1}} + Z); \\
& 3. \frac{\partial t_{\text{кол1}}(x, y, z, \tau)}{\partial \tau} = \frac{\lambda_{\text{кол1}}}{C_{\text{кол1}}} \times \\
& \quad \times \left[\frac{\partial^2 t_{\text{кол1}}(x, y, z, \tau)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t_{\text{кол1}}(x, y, z, \tau)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t_{\text{кол1}}(x, y, z, \tau)}{\partial z^2} \right], \\
& \quad x \in (B_{\text{д1}/2}, B_{\text{д1}/2} + A) \wedge y \in B / 2 \wedge z \in (\delta_{\text{пл1}}, \delta_{\text{пл1}} + Z); \\
& 4. -\lambda_{\text{пл1}} \cdot \frac{\partial t_{\text{пл1}}(x, y, z = \delta_{\text{пл1}}, \tau)}{\partial z} = -\lambda_{\text{д1}} \cdot \frac{\partial t_{\text{д1}}(x, y, z = \delta_{\text{пл1}}, \tau)}{\partial z}, \\
& \quad x \in B_{\text{д1}/2} \wedge y \in \delta_{\text{д1}/2}; \\
& 5. -\lambda_{\text{пл1}} \cdot \frac{\partial t_{\text{пл1}}(x, y, z = \delta_{\text{пл1}}, \tau)}{\partial z} = -\lambda_{\text{кол1}} \cdot \frac{\partial t_{\text{кол1}}(x, y, z = \delta_{\text{пл1}}, \tau)}{\partial z}, \\
& \quad x \in A \wedge y \in B / 2; \\
& 6. -\lambda_{\text{пл1}} \cdot \frac{\partial t_{\text{пл1}}(x, y, z = \delta_{\text{пл1}}, \tau)}{\partial z} = K_{\text{пр3}} \cdot [t_{\text{пл1}}(x, y, z = 0, \tau) - \theta]; \\
& 7. -\lambda_{\text{пл1}} \cdot \frac{\partial t_{\text{пл1}}(x, y, z = \delta_{\text{пл1}}, \tau)}{\partial z} = K_{\text{пр2}} \cdot [t_{\text{пл1}}(x, y, z = 0, \tau) - \theta], \\
& \quad x \in AA \wedge [y \in (\delta_{\text{д1}/2}, BB / 2) \vee y \in (B / 2, BB / 2)]; \\
& 8. -\lambda_{\text{кол1}} \cdot \frac{\partial t_{\text{кол1}}(x, y, z, \tau)}{\partial x} = \alpha \cdot [t_{\text{кол1}}(x, y, z, \tau) - \theta], \\
& \quad x \in A \wedge y \in B / 2 \wedge z \in (\delta_{\text{пл1}}, \delta_{\text{пл1}} + Z); \\
& 9. \frac{\partial t_{\text{пл1}}(x, y = 0, z, \tau)}{\partial y} = 0, \quad x \in AA \wedge z \in \delta_{\text{пл1пр3}} \cdot [t_{\text{пл1}}(x, y, z = 0, \tau) - \theta], \\
& \quad x \in AA \wedge y \in BB / 2; \\
& 10. \frac{\partial t_{\text{кол1}}(x, y, z = \delta_{\text{пл1}} + Z, \tau)}{\partial z} = 0, \quad x \in (B_{\text{д1}/2}, B_{\text{д1}/2} + A) \wedge y \in B / 2; \\
& 11. t_{\text{пл1}}(x, y, z, \tau = 0) = t_{\delta\epsilon}, \quad x \in AA \wedge y \in BB / 2 \wedge z \in \delta_{\text{пл1}}; \\
& 12. t_{\text{д1}}(x, y, z, \tau = 0) = \theta, \quad x \in B_{\text{д1}/2} \wedge y \in \delta_{\text{д1}/2} \wedge z \in (\delta_{\text{пл1}}, \delta_{\text{пл1}} + Z); \\
& 13. t_{\text{кол1}}(x, y, z, \tau = 0) = \theta, \quad x \in (B_{\text{д1}/2}, B_{\text{д1}/2} + A) \wedge \\
& \quad \wedge y \in B / 2 \wedge z \in (\delta_{\text{пл1}}, \delta_{\text{пл1}} + Z); \\
& 14. R_{\text{пл1}}^{\tau=0} = 0; \quad R_{\text{пл1}}^{\tau+\Delta\tau} = R_{\text{пл1}}^{\tau} + \Delta R; \\
& 15. \left. \begin{aligned}
& 16. \end{aligned} \right\} \text{Алгоритмические диспетчеры (см. 1.10, 1.11).}
\end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Очередность операций по численной аппроксимации (2) та же, что и при численной аппроксимации (1). Разработанные авторами алгоритмы реализованы на алгоритмическом языке Object Paskal в среде Borland Delphi 7.0.

Решение тестовой задачи на примере синхронного бетонирования двух колонн и глухой диафрагмы монолитного каркаса при строительстве административного здания на пересечении улиц Свердлова — Советская в г. Новосибирске зимой 2005/06 г. *Дано:* синхронно бетонятся две колонны $400 \times 400 \times 3100$ мм и глухая диафрагма $200 \times 3000 \times 3100$ мм. Свежеуложенный бетон: класс В25, плотность 2450 кг/м^3 , коэффициент теплопроводности $2,8 \text{ Вт/(м} \cdot \text{град)}$. Начальная температура бетона (температура укладываемой бетонной смеси) 5°C . Опалубка колонн и диафрагмы: фанера ($\delta_{\text{оп}} = 18 \text{ мм}$, $\lambda_{\text{оп}} = 0,17 \text{ Вт/(м} \cdot \text{град)}$), утеплитель этафон ($\delta_y = 10 \text{ мм}$, $\lambda_y = 0,05 \text{ Вт/(м} \cdot \text{град)}$). Утеплитель сверху — слой опилок ($\delta_y = 100 \text{ мм}$, $\lambda_y = 0,9 \text{ Вт/(м} \cdot \text{град)}$). *Рассчитать:* 1) время набора бетоном колонн и диафрагмы прочности $R_{70\%}$; 2) изменение во времени средневзвешенной по объему температуры бетона и его температуры на контакте (снизу) с ранее забетонированной плитой перекрытия; 3) изменение во времени удельных энергозатрат. Температуру изотермического выдерживания (альтернативный вариант) и среднюю температуру управляемой тепловой обработки бетона принять 50°C .

Результаты расчетов для электродного прогрева бетона при управляемом и неуправляемом температурных режимах приведены соответственно на рис. 3, 4.

В соответствии с данными сравнительных расчетов, приведенными на рис. 3, 4, при электродном прогреве бетона (сквозного прогрева бетона колонн струнными электродами периферийного двухстороннего прогрева бетона глухой диафрагмы) время набора бетоном 70% проектной прочности составило: при управляемом температурном режиме $T_{R70\%} = 50 \text{ ч}$ и при

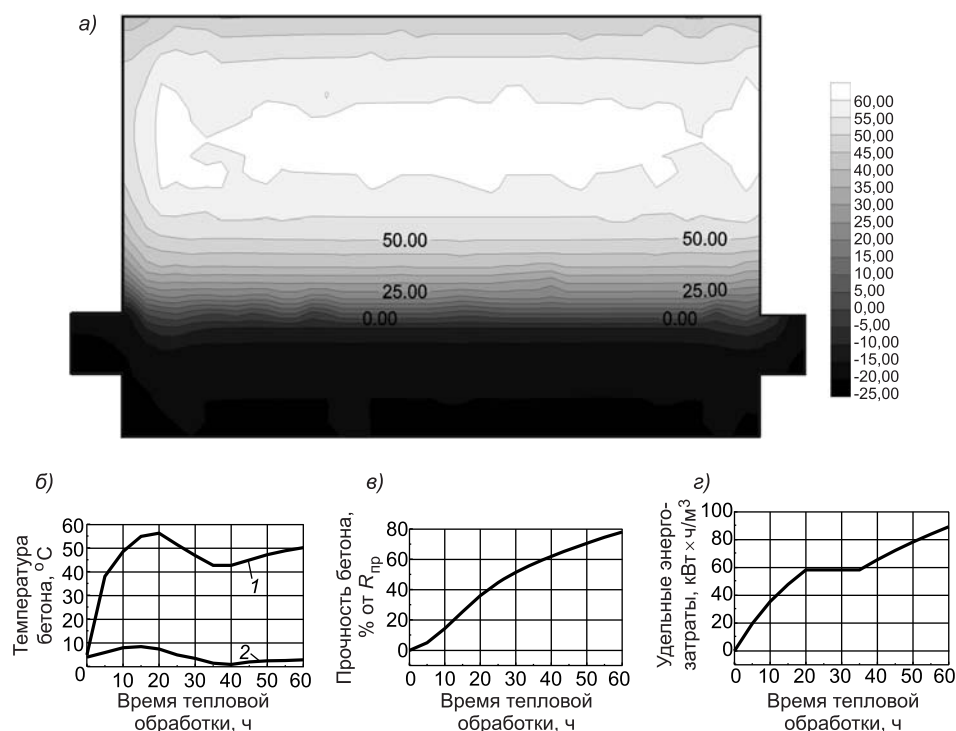


Рис. 3. Синхронное бетонирование двух смежных колонн и глухой диафрагмы на ранее забетонированной плите перекрытия с электродным прогревом бетона при управляемом температурном режиме

а) масштабное температурное поле; б) изменение средневolumной температуры бетона (1) и его температуры на контакте с плитой перекрытия (2); в) ход во времени процесса нарастания прочности бетона; г) изменение во времени удельных энергозатрат

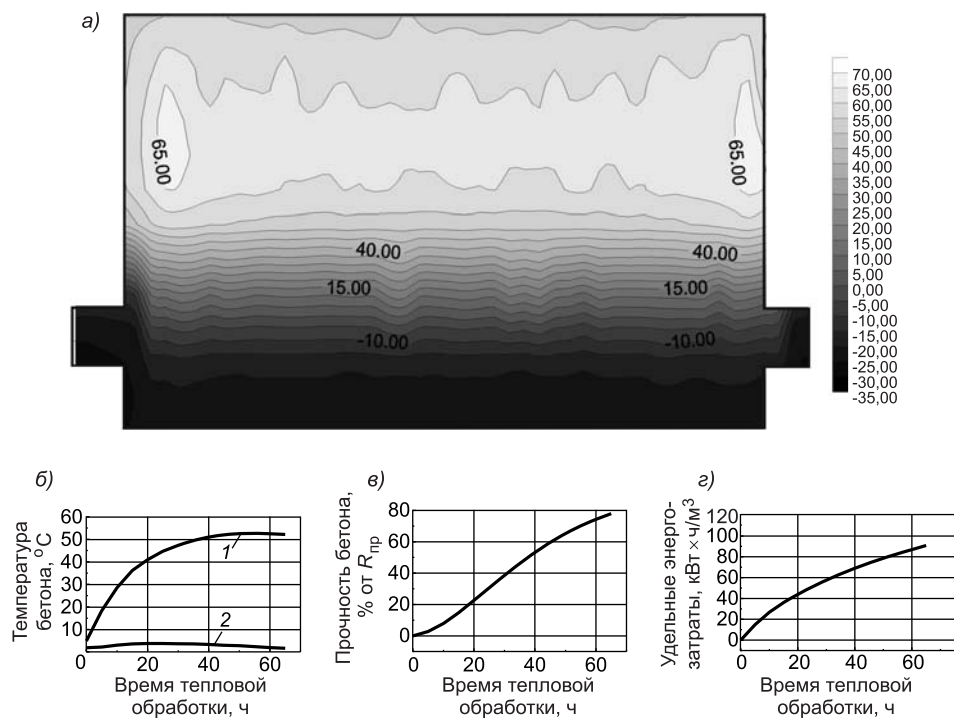


Рис. 4. Синхронное бетонирование двух смежных колонн и глухой диафрагмы на ранее забетонированной плите перекрытия с электродным прогревом бетона при его изотермическом выдерживании

а) масштабное температурное поле; б) изменение среднеобъемной температуры бетона (1) и его температуры на контакте с плитой перекрытия (2); в) ход во времени процесса нарастания прочности бетона; г) изменение во времени удельных энергозатрат

изотермическом выдерживании бетона $T_{R70\%} = 55$ ч, удельные энергозатраты для указанных температурных режимов составили соответственно 78 и 82 $\text{kWh}\cdot\text{ч}/\text{м}^3$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Молодин В. В. Зимнее бетонирование одиночных колонн и плит перекрытий монолитных каркасов жилых и гражданских зданий / В. В. Молодин, С. Н. Андриевский, Ю. А. Пинаева // Изв. вузов. Строительство (в печати).
2. Яненко Н. Н. Метод дробных шагов решения многомерных задач математической физики / Н. Н. Яненко. — Новосибирск: Изд-во НГУ, 1966. — 364 с.
3. Самарский А. А. Введение в теорию разностных схем / А. А. Самарский. — М.: Наука, 1971. — 550 с.
4. Молодин В. В. Зимнее бетонирование монолитных строительных конструкций: Учеб. пособие / В. В. Молодин. — Новосибирск: Изд-во НГАСУ (Сибстрин), 2007. — 184 с.

© Молодин В. В., Андриевский С. Н., Пинаева Ю. А., 2008

Получено 03.04.08

ОПТИМИЗАЦИЯ СРОКА СЛУЖБЫ РАБОЧИХ КОЛЕС ГРУНТОНАСОСОВ ПРИ ГИДРОМЕХАНИЗИРОВАННОЙ РАЗРАБОТКЕ ОБВОДНЕННЫХ МЕСТОРОЖДЕНИЙ ПЕСКА

Проведены исследования по изучению влияния абразивного износа рабочего колеса грунтонасосов на работу земснаряда при гидромеханизированной укладке в штабель песка и песчано-гравийной смеси. В результате реализации разработанной автором модели динамики координат рабочей точки рассчитаны оптимальные сроки службы рабочих колес грунтонасосов по нескольким инвестиционным проектам. Полученные результаты подтверждают эффективность установки рабочих колес из износостойкой стали с увеличенными сроками службы рабочих колес. При этом увеличивается и сезонная выработка земснарядов и повышается эффективность гидромеханизированного способа добычи и укладки в штабель нерудных строительных материалов.

Исследованиями Т. И. Пеняскина [1, 2] установлено, что напорная характеристика КПД существенно зависят от степени абразивного износа рабочего колеса (РК) грунтонасосов (ГН). При этом по мере износа РК снижается напорная характеристика, что приводит к изменению координат рабочей точки гидравлической системы ГН (рис. 1).

Поэтому целесообразно решить следующие задачи:

1) обоснование оптимального срока эксплуатации РК грунтонасосов, после превышения которого возросшие текущие затраты превышают получаемую прибыль;

2) обоснование экономической эффективности применения рабочих колес из износостойкой стали при общепринятой продолжительности срока службы рабочих колес грунтонасосов из обычной стали (300 ч чистой работы земснарядов) с вариантным рассмотрением предельного срока их службы 500, 700 и 1000 ч чистой работы земснаряда и с оптимизацией срока службы РК в каждом инвестиционном проекте.

Ю. А. Поповым [3, 4] доказано, что напорная характеристика любого центробежного нагнетателя описывается уравнением

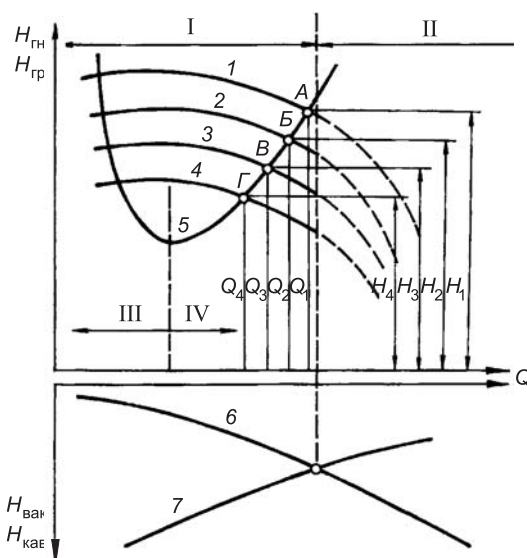
$$H_{ц/б} = A \cdot Q^2 + B \cdot Q + C, \quad (1)$$

а в соответствии с рис. 1 это уравнение трансформируется к виду

$$H_{ГН} = A \cdot Q^2 + B \cdot Q + C(\tau). \quad (2)$$

Рис. 1. Схема изменения координат рабочей точки гидравлической системы грунтонасоса

I — участок нормальных, II — искаженных рабочих характеристик; III — критический, IV — сверхкритический режим; 1, 2, 3, 4 — напорные характеристики грунтонасоса соответственно при новом рабочем колесе ($\tau_1 = 0$), а также при его эксплуатации в течение времени 2, 3, 4; 5 — гидравлическая характеристика трубопровода; 6 — вакуумметрическая характеристика; 7 — кавитационная характеристика



В созданной в НГАСУ (Сибстрин) компьютерной базе данных [5] приведены коэффициенты A , B и C ($C = 0$) для всех серийно выпускаемых грунтонасосов при их работе на воде со сменными рабочими колесами разного диаметра.

Структурная схема гидравлической системы ГН имеет вид:

$$\text{грунтонасос} \rightleftarrows \text{трубопроводная сеть} \rightarrow \text{конический грохот.} \quad (3)$$

Двухсторонняя связь между ГН и трубопроводной сетью (\rightleftarrows) характеризует известный принцип: любой центробежный нагнетатель развивает только такой напор, который необходим для преодоления гидравлического сопротивления подсоединенной трубопроводной сети. При этом направленность связи (\rightarrow) означает, что любые изменения рабочих параметров ГН (в том числе изменения гидравлических качеств по мере износа РК) приводят к изменению параметров гидротранспортной линии, обратная связь (\leftarrow) означает, что любые изменения параметров гидротранспортной линии (наращивание плавучего гибкого трубопровода, увеличение статического напора) приводят к изменению координат рабочей точки (H_A , Q_A) системы. Конический грохот (КГ) в структурной схеме отделен от трубопроводной сети односторонней связью (\rightarrow), так как условия работы КГ на параметры гидротранспорта влияния не оказывают, в то же время качество обогащения песка в КГ существенно зависит от скорости входа гидросмеси в него. Уменьшение расхода гидросмеси в транспортной системе автоматически приводит к уменьшению величины центробежной силы при закручивании потока и к значительному возрастанию потери песка с гравием. По данным Т. И. Пеняскина [1, 2] установлено, что потери полезных фракций (0,16–5 мм) в КГ возрастают с 9% при новом РК до 50% при изношенном.

Несомненно, что на величину потерь полезных фракций влияет и степень износа сита. Однако в дальнейших выводах предположим, что сито новое и к дополнительным потерям полезных фракций оно не приводит.

После замены изношенного РК грунтонасоса на новое или реставрированное его напорная характеристика на воде описывается уравнением

$$H_{\text{ГН}}^0(\tau = 0) = A \cdot Q^2 + B \cdot Q + C(\tau = 0); \quad (4)$$

В соответствии с [6] пересчет напорной характеристики с воды на гидросмесь может быть произведен по формуле

$$H_{\text{ГН}}^{\text{см}} = H_{\text{ГН}}^0 \cdot \left[1 + \frac{\psi^*}{\sqrt{\Psi}} \right], \quad (5)$$

где S — объемная консистенция гидросмеси в долях единицы;

ψ^* — средневзвешенный по грансоставу коэффициент транспортабельности карьерного грунта.

В соответствии с [1, 2] процесс конгруэнтного понижения напорной характеристики ГН по мере износа его рабочего колеса достоверно описывается с помощью изменяющегося во времени коэффициента $C(\tau)$

$$C(\tau) = K_1 \cdot \tau^2 + K_2 \cdot \tau + K_3, \quad (6)$$

где $K_1 = -0,37 \cdot 10^{-4}$; $K_2 = -0,023$, а коэффициент K_3 для каждого конкретного ГН находится экстраполяцией паспортной напорной характеристики на воде.

Возможность достоверного использования коэффициентов K_1 и K_2 в уравнении (6) подтверждается:

1) полным совпадением времени износа РК (300 ч чистой работы земснаряда) при разработке Троицкого месторождения песка в Челябинской

области, где Т. И. Пеняскиным совместно с научно-исследовательским институтом ВНИИНефуд (г. Тольятти) были проведены обширные экспериментальные исследования динамики рабочих характеристик земснаряда 150-45 по мере износа рабочего колеса грунтонасоса 16Р-9М, при разработке Марусинского месторождения песка в Новосибирской области с использованием грунтонасоса ГрУТ 2000/63;

2) близкими значениями диаметров рабочих колес грунтонасосов 16Р-9М и ГрУТ 2000/63 (соответственно 910 и 950 мм), а также частоты их вращения (соответственно 590 и 580 мин⁻¹);

3) практически полным совпадением кривых гранулометрического состава Троицкого и Марусинского песков (рис. 2);

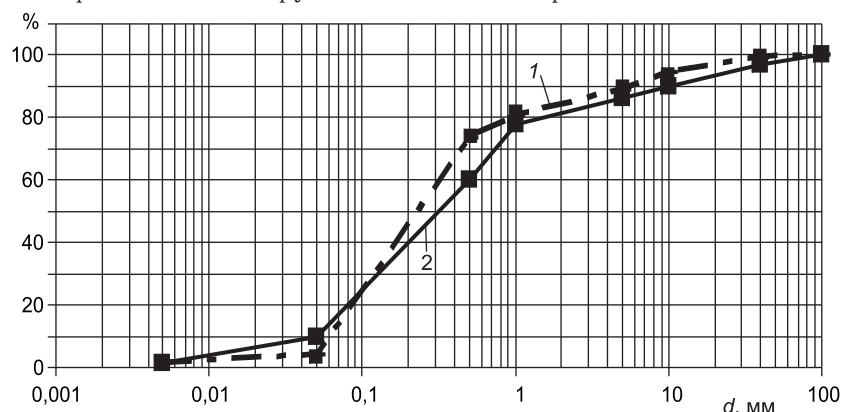


Рис. 2. Кривые гранулометрического состава песка Марусинского (1) и Троицкого (2) месторождений

4) сравнением данных экспериментальных измерений при разработке Марусинского месторождения в Новосибирской области летом 2007 г. (земснаряд 180-60 с грунтонасосом ГрУТ 2000/63) с данными расчетов по формуле (6) (табл. 1).

По мере износа РК паспортная характеристика КПД грунтонасоса ГрУТ 2000/63 описывается зависимостями:

— при новом или реставрированном РК

$$\eta_{\text{ГН}}^0(\tau=0) = f_3 \cdot Q^2 + m_3 \cdot Q + n_3; \quad (7)$$

— при частично изношенном РК

$$\eta_{\text{ГН}}(\tau) = \alpha(\tau)Q^2 + \beta(\tau)Q + \gamma(\tau), \quad (8)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \alpha(\tau) &= f_1 \tau^2 + f_2 \tau + f_3 \\ \beta(\tau) &= m_1 \tau^2 + m_2 \tau + m_3 \\ \gamma(\tau) &= n_1 \tau^2 + n_2 \tau + n_3 \end{aligned} \right\}. \quad (9)$$

Таблица 1

Данные экспериментальных измерений и данные расчетов при разработке Марусинского месторождения в Новосибирской области летом 2007 г.

Время чистой работы земснаряда после замены РК, час	Расчетное значение расхода на воде, м ³ /ч	Объем песка, уложенного в штабель *, м ³	Напор грунтонасоса на воде, м		КПД грунтонасоса, %	
			данные измерений	данные расчетов	данные измерений	данные расчетов
0	2190		64,8	64,0	68,4	68,9
100	2091	13037	62,8	62,4	66,1	66,9
200	1941	12929	60,3	59,9	59,9	61,0
300	1703	12803	57,4	57,0	48,1	49,5

* По данным геодезических замеров ЗАО «Сибгидромехстрой».

В (9) эмпирические коэффициенты равны: $f_1 = -0,36 \cdot 10^{-12}$; $f_2 = -0,2 \cdot 10^{-11}$; $m_1 = -0,123 \cdot 10^{-8}$; $m_2 = -0,32 \cdot 10^{-7}$; $n_1 = -0,31 \cdot 10^{-5}$; $n_2 = 0$.

Разработанный автором алгоритм имитационного моделирования динамики координат рабочей точки грунтонасосов по мере абразивного износа их рабочего колеса реализован на алгоритмическом языке Visual Basic и включает блоки: 1) базы данных по грунту карьерной залежи; 2) базы данных по грунтонасосу; 3) базы данных по гидротранспортной линии земснаряда; 4) обоснование нормативной грунтопроизводительности земснаряда с выводом грунтонасоса из нештатных ситуаций (при их наличии): «Кавитация ГН», «Работа системы на левой рабочей точке», «Дефицит напора ГН»; 5) имитационное моделирование динамики координат рабочей точки при предельном сроке службы рабочего колеса 300, 500, 700 и 1000 ч чистой работы земснаряда.

В соответствии с [7] введем следующие понятия:

инвестиционные расходы (объем капитальных вложений) — расходы на РК грунтонасосов в обычном исполнении (с максимальным сроком службы 300 ч чистой работы земснаряда) или на РК из износостойкой стали;

индекс инвестиционного проекта $j = 1, 2, \dots, m$; в соответствии со сложившейся мировой практикой гидромеханизации земляных работ примем: $j=1$ — рабочее колесо из обычной стали с максимальным сроком службы 300 ч чистой работы земснаряда; $j \in 2, 3, 4$ — РК из износостойкой стали с максимальным сроком службы соответственно 500, 700 и 1000 ч чистой работы земснаряда;

индекс варианта реализации инвестиционного проекта $j = 1, 2, \dots, m$: для $j=1$, $r=1, 2, 3$; для $j=2$, $r=1, 2, \dots, 5$; для $j=3$, $r=1, 2, \dots, 7$; для $j=4$, $r=1, 2, \dots, 10$, т. е. количество индексов реализации проекта j равно $ROUND(T_j / \Delta T)$, где $\Delta T = 100$ ч чистой работы земснаряда;

текущие затраты $C_{j,r}$ — затраты при реализации проекта j по варианту r ;

инвестиционные расходы $T_{j,r}$ — объем капитальных вложений при реализации проекта j по варианту r ;

нормативный срок окупаемости T_n — срок окупаемости дополнительных (по отношению к базовому $j=1$ варианту) инвестиционных расходов экономией на себестоимости.

Указанная выше последовательность рассмотрения инвестиционных проектов соответствует принципу *возрастающей* последовательности инвестиционных расходов при *убывающей* последовательности текущих затрат. При этом коэффициент сравнительной (относительной) эффективности капитальных вложений характеризует экономию на себестоимость, приходящуюся на один рубль дополнительных инвестиций, обусловленных переходом к более капиталоемкому варианту их исполнения, а обратной ему величиной является сравнительный (относительный) срок окупаемости, который характеризует период, за который дополнительные инвестиционные затраты окупаются экономией на себестоимости. Применительно к решаемой задаче имеем:

$I(j)$ — инвестиционные расходы на новое рабочее колесо ГН по проекту j и (при необходимости) на вывод ГН из нештатной ситуации «Дефицит напора ГН», если эта ситуация возникает в процессе износа РК, т.е. при $r > 1$;

$C(j, r)$ — дополнительные (связанные с износом РК грунтонасоса) текущие затраты при реализации проекта j по варианту r , обусловленные:

уменьшением грунтопроизводительности земснаряда из-за снижения на масштабном графике напорной характеристики $C_{гр}(j, r)$; увеличением удельных энергозатрат на разработку и гидравлический транспорт грунта из-за снижения КПД грунтонасоса $C_{эн}(j, r)$.

Обозначим $T_{опт}(j)$ – оптимальный срок эксплуатации РК грунтонасосов по проекту j из условия равенства относительных величин инвестиционных расходов $I(j, r) / T(j, r)$ и дополнительных текущих затрат $C(j, r) / T(j, r)$, т.е. из условия

$$\frac{I(j, r)}{T(j, r)} = \frac{C(j, r)}{T(j, r)}. \quad (10)$$

Величины, соответствующие условию (10), обозначим $(I(j, r))_{опт}$, $(\Sigma C(j, r))_{опт}$ и $(T(j, r))_{опт}$. Заметим, что составляющая $I(j, r)$ для нового РК не зависит от варианта реализации проекта j . На ее величину может влиять только сумма единовременных затрат на вывод ГН из нештатной ситуации «Дефицит напора ГН», если такая ситуация возникает вследствие износа РК грунтонасоса.

При переходе к более капиталоемкому варианту коэффициент сравнительной эффективности E , характеризующий экономию текущих затрат или прирост прибыли, приходящейся на один рубль дополнительных инвестиционных расходов при переходе от проекта j к проекту $j+1$, определяется как

$$\begin{aligned} E &= \frac{(\Sigma C(j, r))_{опт} - (\Sigma C(j+1, r))_{опт}}{(I(j+1, r))_{опт} - (I(j, r))_{опт}} = \\ &= - \frac{(\Sigma C(j+1, r))_{опт} - (\Sigma C(j, r))_{опт}}{(I(j+1, r))_{опт} - (I(j, r))_{опт}} = \frac{-\Delta C}{\Delta I} = \frac{\Delta \Pi}{\Delta I}, \end{aligned} \quad (11)$$

где ΔI — прирост инвестиционных затрат при переходе к более капиталоемкому варианту реализации проекта; ΔC — экономия текущих затрат; $\Delta \Pi$ — прирост прибыли.

Рассмотрим более подробно текущие затраты при реализации проекта j по вариантам $r \in R$.

Возрастающие по мере износа РК текущие затраты $C_{гр}(j, r)$ за счет уменьшения грунтопроизводительности земснарядов можно представить в виде

$$C_{гр}(j, r) = c_{гр} \cdot 10^{-2} \int_0^T [S(\tau=0) \cdot Q_A(\tau=0) - S(\tau) \cdot Q_A(\tau)] \cdot d\tau, \quad (12)$$

где $c_{гр}$ — стоимость 1 м³ строительного песка, р.;

$S(\tau=0)$, $S(\tau)$ — объемная консистенция гидросмеси в долях единицы соответственно при новом и частично изношенном рабочем колесе; 10^{-2} — коэффициент приведения текущего времени эксплуатации РК к варианту реализации проекта r .

Вполне очевидно, что численная реализация (12) имеет вид: $M = ROUND(T_j / \Delta\tau)$; $\tau = C_{гр}(i=0) = 0$; **для $i = 1$ шаг 1 до M цикл**

$$\{C_{гр}(i) = C_{гр}(i-1) + c_{гр} [S(i-1) \cdot Q_A(i-1) - S(i) \cdot Q_A(i)] \cdot \Delta\tau\},$$

где скобки $\{i\}$ означают оператор соответственно begin и end.

Как уже отмечалось, снижение КПД грунтонасоса приводит к возрастанию удельных энергозатрат на единицу объема транспортируемого материала. При этом КПД центробежных нагнетателей η характеризует ту часть мощности, которая полезно затрачивается для создания напора H при подаче (расходе) Q , т. е.

$$\eta = N_{\pi} / N_{\text{в}}, \quad (13)$$

где N_{π} — полезная мощность, равная $N_{\pi} = \rho_{\text{см}} \cdot g \cdot Q_{\text{см}} \cdot H_{\text{см}} \cdot 10^{-3}$, кВт, где 10^{-3} — коэффициент перевода мощности из единицы измерения Вт в кВт; $\rho_{\text{см}} \cdot g$ — удельный вес гидросмеси, Н/м³;

$N_{\text{в}}$ — мощность на валу привода ГН, равная отношению N_{π} / η .

Для КПД грунтонасоса с новым $N(\tau=0)$ и частично изношенным $N(\tau>0)$ рабочими колесами затрачиваемая мощность соответственно равна:

$$N(\tau=0) = \rho_{\text{см}} \cdot g \cdot Q_A(\tau=0) \cdot H_A(\tau=0) \cdot 10^{-3} / (\eta_A^{\text{см}}(\tau=0)); \quad (14)$$

$$N(\tau>0) = \rho_{\text{см}} \cdot g \cdot Q_A(\tau>0) \cdot H_A(\tau>0) \cdot 10^{-3} / (\eta_A^{\text{см}}(\tau>0)). \quad (15)$$

С учетом зависимостей (14) и (15) возрастающие во времени текущие затраты $C_{\text{эн}}(\tau)$, обусловленные увеличением удельных затрат на разработку и гидротранспорт грунта, могут быть выражены зависимостью

$$C_{\text{эн}}(\tau) = 10^{-3} \cdot c_{\text{эл}} \int_0^{\tau} \frac{\rho_{\text{см}} \cdot g \cdot Q_A^{\text{см}}(\tau) \cdot H_A^{\text{см}}(\tau)}{\eta_A^{\text{см}}(\tau)} \cdot \left(1 - \frac{\eta_A^{\text{см}}(\tau)}{\eta_A^{\text{см}}(\tau=0)}\right) \cdot d\tau, \quad (16)$$

где $c_{\text{эл}}$ — стоимость электроэнергии, р./кВт·ч).

Численная реализация (16) имеет вид:

$$M = \text{ROUND}(T_j / \Delta\tau); \tau = C_{\text{эн}}(i=0) = 0; \text{ для } i = 1 \text{ шаг } 1 \text{ до } M \text{ цикл} \\ \left\{ C_{\text{эн}}(i) = C_{\text{эн}}(i-1) + 10^{-3} \cdot c_{\text{эл}} \cdot \left[\frac{\rho_{\text{см}} \cdot g \cdot Q_A^{\text{см}}(i) \cdot H_A^{\text{см}}(i)}{\eta_A^{\text{см}}(i)} \cdot \left(1 - \frac{\eta_A^{\text{см}}(i)}{\eta_A^{\text{см}}(i-1)}\right) \right] \cdot \Delta\tau \right\}.$$

Текущие затраты на замену изношенного РК, равные стоимости продукта, который мог бы быть уложенным в штабель за время производства работ по замене РК, выражаются зависимостью

$$C_{\text{РК}}(T_3) = c_{\text{гр}} \cdot S(\tau=T_3) \cdot Q_A(\tau=T_3) \cdot T_{\text{норм}}, \quad (17)$$

где T_3 — время эксплуатации РК от его установки до замены, ч;

$T_{\text{норм}}$ — нормативное время на замену РК, ч.

Прирост прибыли ΔP за время эксплуатации РК можно количественно оценить следующим образом

$$\Delta P(\tau) = (c_{\text{гр}} - c_{\text{сб}}) \cdot \int_0^{T_{\text{опт}}} S(\tau) \cdot Q_A(\tau) \cdot d\tau, \quad (18)$$

где $c_{\text{сб}}$ — себестоимость продукции, р./м³.

Задача 1. Оптимизация срока службы рабочих колес для инвестиционного проекта с индексом j . Для решения указанной задачи необходимо, чтобы сумма инвестиционных и текущих затрат с учетом прироста прибыли, отнесенная к продолжительности срока эксплуатации РК, удовлетворяла условию

$$\frac{I_j}{T_{\text{опт}}} + \frac{C_{\text{гр}}(\tau=T_{\text{опт}}) + C_{\text{эн}}(\tau=T_{\text{опт}}) + C_{\text{РК}}(\tau=T_{\text{опт}}) - \Delta P(\tau=T_{\text{опт}})}{T_{\text{опт}}} = \min, \quad (19)$$

где τ — текущее время $\tau \in T_j, r$;

$T_{\text{опт}}$ — оптимальный срок эксплуатации РК, удовлетворяющий условию (19), ч.

Задача 2. Обоснование оптимального проекта при известной стоимости РК из износостойкой стали. Выбор оптимального проекта из условия

$$\frac{I(j) + C_{\text{гр}}^{\text{опт}}(j) + C_{\text{эн}}^{\text{опт}}(j) + C_{\text{рк}}^{\text{опт}}(j)}{W_{\text{опт}}(j)} = \min. \quad (20)$$

Задача 3. Обоснование максимально оправданной стоимости рабочих колес из износостойкой стали. Сначала находится сумма прибыли от продажи полученной продукции при оптимальном сроке службы РК в рассматриваемом проекте j

$$Pr(i) = Pr(i-1) + [S(i-1) \cdot Q_A(i-1) + S(i) \cdot Q_A(i)] \cdot \Delta\tau / 2, \quad (21)$$

а затем с учетом экономической специфики специализированного предприятия решается задача обоснования максимально оправданной стоимости рабочих колес из износостойкой стали.

Решаются указанные задачи для условий гидромеханизированной добычи песка и песчано-гравийной смеси на Марусинском месторождении в Новосибирской области. Используемый грунтонасос, ГрУТ 2000/63 с рабочим колесом 1050 мм, работает в штатной ситуации на плотности гидросмеси $\rho_{\text{см}}$.

Блок-схема динамики координат рабочей точки грунтонасосов приведена на рис. 3, где I — инвестиционные расходы на новое рабочее колесо ГН, р.; Q_{A0} — расход гидросмеси в рабочей точке в начальный момент

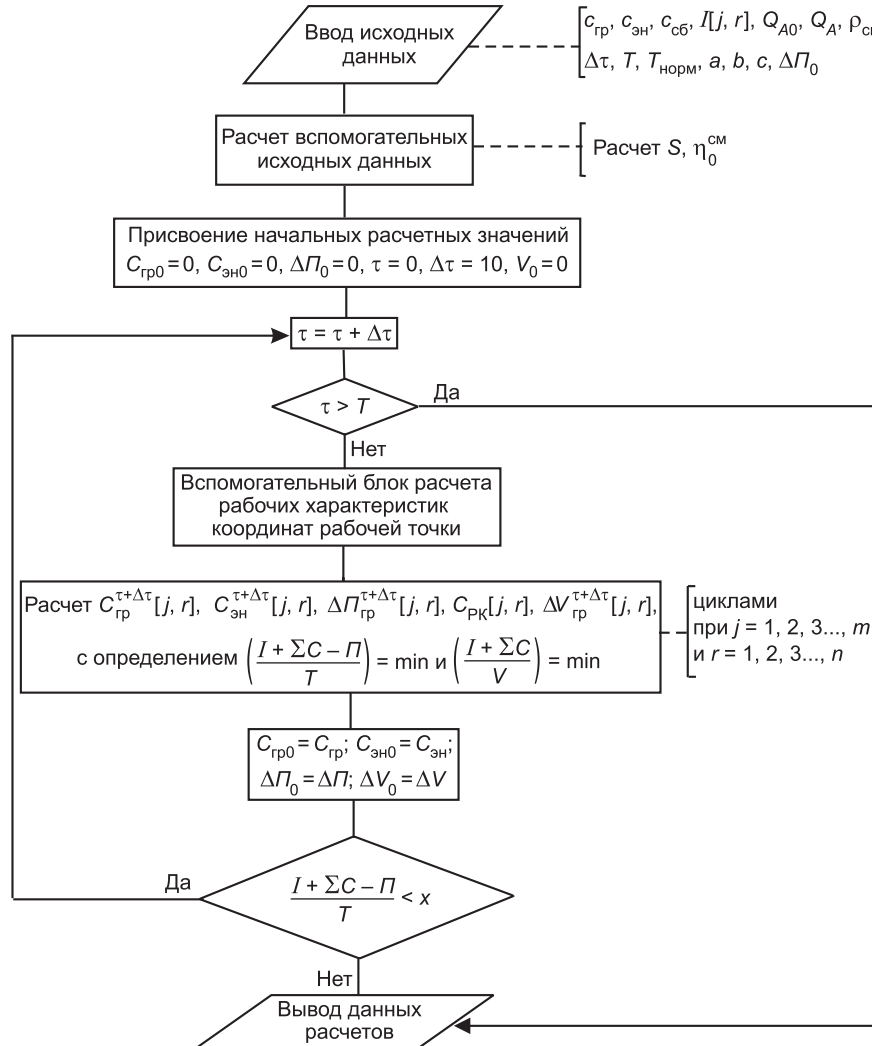


Рис. 3.

Таблица 2

Изменение во времени рабочих параметров и объема намывного песка при работе земснаряда 180-60 с грунтонасосом ГруТ 2000/63 на Марусинском месторождении в Новосибирской области летом 2007 г.

Время чистой работы земснаряда, ч	Средний расход гидросмеси при нормативной плотности, м ³ /ч	Объем намывного песка, м ³
0	2179	0
100	2161	13037
200	2140	25966
300	2118	38769
400	2093	51441
500	2066	63963
600	2039	76324
700	2011	88523
800	1976	100555
900	1943	112377
1000		124002

времени, м³/ч; Q_A — расход гидросмеси в рабочей точке на предельном сроке эксплуатации РК, м³/ч; T — предельный срок службы РК, ч; a, b, c — коэффициенты, определяемые с помощью специальной программы; ΣC — сумма текущих затрат на замену изношенного РК, на разработку и гидротранспорт грунта, затрат за счет уменьшения грунтопроизводительности земснарядов.

Рассчитываются рабочие параметры и объем намывного песка (табл. 2). Приведены графики, составленные по данным расчетов (рис. 4).

Алгоритмическая реализация блок-схемы (см. рис. 3):

1) τ — параметр внешнего (по времени) цикла; 2) рассчитываются объемная консистенция гидросмеси в долях единицы; 3) после присвоения начальных расчетных значений производится расчет рабочих характеристик и координат рабочей точки; 4) рассчитываются возрастающие по времени, текущие затраты за счет снижения грунтопроизводительности земснаряда $C_{гр}$ и за счет увеличения удельных затрат на разработку и гидротранспорт грунта $C_{эн0}$, а также затраты на замену изношенного РК, прирост прибыли за время эксплуатации ГН и увеличение объема намываемого грунта; 4) предыдущий расчет производится до получения минимального значения суммы инвестиционных и текущих затрат с учетом получаемой прибыли, приведенные к текущему времени эксплуатации РК. Это минимальное значение и является искомой величиной оптимального срока службы РК. Далее проверяется условие обоснования оптимального проекта.

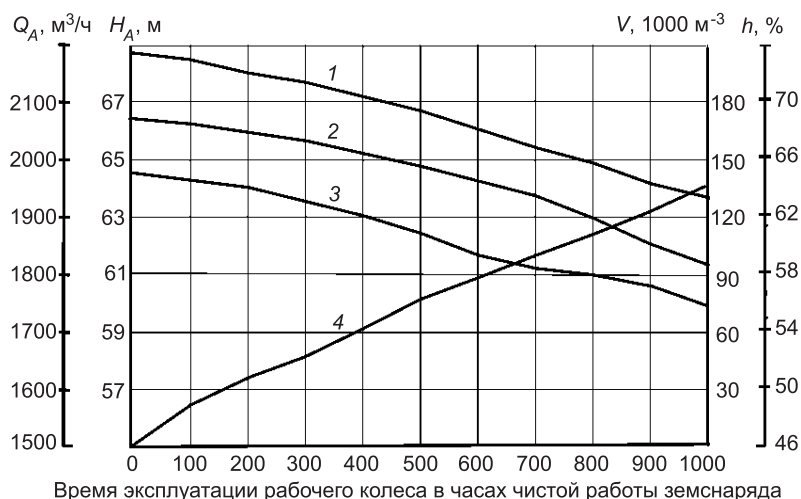


Рис. 4. Изменение рабочих параметров и объема намываемого песка с течением времени при работе земснаряда 180-60 с грунтонасосом ГруТ 2000/63:

1, 3 — H_A, Q_A (динамика координат рабочей точки на масштабном графике) соответственно в м и м³/ч; 2 — (изменение КПД ГН по мере износа РК), %; 4 — V (динамика изменения количества намываемого грунта), 1000 м³

Таблица 3

Основные данные расчетов для рассмотренных инвестиционных проектов

Индекс инвестиционного проекта	Срок службы рабочего колеса в часах чистой работы земснаряда	Стоимость РК, р.	Оптимальный срок службы РК в часах чистой работы земснаряда	Суммы инвестиционных и текущих затрат, отнесенные к объему, рассчитанные на оптимальный срок службы РК	Прибыль от продажи продукции через 3000 чистых часов работы земснаряда, тыс. р.
1	300	75000	270	0,1610	4912
2	500	125000	460	0,1556	4938
3	700	175000	660	0,1510	5053
4	1000	250000	950	0,1493	5085

Инвестиционные проекты с использованием РК из износостойкой стали со сроком их службы 500, 700 и 1000 ч чистой работы земснаряда дают эффект увеличения прибыли от продажи продукции относительно проекта с РК из обычной стали соответственно на 1, 2 и 4%, т.е. чем более износостойкое РК будет использовано, тем больший эффект будет получен. При этом повышается эффективность гидромеханизированного способа добычи и укладки в штабель нерудных строительных материалов за счет увеличения сезонной выработки земснарядов при сохранении высокого качества получаемой продукции.

Результаты решения поставленных задач приведены в табл. 3.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пеняскин Т. И. Оптимизация режимов эксплуатации грунтонасоса в условиях абразивного износа во взаимосвязи с коническим грохотом/Т. И. Пеняскин//Изв. вузов. Строительство и архитектура.— 1980.— № 1.— С. 126–132.
2. Попов Ю. А. Гидромеханизация в Северной строительной-климатической зоне/Ю. А. Попов, Д. В. Рощупкин, Т. И. Пеняскин.— Л.: Стройиздат, Ленингр. отд-ние, 1982.— 224 с.
3. Попов Ю. А. Гидромеханизация земляных работ. Ч. 1: Теория процессов гидромеханизации: Учеб. пособие/Ю. А. Попов и др.— Новосибирск: Изд-во НГАСУ, 2000.— 84 с.
4. Попов Ю. А. Оптимизация процессов гидромеханизации земляных работ в современных условиях/Ю. А. Попов и др.//Изв. вузов. Строительство.— 2001.— № 9–10.— С. 77–84.
5. Свид. № 2005610545 об официальной регистрации программы для ЭВМ «ЗЕМСНАРЯД» Расчет проектной грунтопроизводительности земснарядов с обоснованием способов и параметров вывода грунтонасосов из нештатных ситуаций/Ю. А. Попов, В. С. Лаптев: Оpubл. 28.02.2005 г.
6. Юфин А. П. Гидромеханизация: Учеб. пособие для вузов/А. П. Юфин.— М.: Стройиздат, 1974.— 223 с.
7. Воронцовский А. В. Инвестиции и финансирование/А. В. Воронцовский.— СПб.: Изд-во СПб. гос. ун-та, 1998.— 528 с.

© Немчикова Л. А., 2008

Получено 22.04.08

А. В. ЩЕРБАКОВ, гл. инж. (ЗАО «Сибгидромехстрой», г. Новосибирск);
С. М. КУЗНЕЦОВ, канд. техн. наук, доц. (Сибирский государственный университет путей сообщения, г. Новосибирск);
И. Л. ЧУЛКОВА, канд. техн. наук, доц. (Сибирская автомобильно-дорожная академия, г. Омск)

ФОРМИРОВАНИЕ КОМПЛЕКСОВ МАШИН ДЛЯ ДОБЫЧИ СТРОИТЕЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ СПОСОБОМ ГИДРОМЕХАНИЗАЦИИ

Предложена модель формирования комплексов машин для добычи строительных материалов способом гидромеханизации. С помощью этой модели можно оценить организационно-технологическую надежность работы одного или нескольких комплексов машин, работающих на одном участке.

Широкое применение гидротранспортные системы (комплексы) по сравнению с экскаваторами получили при разработке песчано-гравийных смесей в обводненных грунтах. Под гидротранспортной системой в области гидромеханизации земляных работ принято понимать земснаряд, работающий на одну трубопроводную транспортную линию. При этом практикой производства гидромеханизированных работ доказано, что включение в транспортную линию земснаряда перекачивающих станций уменьшает надежность системы в целом из-за резкого снижения коэффициента использования ее рабочего времени. При гидромеханизированной разработке природных месторождений песка или песчано-гравийных смесей перекачивающие станции не применяются из-за большого удорожания продукции. Примеров организации работ по замыву городских оврагов в России в последние несколько десятилетий также не было.

Впервые задача моделирования работы гидротранспортных систем была сформулирована А. П. Юфиным [1]. Ю. А. Поповым рекомендовано выбирать окончательную схему соединения гидротранспортной системы с помощью многовариантных технико-экономических расчетов [2].

Авторами предлагается производить формирование комплекса машин по модульному принципу, изложенному в [3]. Процесс формирования комплекса машин следует начать с создания комплектов. Под комплектом в данном случае принято понимать комплект вспомогательных машин и механизмов, обслуживающих земснаряд. Далее следует сформировать возможные варианты комплексов для производства работ способом гидромеханизации и рассчитать технические и экономические показатели каждого варианта. При этом основными показателями работы i -го комплекса машин должны быть средняя производительность (P_i) и себестоимость (C_i), а также их стандартные отклонения. Эти показатели можно определить с помощью вероятностной модели работы гидротранспортных систем [4, 5]. Составленная на основе данной модели программа «Gidropark» позволяет с помощью метода Монте-Карло формировать выборки заданного объема для любых комплексов машин, а также определять средние значения и стандартные отклонения, организационно-технологическую надежность и основные технико-экономические показатели работы комплексов.

В результате работы программы «Gidropark» имеем m видов комплексов, из которых сформируем модуль машин. Под модулем понимается несколько земснарядов, одновременно работающих параллельно на одном участке. Для эффективной работы гидротранспортных систем необходимо определить состав модуля, который обеспечит заданное значение се-

бестоимости производства работ (C_m). При этом вариация эффективности работы модуля машин определяется по формуле

$$V_m = \frac{\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^m n_i \cdot n_j \cdot V_{ij}}{N^2}, \quad (1)$$

где V_{ij} — ковариация себестоимости работы комплексов машин i -го и j -го вида;

n_i, n_j — соответственно количество комплексов i -го и j -го вида в парке машин;

N — общее количество комплексов в модуле.

Поскольку n_i — количество комплексов i -го вида в модуле машин, то в сумме они составляют N : $\sum_{i=1}^m n_i = N$.

Следующим условием формирования модуля является выполнение им заданного объема работ в намеченные сроки. Следовательно, суммарная производительность модуля машин должна быть больше либо равна требуемой

$$\sum_{i=1}^m n_i \cdot \Pi_i \geq \Pi_m. \quad (2)$$

Задача по оптимизации модуля машин сводится к следующему:

$$\frac{\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^m n_i \cdot n_j \cdot V_{ij}}{N^2} \rightarrow \min; \quad (3)$$

$$\sum_{i=1}^m n_i = N; \quad (4)$$

$$\sum_{i=1}^m n_i \cdot C_i = C_m; \quad (5)$$

$$n_1 \geq 0, \dots, n_n \geq 0; \quad (6)$$

$$\sum_{i=1}^m n_i \cdot \Pi_i \geq \Pi_m. \quad (7)$$

Если в формулы (3)–(6) ввести подстановки $n_i = x_i \cdot N$, где x_i — доля i -х комплексов в модуле машин, и избавиться от N , то получим задачу, аналогичную нелинейной задаче оптимизации портфеля. Эта задача была сформулирована и решена американским экономистом Г. Марковицем [6]. На основе этого решения авторами разработаны алгоритм и программное обеспечение «Park», позволяющее достаточно быстро сформировать оптимальный модуль машин и оценить его эффективность [7, 8].

В программе «Park» имеют место соответствующие доли комплексов в модуле машин. Далее по формуле (7) определяем требуемое количество комплексов в модуле

$$N \geq \frac{\Pi_m}{\sum_{i=1}^m n_i \cdot \Pi_i}. \quad (8)$$

Затем рассчитываем количество комплексов i -го вида в модуле машин $n_i = x_i \cdot N$. По формуле (7) проверяем, сможет ли модуль выполнить

заданный объем работ в намеченный срок, и рассчитываем номенклатуру машин в модуле.

Предложенная выше методика формирования модуля машин для производства земляных работ способом гидромеханизации позволяет сформировать и оценить экономическую эффективность, организационно-технологическую надежность и степень риска от вложения средств в создание соответствующего модуля машин.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Юфин А. П. Гидромеханизация / А. П. Юфин. — М.: Стройиздат, 1974. — 224 с.
2. Попов Ю. А. Инженерные основы регулирования и оптимизации результатов работ земснарядов / Ю. А. Попов, Д. В. Рощупкин, Т. И. Пеняскин. — Новосибирск: НИСИ, 1976. — 68 с.
3. Луцкий С. Я. Эффективность механизации транспортного строительства / С. Я. Луцкий, В. С. Смирнов. — М.: Транспорт, 1982. — 191 с.
4. Кузнецов С. М. Вероятностная модель работы многоступенчатых гидротранспортных систем / С. М. Кузнецов, Е. В. Лизунов, А. В. Щербаков // Изв. вузов. Строительство. — 2006. — № 9. — С. 33–41.
5. Свид. № 6863 об отраслевой регистрации разработки «Прогнозирование показателей работы многоступенчатых гидротранспортных комплексов» / С. М. Кузнецов, Е. В. Лизунов, А. В. Щербаков: Оpubл. 07.09.2006 г.
6. Кузнецов С. М. Автоматизация формирования портфеля ценных бумаг / С. М. Кузнецов, К. С. Кузнецова, Н. А. Сироткин // Экономика ж. д. — 2006. — № 9. — С. 73–77.
7. Свид. № 6687 об отраслевой регистрации разработки «Формирование парка строительных машин» / С. М. Кузнецов, К. С. Кузнецова: Оpubл. 14.08.2006 г.
8. Кузнецов С. М. Автоматизированная система формирования парка строительных машин / С. М. Кузнецов, К. С. Кузнецова, А. Д. Суворов и др. // Жилищное строительство. — 2007. — № 3. — С. 8–10.

© Щербаков А. В., Кузнецов С. М., Чулкова И. Л., 2008

Получено после доработки 05.05.08

САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА

УДК 628.35

Б. М. ГРИШИН, д-р техн. наук, проф., **С. Ю. АНДРЕЕВ**, канд. техн. наук, проф., **М. В. БИКУНОВА**, канд. техн. наук, доц., **С. В. ИШЕВ**, асп. (Пензенский государственный университет архитектуры и строительства)

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ ЭЛЕКТРОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ УСТРОЙСТВ, ИСПОЛЪЗУЕМЫХ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ВОЗВРАТНОГО АКТИВНОГО ИЛА АЭРОТЕНКОВ

Рассмотрена существующая технологическая схема биологической очистки сточных вод с использованием электрогидродинамических устройств (ЭГДУ) для обработки возвратного активного ила аэротенков. Проанализированы недостатки в работе существующих ЭГДУ и предложена новая конструкция устройства для обеспечения эффективного перемешивания потока иловой смеси с кислородом воздуха совместно с электроактивацией ила. Внедрение ЭГДУ новой конструкции позволило улучшить качество биологической очистки сточных вод в аэротенках.

Интенсификация биологической очистки городских сточных вод в аэротенках может осуществляться различными способами. Одним из таких способов является насыщение возвратного активного ила аэротенков воз-

духом и обработка полученной иловоздушной смеси в неоднородном электрическом поле с использованием электрогидродинамических устройств (ЭГДУ). В работе [1] была рассмотрена технология, предусматривающая использование энергии рециркуляционного насоса для смешения потока возвратного ила с атмосферным воздухом в струйном эжекторе (рис. 1, а). Далее под остаточным напором полученная водовоздушная смесь поступала в ЭГДУ, состоящее из входной камеры и ствола, предназначенного для создания вихревого потока с относительно высокой турбулизацией, а также для его обработки электрическим током. Обработанный таким образом возвратный ил направлялся в начало аэротенка, где смешивался со сточными водами для осуществления процесса биологической очистки.

Производственные испытания ЭГДУ показали его достаточно высокую степень влияния на эффективность процессов окисления органических примесей и аммонийного азота в аэротенке [1, 2]. Однако в процессе эксплуатации ЭГДУ был выявлен целый ряд его конструктивных недостатков. Последовательное расположение катодных и анодных участков на стволе ЭГДУ приводило к частому «пробиванию» кольцевых диэлектрических прокладок и требовало их постоянной замены, что, в свою очередь, было связано со значительными неудобствами при осуществлении ремонтных работ.

Недостатком ЭГДУ с точки зрения гидродинамики являлась недостаточно высокая интенсивность перемешивания иловоздушного потока из-за отсутствия местных сопротивлений, которые бы обеспечивали достаточный уровень массообмена в стволе. Кроме того, наличие струйного эжектора в технологической схеме обработки возвратного ила приводило

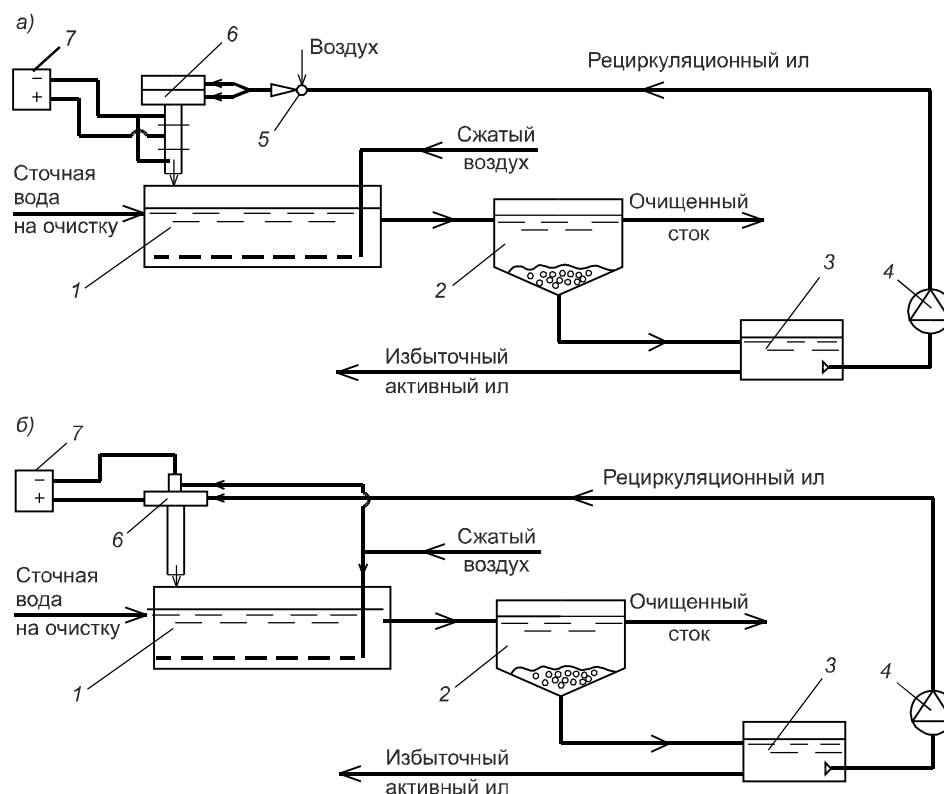


Рис. 1. Схемы обработки возвратного ила аэротенков

а — с ЭГДУ старой конструкции; б — с ЭГДУ новой конструкции; 1 — аэротенк; 2 — вторичный отстойник; 3 — иловый резервуар; 4 — рециркуляционный насос; 5 — эжектор; 6 — ЭГДУ; 7 — источник постоянного тока

к значительному увеличению потерь напора перед ЭГДУ и существенному снижению (до 20–25%) подачи рециркуляционного насоса, что уменьшало дозу активного ила и ухудшало кинетику окисления загрязнений в аэротенке. С целью устранения указанных недостатков была поставлена задача разработки новой конструкции ЭГДУ, отвечающей следующим требованиям:

- 1) обеспечение подачи в поток возвратного активного ила максимально возможного количества кислорода воздуха без ухудшения условий работы центробежного рециркуляционного насоса;
- 2) создание режима интенсивного перемешивания потока иловой смеси с воздухом для обеспечения высоких массообменных характеристик системы «пузырек воздуха — жидкость — бактериальная клетка ила»;
- 3) осуществление активации клеток ила электрическим током с помощью эффективно действующей и удобной в эксплуатации электродной системы.

Как показали гидравлические испытания новой конструкции ЭГДУ, первое требование выполняется за счет организации подачи сжатого воздуха из штатной системы аэрации аэротенка непосредственно в корпус ЭГДУ (рис. 1, б). Режим интенсивного перемешивания наиболее целесообразно создавать в стволе ЭГДУ с использованием последовательно установленных дисков или диафрагм.

Таким образом, корпус новой конструкции ЭГДУ функционально разделяется на две части или зоны (рис. 2) — организации вращательного движения иловой жидкости и подачи сжатого воздуха (верхняя зона между сечениями 1-1 и 2-2) и зоны смешения иловой жидкости с воздухом, где устанавливается центральный опорный стержень 5 с дисками 6 для турбулизации потока (нижняя часть ЭГДУ между сечениями 2-2 и 3-3). Электрообработку иловой смеси целесообразно производить в центральной части ЭГДУ на границе между зонами, размещая центральный электрод (катод) 8 в диэлектрической трубке подачи сжатого воздуха 7 (см. рис. 2). Такой прием позволяет предотвратить возникновение короткого замыкания между центральным электродом и корпусом ЭГДУ и существенно облегчить эксплуатацию установки. Для обеспечения подачи более компактной струи на центральные диски 6 нижней части аппарата на границе раздела двух зон устраивается разделительная диафрагма 4.

Конструктивные параметры гидродинамической установки определяются, прежде всего, гидравлическим расчетом.

В стволе ЭГДУ должны обеспечиваться условия для дробления не только пузырьков воздуха, но и хлопков активного ила с целью увеличения их удельной поверхности и, следовательно, скорости окисления загрязнений. Данные условия могут быть обеспечены в том случае, если масштаб наименьших турбулентных вихрей λ_0 будет сопоставим с радиусом r_x хлопка ила ($r_x = 1 \cdot 10^{-4}$ м) [3]. Масштаб наименьших вихрей, по Колмогорову — Обухову, может быть выражен через затраты энергии на турбулизацию

$$\lambda_0 = (v_c^3 / \epsilon_0)^{1/4}, \quad (1)$$

где ϵ_0 — среднее значение мощности, рассеиваемой в единице массы перемешиваемой среды, Вт/кг;

v_c — коэффициент кинематической вязкости водовоздушной смеси, м²/с.

Величина ϵ_0 связана с удельными затратами мощности $N_{уд}$ (Вт/м³) на перемешивание соотношением

$$N_{уд} = \rho \cdot v_c, \quad (2)$$

где ρ — плотность водовоздушной смеси.

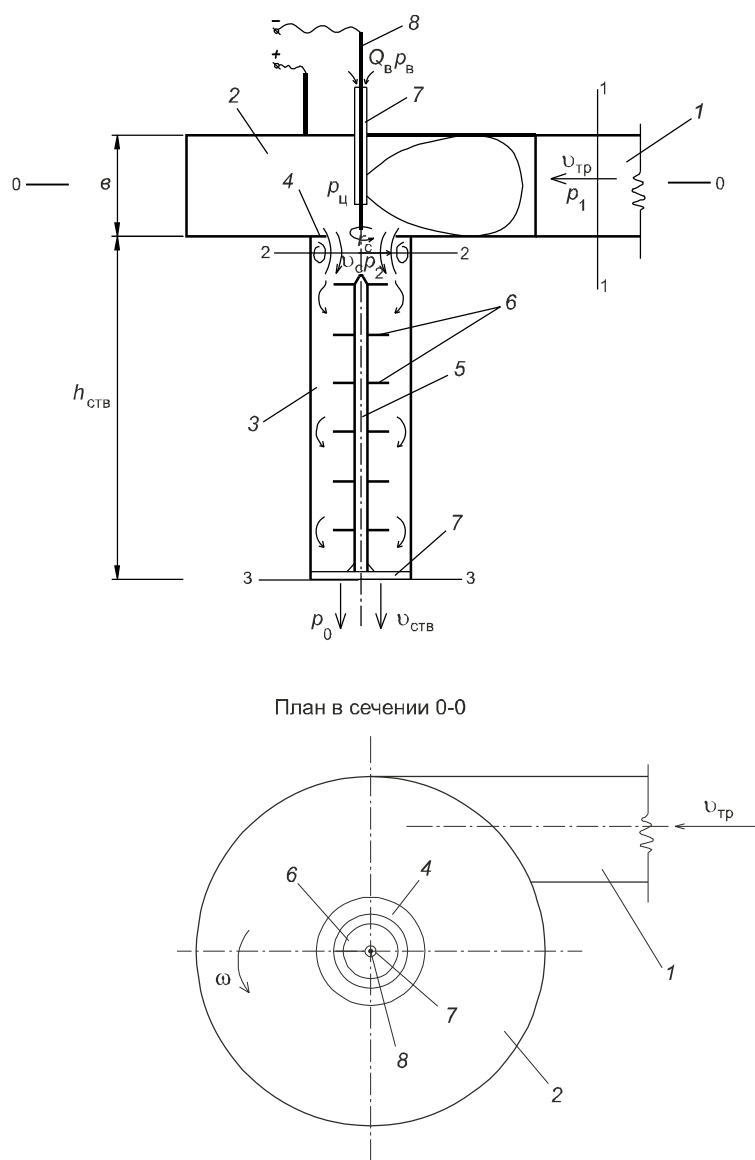


Рис. 2. Расчетная схема для определения гидродинамических характеристик аппарата обработки возвратного ила
 1 — подающий трубопровод; 2 — входная камера; 3 — ствол; 4 — разделительная диафрагма; 5 — опорный стержень; 6 — внутренние диски; 7 — патрубок подачи сжатого воздуха; 8 — центральный электрод

Кинематическая вязкость и плотность водовоздушной смеси в стволе ЭГДУ зависят от степени насыщения иловой жидкости воздухом.

Плотность водовоздушной смеси с определенными допущениями определяется по формуле [4]

$$\rho_c = \rho \cdot (1 - \varphi), \quad (3)$$

где ρ — плотность жидкой фазы, $\text{кг}/\text{м}^3$;

φ — коэффициент газосодержания смеси или объемная концентрация дисперсной фазы (воздуха).

$$\varphi = W_B / W_c, \quad (4)$$

где W_B и W_c — объемы воздуха и смеси, м^3 .

Коэффициент кинематической вязкости водовоздушной смеси находится по эмпирической зависимости при $\varphi \leq 0,15$ [4]

$$\nu_c = \nu \frac{1 + 9/2 \cdot \varphi}{1 - \varphi}, \quad (5)$$

где ν — коэффициент кинематической вязкости жидкой фазы, $\text{м}^2/\text{с}$.

Таким образом, для определения масштаба наименьших вихрей λ_0 по (1) при известном газонасыщении иловой смеси необходимо знать среднее значение удельной мощности $N_{\text{уд}}$, которая может быть найдена по уравнению

$$N_{\text{уд}} = \frac{E}{V_c \cdot t}, \quad (6)$$

где E — расход энергии на перемешивание, Дж;

V_c — объем камеры смешения (ствола ЭГДУ), м^3 ;

t — время смешения иловой жидкости с воздухом в стволе ЭГДУ, с.

Расход энергии на перемешивание в стволе высотой $h_{\text{ств}}$ между сечениями 2-2 и 3-3 (см. рис. 2) определяется из соотношения

$$E = (\Delta p_c + \rho_c g h_{\text{ств}}) V_c = (\Delta p_c + E_{\text{п.уд}}) V_c, \quad (7)$$

где Δp_c — располагаемые потери давления, $\Delta p_c = p_2 - p_0$, Па;

$E_{\text{п.уд}}$ — располагаемая энергия положения;

p_2 — давление жидкости в сечении 2-2, Па.

Величина p_2 определяется гидравлическим расчетом из уравнения баланса энергии потока между сечениями 1-1 и 2-2. Основное влияние на значение p_2 оказывают давление жидкости p_1 в сечении 1-1, а также геометрические размеры входной камеры.

Для случая истечения в атмосферу $p_0 = p_{\text{атм}} = 0$ и $\Delta p_c = p_2$.

Тогда

$$E = (p_2 + E_{\text{п.уд}}) V_c. \quad (8)$$

Расчетные потери давления на перемешивание должны быть несколько меньше располагаемых и в общем случае определяются по соотношению

$$\Delta p_c^{\text{расч}} = \rho_c \left(\xi_m + \xi_{\text{тр}} \right) \frac{v_{\text{ств}}^2}{2}, \quad (9)$$

где ξ_m и $\xi_{\text{тр}}$ — коэффициенты местных сопротивлений и потерь на гидравлическое трение по длине ствола;

$v_{\text{ств}}$ — скорость выхода иловой смеси из ствола ЭГДУ, $v_{\text{ств}} = 1,8 - 2,2 \text{ м/с}$.

При незначительной длине ствола ЭГДУ ($l < 1 \text{ м}$) $\xi_m \gg \xi_{\text{тр}}$ последним значением в расчетах можно пренебречь. Тогда

$$\Delta p_c^{\text{расч}} = \rho_c \xi_m \frac{v_{\text{ств}}^2}{2}. \quad (10)$$

Коэффициент ξ_m для последовательно расположенных дисков 6 (см. рис. 2) находится по соотношению, применяемому для расчета центральных вставок гидравлического трубчатого смесителя [5] при расстоянии l_b между вставками ($r_{\text{ств}} \leq l_b \leq 2r_{\text{ств}}$):

$$\xi_m = 1,78 \cdot n_b \cdot \frac{S_b}{S_c} \left(\frac{S_c}{S_c - S_b} \right)^2 = 1,78 \cdot n_b \cdot K_b, \quad (11)$$

где n_b — количество вставок (внутренних дисков);

S_b — площадь вставки, м^2 ;

S_c — площадь поперечного сечения ствола ЭГДУ, м^2 ;

K_b — коэффициент стеснения площади поперечного сечения ствола.

Для предотвращения подпора иловой смеси в сечении 2-2 ствола ЭГДУ и с учетом соотношений (10) и (11) запишем условие для нормальной работы нижней зоны ЭГДУ в режиме смешения

$$\Delta p_c^{\text{расч}} = \rho_c \cdot 1,78 \cdot n_v \cdot K_v \frac{v_{\text{ств}}^2}{2} \leq p_2 + E_{\text{п.уд.}} \quad (12)$$

Данное условие является определяющим для выбора количества и размеров внутренних вставок (дисков), размещаемых в стволе вихревого аппарата. Полученное расчетное значение $\Delta p_c^{\text{расч}}$ подставляется в формулу (8) для нахождения фактической энергии, затрачиваемой на перемешивание.

Далее по формулам (6), (2) и (1) определяются соответственно величины $N_{\text{уд}}$, r_0 и r_x . При невыполнении неравенства $r_0 \geq r_x$ задаются новые значения давления на входе p_1 или другие размеры входной камеры и ствола ЭГДУ.

Данные расчеты позволяют сконструировать вихревые аппараты необходимых размеров, а также найти требуемые технологические характеристики $Q-H$ рециркуляционных насосов.

Сравнительные производственные испытания ЭГДУ различных конструкций были проведены на канализационных очистных сооружениях г. Заречный Пензенской области производительностью 30 тыс. м³/сут. На двух секциях аэротенков были установлены новые ЭГДУ, на двух остальных — ЭГДУ старой конструкции. Подача возвратного ила на все группы ЭГДУ через общий магистральный трубопровод производилась двумя параллельно работающими центробежными насосами марки СМ 200-150-400 ($n = 960$ об./мин) с напором 20 м и общим расходом до 440 м³/ч. Значение избыточного давления в начале всех распределительных линий, подводящих возвратный ил к установкам, поддерживалось постоянным на уровне $0,7 \cdot 10^5$ Па для всех секций за счет открытия или закрытия входных задвижек на линиях.

Испытания показали, что в двух секциях аэротенков с новыми ЭГДУ за счет их меньшего гидравлического сопротивления расход возвратного ила возрос с 80 до 110 м³/ч и соответственно доза ила в аэрационном бассейне увеличилась с 2 до 2,5 г/л. В данных секциях остаточное содержание в биологически очищенных сточных водах БПК снизилось с 10–12 до 7–8 мг/л, аммонийного азота с 5–7 до 2,5–3 мг/л, фосфатов с 0,8–1,0 до 0,4–0,6 мг/л по сравнению с двумя другими секциями, где работали ЭГДУ старых конструкций.

Таким образом, совершенствование конструкций ЭГДУ и их гидравлического режима работы позволило не только улучшить качество биологической очистки стоков, но также упростить и удешевить эксплуатацию аэротенков.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Андреев С. Ю. Электроактивационная обработка возвратного ила в системе соосных электродов как способ интенсификации работы аэротенков/С. Ю. Андреев // Изв. вузов. Строительство.— 2006.— № 10.— С. 51–58.
2. Андреев С. Ю. Обработка возвратного активного ила в вихревом электрогидродинамическом устройстве/С. Ю. Андреев, Б. М. Гришин // Водоснабжение и санитарная техника.— 2006.— № 3.
3. Евилевич М. А. Оптимизация биохимической очистки сточных вод/М. А. Евилевич, Л. Н. Брагинский.— Л.: Стройиздат, 1979.
4. Клейтон С. Эмульсии, их теория и технические применения/С. Клейтон. — М.: Иностр. лит., 1960.
5. Вейцер Ю. М. Высокомолекулярные флокулянты в процессах очистки воды/Ю. М. Вейцер, Д. М. Минц.— М.: Стройиздат, 1984.

© Гришин Б. М., Андреев С. Ю., Бикунова М. В., Ишев С. В., 2008

Получено 22.04.08

Т. И. ХАЛТУРИНА, канд. хим. наук, проф., Т. М. РУДЕНКО, асп., О. В. ЧУР-
БАКОВА, канд. техн. наук, доц. (Институт градостроительства, управления
и региональной экономики, Политехнический институт ФГОУ ВПО «Сибир-
ский федеральный университет», г. Красноярск)

ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИИ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ СТОЧНЫХ ВОД, СОДЕРЖАЩИХ ЭМУЛЬГИРОВАННЫЕ НЕФТЕПРОДУКТЫ

Представлены данные экспериментальных исследований технологии электрохимической обработки сточных вод, содержащих эмульгированные нефтепродукты, по определению параметров процесса при высоком эффекте очистки и минимизации энергозатрат и возможности его интенсификации.

Решение проблемы очистки сточных вод от нефтепродуктов в настоящее время приобрело важнейшее значение для охраны природных водоемов.

Сложную проблему представляет обезвреживание сточных вод, содержащих эмульгированные нефтепродукты, которые входят в состав смазочно-охлаждающих жидкостей. Основным способом разрушения эмульсий является ликвидация эмульгированной способности применяющихся эмульгаторов, для чего широко используется коагуляция [1].

Для обоснования основных технологических параметров стабильного процесса очистки и определения оптимальных режимов обработки был изучен процесс электрокоагуляции при использовании различной формы тока.

Для электрохимического коагулирования коллоидно-дисперсных систем используют постоянный электрический ток [1]. Экспериментальные исследования по определению оптимальных режимов обработки постоянным током были проведены по рототабельному плану второго порядка Бокса–Хантера.

В качестве более значимых были приняты: X_1 — исходная концентрация нефтепродуктов, мг/дм³; X_2 — плотность тока, А/м²; X_3 — производительность, л/мин.

В число оценочных критериев были включены: Y_1 — остаточная концентрация нефтепродуктов, мг/дм³; Y_2 — расход электроэнергии, кВт·ч/м³.

Основной уровень, интервалы варьирования и границы области исследования приведены в табл. 1.

Обработка экспериментальных данных позволила получить адекватные уравнения регрессии, адекватность которых проверялась по критерию Фишера.

$$\dot{Y}_1 = 9,4 + 2,1X_1 - 4,8X_2 - 0,95X_1X_2 - 1,9X_1X_3 + 2,1X_2X_3 - 1,1X_3^2;$$

$$\dot{Y}_2 = 4,75 + 4,16X_2 - 3,24X_3 - 0,23X_1X_2 + 0,27X_1X_3 - \\ - 1,96X_2X_3 + 0,56X_2^2 + 1,41X_3^2.$$

Таблица 1

	X_1	X_2	X_3
ΔX	300	15	1
0	700	30	2
+1	1000	45	3
-1	400	13	1
+1,68	1204	60	3,68
-1,68	196	3	0,3

Таблица 2

	-2,378	-1	0	+1	+2,378	Δ
X_1	0,21	1	1,5	2	2,69	0,5
X_2	0,12	1,5	2,5	3,5	4,9	1,5
X_3	32,44	60	80	100	127,6	20
X_4	0	1	30	60	101,3	30
X_5	100	513	813	1113	1426	300
X_6	2,86	7	10	13	17,13	3

Установлено, что при обработке постоянным током нефтесодержащих стоков наблюдается недостаточная степень коагуляции частиц, так как при прохождении постоянного тока через стоки, содержащие эмульгированные нефтепродукты, отрицательно заряженные частицы масла двигаются под действием постоянного электрического поля к положительно заряженной пластине (аноду), осаждаются на ней, препятствуют выходу ионов Al^{3+} . Кроме замедления анодного процесса повышается сопротивление контакта анод-раствор и, следовательно, увеличивается расход электроэнергии.

Данные эксперимента при использовании переменного тока для обработки стоков показали, что имеет место значительное снижение выхода металла по току, в сравнении с пропусканием постоянного тока. Это объясняется тем, что при быстрых изменениях плотности тока (50 раз в секунду) перенапряжение не успевает мгновенно принимать значения, соответствующие значениям плотности тока в стационарных условиях. Кроме того, при обработке переменным током определенное количество электроэнергии затрачивается на перезарядку емкости двойного электрического слоя. Поэтому использование при электрохимическом коагулировании переменного тока нецелесообразно при обработке сточных вод, содержащих эмульгированные нефтепродукты.

Известно [3], что электрокоагуляционную обработку сточных вод можно проводить реверсивным переменным током с одинаковой длительностью и амплитудой положительного и отрицательного импульса, частота которого определяется задаваемым временем переполюсовки пластин. Установлено, что реверсивный переменный ток позволяет уменьшить расход электроэнергии, однако при этом снижается эффект очистки нефтесодержащих сточных вод с увеличением продолжительности непрерывной работы электродов.

Для усиления действия электродов и снижения электрозатрат на электрообработку сточных вод известно применение асимметричного переменного тока [4], который позволяет элиминировать адсорбцию частиц масел на поверхности электрода и стабилизировать процесс растворения металла.

В настоящей работе для получения оптимальных технологических режимов процесса электрообработки асимметричным переменным током проводилось планирование эксперимента, позволившее получить уравнения регрессии.

В качестве варьируемых факторов были приняты: X_1 — амплитуда прямого тока, А; X_2 — амплитуда обратного тока, А; X_3 — период, сек; X_4 — длительность обратного тока, с; X_5 — концентрация нефтепродуктов в исходной воде, мг/дм³; X_6 — время контакта, мин.

Оценочными критериями приняты: Y_1 — содержание нефтепродуктов в очищенной воде, мг/дм³; Y_2 — удельный расход электроэнергии, кВт·ч/м³.

Основной уровень, интервалы варьирования и границы области исследования приведены в табл. 2.

$$Y_1 = 1,55 - 0,26X_1 - 0,102X_3 + 0,144X_4 + 0,12X_5 + 0,203X_1X_2 + \\ + 0,267X_1X_4 - 0,197X_2X_5 - 0,1X_2X_6 + 0,11X_3X_4 - 0,37X_3X_5 - 0,12X_3X_6 + \\ + 0,25X_4X_5 - 0,21X_4X_6 + 0,133X_1^2 + 0,26X_2^2 + 0,19X_6^2; \\ Y_2 = 23,4 + 5,5X_1 + 12,96X_2 - 3,55X_3 + 10,8X_4 - 3,3X_5 + 6X_6 + 1,81X_1X_2 + \\ + 3,87X_1X_4 - 1,83X_1X_5 - 3,32X_2X_3 + 10,98X_2X_4 - 2,24X_2X_5 - \\ - 1,81X_2X_6 - 4X_3X_4 - 2,47X_3X_6 - 3,6X_4X_5 + 2,25X_4X_6 + 2,75X_2^2.$$

Анализ уравнений регрессий показал, что при обработке асимметричным током маслоэмульсионных стоков на остаточную концентрацию

нефтепродуктов в большей степени влияет амплитуда прямого тока, длительность обратного тока и исходная концентрация нефтепродуктов. Остаточная концентрация нефтепродуктов снижается с увеличением амплитуды прямого тока и его длительности, уменьшением длительности обратного тока и исходной концентрации нефтепродуктов. На расход электроэнергии заметно влияет амплитуда обратного тока, его длительность, время контакта, и в меньшей степени амплитуда прямого тока и исходная концентрация нефтепродуктов.

По уравнениям регрессии была проведена оптимизация диссоциативно-шаговым методом и получены области совместной оптимальности по выходным параметрам, которые позволяют регулировать процесс электрокоагуляционной очистки нефтесодержащих сточных вод (рис. 1).

В табл. 3 приведено сравнение результатов экспериментальных исследований по электрообработке переменным, постоянным, реверсив-

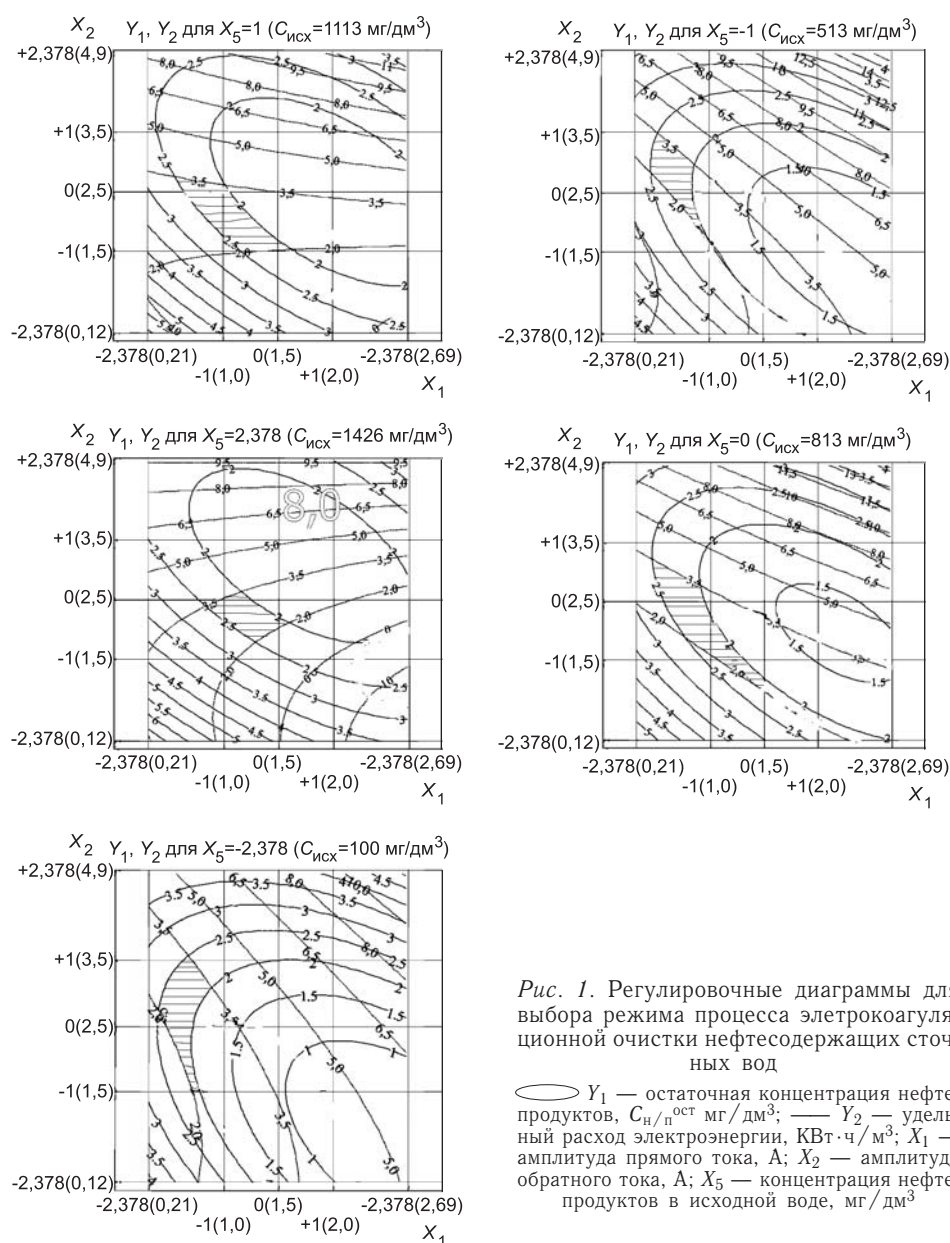


Рис. 1. Регулировочные диаграммы для выбора режима процесса электрокоагуляционной очистки нефтесодержащих сточных вод

ным и асимметричным током. Выявлено, что высокий эффект очистки (99,0%) достигается с применением асимметричного тока при меньших затратах электроэнергии (в 2 раза), что является следствием эффективного растворения анода.

Преимущество применения асимметричного тока заключается в том, что эта форма тока позволяет проводить процесс электрокоагуляции в стабильном режиме (рис. 2). Это объясняется механизмом действия асимметричного переменного тока, при котором амплитуда и длительность импульсов отрицательной полярности должны быть, с одной стороны, достаточно большими, чтобы обеспечить равномерный эффективный электрохимический процесс по всей поверхности электрода. С другой стороны, они не должны превышать предельного значения, чтобы поверхностные участки положительного электрода не достигли величины потенциала выделения кислорода. Амплитуда импульса отрицательной полярности должна быть в 2–4 раза больше амплитуды положительной полярности, чтобы обеспечить эффективное разрушение масляной пленки, длительность импульса при этом по сравнению с импульсом положительной полярности может быть меньше в 3–60 раз и выбирается в зависимости от концентрации нефтепродуктов в сточных водах.

С целью снижения расхода электроэнергии при высоком эффекте очистки изучалась возможность рециркуляции части обрабатываемых маслоэмульсионных сточных вод при обработке различной формой тока. Экспериментальные исследования показали, что при применении 30% рециркуляции при электрообработке постоянным током расход электроэнергии снижается до $W = 1,6 \text{ кВт} \cdot \text{ч} / \text{м}^3$, при реверсивном токе требуются меньшие затраты электроэнергии — $W = 1,1 \text{ кВт} \cdot \text{ч} / \text{м}^3$, при использовании асимметричного тока затраты электроэнергии составляют $W = 0,54 \text{ кВт} \cdot \text{ч} / \text{м}^3$.

Альтернативным способом очистки сточных вод является гальванокоагуляция, которая не требует расхода листового металла и значительных затрат электроэнергии. Исследования проводили в гальванокоагуляторе, где использовали в качестве активной загрузки различные гальванопары (Al–АУ, Al–кокс, Fe–кокс, Fe–АУ, где АУ — активированный уголь марки БД).

Таблица 3

Обработка постоянным электрическим током				Обработка постоянным и переменным неоднородным электрическим током				Обработка реверсивным электрическим током				Обработка асимметричным переменным током			
Исходная концентрация нефтепродуктов, мг / дм ³	Остаточная концентрация нефтепродуктов, мг / дм ³	Расход электроэнергии, кВт·ч / м ³	Эффект очистки, %	Исходная концентрация нефтепродуктов, мг / дм ³	Остаточная концентрация нефтепродуктов, мг / дм ³	Расход электроэнергии, кВт·ч / м ³	Эффект очистки, %	Исходная концентрация нефтепродуктов, мг / дм ³	Остаточная концентрация нефтепродуктов, мг / дм ³	Расход электроэнергии, кВт·ч / м ³	Эффект очистки, %	Исходная концентрация нефтепродуктов, мг / дм ³	Остаточная концентрация нефтепродуктов, мг / дм ³	Расход электроэнергии, кВт·ч / м ³	Эффект очистки, %
400	180,0	2,3	55,0	400	192,0	2,3	52,0	400	52,0	2,3	88,0	400	28	2,3	93,0
700	60,6	1,4	91,3	700	52,5	1,4	92,5	700	92,5	1,4	93,0	700	28	1,4	96,0
1000	70,0	6,6	93,0	1000	110,0	6,6	89,0	1000	89,0	6,6	95,0	1000	10	6,6	99,0

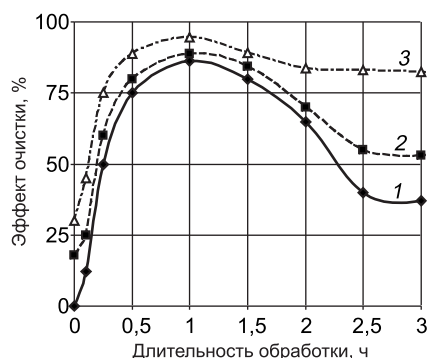


Рис. 2. Зависимость эффекта очистки при электрообработке различной формой тока от длительности обработки
1 — постоянный ток; 2 — реверсивный ток;
3 — асимметричный ток

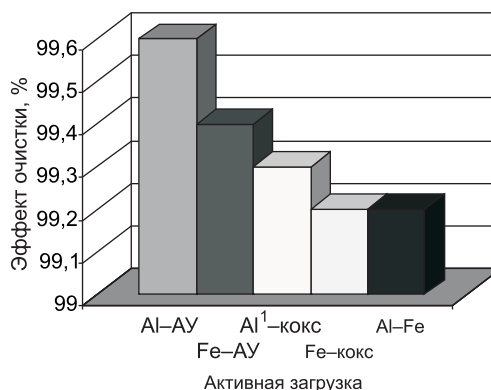


Рис. 3. Зависимость эффекта очистки масло-эмульсионных стоков от активной загрузки гальванокоагулятора

При сравнении экспериментальных исследований (рис. 3) установлено, что эффективность гальванокоагуляционной очистки нефтесодержащих стоков при использовании гальванопары Al-AU выше и достигает 98,5–99,7% в зависимости от исходной концентрации нефтепродуктов.

С целью изучения возможности снижения продолжительности гальванокоагуляции при проведении процесса в стабильном режиме исследовалось наложение внешнего электрического поля при обработке асимметричным переменным током. Установлено, что высокий эффект очистки (99,5%) может быть достигнут при меньшем времени контакта (в 2,5 раза), что позволяет значительно уменьшить габариты гальванокоагуляционного модуля.

Данные экспериментальных исследований были использованы для разработки технологических схем электрохимической очистки сточных вод, содержащих эмульгированные нефтепродукты.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Жуков А. И. Методы очистки производственных сточных вод: Справочное пособие / А. И. Жуков, И. Л. Монгайт, Н. Д. Родзилер. — М.: Стройиздат, 1977. — 80 с.
2. Шмигель В. В. Экспериментальные исследования электрохимической очистки оборотной воды нефтеперерабатывающего завода / В. В. Шмигель, В. Д. Дмитриев // Водные ресурсы. — 1981. — № 1. — С. 194–197.
3. Якименко Г. Я. О депассивации электродов при электрокоагуляционной очистке сточных вод / Г. Я. Якименко, С. П. Новикова // Вестник ХПИ. — Харьков. — 1978. — С. 27–30.
4. А.с. 981240 СССР, МКИ С02F 1/46. Способ очистки сточных вод от нефтепродуктов / Т. И. Халтурина, Т. Я. Пазенко, Г. М. Зограф и др. — Бюл. № 46; Оpubл. 18.01.1980. — 16 с.

© Халтурина Т. И., Руденко Т. М., Чурбакова О. В., 2008

Получено 08.04.08

СТРОИТЕЛЬНЫЕ И ДОРОЖНЫЕ МАШИНЫ

УДК 62–762:539

Ю. А. ВЕРИГИН, Ж. О. КУЛЬСЕИТОВ, доктора техн. наук, профессора,
Б. М. АБДЕЕВ, канд. техн. наук, проф., Т. Ф. БРИМ, асп. (Алтайский государственный технический университет им. И. И. Ползунова, г. Барнаул)

НЕСУЩАЯ СПОСОБНОСТЬ РАДИАЛЬНЫХ ЭЛАСТОМЕРНЫХ УПЛОТНИТЕЛЬНЫХ КОЛЕЦ ЭЛЛИПТИЧЕСКОГО СЕЧЕНИЯ В УСЛОВИЯХ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО НАТЯГА

Получено приближенное аналитическое решение осесимметричной конструкционной статической задачи теории упругости о радиальном взаимодействии деформируемого эластомерного кольца эллиптического сечения с абсолютно жесткими цилиндрическими поверхностями. Выведены расчетные формулы всех основных функциональных характеристик моделируемого стационарного изотермического процесса механики упругодеформируемого твердого тела в зависимости от среднего контактного давления, действующего на внешнем периметре кольцевого элемента. Результаты исследований можно использовать при проектировании современных машин, аппаратов и приборов для оценки несущей способности резиновых уплотнителей.

Резиновые уплотнители прочно вошли в конструкции современных строительных машин и механизмов, нормальная работа которых связана с надежным функционированием, широко применяемых пневматических, гидравлических и вакуумных систем [1, 2].

Наиболее распространенным и универсальным видом герметизирующих несущих элементов являются эластичные кольца круглого и эллиптического сечений [1, 3] из различных синтетических резин (эластомеров), которые в отличие от манжет, шевронных и других уплотнителей способны с большой эффективностью герметизировать одно- и двухстороннее давление.

Предлагается рассмотреть фундаментально-прикладную изотермическую контактную задачу механики упругодеформированного твердого тела, не описанную в научно-технической и физико-математической литературе. Ее актуальность определяется не только теоретической новизной и комплексностью базовой расчетной модели [4], но и возможностью практического использования полученных результатов в машиностроении при проектировании эластомерных уплотнителей для условий их радиального сжатия и предварительного натяга [1].

Резина, обладающая такими свойствами, как эластичность, долговечность, коррозионностойкость, простота в изготовлении и экономичность, занимает одно из первых мест в качестве конструкционного герметизирующего материала.

В качестве расчетной схемы рассматривается кольцо несимметричного сплюснутого овального профиля, имеющее в сечении два плавнотупоугольных полуэллипса (рис. 1), что по сравнению с более скручиваемым и менее надежным при эксплуатации круглым сечением ($a_{эв} = a_{эн} = r_э$) [1], а также симметричным эллиптическим ($a_{эв} = a_{эн} < r_э$) позволяет осуществлять за счет большего числа варьируемых параметров уже на стадии математического моделирования реализацию процесса регулирования (оптимизации) начальных контактных давлений и натягов.

При проектировании деталей машин широкое распространение получил метод расчета колец большой и малой кривизны [5, 6], основанный на модели жесткого криволинейного бруса, поперечные сечения которого при нагружении не деформируются, а лишь перемещаются и разворачи-

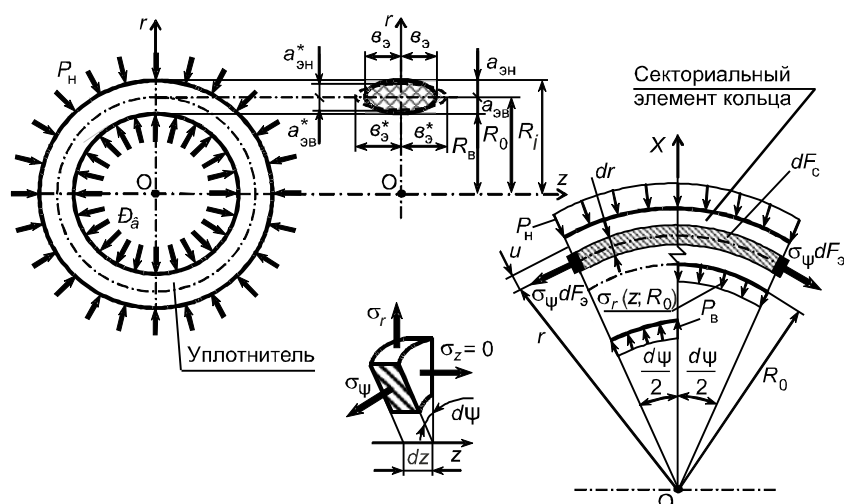


Рис. 1

ваются в своей плоскости. Однако для эластичных кольцевых элементов конструкций этот способ решения задачи совершенно не пригоден ввиду большой деформативности резины и несоответствию методики выбора параметров порядка [7].

Известная справочно-нормативная методика расчета на прочность и жесткость эластомерных герметизирующих колец [1] базируется на некорректной с физико-математической точки зрения предельно упрощенной теории линейного напряженного состояния материала, которая, не учитывая конструктивные особенности уплотнителя и схему его нагружения, противоречит классической задаче Ляме о радиальном сжатии круглых пластин-дисков и толстостенных труб-цилиндров [6].

В основу представляемой работы положены предпосылки, гипотезы и уравнения уточненной механико-математической модели [4], учитывающей (см. рис. 1):

- две компоненты напряжений из четырех ($\sigma_r \neq 0$, $\sigma_\psi \neq 0$, $\sigma_z = \tau = 0$) и пространственный характер исследуемого изотермического процесса по деформациям ($\epsilon_r \neq 0$, $\epsilon_\psi \neq 0$, $\epsilon_z \neq 0$, $\gamma = 0$) при условии соблюдения закона Гука для резины, т. е. $|\epsilon_{\max}| \leq 0,25$ [1];

- стационарный тепловой градиент $\Delta\theta = \theta - \theta_0 = \text{const}$ [6] в предположении, что во всем диапазоне эксплуатационных температур θ эластомер находится в высокоэластическом состоянии [1, 3] (где $\theta_0 = 20^\circ\text{C}$ — начальная температура);

- фактор формы $0,5 \leq \Phi_3 \leq 1,5$ [1, 4, 8];

- радиусы кривизны R_B , R_H , R_0 и начальное относительное растяжение кольца $\bar{\epsilon}_\psi = 0,01 \div 0,05$ по внутреннему радиальному размеру R_B , которое рекомендуется создавать при монтаже уплотнителя [1];

- деформированное состояние кольца при определении силовых и геометрических контактных характеристик с допущением, что эллиптическая форма его сечения сохраняется, а сжимающие цилиндрические поверхности, которые конструируются из металла, являются абсолютно жесткими (модуль упругости резины на несколько порядков меньше, чем, например, у стали [1, 3]);

- фактическую сжимаемость эластомера, когда коэффициент Пуассона $\mu = \mu(\theta) < 0,5$, что важно в случае $\Delta\theta < 0$ [3, 9].

Для понимания существа вопроса приводим только самые необходимые соотношения с использованием оператора Лапласа $\nabla^2 = \partial^2 / \partial r^2 + 1/r \cdot \partial / \partial r + \partial^2 / \partial z^2$ в цилиндрических координатах r и z ($R_b \leq r \leq R_n$, $-\varepsilon \leq z \leq \varepsilon$; рис. 1):

1) условие стационарной теплопроводности $\nabla^2 \theta = 0$, которое при $\theta = \text{const}$ выполняется тождественно [6];

2) разрешающее уравнение четвертого порядка

$$\nabla^2(\nabla^2 \varphi) = \nabla^4 \varphi = 0 \quad (1)$$

относительно функции $\varphi = \varphi(r; z)$, связанной с нормальными $\sigma_r, \sigma_\psi, \sigma_z$ и касательным τ напряжениями известными дифференциальными зависимостями [4];

3) температурный функционал J_θ , характеризующий относительную температурную деформацию материала в направлении осей r, z (см. рис. 1) [4, 9]

$$J_\theta = \int_{\theta_0}^{\theta} \alpha_l(\theta) d\theta = \alpha_0 K^{-1} [e^{K(\theta - \theta_0)} - 1], \quad \theta_c \leq \theta \leq \theta_m, \quad (2)$$

где $\alpha_l = \alpha_l(\theta) = \alpha_0 e^{K(\theta - \theta_0)}$ — экспоненциальный коэффициент линейного теплового расширения резины и его значение α_0 , соответствующее $\theta = \theta_0 = 20^\circ\text{C}$, а $K = \text{const}$ — постоянный параметр, имеющий размерность $(^\circ\text{C})^{-1}$ и определяемый по методике [9];

θ_c — температурная граница фазового перехода к стеклованию резины [1, 9];

$\theta_m > 0$ — предельная эксплуатационная температура эластомера [1];

4) формулы радиального $u = u(r)$ и осевого $w = w(z)$ перемещений [4, 10]:

$$u = -\frac{1+\mu}{E_y} \cdot \frac{\partial^2 \varphi}{\partial r \partial z} + J_\theta r, \quad w = \frac{1+\mu}{E_y} \left[2(1-\mu) \nabla^2 \varphi - \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} \right] + J_\theta z, \quad (3)$$

где $E_y = E_y(\Phi_\varepsilon)$ — условный модуль упругости уплотнителя эллиптического профиля, зависящий от фактора формы $\Phi_\varepsilon = 0,25\varepsilon_\varepsilon (a_{\varepsilon\text{H}} a_{\varepsilon\text{B}})^{-1} \cdot (a_{\varepsilon\text{H}} + a_{\varepsilon\text{B}})$ [8].

Функции $\sigma_r, \sigma_\psi, \sigma_z, \tau$ и u должны удовлетворять (см. рис. 1) [10]:

а) статическим граничным условиям:

$$\begin{aligned} \Sigma X &= \int_{F_\varepsilon} \sigma_\psi dF_\varepsilon - R_0 [P_b (1 - a_{\varepsilon\text{B}} R_0^{-1}) - P_n (1 + a_{\varepsilon\text{H}} R_0^{-1})] = \\ &= \int_{F_{\varepsilon\text{H}}} \sigma_\psi dF_{\varepsilon\text{H}} + R_0 \left[2 \int_0^{\varepsilon_\varepsilon} \sigma_r(z; R_0) dz + P_n (1 + a_{\varepsilon\text{H}} R_0^{-1}) \right] = 0, \end{aligned} \quad (4)$$

$$\tau(R_0; \pm \varepsilon_\varepsilon) = 0, \quad \sigma_z(R_0; \pm \varepsilon_\varepsilon) = 0, \quad \int_{F_c} \sigma_z dF_c = 0, \quad (5)$$

где $F_\varepsilon, F_{\varepsilon\text{H}}$ — соответственно площадь всего эллиптического сечения и его верхней (наружной) части;

F_c — площадь сектора при $z = 0$;

$P_b = \text{const}, P_n = \text{const}$ — равномерно распределенные по окружностям радиусами R_b и R_n нагрузки, представляющие собой равнодействующие функций реактивных давлений $q_b = q_b(y)$ и $q_n = q_n(y)$, имеющих максимумы $q_{\text{MB}}, q_{\text{MH}}$ и средние давления $q_{\text{CB}}, q_{\text{CH}}$, связанные с P_b, P_n и параметрами

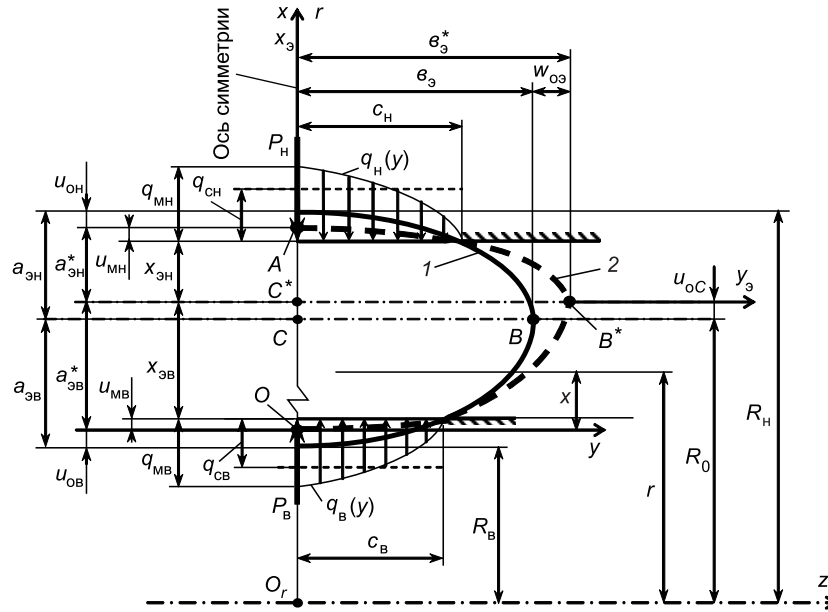


Рис. 2. Расчетная модель

1 — исходное состояние кольца; 2 — общая деформация кольца

c_B , c_H , характеризующими линейные размеры (полуширину) областей контакта, следующим образом (рис. 2):

$$q_{CB} = P_B (2c_B)^{-1}, \quad q_{CH} = P_H (2c_H)^{-1}; \quad (6)$$

б) кинематическому краевому соотношению для зависимости $u(r)$ при $r = R_B = R_0 - a_3$, учитывающему монтажное растяжение кольца [1, 3]:

$$u(R_B) R_B^{-1} = \bar{\epsilon}_\psi = 0,01 \div 0,05. \quad (7)$$

Принимая во внимание симметрию расчетной модели (см. рис. 1 и 2), аппроксимируем функцию напряжений $\varphi(r; z)$ аналитическим выражением вида [10]

$$\varphi = C_1 z \cdot \ln r + C_2 r^2 z + C_3 z^3, \quad (8)$$

где C_1 , C_2 , C_3 — константы, вычисляемые из условий (4), (5) и (7), после раскрытия которых имеем линейную функциональную зависимость между P_B и P_H

$$P_B = (\beta_2 / \beta_1) P_H + \beta_3 / \beta_1, \quad 0 \leq P_H \leq [P_H], \quad (9)$$

приведенную в статье [10]. Коэффициенты $\beta_1, \beta_2, \beta_3 > 0$ имеют достаточно громоздкий вид и по этой причине их аналитические выражения здесь не представлены. Формула предельно допустимого значения равнодействующей $[P_H]$ выведена авторами работы [10] из граничного условия физической линейности материала кольца $|\epsilon_{\max}| = 0,25$ [1].

Продолжая решение сформулированной задачи, вводим дополнительную предпосылку о возможности применения фундаментальных зависимостей Герца–Штаермана для эллиптических функций $q_B(y)$, $q_H(y)$ и половинных размеров c_B , c_H цилиндрических поверхностей контакта (см. рис. 2) [11]:

$$q_B = q_B(y) = 2P_B \sqrt{c_B^2 - y^2} (\pi c_B^2)^{-1} = q_{MB} \sqrt{c_B^2 - y^2} (c_B)^{-1}, \quad -c_B \leq y \leq c_H; \quad (10)$$

$$q_H = q_H(y) = 2P_H \sqrt{c_H^2 - y^2} (\pi c_H^2)^{-1} = q_{MH} \sqrt{c_H^2 - y^2} (c_H)^{-1}, \quad -c_H \leq y \leq c_H; \quad (11)$$

$$c_H = 2\sqrt{P_H (\epsilon_3^*)^2 (1 - \mu^2) (\pi a_{3H}^* E_y)^{-1}}, \quad c_B = 2\sqrt{P_B (\epsilon_3^*)^2 (1 - \mu^2) (\pi a_{3B}^* E_y)^{-1}}; \quad (12)$$

$$q_{\text{MB}} = 2P_{\text{B}} (\pi c_{\text{B}})^{-1} = 4q_{\text{CH}} \pi^{-1}, \quad q_{\text{MH}} = 2P_{\text{H}} (\pi c_{\text{H}})^{-1} = 4q_{\text{CH}} \pi^{-1}, \quad (13)$$

где $a_{\text{ЭН}}^*$, $a_{\text{ЭВ}}^*$, $\vartheta_{\text{Э}}^*$ — деформированные полуоси эллиптического сечения кольца (см. рис. 1, 2).

Геометрические характеристики c_{B} и c_{H} должны удовлетворять двум неравенствам в точках O и A расчетной модели (см. рис. 2) [11]:

$$c_{\text{B}} \ll (\vartheta_{\text{Э}}^*)^2 \cdot (a_{\text{ЭВ}}^*)^{-1}, \quad c_{\text{H}} \ll (\vartheta_{\text{Э}}^*)^2 \cdot (a_{\text{ЭН}}^*)^{-1}. \quad (14)$$

Правомерность и корректность использования классических формул (10)–(12) следует, прежде всего, из осевой симметрии решаемой задачи и первоначального соприкосновения взаимодействующих тел по замкнутому круговому контуру, т. е. по линии. При этом модель плоского деформированного состояния, положенная в основу зависимостей (10)–(12), является адекватной и применительно к данной конструкционной (неклассической) задаче [5], по крайней мере, для областей контакта кольца с цилиндрическими поверхностями в пределах границ местных перемещений u_{MB} , u_{MH} при соблюдении условий (см. рис. 2):

$$|u_{\text{MB}}| \ll a_{\text{ЭВ}}^*, \quad |u_{\text{MH}}| \ll a_{\text{ЭН}}^*. \quad (15)$$

Далее, определяя зависимости $u = u(r)$ и $w = w(z)$ в соответствии с (3)–(5), (7), (8) и руководствуясь [10], будем иметь для общих перемещений $u_{\text{ОВ}}$, $u_{\text{ОН}}$, $u_{\text{ОС}}$, $w_{\text{ОЭ}}$ точек O , A , C и B сечения кольца (см. рис. 1, 2) четыре функции:

$$u_{\text{ОВ}} = u_{\text{ОВ}}(R_{\text{B}}), \quad u_{\text{ОН}} = u_{\text{ОН}}(R_{\text{H}}), \quad u_{\text{ОС}} = u_{\text{ОС}}(R_0), \quad w_{\text{ОЭ}} = w_{\text{ОЭ}}(\pm \vartheta). \quad (16)$$

Размеры полуосей $a_{\text{ЭН}}^*$, $a_{\text{ЭВ}}^*$ и $\vartheta_{\text{Э}}^*$ деформированного кольцевого профиля, согласно схеме рис. 2, выражаем через кинематические характеристики $u_{\text{ОВ}}$, $u_{\text{ОН}}$, $u_{\text{ОС}}$ и $w_{\text{ОЭ}}$ моделируемого процесса:

$$a_{\text{ЭВ}}^* = a_{\text{ЭВ}} - u_{\text{ОВ}} + u_{\text{ОС}}, \quad a_{\text{ЭН}}^* = a_{\text{ЭН}} - u_{\text{ОС}} + u_{\text{ОН}}, \quad \vartheta_{\text{Э}}^* = \vartheta_{\text{Э}} + |w_{\text{ОЭ}}|, \quad (17)$$

где все радиальные перемещения $u_{\text{ОВ}}$, $u_{\text{ОС}}$, $u_{\text{ОН}}$ приняты положительными, но при их подстановке в (17) необходимо учитывать фактические знаки $u_{\text{ОВ}}$, $u_{\text{ОС}}$, $u_{\text{ОН}}$.

Местные (контактные) абсолютные деформации u_{MB} , u_{MH} определяем в зависимости от размеров c_{B} , c_{H} из канонических уравнений деформированных эллипсов (см. рис. 2)

$$x_{\text{Э}}^2 (a_{\text{ЭВ}}^*)^{-2} + y_{\text{Э}}^2 (\vartheta_{\text{Э}}^*)^{-2} = 1, \quad x_{\text{Э}}^2 (a_{\text{ЭН}}^*)^{-2} + y_{\text{Э}}^2 (\vartheta_{\text{Э}}^*)^{-2} = 1, \quad (18)$$

которые решаем относительно $x_{\text{Э}} = x_{\text{ЭВ}}$ и $x_{\text{Э}} = x_{\text{ЭН}}$, полагая соответственно $y_{\text{Э}} = \pm c_{\text{B}}$, $y_{\text{Э}} = \pm c_{\text{H}}$ и принимая во внимание, что $u_{\text{MB}} > 0$ и $u_{\text{MH}} < 0$ в системе отсчета $x_{\text{Э}} C^* y_{\text{Э}}$:

$$u_{\text{MB}} = a_{\text{ЭВ}}^* - |x_{\text{ЭВ}}| = a_{\text{ЭВ}}^* \left(1 - \sqrt{1 - \frac{c_{\text{B}}^2}{(\vartheta_{\text{Э}}^*)^2}} \right), \quad (19)$$

$$u_{\text{MH}} = -(a_{\text{ЭН}}^* - |x_{\text{ЭН}}|) = -a_{\text{ЭН}}^* \left(1 - \sqrt{1 - \frac{c_{\text{H}}^2}{(\vartheta_{\text{Э}}^*)^2}} \right).$$

Учитывая (6) и преобразуя правую зависимость (12) к виду

$$16(1 - \mu^2) q_{\text{CH}}^2 (\vartheta_{\text{Э}}^*)^2 (\pi E_{\text{Y}})^{-1} - P_{\text{H}} a_{\text{ЭН}}^* = 0 \quad (20)$$

с последующей заменой геометрических $a_{\text{ЭН}}^*$, $\vartheta_{\text{Э}}^*$ и силового P_{B} параметров согласно (9), (16)–(17), получаем квадратное уравнение для вычисления равнодействующей $P_{\text{H}} \geq 0$ по заданному среднему контактному давлению

$q_{\text{сн}} \geq 0$ и исходным физико-геометрическим характеристикам деформируемого кольца:

$$P_{\text{н}}^2 + P_{\text{н}} \xi_{\text{к1}} + \xi_{\text{к2}} = 0, \quad (21)$$

где формулы функциональных коэффициентов $\xi_{\text{к1}} = \xi_{\text{к1}}(q_{\text{сн}})$, $\xi_{\text{к2}} = \xi_{\text{к2}}(q_{\text{сн}})$ приведены в [10].

На основании физико-механического смысла рассматриваемой контактной задачи и проведенных численных исследований нелинейной зависимости (21) можно констатировать, что в случае $q_{\text{сн}} = P_{\text{н}} = 0$ параметр $\xi_{\text{к2}} = 0$, а при $q_{\text{сн}} > 0$ и $P_{\text{н}} > 0$ коэффициенты $\xi_{\text{к1}}$ и $\xi_{\text{к2}}$ имеют знаки $\xi_{\text{к1}} < 0$, $\xi_{\text{к2}} > 0$. Как следствие этого факта в общем решении уравнения (21) перед квадратным корнем должен быть знак «-», т. е.

$$P_{\text{н}} = -\frac{\xi_{\text{к1}}}{2} - \sqrt{\left(\frac{\xi_{\text{к1}}}{2}\right)^2 - \xi_{\text{к2}}}. \quad (22)$$

В качестве наглядной иллюстрации и апробации выведенных функциональных формул контактных характеристик $P_{\text{в}}, P_{\text{н}}, c_{\text{в}}, c_{\text{н}}, q_{\text{св}}, u_{\text{мв}}, u_{\text{мн}}$ в зависимости от $q_{\text{сн}}$ приводим конкретный пример расчета и проверку соблюдения неравенств (14), (15) для уплотнительного кольца, имеющего симметричное эллиптическое сечение, из эластомера СКН-18 с удельным весом $\rho_0 = 1300 \text{ кг/м}^3$, твердостью $H_0 = 80 \text{ (HJRD)}$, модулем упругости $E_0 = 10 \text{ Н/мм}^2$ и коэффициентом Пуассона $\mu_0 = 0,475$ [1, 9] при следующих исходных данных [10]: $a_{\text{эв}} = a_{\text{эн}} = a_{\text{э}} = 2,3 \text{ мм}$; $b_{\text{э}} = 3 \text{ мм}$; $\bar{\epsilon}_{\Psi} = 0,03$; $q_{\text{сн}} = 1,5 \text{ МПа} = 1,5 \text{ Н/мм}^2$ [1]; $\Phi_{\text{э}} = 0,65$; $R_{\text{в}} = 27 \text{ мм}$; $R_0 = R_{\text{в}} + a_{\text{э}} = 29,3 \text{ мм}$; $R_{\text{н}} = R_0 + a_{\text{э}} = 31,6 \text{ мм}$; $E_{\text{э}} = 14,2533 \text{ Н/мм}^2 \text{ (HJRD)}$ в зависимости от $\Phi_{\text{э}}$ и E_0 при $\theta^0 = 20^\circ\text{C}$; $\theta = \theta^0 = 20^\circ\text{C}$, т. е. $J_{\theta} = 0$ в соответствии с (2).

После определения коэффициентов $\beta_1 = 1,428$; $\beta_2 = 1,564$; $\beta_3 = 0,421 \text{ Н/мм}$; $\xi_{\text{к1}} = -105,196 \text{ Н/мм}$; $\xi_{\text{к2}} = 265,035 \text{ Н}^2/\text{мм}^2$ [10] и параметров: $P_{\text{н}} = 2,583 \text{ Н/мм}$; $u_{\text{ов}} = 0,809 \text{ мм}$; $u_{\text{ос}} = 0,718 \text{ мм}$; $u_{\text{он}} = 0,638 \text{ мм}$; $w_{\text{ос}} = 0,034 \text{ мм}$, согласно (22) и (16) [10], находим по формулам (9), (12), (6), (19), (14), (15): $P_{\text{в}} = 3,125 \text{ Н/мм}$; $c_{\text{н}} = 0,861 \text{ мм} \ll (a_{\text{э}}^*)^2 \cdot (a_{\text{эн}}^*)^{-1} = 4,149 \text{ мм}$; $c_{\text{в}} = 0,949 \text{ мм} \ll (a_{\text{э}}^*)^2 \cdot (a_{\text{эв}}^*)^{-1} = 2,208 \text{ мм}$; $q_{\text{св}} = 1,654 \text{ Н/мм}^2$; $u_{\text{мн}} = -0,091 \text{ мм}$; $u_{\text{мв}} = 0,111 \text{ мм}$; $|u_{\text{мн}}| = 0,091 \text{ мм} \ll a_{\text{эн}}^* = 2,219 \text{ мм}$; $|u_{\text{мв}}| = 0,111 \text{ мм} \ll a_{\text{эв}}^* = 2,208 \text{ мм}$.

Полученные аналитические зависимости при решении этой оригинальной (неклассической [5]) задачи механики могут быть непосредственно использованы для количественной оценки и регулирования (оптимизации) напряженно-деформированного состояния радиальных эластомерных герметизирующих колец эллипсообразного и круглого сечений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Уплотнения и уплотнительная техника: Справочник / Л. А. Кондаков, А. И. Голубев, В. В. Гордеев и др.; Под общ. ред. А. И. Голубева, Л. А. Кондакова. — 2-е изд., перераб. и доп. — М.: Машиностроение, 1994. — 448 с.
2. Веригин Ю. А. Механизация технологических процессов строительства / Ю. А. Веригин, В. П. Горобец. — Барнаул: АлтГТУ, 2004. — 298 с.
3. Аврушенко Б. Х. Резиновые уплотнители / Б. Х. Аврушенко. — Л.: Химия, 1978. — 136 с.
4. Абдеев Б. М. Уточненная физико-математическая модель напряженно-деформированного состояния радиальных эластомерных уплотнительных колец эллиптического сечения для условий предварительного натяга / Б. М. Абдеев, Т. Ф. Брим, Ж. О. Кульсеитов // Вестн. ВКГТУ. № 4. — Усть-Каменогорск, 2006.
5. Биргер И. А. Расчет на прочность деталей машин: Справочник / И. А. Биргер, Б. Ф. Шорр, Г. Б. Иосилевич. — М.: Машиностроение, 1979. — 702 с.

6. Бояршинов С. В. Основы строительной механики машин / С. В. Бояршинов. — М.: Машиностроение, 1973. — 456 с.
7. Веригин Ю. А. Синергетические основы процессов и технологий / Ю. А. Веригин, С. В. Толстенов. — Барнаул: АлтГТУ, 2007. — 160 с.
8. Абдеев Б. М. Условный модуль упругости и фактор формы резиновых уплотнительных колец несимметричного эллиптического сечения / Б. М. Абдеев, Т. Ф. Брим, А. Ж. Кульсеитов // Вестн. ВКГТУ. № 1. — Усть-Каменогорск, 2007.
9. Абдеев Б. М. Методика и алгоритм расчета механических и теплофизических характеристик резины с учетом температурного градиента / Б. М. Абдеев, А. А. Кравцов // Вестн. ВКГТУ. № 3. — Усть-Каменогорск, 2004.
10. Абдеев Б. М. К вопросу оценки прочности и жесткости радиальных эластомерных уплотнительных колец эллиптического сечения для условий предварительного натяга / Б. М. Абдеев, Т. Ф. Брим, А. Ж. Кульсеитов // Вестн. ВКГТУ. № 4. — Усть-Каменогорск, 2007.
11. Штаерман И. Ф. Контактная задача теории упругости / И. Ф. Штаерман. — М.; Л.: Гостехиздат, 1949. — 270 с.

© Веригин Ю. А., Кульсеитов Ж. О., Абдеев Б. М., Брим Т. Ф., 2008

Получено 13.03.08

УДК 621.878.2

Ф. Ф. КИРИЛЛОВ, канд. техн. наук, проф., **А. Д. КУХАРЕНКО**, инж. (Томский государственный архитектурно-строительный университет)

ВЫБОР ШИРИНЫ РЕЗЦА БЕСКОВШОВОГО ТРАНШЕЕКОПАТЕЛЯ

Выведено соотношение, связывающее оптимальное значение ширины резца бесковшового траншеекопателя с энергетическими параметрами базовой машины, конструктивными особенностями исполнительного органа и прочностными характеристиками грунтовой среды.

Эффективность работы бесковшовых траншеекопателей определяется наиболее оптимальными конструктивными параметрами исполнительного органа и режимами работы траншеекопателя, такими как скорость резания и рабочая скорость передвижения.

Основными конструктивными параметрами исполнительного органа являются ширина резцов — b , шаг резания (расстояние между линиями резания) — t и расстояние между резцами в линии резания — l_p . Значения этих параметров могут быть оптимальными только для определенных грунтовых условий и зависят от мощности N_p , реализуемой на резание (отделение) грунта. Оптимальные значения этих параметров обеспечивают наименьшую энергоемкость процесса разрушения P_3 .

Производительность V , м³/ч, траншеекопателя при заданной мощности резания и удельной энергоемкости процесса разрушения грунта P_3 определяется по формуле

$$V = N_p / P_3, \quad (1)$$

где N_p — мощность, расходуемая на резание, кВт.

Удельная энергоемкость P_3 , кВт·ч/м³, может быть определена по зависимости из работы [1]

$$P_3 = \overline{P_{уд}} / 3,6, \quad (2)$$

где $\overline{P_{уд}}$ — среднее значение удельной силы резания, определяемое как отношение суммарных сил резания на площадь поперечного сечения стружки на всех резцах, МПа.

Следовательно, необходимая мощность резания зависит от сопротивляемости грунтов резанию и заданной производительности

$$N_p = v_n \cdot H \cdot B \cdot \overline{P_{уд}} / 3,6, \quad (3)$$

где H, B — глубина и ширина траншеи, м;
 v_n — скорость подачи (рабочая скорость передвижения траншекопателя), м/ч.

Соотношение скоростей резания v_p , м/с, и подачи v_n определяет толщину срезаемой стружки h , мм:

$$h = \frac{v_n \cdot l_p \cdot \cos \beta}{v_p \cdot 3,6}, \quad (4)$$

где l_p — расстояние между резцами в линии резания, м;
 β — угол наклона цепного исполнительного органа относительно вертикали.

Расстояние между резцами в линии резания можно выразить через шаг цепи $t_{ц}$ и количества линий резания $n_{л}$ с учетом схем расстановки резцов. Для наиболее распространенной схемы — симметричной «елочки» можно записать

$$l_p = \frac{n_{л} + 1}{2} \cdot t_{ц}. \quad (5)$$

Ширина разрабатываемой траншеи через конструктивные параметры определяется следующим выражением:

$$B = t_{opt} \cdot (n_{л} - 1) + b, \quad (6)$$

где t_{opt} — оптимальный шаг резания.

Оптимальный шаг резания зависит от гранулометрического состава грунта и вычисляется по формуле [2]

$$t_{opt} = b + K_t \cdot h, \quad (7)$$

где K_t — коэффициент, зависящий от физико-механических свойств грунтов и для глинистых грунтов $K_t = 0,7$, а для песчаных грунтов $K_t = 1,3$.

Экспериментальными и теоретическими исследованиями показано [3], что наименьшая энергоёмкость процесса разрушения реализуется при соотношении $b/h = 0,8 \dots 1,2$. При условии $b = h$ ширина траншеи будет соответствовать значению

$$B = b \cdot (n_{л} + K_t \cdot n_{л} - K_t). \quad (8)$$

С учетом выражений (4)–(8) находим мощность резания

$$N_p = \frac{2 \cdot \overline{P_{уд}} \cdot b^2 \cdot v_p \cdot H \cdot (n_{л} + K_t \cdot n_{л} - K_t)}{t_{ц} \cdot (n_{л} + 1) \cdot \cos \beta}. \quad (9)$$

В процессе работы траншекопателя только определенная часть мощности двигателя $N_{дв}$ расходуется непосредственно на резание

$$N_p = N_{дв} \cdot \eta_{э} \cdot \eta_p \cdot \eta_0 \cdot K_p, \quad (10)$$

где $\eta_{э}$ — коэффициент эксплуатационной нагрузки, равный $0,85 \dots 0,9$ [4];
 η_p — КПД редуктора привода исполнительного органа;
 η_0 — КПД исполнительного органа;
 K_p — доля мощности двигателя, расходуемая на привод исполнительного органа.

Приравнивая правые части уравнений (9) и (10), получаем зависимость для определения ширины единичного резца

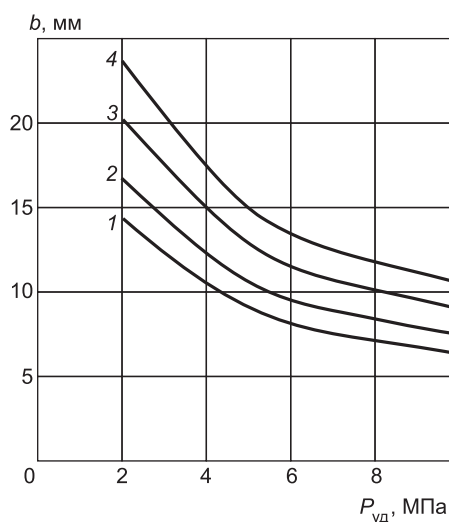
$$b^2 = \frac{N_{дв} \cdot \eta_{\varepsilon} \cdot \eta_p \cdot \eta_0 \cdot K_p \cdot t_{ц} \cdot (n_{л} + 1) \cdot \cos \beta}{2 \cdot \overline{P_{уд}} \cdot v_p \cdot H \cdot (n_{л} + K_t \cdot n_{л} - K_t)} \quad (11)$$

Выводы. В результате анализа многопараметрической зависимости (11) и данных, приведенных на рисунке, видно: 1. С увеличением прочности мерзлого грунта, которая характеризуется удельной силой резания — $\overline{P_{уд}}$, уменьшается скорость подачи — v_p , толщина срезаемой стружки — h и соответственно ширина единичного резца — b .

2. При увеличении мощности двигателя в 2 раза ширина единичного резца должна увеличиться в 1,41 раза при одних и тех же прочих конструктивных параметрах.

3. Увеличение толщины срезаемой стружки за счет увеличения шага цепи или разрежения резцов в схеме набора вызывает увеличение ширины срезаемой стружки.

4. Для практических расчетов рекомендуется ширину резцов согласовывать с мощностью двигателя и принимать для мощности двигателя $N_{дв} = 100$ кВт $b = 10...16$ мм; $N_{дв} = 200$ кВт $b = 12...20$ мм. Применение резцов шириной менее 10 мм нецелесообразно с точки зрения прочности инструмента.



Зависимость ширины резца b от сопротивления грунта резанию $\overline{P_{уд}}$ при мощности двигателя 100 и 200 кВт, скорости резания $v_p = 2$ м/с и $\beta = 30^\circ$

1 — $N_{дв} = 100$ кВт, $t_{ц} = 101,2$ мм; 2 — $N_{дв} = 100$ кВт, $t_{ц} = 152,4$ мм; 3 — $N_{дв} = 200$ кВт, $t_{ц} = 101,2$ мм; 4 — $N_{дв} = 200$ кВт, $t_{ц} = 152,4$ мм

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Солод В. И. Горные машины и автоматизированные комплексы: Учеб. для вузов / В. И. Солод, В. И. Зайков, К. М. Первов. — М.: Недра, 1981. — 503 с.
2. Кириллов Ф. Ф. Выбор оптимального шага расстановки резцов на бесковшовом траншеекопателе / Ф. Ф. Кириллов, Г. И. Митерев, А. Н. Школьный // Материалы междунар. науч.-техн. конф. «ИНТЕРСТРОЙМЕХ 2006». — М., 2006. — С. 98–99.
3. Моделирование разрушения углей режущими инструментами. — М.: Наука, 1981. — 181 с.
4. Тракторы: теория. Учеб. / Под общ. ред. В. В. Гуськова. — М.: Машиностроение, 1988. — 376 с.

© Кириллов Ф. Ф., Кухаренко А. Д., 2008

Получено 31.03.08

НАУЧНЫЕ ПРОБЛЕМЫ АРХИТЕКТУРЫ И ЭКОЛОГИИ

УДК 504.4.054.51

В. В. КУЗИНА, А. Н. КОШЕВ, д-р хим. наук, проф., И. Ф. СУХОВ, канд. тех. наук, доц. (Пензенский государственный университет архитектуры и строительства)

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И ПОСТРОЕНИЕ ИНФОРМАЦИОННОЙ СИСТЕМЫ ДЛЯ МОНИТОРИНГА РАСПРОСТРАНЕНИЯ ВОЗМОЖНЫХ ТЕХНОГЕННЫХ ЗАГРЯЗНЕНИЙ ВОДНОЙ СРЕДЫ РЕГИОНА

Рассмотрены различные способы распространения загрязняющих веществ в водных средах. Приводятся математические модели ситуаций, при которых учитывается одновременное влияние конвективной и диффузионной составляющих массопереноса; массоперенос определяется преимущественно процессами конвекции. В зависимости от характера загрязнения и вида водоема строятся одно-, двух- и трехмерные математические модели.

В настоящее время мониторинг необходим при решении теоретических и прикладных задач науки и технологии и охватывает все стороны жизнедеятельности общества. Актуальность, которую приобретает корректное отражение механизмов распространения загрязнений в водной среде при разработке численных прогнозов, в первую очередь объясняется тем, что рациональное решение различных проблем, возникающих в связи с загрязнением воды промышленными стоками, тесно связано с возможностью расчета концентрации загрязняющих веществ (ЗВ) в поверхностных водных объектах.

В связи с возрастающим значением экологического мониторинга возникает необходимость разработки эффективных вычислительных моделей, описывающих различные способы распространения загрязняющих веществ, и построение для этих целей информационной системы, содержащей наряду с расчетными данными и базу данных водной системы региона. Возникает задача создания математических моделей для физических процессов в водных средах и соответствующих им вычислительных моделей, которые бы обладали требуемой устойчивостью при решении прогностических задач с использованием эмпирических данных и включали бы различные механизмы распространения примесей в водных средах для получения оптимальных оценок прогноза.

Существующие виды мониторинга окружающей среды различают как по характеру загрязнения среды, так и по методам или целям наблюдения. Одно из наиболее распространенных средств, используемых для организации мониторинга различных процессов жизнедеятельности человека — моделирование.

Методы математического моделирования являются эффективным средством при изучении экосистем в динамике, позволяют совершенствовать процессы сбора и хранения исходной информации. В связи с этим задача мониторинга распространения возможных загрязнений представляется достаточно актуальной. Часто под термином «математическое моделирование» понимают не только построение и исследование математических моделей, но и создание вычислительных алгоритмов и программ, реализующих эти алгоритмы на компьютере. Будем понимать под мони-

торингом многоцелевую информационную систему (ИС), основные задачи которой — наблюдение, оценка и прогноз состояния природной среды.

Использование ИС для организации мониторинга экологических процессов дает возможность получения промежуточных результатов на любом этапе, представляющем интерес для исследователя. Предметом исследования была выбрана водная система Пензенской области.

Ранее авторами рассматривались математические модели и методы, описывающие процессы диффузии в водной среде. В данной статье показаны процессы одновременного конвективного и диффузионного переноса ЗВ и преимущественно конвективного переноса вещества, что актуально при мониторинге рек, проточных вод и т.п. Для моделирования потребуется реализация численных методов решения дифференциальных уравнений, описывающих процессы конвекции и диффузии.

Предположим, что расчетная область представляет собой широкий двумерный канал, на некотором отрезке границы которого существует источник пассивной примеси (например, канал для сброса промышленных стоков).

В этом случае распределение концентрации примеси C подчиняется следующему уравнению переноса [1]:

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho u C) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v C) = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial C}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(D \frac{\partial C}{\partial y} \right), \quad (1)$$

где x и y — продольная и поперечная координаты относительно водного потока;

ρ — плотность примеси;

u и v — осредненные скорости потока в направлениях x и y ;

D — коэффициент диффузии.

Крайевые условия задаются следующим образом (схематическое изображение расчетной области $ABCD$ представлено на рис. 1, а):

1) считаем, что линии AB и CD находятся на достаточном удалении от источника, помещенного на отрезке FE , и следовательно, можно считать $C|_{AB} = C|_{CD} = 0$;

2) на отрезках BC , AF , ED $\frac{\partial C}{\partial n} = 0$, где n — направление внутренней нормали;

3) на отрезке FE необходимо рассмотреть два случая:

а) примесь медленно вытекает через границу FE . Тогда, если $|AB| \gg |FE|$, то можно считать $C|_{FE} = \text{const} = C_0$;

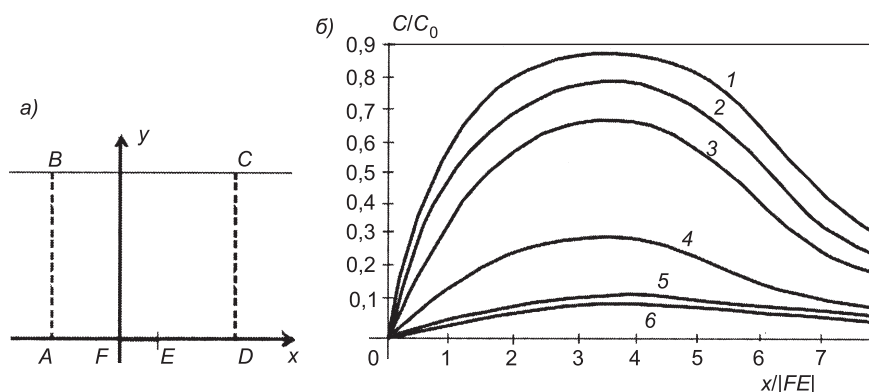


Рис. 1. Расчет концентрации

а — расчетная область; б — изменение относительной концентрации; 1 — на расстоянии $1/8 |FE|$ от оси x ; 2 — $0,25 |FE|$; 3 — $3/8 |FE|$; 4 — $0,5 |FE|$; 5 — $5/8 |FE|$; 6 — $0,75 |FE|$

б) примесь под давлением вытесняется в канал $ABCD$ через отрезок FE и расстояние AB сравнимо с FE . Тогда можно считать $\left. \frac{\partial C}{\partial n} \right|_{FE} = \text{const} = C_n$ (скорость вытекания примеси через отрезок FE постоянна).

Уравнение (1) решалось конечно-разностным методом с регулярной квадратной сеткой. На рис. 1, б схематически представлены результаты расчета полей C в области $ABCD$ при $u = 5$ см/с, $v = 0,1$ см/с.

Для аппроксимации производных использовалась регулярная квадратная сетка с шагом h .

В этом случае можно выразить первые и вторые производные неизвестной функции C в виде:

$$\frac{\partial C}{\partial x} \approx \frac{C(E) - C(W)}{2h}; \quad \frac{\partial C}{\partial y} \approx \frac{C(S) - C(N)}{2h};$$

$$\frac{\partial^2 C}{\partial x^2} \approx 2 \left[\frac{C(E) - C(P)}{2h^2} - \frac{C(W)}{h^2} + \frac{C(N)}{2h^2} \right]; \quad \frac{\partial^2 C}{\partial y^2} \approx 2 \left[\frac{C(S)}{2h^2} - \frac{C(P)}{h^2} + \frac{C(N)}{2h^2} \right]. \quad (2)$$

Система линейных алгебраических уравнений, соответствующих уравнению (1), имеет вид

$$\bar{A} \cdot \bar{C} = \bar{f}, \quad (3)$$

где \bar{A} — матрица коэффициентов при неизвестных \bar{C} ;
 \bar{f} — вектор-столбец свободных членов.

Эта система решалась методом Зейделя, который обеспечил хорошую сходимость для решаемого класса задач:

$$\bar{C}^{n+1} = \bar{D}^{-1}(-\bar{M} \cdot \bar{C}^{n+1} - \bar{N} \cdot \bar{C}^n + \bar{f}),$$

где \bar{C}^n — вектор неизвестных, найденный на n -й итерации;

\bar{D} — диагональная матрица;

\bar{M}, \bar{N} — соответственно нижняя и верхняя треугольные матрицы, такие что $\bar{A} = \bar{D} + \bar{M} + \bar{N}$.

Рассмотрим случай, когда излив ЗВ будет происходить в течение некоторого времени, в результате чего может образоваться равномерно движущийся поток (конвективный механизм). Допустим, что естественное русло имеет трапециевидальную форму сечения, которое сохраняет неизменными пропорции (рис. 2).

При таких допущениях площадь живого сечения потока A можно определить по выражению $A = G / L$, где G — объем ЗВ, L — расстояние от места сброса ЗВ до истока водоема.

Используя усредненную площадь живого сечения, определим величину гидравлического радиуса: $R = A / P$, где P — смоченный периметр по-

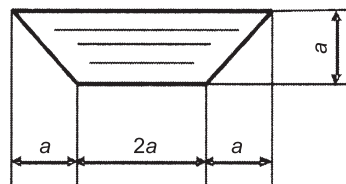


Рис. 2. Модель поперечного сечения русла

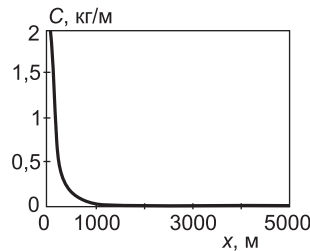


Рис. 3. Изменение концентрации ЗВ в водотоке при объеме ЗВ в 1 кг

тока. Для рассматриваемого русла площадь поперечного сечения будет равна $A = 3a^2$, а смоченный периметр $P = 4,828a$. При этом будем считать, что гидравлический уклон равен уклону дна.

Для определения скоростной характеристики потока W воспользуемся приближенной формулой $W = \frac{1}{n} R^{0,7}$, где n — коэффициент шероховатости (например, для неукрепленных русел с исключительно плохими условиями содержания $n = 0,04$).

Рассчитаем скорость движения потока по формуле $V = W \cdot \sqrt{I}$, где I — гидравлический уклон, который в первом приближении можно принять равным уклону дна русла.

Зная скорость движения потока и расстояние до истока водоема, можно оценить время начала загрязнения водоема: $t = L / V$.

При расчете количества ЗВ следует учитывать влажность почвы. В сухой период некоторая часть ЗВ при движении будет задерживаться на смоченной поверхности, образуя пленку толщиной δ , тогда объем осевшего на почву ЗВ будет равен $G_0 = A_c \cdot \delta$. Здесь $A_c = P \cdot L$ — площадь смоченной поверхности. В первом приближении толщину пленки можно принять равной 0,5 мм.

При движении жидкого ЗВ по природному руслу часть его будет просачиваться в грунт с последующим попаданием в грунтовые воды. Расход фильтрованного потока Q_ϕ определим по выражению $Q_\phi = k A_c I$, где k — коэффициент фильтрации (для супеси $k = 10^{-5} - 10^{-3}$ см/с). Примем в первом приближении $k = 10^{-4}$ см/с, $I = 1$.

После определения расхода фильтрационного потока можно оценить объем G_ϕ ЗВ, просочившегося в грунт, считая, что время фильтрации равно времени движения потока по руслу: $G_\phi = Q_\phi \cdot t$. Таким образом, объем загрязнения G_3 будет равен: $G_3 = G - G_0 - G_\phi$.

При наличии дождя можно считать, что ЗВ не будет оседать на поверхности, и предположить, что фильтрация будет вдвое меньше (двухкомпонентная жидкость). Для оценки времени начала загрязнения водоема можно использовать среднюю скорость данного водотока. Для более точного прогноза необходимо учитывать площадь водосбора и интенсивность осадков.

С учетом принятых допущений можно расчетным путем определить примерное время начала загрязнения истока водоема и ориентировочное количество ЗВ, попадающего в водоем. Например, если сброс ЗВ произойдет на расстоянии $L = 600$ м до истока реки при среднем уклоне дна сухого русла $I = 0,016$, то следует ожидать прямого попадания ЗВ в водоем только при больших количествах ЗВ (см. таблицу). В рассматриваемом примере для ЗВ с массой $G = 248,5$ кг время достижения истока реки будет составлять ориентировочно $t = 1,65$ ч, при этом количество загрязнения может составить $G_3 = 29,3$ кг.

В случае попадания ЗВ в проточный водоем можно оценить изменение концентрации в потоке. Предварительные расчеты показывают, что в этом случае можно пренебречь молекулярной диффузией. Следовательно, загрязнение будет распространяться со скоростью водотока. Если предположить, что изменение расхода водотока происходит пропорционально длине, то можно прогнозировать изменение концентрации ЗВ в водотоке. Пример расчета приведен на графике рис. 3.

Пример расчета времени и объема загрязнения

Масса ЗВ, кг	Время, ч	Количество, кг
5,76	—	—
44,1	—	—
248,5	1,65	29,3
500	1,29	251
1000	1,01	717
5000	35 мин	4060

Рассмотренные модели позволяют прогнозировать распространение ЗВ по сухим водотокам и в проточных водоемах в случаях возникновения аварийных ситуаций. Такие расчеты необходимы при планировании организационно-технических мероприятий в зонах, примыкающих к источникам загрязнения.

Информационная система (ИС), разработанная в среде программирования Visual Basic для реализации описанных алгоритмов, позволяет вести расчет и прогнозирование распространения ЗВ по одной или нескольким моделям на выбор пользователя с последующим сравнением полученных результатов с предельно допустимыми концентрациями веществ в водной среде. ИС содержит БД, хранящую информацию о водных объектах области, о химических элементах и ЗВ, о предельно допустимых концентрациях, разработанную в среде Microsoft Access. Для математических вычислений использовался универсальный мощный пакет MathCAD. Общая схема алгоритма работы программы представлена на рис. 4.

С помощью таблиц «Реки», «Озера», «Водохранилища» организуется представление речной сети в виде ориентированного графа и задаются веса соответствующих вершин и ребер.

Водные объекты уместно привязать к регионам, чтобы отметить принадлежность ребер к конкретной реке, либо бассейну, либо к определенному району области. Для этих целей добавлены в структуру БД еще три таблицы. Это разделение полезно также для сортировки объектов по регионам, что упростит дальнейший анализ и расчет.

Следует отметить, что разработанная структура БД, предназначенная для описания ориентированного графа, является не единственно возможной, однако на данный момент она кажется наиболее оптимальной.

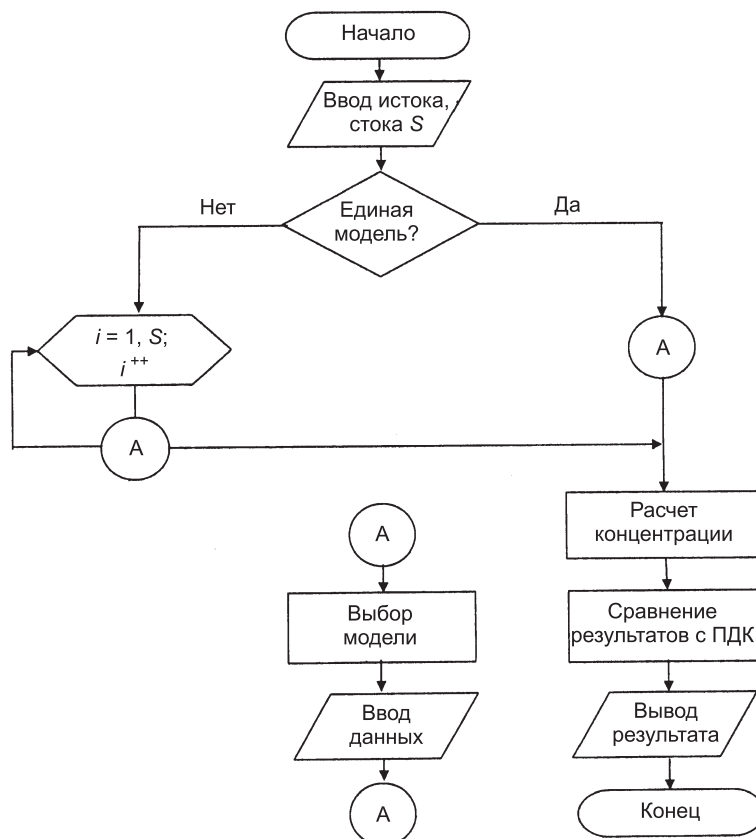


Рис. 4. Общая схема алгоритма работы программы

На стадии эксплуатации информационной системы структура БД может изменяться. Выбранная среда разработки Microsoft Access допускает оптимизацию БД на любом этапе.

Информационная система позволяет вести расчет и прогнозирование распространения ЗВ по одной или нескольким моделям на выбор пользователя с последующим сравнением полученных результатов с предельно допустимыми концентрациями веществ в водной среде.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тихонов А. Н. Уравнения математической физики / А. Н. Тихонов, А. А. Самарский. — Изд. 3-е, испр. и доп. — М.: Наука, 1966. — 724 с.

© Кузина В. В., Кошев А. Н., Сухов И. Ф., 2008

Получено 03.04.08

УДК 711.4–168:504.75

С. Г. ШЕЙНА, канд. техн. наук, доц., **Л. В. ГИРЯ**, асп. (Ростовский государственный строительный университет)

ОРГАНИЗАЦИОННО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ УПРАВЛЕНИЯ ЭКОЛОГИЧЕСКИМ РИСКОМ ПРИ РЕКОНСТРУКЦИИ ГОРОДСКОЙ ЗАСТРОЙКИ

Приводятся организационно-технологические основы управления экологическим риском реконструкции городской застройки. Для обеспечения реконструкции городской застройки предложена классификация основных показателей экологического риска, рассмотрена технология его картирования на примере г. Ростова-на-Дону.

Эффективность организационно-технологических решений при реконструкции городской застройки в современных условиях зависит от наличия информационной базы степени экологической опасности уже на начальной стадии проекта. Анализ информации о степени экологических рисков на территории городской застройки влияет на проектное решение как при выборе мероприятий по охране окружающей среды, так и по защите населения от негативного воздействия неблагоприятных факторов городской среды.

Под экологическим риском (ЭР) понимается мера опасности, характеризующая вероятность возникновения возможных негативных последствий для человека и окружающей среды [1]. Важным свойством риска является то, что *риском можно управлять*, т. е. использовать различные меры, позволяющие в определенной степени прогнозировать наступление рискованного события и принимать меры к снижению тяжести его последствий [2].

Управление экологическим риском при реконструкции городской застройки состоит из нескольких этапов:

- оценка риска;
- управление риском;
- мониторинг как контроль состояния окружающей среды.

Оценка риска выполняется на основе идентификации источников загрязнения и комплексной оценки территории для различных компонентов ОС (атмосферы, почвы, водных объектов и др.).

Комплексная оценка территории по факторам экологического риска включает анализ интегральных показателей загрязнения атмосферы, почвы, шумового, водных объектов. Разработанная классификация экологи-

Классификация показателей экологического риска по степени загрязнения окружающей среды

Инженерно-экологические зоны	Зоны экологического риска							
	неопасная		малоопасная		опасная		чрезвычайно опасная	
	Баллы							
	1–5		6–10	11–15	16–20		21–25	
Индекс загрязнения атмосферы (ИЗА)	<2	2–5		10–15		16–32		>32
Загрязнение питьевой воды (по отклонению количества показателей от норм, %)	<20			20–40	40–60		60–80	80–100
Шумовая нагрузка днем, дБ	<55	60–64		65–74		75–81		>81
Загрязнение водных объектов (ИЗВ) (острая токсичность, %)	<0,2	>(0,2...1)	>(1...2)	>(2...4)	>(4...6)	>(6...10)	> 10	
Суммарный показатель загрязнения $Z_c = \text{сумма } C/C_{\phi} - (n-1)$	< 16		16–32		32–80		> 128	
Загрязнение твердыми отходами (коп. свалки, балл)	0–4		4–8	8–12		12–16		16–20
Радиационное загрязнение (эффективная эквивалентная доза излучения, м ³ /год)	0–1		1–5	5–20		20–50		> 50

ческого риска (1 — неопасная, 2 — малоопасная, 3 — опасная, 4 — чрезвычайно опасная) базируется на расчете интегрального показателя загрязнения основных компонентов окружающей среды (см. таблицу).

Технология картирования опасных экологических процессов (рис. 1) состоит в последовательном наложении электронных карт по загрязнению атмосферы, почвы, шумового воздействия от автотранспорта, индексу загрязнения воды на основе использования ГИС-технологий.

Предложенная методика оценки экологического риска и технология его картирования позволили выполнить зонирование территории г. Ростова-на-Дону (рис. 2) по степени экологического риска. Исходными данными являлись:

— генеральный план г. Ростова-на-Дону, разработанный НИИ Урбанистики г. Санкт-Петербурга на 2008–2025 г.;

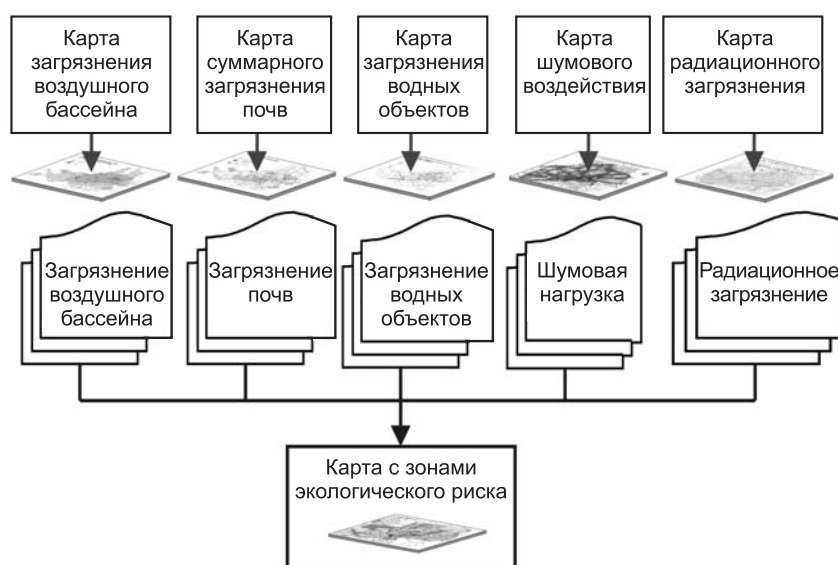


Рис. 1. Алгоритм технологии картирования опасных экологических процессов



Рис. 2. Электронная карта с зонами экологического риска г. Ростова-на-Дону

— данные шумового загрязнения территории г. Ростова-на-Дону, полученные на кафедре ГСХ РГСУ;

— данные комплексного эколого-геохимического наблюдения за состоянием природной среды, приведенные специалистами ТЦ «Ростовгеомониторинг» под руководством д-ра биол. наук В. В. Приваленко.

Анализ исследований [1, 2] позволил выделить 3 группы методов управления экологическим риском.

1. *Передача ЭР* — это передача ответственности третьим лицам при сохранении существующего уровня ЭР. К этой группе относится экологическое страхование, т. е. передача риска под ответственность страховой компании или любому третьему лицу за определенную плату, на договорных условиях.

2. *Сохранение ЭР* подразумевает сохранение риска на том же уровне за инициатором намечаемой хозяйственной деятельности, что не всегда означает отказ от любых действий, направленных на уменьшение риска. При сохранении риска инициатор хозяйственной деятельности принимает его на себя, т. е. оставляет под свою ответственность.

3. *Снижение ЭР* — уменьшение возможного негативного воздействия на ОС и здоровье населения. Мероприятия по снижению экологического риска по охране среды делятся на две группы — зонально-территориальные и локальные методы.

Выбор метода управления экологическими рисками при реконструкции и соответствующего варианта мероприятий полностью определяется уровнем риска. Исходя из принятой классификации ЭР, предложены соответствующие методы управления ЭР и сформированы варианты управленческих решений на основе реализации наборов мероприятий.

В неопасной зоне экологического риска (зона приемлемого риска) необходим набор превентивных мероприятий. Подбор дополнительных мероприятий по управлению экологическим риском при реконструкции не требуется, так как при допустимом уровне экологического риска негативное воздействие на ОС и здоровье населения не превышает установленных нормативов ПДК.

Для малоопасной и опасной зон экологического риска (зона приемлемого и неприемлемого риска) наиболее подходящий метод управления ЭР — снижение при проведении реконструкции с обязательной разработкой комплекса мероприятий для снижения риска до допустимого уровня.

Для чрезвычайно опасной зоны экологического риска (зона запрещенного риска) эффективный метод управления — передача через механизм экологического страхования и снижение ЭР, с обязательной разработкой комплекса мероприятий.

В рассмотренном выше перечне методов управления ЭР основным является метод его снижения. Он непосредственно должен быть реализован инвестором-застройщиком и требует оптимизации как со стороны экологической обоснованности временных затрат, так и со стороны экономической целесообразности принятых решений.

Все мероприятия по снижению риска при реконструкции можно разделить на две группы:

- ликвидация последствий воздействия факторов экологического риска, включающая разработку мероприятий по охране атмосферного воздуха, поверхностных и подземных вод, почв, охране городской среды от шума и электромагнитных полей в проекте;

- устранение причин возникновения факторов ЭР. В случае невозможности устранения — разработка мероприятий к источнику воздействия по уменьшению его влияния на окружающую среду.

Для информационного обеспечения процесса разработан программный модуль по управлению экологическим риском, который позволяет при выборе адреса объекта реконструкции или нового строительства определить комплекс мероприятий по снижению экологического риска для данного здания или территории.

Интерактивная связь картографической и фактографической баз данных позволяет инвестору получить необходимую информацию как на предынвестиционной стадии, так и в процессе эксплуатации объекта недвижимости.

ИАС «Управление экологическим риском» запускается из проекта «Экология» в программе ESRI ArcView 3.2.

В результате работы с ИАС при выборе на электронной карте территории или объекта можно получить семантическую информацию о степени экологического риска и предлагаемом комплексе мероприятий по его снижению либо передать ее в соответствии с разработанной методикой. Полученная информация является базовой для принятия эффективных организационно-технических решений при проведении реконструкции и нового строительства.

На ИАС «Управление экологическим риском» получено свидетельство [3].

Выводы. 1. Учет степени экологического риска на предынвестиционной стадии позволяет выбрать мероприятия по защите окружающей среды при разработке проекта реконструкции и нового строительства.

2. Разработанная классификация экологического риска и технология его картирования позволяют проводить мониторинг и выполнять прогноз развития неблагоприятных экологических процессов на территории муниципальных образований, выбрать эффективные организационные решения при реконструкции городской застройки.

3. Информационно-аналитическое обеспечение процесса управления экологическим риском представлено информационно-аналитической системой «Управление экологическим риском», базирующейся на использовании современных геоинформационных технологий и систем управления баз данных.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Черняковский Э. Р. Управление экологической безопасностью: Учебно-практическое пособие. — М.: Альфа-Пресс, 2007. — 248 с.
2. Страхова Н. А. Основы экологического управления и менеджмента / Н. А. Страхова, Г. Н. Соколова, И. В. Вейсенберг и др. — Ростов н/Д: Изд-во РГСУ, 2003. — 259 с.
3. Свид. № 20046612087 об официальной регистрации программы для ЭВМ «Управление экологическим риском» / Р. Б. Матвейко, С. Г. Шеина, Л. В. Гирия и др.: Опубл. 22.11.07.

© Шеина С. Г., Гирия Л. В., 2008

Получено 17.04.08

УДК 711.4.-168(571.1/.5)

А. Н. КЛЕВАКИН, канд. архит. (Новосибирская архитектурно-художественная академия)

ОБНОВЛЕНИЕ ПРОСТРАНСТВЕННОЙ СРЕДЫ СИБИРСКИХ ГОРОДОВ

Показано, что процесс обновления материально-пространственной среды сибирских городов в индустриальную эпоху принимает крайнюю форму реконструкции — замещение старого новоделом. Причины выявленного явления кроются в несогласованности двух традиций проектного дела — преимущественная ориентация градостроительного проектирования на освоение новых территорий и охранное проектирование, призванное сберегать образцы материально-пространственной среды как закрытые музейные экспонаты.

Примечательно, что обновление материально-пространственной среды сибирских городов в индустриальную эпоху разворачивается по сценарию, предполагающему крайнюю форму реконструкции, — замещение старого новоделом. В 1960-е гг. в Новосибирске исчезает характерная для сибирских городов деревянная застройка вдоль улицы Ленина, участки каменной застройки конца XIX в. вдоль Красного проспекта и т.д.

К началу XXI столетия состояние культурного наследия сибирских городов приблизилось к критической отметке. В одном из самых старых городов — Томске, некогда центре освоения региона, количественный состав деревянных строений стал резко сокращаться. За период 1984–2003 гг. их число сократилось в 1,5 раза. Процесс «исчезновения», по замечанию свидетелей, приобрел лавинообразный характер. При этом никакие усилия общественных организаций, местной власти, помощь международных организаций, столичной общественности, действующее законодательство не смогли предотвратить разрушение и утраты.

В средствах массовой информации появились сообщения, из которых становится понятно, что деревянный Томск под угрозой полного уничтожения. Данный факт явился свидетельством беспомощности культурного, промышленного, вузовского центра перед проблемой включения культурного наследия в современную жизнь сибирского города.

Причины постепенного вывода культурного наследия из активной жизни старгородских центров на рубеже XXI в. кроются в особенностях организации проектного дела, основы которого определяются идеологией индустриального города в советский период времени. Первоначально, в период своего становления, советская система проектного дела отрицала старый город как категорию, имеющую право на существование. Преимущественная ориентация системы градостроительного проектирования на решение производственных задач по сравнению с задачами обеспечения

жизнедеятельности поселения в явной форме начала проявляться в 30-е гг. XX столетия в эпоху индустриализации.

В рамках такой традиции проектирования разработка генеральных планов городов, имеющих в своей структуре районы и части старой застройки, принципиально ничем не отличалась от разработки генеральных планов новых городов. Градообразующая основа объекта проектирования продолжала задавать подход к организации системы общественного обслуживания, решению структуры, расчету основных показателей. Специфика объекта проектирования определялась набором предприятий. Одной из основных составляющих пространственного развития оставалась территориальная экспансия и снос застройки, неудобной с точки зрения использования индустриальных методов строительства.

Так, генеральный план Ачинска, разработанный в 1997 г., не вытекал из логики функционирования его структуры. Несмотря на то, что на момент разработки генерального плана страна испытывает экономический кризис, предлагаемые проектные решения выполняются так, как будто бы Ачинск испытывает невиданный экономический подъем, а промышленные предприятия не прекратили функционирование, а продолжают работать. Проект, прошедший согласование во всех инстанциях, включая столичный, местный уровни, указывает на необходимость максимального увеличения территории города и сохранение его прежней специализации [1].

Такой подход к определению «перспективы» пространственного развития города определялся ценностями прогресса, технологии, массового производства, покорения природы и территориальной экспансией индустриального города на деревенское окружение. Предполагалось, что в результате этой экспансии осуществится срастание промышленных центров с селами.

Вторая традиция советского проектного дела — охранительное проектирование. Эта традиция первоначально возникает независимо от сферы градостроительства, имеет институциональное закрепление в министерстве культуры и фокусируется на работе с отдельными объектами, имеющими историческое, культурное значение.

Проект охранных зон как отражение охранительного проектирования выполнялся независимо от проекта генерального плана, поскольку полностью не вписывался в идеологию социалистического города, проектный подход и индустриальные методы строительства. Охранительство в своей основе предполагало сохранение и сбережение образцов и элементов, представляющих культуру прошлого. В силу условий, в которых находилась наша страна, сохранение было возможным лишь в пассивной форме, когда образцы культуры, архитектуры сберегаются как экспонаты прошлых эпох, а не как средовые объекты.

Позже охранный проект расширил рамки своего влияния и контроля до рамок градостроительного искусства и целых частей городской структуры. В системе централизованного проектного дела было найдено место для института, призванного отвечать за комплексный подход к охранным делам в городах. Сегодня это самостоятельная и самодостаточная область, воспроизводящая нормы работы с «историческим наследием» как таковым.

В соответствии с проектом охранных зон историческая часть города изымалась из повседневной жизнедеятельности и превращалась в музей [2]. Так, в результате привлечения специалистов, отвечающих за сохранение прошлого, Ачинск из города со старым центром и новыми индустриальными районами на периферии превращается в город с «зоной охраны центрального района» и «зоной будущего центра». Активная жизнь покидает старгородскую часть, но не найдя готовую для принятия новых

Ни первая, ни вторая традиция проектного дела не опирались на практику участия широких слоев населения в процессе обновления городов. За весь период господства централизованной системы управления городами местные сообщества не смогли выработать порядок и правила, в соответствии с которыми было бы возможно самостоятельно делать выбор пути развития пространственной среды.

В силу разделения проектного дела на две самостоятельные части интересы города, интересы сообщества не включались и не рассматривались. Всякий проект предлагал вариант изменений, которые всегда

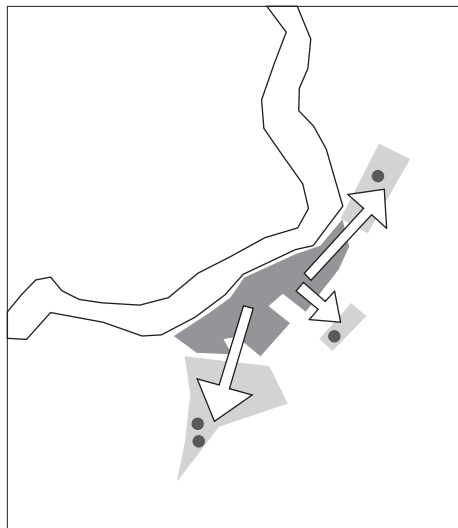


Рис. 1. Ачинск. Несогласованность стратегий индустриального развития и сохранения культурного наследия обуславливает усиление центробежной тенденции и лишает старгородскую часть активной жизнедеятельности

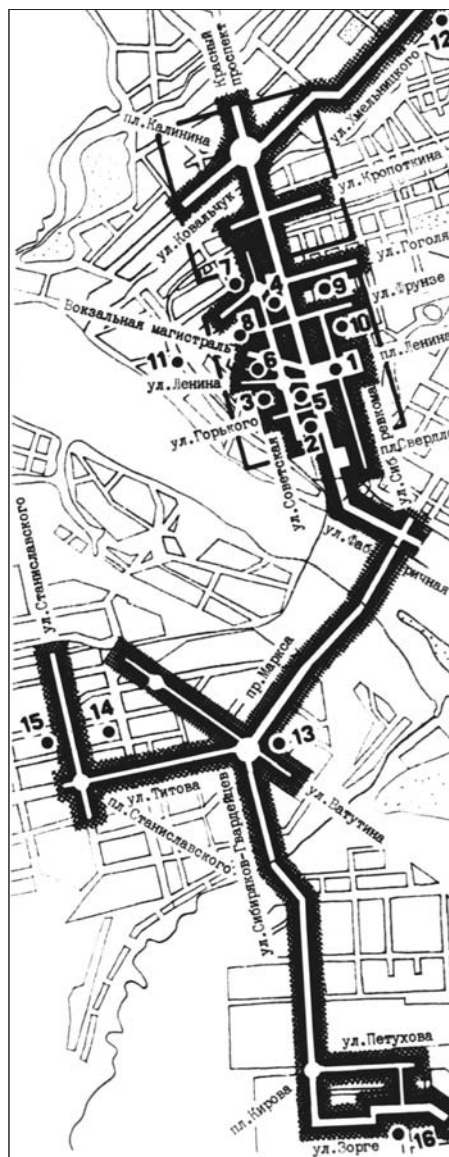


Рис. 2. Пространственное восприятие центральных элементов жителями г. Новосибирска. Обследование 1985 г.

оставались односторонними, поскольку не задействовали потенциал низовой инициативы. Энергия городского творчества не имела реализации по причине противопоставленности двух традиций проектного дела друг другу.

Ресурсы и потенциал исторического города с его индустриальной составляющей не получают комплексной оценки. В пояснительной записке к проекту генерального плана отсутствует достоверная информация, из которой можно было бы судить об особенностях Ачинска, определяемых прошлым города. Об историческом центре Ачинска в проекте генерального плана упоминается между делом и ни слова не говорится о сложившихся старых кварталах, состоянии природных элементов, входящих в структуру города, характеристике значимых объектов, памятных местах, уникальности среды. Вот почему ни один специалист, ни один руководитель не могут воспользоваться проектом генерального плана, поскольку в нем нет главного — знания о задачах, которые может решить город и его жители на момент кризисной ситуации, в которой находится город на рубеже 2000 г.

Длительное время государственная машина градостроительного проектирования стремилась монополизировать право на представления о путях пространственного развития общегородских центров. Ситуация противостояния внутри архитектурно-градостроительного цеха не позволила придать результатам научных исследований 70–80-х гг. статус общественно значимых. Взамен отодвинутого на второй план фундаментального знания вот уже три десятка лет общество вынуждено было испытывать переход от одной импровизации к другой. Вне поля видимости оказались процессы обновления наиболее значимых частей городов — центральных районов. Упорно игнорируя «прописанность» процессов городской деятельности в реальном пространстве ядер и старогородских районов городов, основное внимание сосредоточивается исключительно на новых территориях. В условиях большого пространства Сибири и расчлененности структуры городов продолжающееся рассредоточение функций не обеспечивает целостность территории.

Механизм пространственного развития общегородского центра, определяющий единство и целостность каркаса города, был описан еще во второй половине 70-х гг. прошлого века. В соответствии с этим механизмом зрелость пространственной среды центра или степень развитости общегородских функций определяется структурными изменениями в городе, заключающимися в выделении собственно центральных (уникальных) функций, концентрирующихся в зоне ядра и огибающих его кольцом периферийной зоны, которая становится местом размещения более массовых функций [3].

Исследование функционально-пространственных свойств среды центра Новосибирска в 80-е гг. прошлого века позволило зафиксировать, что традиционные представления о строении общегородского центра в условиях города с расчлененной структурой претерпевают преломление. Реальные процессы средообразования и выделение центральных элементов среды обуславливаются сохранением на протяжении длительного времени автономных частей. Индустриальный период истории порождает кристаллизацию старогородских ядер — наряду с центральной частью на удаленной периферии возникают районы, выполняющие заметную роль в жизнедеятельности города.

По сравнению с другими районами удаленной периферии — участками индивидуальной и микрорайонной застройки, старогородские ядра имеют ряд преимуществ. Эти преимущества определяются сложившейся системой обслуживания, мелкоструктурностью пространственного строения и наличием зеленых насаждений. Три выделенных качества в условиях си-

бирских городов приобрели ключевое значение. Короткая и бурная история не создала иной альтернативы среде районов соцгорода. Отдельные старые районы по своей роли в жизнедеятельности периферии начинают соперничать с ядром центральной части города. Автономное существование отдельных частей периферии и ослабленная роль центральной части вынуждает население обходиться услугами «местного уровня» [4].

Картина распределения центральных элементов в старогородских частях радикально не изменилась за восемнадцать лет, прошедших между двумя обследованиями, проведенными в г. Новосибирске. Количественные приращения новых функций осуществляются в направлении уплотнения главных единиц пространственного каркаса (ул. Б. Хмельницкого, улица и пл. Станиславского). Заложенная в 50-е гг. квартальная структура испытала замену жилых функций периметра на обслуживающий профиль (рис. 2). Подцентры обслуживания, возникшие в эпоху индустриального развития, не теряют своей значимости в восприятии населения, но и не получают необходимой поддержки для обновления на рубеже веков. Рост удаленной периферии и возрастание внешних нагрузок требуют необходимых реконструктивных мероприятий. Разовые мероприятия, точечное новое строительство, перепрофилирование производственных зон под торгово-коммерческое назначение не могут заменить комплексную реконструкцию жилых кварталов, наметить переход к политике конверсии промышленности города.

Повышение роли центральных пространств в районах массовой застройки 60–70-х гг. периферийных частей г. Новосибирска связано с освоением участков незастроенных территорий, повышением роли транспортно-пересадочных узлов в Левобережной части. Процесс концентрации функций в первую очередь происходит вдоль главных улиц, а позже по периметру микрорайонной застройки (пр. Маркса, улицы Ватутина, Станиславского, Титова). Наблюдается полная замена жилых функций на торговые, обслуживающие, деловые. В уровне первого этажа располагаются магазины, салоны, другие учреждения обслуживания. Подвальные помещения жилой застройки, ранее используемые для хозяйственных нужд населения, начинают задействоваться в коммерческих целях. Позже активизируются малые улицы, примыкающие к главным магистралям района.

Освоение площадок с объектами долгостроя, оставшимися в наследство от советской эпохи, имеет затяжной характер (пл. Маркса). Размещение крупных объектов, открытие станции метро и наличие транспортных коммуникаций не обеспечивает запуск процессов интенсивного насыщения среды. Первоначально территория делится на мелкие участки и сдается в аренду частным предпринимателям. Прохождение через микрорыночную кампанию, возведение больших строений в сумме не обеспечивается качеством архитектуры и не складывается в комплексное решение. Участок не имеет инфраструктуры, обеспечивающей взаимосвязь внешних и внутренних потоков. Локальность вводимых в эксплуатацию объектов не соответствует сложности нагрузок, испытываемых с удаленной периферии.

Большинство районов массовой застройки продолжают получать спонтанно вводимые объекты, в целом не приобретая специализации. Скороспелые решения по присвоению официального названия отдельным участкам намного опережают процессы пространственного формирования и обустройства. Участки получают имена площадей и улиц, не имея застроенного периметра и значимых объектов.

Схема отображения негативных элементов среды части города, складывание которой осуществлялось в индустриальную эпоху, свидетельствует, что со сменой эпох негативные качества среды не исчезают автоматически сами собой, а требуют направленных мероприятий как градостроительного, так и социального характера.

Сохранение неблагоустроенных бараков по ул. Степной, в районе рынка (ул.Чехова) напоминает жителям о нерешенности проблем района. Эти участки, а также отдельные другие фрагменты улиц, по мнению жителей, должны быть благоустроенными в первую очередь. В качестве напоминания о проблемах, оставшихся со времени 60-х гг. прошлого века, остается недостроенная гостиница на пл. Маркса. Длительное время постоянное беспокойство для жителей вызывали «подъезды к местам торговли и планировка проезжей части у вещевого рынка».

По сравнению с районами периферийной зоны в центральной части в качестве главных выделяется более широкий набор пространственных единиц. Наряду с участками улиц и отдельными местами в ходе второго обследования были выделены — театры, парки, «отдельные жилые дома», учебные заведения, «дорогие магазины» и т.д. (рис. 3).

Рис. 3. Пространственное восприятие центральных элементов жителями г. Новосибирска. Обследование 2003 г.

1 — районы массовой застройки 60–70-х гг.; 2 — старгородские районы

В одном ряду с перечисленными элементами важное значение имеют микроэлементы — «сквер» и «пятачок». Как и в первом опросе, в настоящий период для определенной части опрошенных центральность связывается с «частью города».

Дислокация центральных элементов типа «точка» указывает на то, что в настоящий момент происходит процесс насыщения центра отдельными объектами. Наращивание функционального и пространственного потенциала осуществляется в форме отдельных точечных преобразований в северном, частично в южном секторах. Западный и северо-западный сектор центра города продолжает оставаться закрытым для роста. Здесь на момент проведения опроса не производится никаких радикальных вторжений. Восточный сектор центрального ядра города в представлениях жителей продолжает оставаться не нагружен центральными элементами. В качестве значимых здесь выделено лишь два элемента. Примечательно, что известная кампания переноса общегородского ядра из центральной части в юго-восточном направлении на октябрьскую часть не находит подкрепления в реальности функционирования и взаимодействия городских процессов.

Как и в периферийных районах индустриального периода, в старом центре г. Новосибирска вопросы реконструкции продолжают волновать население. Указывается на «ветхое состояние жилых дворов и инженерной инфраструктуры», «определенную неухоженность представительских мест». В общий перечень негативных качеств среды попадают изменения, связанные с новым строительством. Это, прежде всего, «возникновение элитного жилья и дорогих офисов». Кроме того, негативную оценку получает общий подход к вопросу обновления. При бесконечном ремонте офисных помещений и благоустройстве «мест у входа в здание» основная часть улиц остается в бесхозном состоянии.

Проведенный сопоставительный анализ материалов диагностики среды г. Новосибирска позволяет констатировать, что процесс обновления пространственной среды старогородских центров Сибири на рубеже XXI в. оказался заторможен. Выработанная в недрах централизованного планирования советского времени система проектирования городов направлялась на освоение новых территорий, позже приобрела дополнение охранным проектированием, призванным сберегать образцы материально-пространственной формы в пассивной форме как музейные экспонаты прошлых эпох. Обе традиции проектного дела развивались и существовали автономно, не взаимодействуя между собой и не вырабатывая механизмы развития. Проектные документы совмещали в себе два взаимоисключающих подхода. Это обусловило крайние формы реконструктивных мероприятий, выключение из активной жизнедеятельности и утрату значимых объектов и фрагментов пространственной среды. Без внимания оказалась сущностная категория сибирского города — образцы индустриального периода развития городов. Части города и районы застройки 30–80-х гг., определившие импульсы становления планировочной структуры прошлого века и обеспечивающие современную жизнь городов, выпали из поля зрения властей, представителей обеих частей проектного цеха.

Целостность включения историко-культурного наследия сибирских городов в процесс урбанизации в XXI в. предполагает переход к новому подходу проведения реконструктивных мероприятий. Этот подход вытекает из необходимости активного включения старогородских ядер и сложившихся районов в жизнедеятельность городов. Образцы среды прошлой индустриальной эпохи должны получить техническое и инфраструктурное обустройство.

Выводы. 1. В настоящий период времени из поля зрения профессиональных проектировщиков и управленцев выпала весьма ценная категория среды сибирского города. Без внимания оказались производственно-селитебные образования до- и послевоенного времени, портовые, производственные и промышленные сооружения эпохи индустриализации. Современное использование данного типа участков связано с включением в активную жизнедеятельность, наделение новыми значениями, определяемыми публичным характером их использования.

2. «Сложившиеся районы» индустриального периода являются носителями не только короткой и бурной истории сибирских городов, но и способны выполнить роль «цивилизованного образца в новых условиях», готовы показать свою социальную эффективность. Пространственная среда этого типа промышленно-селитебных поселений сохраняет традиционную улично-квартальную структуру. Благодаря наибольшему удельному весу общегородских объектов, благоприятным транспортным условиям, эта территория обладает высокой притягательностью для населения всего города, характеризуется наивысшим уровнем потребительской активности.

3. Комплекс проектных разработок, выполняемых нами для г. Куйбышева, предполагает выделение района соцгорода в качестве составной части общегородского центра. Предлагаемая концепция построена на замене ряда функций, утративших свой статус в условиях нового времени. Проектное решение — платформа для реализации местным населением накапливаемого «символического потенциала» Каинск — индустриальный Куйбышев — будущий центр Новосибирской агломерации. Акцент в большей степени делается не на новое строительство, а на реконструкцию и обустройство существующих сложившихся районов, территорий и зон.

4. Наряду с традиционной застройкой и малоэтажным усадебным домом в качестве эталона пространственной среды предлагается квартальный тип среды с присущими ей атрибутами — улица, квартал, пространство общего пользования внутри квартала, двор и т. д. [5, 6].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Разработка контактных зон и схема расселения г. Ачинска с целью рационального решения внешней транспортной сети, рекреационных возможностей и размещения переселенцев. Генеральный план г. Ачинска // Пояснит. зап. Т. II. — Красноярск: Красноярскгражданпроект, 1995.
2. Ачинск. Проект зон охраны памятников истории и культуры. Т. 3. — СПб.: Ленгипрогор, 1995.
3. Шпаковская Е. С. Пространственное развитие общегородского центра в структуре крупного города: Автореф. ... канд. дис. — М., 1977.
4. Клевакин А. Н. Функционально-пространственное развитие центра крупнейшего города с расчлененной структурой (на примере Новосибирска): Автореф. дис. ... канд. архит. / А. Н. Клевакин. — М., 1989.
5. Проект детальной планировки центра г. Куйбышева НСО. Пояснит. зап. СибНИИ градостроительства. — Новосибирск, 2008. — 26 с.
6. Правила землепользования и застройки города Куйбышева Куйбышевского района Новосибирской области. — Куйбышев, 2008. — 191 с.

© Клевакин А. Н., 2008

Получено 17.03.08

НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

УДК 624.011.1.045

В. И. ЖАДАНОВ, канд. техн. наук, доц., **Е. В. ТИСЕВИЧ**, инж. (Оренбургский государственный университет);
Г. И. ГРЕБЕНЮК, д-р техн. наук, проф. (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ АЛГОРИТМОВ РАСЧЕТА НЕЛИНЕЙНО-ДЕФОРМИРУЕМЫХ РЕБРИСТЫХ СЖАТО-ИЗГИБАЕМЫХ ПАНЕЛЕЙ НА ОСНОВЕ ДРЕВЕСИНЫ

Сообщение 1

Приведены усовершенствованные алгоритмы расчета сжато-изгибаемых нелинейно-деформируемых ребристых панелей, разработанные на основе «балочной» расчетной схемы. Рассмотрены различные типы поперечных сечений и условий закрепления опор панелей. Даны выражения для определения коэффициента приведения обшивки, позволяющего учесть фактическую степень ее участия в общей работе конструкции. Показана целесообразность применения крупноразмерных панелей как конструкций, совмещающих несущие и ограждающие функции. Приведены результаты расчетов опытных конструкций и их сравнение с экспериментальными данными.

Развитие базы клееных деревянных конструкций обусловило техническую возможность и экономическую целесообразность применения в зданиях и сооружениях различного назначения ребристых плит покрытий и панелей стен на деревянном каркасе с наибольшими габаритными размерами, допустимыми по технологическим параметрам и условиям транспортабельности. Наиболее ярко преимущества крупноразмерных ребристых конструкций проявляются при совмещении ими несущих и ограждающих функций, когда основные продольные ребра выполняют роль колонн или балок перекрытий, а обшивки, включенные в общую работу плиты или панели, вместе со вспомогательными элементами являются ограждениями зданий и сооружений. Вариант конструктивного решения совмещенной панели, разработанной авторами, показан на рис. 1.

Характерным отличием совмещенных стеновых панелей от ограждений, навешенных на колонны, является совместная работа на сжатие с изгибом, когда сжимающая нагрузка от вышерасположенных конструкций передается непосредственно на продольные ребра, а изгибающая ветровая нагрузка может быть приложена как к основным ребрам, так и по всей площади конструкции в зависимости от конкретного конструктивного решения панели. В отличие от изгибаемых плит на основе древесины, методика расчета которых изучена достаточно подробно [1–3], существующие алгоритмы проектирования совмещенных нелинейно-деформируемых ребристых сжато-изгибаемых панелей недостаточно достоверно отражают условия совместной работы обшивок и ребер, особенно при наличии подкрепляющих элементов. Во многих случаях это приводит к несоответствию расчетных моделей реальному поведению конструкции при воздействии экспериментальных нагрузок.

С целью адекватной оценки напряженно-деформированного состояния совмещенных сжато-изгибаемых панелей авторами предпринята попытка усовершенствования алгоритмов их расчета. На первом этапе рассмотрим «балочную» расчетную схему. Пусть каким-либо образом закрепленная по контуру стеновая панель загружена по двум кромкам продольной сжимающей нагрузкой q_1 , а по боковой поверхности — поперечной нагрузкой q_2 (рис. 2). В качестве «стержневой» расчетной схемы

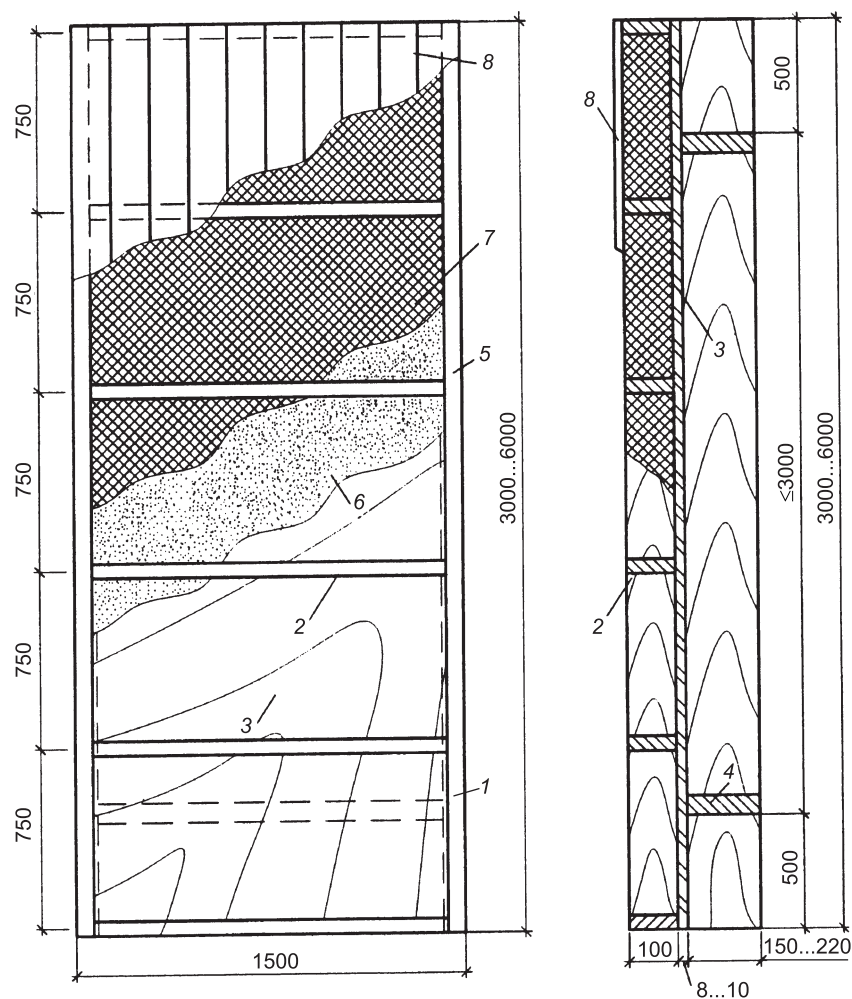


Рис. 1. Вариант конструкции совмещенной стеновой панели с фанерной обшивкой

1 — основные ребра; 2 — вспомогательные ребра; 3 — фанерная обшивка; 4 — диафрагмы; 5 — обрамляющие ребра; 6 — паронизолация; 7 — утеплитель; 8 — декоративная обшивка

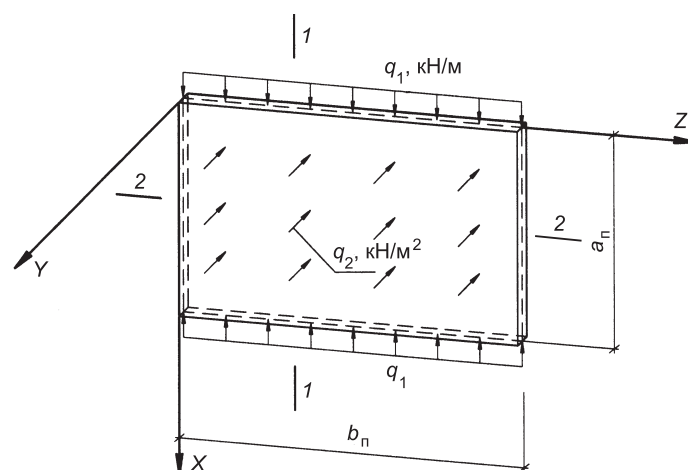


Рис. 2. Схема нагружения сжато-изгибаемой панели продольной сжимающей нагрузкой q_1 и поперечной изгибающей нагрузкой q_2

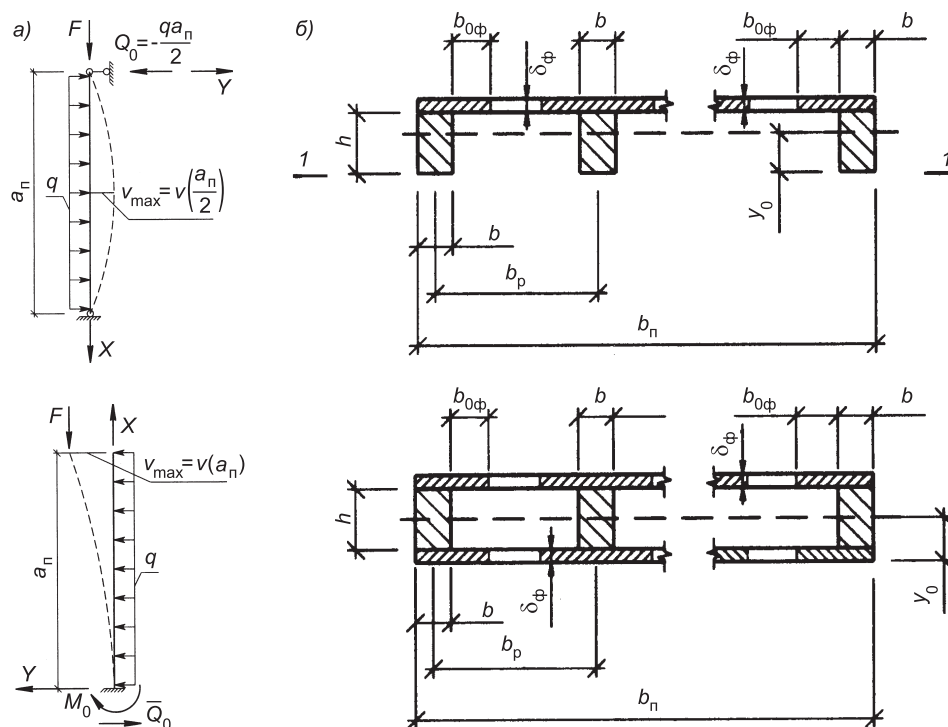


Рис. 3. Продольно-поперечный изгиб шарнирно опертой панели и панели с защемленной опорной частью

а — расчетные схемы; б — варианты поперечных сечений

панели рассмотрим схему, соответствующую продольно-поперечному изгибу шарнирно опертой или защемленной одним концом балки (рис. 3).

По аналогии с расчетом большеразмерных изгибаемых плит [3] будем полагать, что обшивка лишь частично вовлекается в работу сечения совместно с основными ребрами. В этом случае степень участия обшивки в общей работе конструкции оценивается коэффициентом приведения $k_{об}$. Экспериментально-теоретические исследования, проведенные авторами, показали, что коэффициент $k_{об}$ может быть определен по формуле:

$$k_{об} = k_b \cdot k_e \cdot k_l, \quad (1)$$

где k_b — коэффициент приведения обшивки для изгибаемых элементов, зависящий от шага основных ребер b_p и толщины обшивки δ :

$$k_b = 0,042\delta^2_{\phi} + 0,227\delta_{\phi} + 0,556 \text{ при } b_p = 750 \text{ мм},$$

$$k_b = 0,029\delta^2_{\phi} + 0,151\delta_{\phi} + 0,337 \text{ при } b_p = 1500 \text{ мм}, \quad (2)$$

$$k_b = 0,014\delta^2_{\phi} + 0,076\delta_{\phi} + 0,199 \text{ при } b_p = 3000 \text{ мм};$$

k_e — корректировочный коэффициент, учитывающий действие продольных сжимающих сил;

k_l — корректировочный коэффициент, учитывающий соотношение шага основных ребер b_p к пролету панели a_n .

Значение коэффициента k_e можно определить с достаточной для практических целей точностью (степень погрешности не более 3%) по аппроксимационной формуле

$$k_e = 1 - 0,09\sqrt{N \cdot c / M}, \quad (3)$$

где N — расчетное продольное усилие, кН;

M — расчетный изгибающий момент, кНм;

$c = 1$ м — коэффициент на единицу измерения.

Коэффициент k_l зависит от фактического соотношения b_p/a_n и его значение можно записать в виде (степень погрешности не более 5%):

$$k_l = 1,2 - 0,4\sqrt{b_p/a_n} \text{ при } b_p/a_n > 0,25, k_l = 1 \text{ при } b_p/a_n \leq 0,25. \quad (4)$$

Отметим, что вышеприведенные формулы при незначительной погрешности отличаются простотой и удобством использования, в том числе в автоматизированных расчетах. При необходимости точного определения коэффициента $k_{об}$ можно использовать стандартные программные расчетные комплексы типа «SCAD», «Лира», «COSMOS» и им подобные.

Зная значение $k_{об}$, можно определить геометрические характеристики поперечного сечения панели. Приведем пошаговый алгоритм такого определения с учетом наличия одной или двух обшивок, причем в случае двухсторонней обшивки сохраняется симметрия сечения.

1. Расчетная ширина фанерной обшивки равна

$$b_{\phi} = 2b_{\phi} (m_{ор} - 1) + b \cdot m_{ор} = k_{об} (b_n - b \cdot m_{ор}) + b \cdot m_{ор}, \quad (5)$$

где $k_{об}$ — коэффициент приведения обшивки, зависящий от шага ребер;

$m_{ор}$ — число основных ребер панели;

b — ширина поперечного сечения основных ребер.

2. Площадь приведенного сечения панели

$$A_{пр} = A_d + n A_{\phi}, \quad (6)$$

где $A_d = m_{ор} b h$ — площадь поперечного сечения деревянных ребер;

$n = E_{\phi} / E_d$ — коэффициент приведения фанеры и древесины;

A_{ϕ} — площадь поперечного сечения фанерных обшивок:

$A_{\phi} = b_{\phi} \phi$ — в случае односторонней обшивки;

$A_{\phi} = 2b_{\phi} \phi$ — в случае двухсторонних обшивок;

h — высота поперечного сечения основных ребер.

3. Приведенный статический момент сечения относительно оси 1-1 для случая с односторонней обшивкой:

$$S_{пр} = \frac{1}{2} m_{ор} \cdot b \cdot h^2 + n \cdot A_{\phi} \cdot \left(h + \frac{\delta_{\phi}}{2} \right). \quad (7)$$

4. Положение центральной оси приведенного сечения определяется величиной y_0 (см. рис. 3):

— односторонняя обшивка: $y_0 = S_{пр} / A_{пр}$; (8)

— двухсторонняя обшивка: $y_0 = 1/2 (h + 2\delta_{\phi})$. (9)

5. Момент инерции приведенного сечения относительно центральной оси равен:

— односторонняя обшивка:

$$I_{пр} = m_{ор} \cdot \left(\frac{b \cdot h^3}{12} + b \cdot h \cdot \left(y_0 - \frac{h}{2} \right)^2 \right) + n \cdot b_{\phi} \cdot \delta_{\phi} \cdot \left(h - y_0 + \frac{\delta_{\phi}}{2} \right)^2; \quad (10)$$

— двухсторонняя обшивка:

$$I_{пр} = m_{ор} \cdot \frac{b \cdot h^3}{12} + 2n \cdot b_{\phi} \cdot \delta_{\phi} \cdot \left(\frac{h + \delta_{\phi}}{2} \right)^2. \quad (11)$$

Определим усилия, перемещения и напряжения в панелях на основе точного решения при продольно-поперечном изгибе. При $E_d I_{пр} = \text{const}$, $q = \text{const}$, общее решение по методу начальных параметров дифференциального уравнения продольно-поперечного изгиба стержня имеет вид [4]:

$$v(x) = v_0 + \frac{\Theta_0}{k} \cdot \sin kx + \frac{M_0}{k^2 \cdot E \cdot I} (1 - \cos kx) + \frac{\bar{Q}_0}{k^2 E_q I_{np}} \cdot \left(x - \frac{\sin kx}{k} \right) - \frac{q}{k^2 E_q I_{np}} \cdot \left(\frac{\cos kx}{k^2} + \frac{x^2}{2} - \frac{1}{k^2} \right), \quad (12)$$

где (x) — функция прогибов сечений;

v_0 — начальный прогиб;

Θ_0 — начальный угол поворота;

$\bar{Q}_0 = \frac{qa_n}{2}$ — начальная «балочная» поперечная сила;

$$k = \sqrt{\frac{F}{E_q I_{np}}}; \quad F = q_1 \cdot b_n; \quad q = q_2 \cdot b_n;$$

a_n — расчетная длина панели; b_n — ширина панели.

Рассмотрим различные условия закрепления концов панели, наиболее распространенные в строительной практике (см. рис. 3).

Шарнирно опертая панель. Учитывая граничные условия $v_0 = 0$, $M_0 = 0$, $\bar{Q}_0 = \frac{q \cdot a_n}{2}$, $v(a_n) = 0$, получим

$$\Theta_0 = \frac{k}{\sin k \cdot a_n} \left(\frac{q \cdot a_n}{2F} \left(a_n - \frac{\sin k \cdot a_n}{k} \right) \right) - \frac{q}{F} \left(\frac{\cos k \cdot a_n}{k^2} + \frac{a_n^2}{2} - \frac{1}{k^2} \right), \quad (13)$$

$$v_{\max} = v\left(\frac{a_n}{2}\right) = \frac{\Theta_0}{k} \sin k \frac{a_n}{2} - \frac{qa_n}{2F} \left(\frac{a_n}{2} - \frac{\sin k \frac{a_n}{2}}{k} \right) + \frac{q}{F} \left(\frac{\cos k \frac{a_n}{2}}{k^2} + \frac{a_n^2}{8} - \frac{1}{k^2} \right), \quad (14)$$

$$M_{\max} = M\left(\frac{a_n}{2}\right) = E_d I_{np} \left(-k \Theta_0 \sin k \frac{a_n}{2} - \frac{qa_n}{2F} k \sin \frac{ka_n}{2} + \frac{q}{F} \left(-\cos k \frac{a_n}{2} + 1 \right) \right), \quad (15)$$

$$|Q|_{\max} = |Q(0)| = F \cdot \Theta_0 + \frac{q \cdot a_n}{2}. \quad (16)$$

Защемленная панель. Граничные условия $v_0 = 0$, $\Theta_0 = 0$, $\bar{Q}_0 = -q \cdot a_n = Q(0)$.

После преобразований получим

$$M_0 = M_{\max} = \frac{q \cdot a_n \cdot \sin k \cdot a_n}{k \cdot \cos k \cdot a_n} - \frac{q}{k^2 \cdot \cos k \cdot a_n} \cdot (-\cos k \cdot a_n + 1) = \frac{q}{k^2} \cdot \left(a_n \cdot k \cdot \operatorname{tg} k \cdot a_n + 1 - \frac{1}{\cos k \cdot a_n} \right), \quad (17)$$

$$|Q|_{\max} = \max(q \cdot a_n; F \cdot \Theta(a_n)), \quad (18)$$

где

$$\Theta(a_n) = \frac{M_0}{k \cdot E_d \cdot I_{np}} \cdot \sin k a_n - \frac{q \cdot a_n}{k^2 \cdot E_d \cdot I_{np}} \cdot (1 - \cos k a_n) + \frac{q}{k^2 \cdot E_d \cdot I_{np}} \cdot \left(-\frac{\sin k a_n}{k} + a_n \right), \quad (19)$$

$$v_{\max} = v(a_n) = \frac{M_0}{F} \cdot (1 - \cos ka_n) - \frac{q \cdot a_n}{F} \cdot \left(a_n - \frac{\sin ka_n}{k} \right) + \frac{q}{F} \cdot \left(\frac{\cos ka_n}{k^2} + \frac{a_n^2}{2} - \frac{1}{k^2} \right). \quad (20)$$

Нормальные и касательные напряжения в поперечных сечениях определим по формулам сопротивления материалов. В частности, максимальное сжимающее напряжение при двухсторонней обшивке равно:

$$\sigma_{\max}^{\text{сж}} = \frac{M_{\max} \cdot \frac{h}{2}}{I_{\text{пр}}} + \frac{F}{A_{\text{пр}}}. \quad (21)$$

В случае односторонней внешней обшивки соответствующее напряжение будет также в обшивке и равно:

$$\sigma_{\max}^{\text{сж}} = \frac{M_{\max} (h - y_0)}{I_{\text{пр}}} + \frac{F}{A_{\text{пр}}}. \quad (22)$$

При этом продольная сжимающая нагрузка разгружает растянутые от изгиба волокна основных ребер.

В качестве примеров рассмотрим расчеты ребристой сжато-изогнутой панели со следующими характеристиками:

- длина панели — $a_n = 6$ м;
- ширина панели — $b_n = 3$ м;
- количество ребер в направлении 1 (в поперечном сечении) — $m_{\text{ор}1} = 3$;
- количество ребер в направлении 2 (в продольном сечении) — $m_{\text{ор}2} = 4$;
- высота сечения ребер — $h = 0,3$ м;
- ширина сечения ребер в направлении 1 — $b_1 = 0,07$ м;
- ширина сечения ребер в направлении 2 — $b_2 = 0,05$ м;
- интенсивность поперечной нагрузки — $q_2 = 0,4$ кН/м²;
- интенсивность погонной продольной нагрузки — $q_1 = 14$ кН/м;
- толщина фанерной обшивки — $\phi = 0,015$ м;
- $E_d = 10^4$ МПа; $E_{\phi 1} = 9 \cdot 10^3$ МПа; $E_{\phi 2} = 6 \cdot 10^3$ МПа;
- модули упругости и коэффициенты Пуассона древесины в ортогональных направлениях приняты по продольному направлению ребер — $\mu_d = 0,5$; $\mu_{\phi 12} = 0,085$; $\mu_{\phi 21} = 0,065$.

Результаты расчетов панели с использованием «балочной» расчетной схемы приведены в таблице. Расчеты проведены с использованием разработанного авторами программного модуля SOLV1 в среде DIGITAL Visual Fortran.

Проведенные экспериментальные исследования шарнирно опертой панели с вышеперечисленными параметрами позволили определить величину фактического прогиба в середине пролета, которая оказалась 3,4 мм (0,0034 м), что на 17% меньше теоретического значения. Данное расхождение, с одной стороны, можно считать удовлетворительным для условий натурального эксперимента, с другой — оно дает определенный резерв надежности конструкции и предопределяет возможность разработки бо-

Результаты расчетов панели с использованием «балочной» расчетной схемы

Расчетная схема	M_{\max} , кНм	Q_{\max} , кН	W_{\max} , м
Шарнирно опертая панель	8,359	5,538	0,0041
Защемленная панель	36,88	11,06	0,0711

лее точных алгоритмов расчета нелинейно-деформируемых совмещенных ребристых сжато-изгибаемых панелей на основе древесины.

Выводы. 1. В случае расчета на прочность и жесткость сжато-изогнутых панелей в одном направлении для расчетов внутренних усилий, напряжений и деформаций вполне применимо использование «балочной» расчетной схемы.

2. Разработанный алгоритм расчета ребристых панелей позволяет учесть фактическую неравномерность работы обшивки по ширине панели при помощи коэффициента, определенного экспериментально-теоретическим путем и выраженного аппроксимационными формулами, удобными в практических расчетах.

3. Использование «балочной» расчетной схемы приводит к частичному завышению величин прогибов, что идет в запас надежности конструкции.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. СНиП II-25-80. Деревянные конструкции. Нормы проектирования. — Введ. 01.01.82. — М.: Стройиздат, 1980. — 31 с.
2. Рекомендации по конструированию, расчету и изготовлению большепролетных клефанерных плит для покрытий общественных зданий. — Новосибирск: СибЗНИИЭП, 1988. — 22 с.
3. Жаданов В. И. Большеразмерные совмещенные плиты из клееной древесины и пространственные конструкции на их основе. Разработка, исследования, оптимизация / В. И. Жаданов, Г. И. Гребенюк, П. А. Дмитриев. — Оренбург: ИПК ОГУ, 2007. — 209 с.
4. Прочность. Устойчивость. Колебания: Справочник в 3 т. / Под ред. И. В. Биргера, Я. Г. Пановко. — Т. 1. — М.: Машиностроение, 1968. — 831 с.

© Жаданов В. И., Тисевич Е. В., Гребенюк Г. И., 2008

Получено 04.04.08

УДК 624.137

П. В. ЗУБАЧЕВ, асп. (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

СМЕЩЕНИЯ И ВНУТРЕННИЕ УСИЛИЯ В ШПУНТОВОМ ОГРАЖДЕНИИ, ПОДДЕРЖИВАЮЩЕМ УСИЛЕННЫЙ ГРУНТОВЫЙ ОТКОС

Численно, с использованием компьютерной программы, основанной на модели упруго-идеальнопластического грунта, установлено влияние армирования и инъекционного уплотнения грунтового откоса на смещения и величину внутренних усилий в шпунтовом ограждении. Оценено влияние (на них) размеров усиленного массива и наличие связи между вертикальными армирующими пластинами с ограждением. Полученные результаты могут быть использованы при решении вопросов, связанных со строительством в стесненных условиях.

Котлованы вновь строящихся зданий и сооружений в стесненных условиях городской застройки часто приходится ограждать различными подпорными сооружениями нередко в виде шпунтовых стенок постоянного или временного назначения. При этом горизонтальные смещения временных стенок и их устойчивость, помимо физико-механических свойств основания, ограничиваются условиями строительного процесса, а требования, предъявляемые к стенкам постоянного назначения, — условиями строительства и эксплуатации строящегося здания и примыкающих к нему объектов. Расход материала и стоимость возведения ограждения во многом зависят от особенностей конструкции сооружения. Последняя в немалой степени определяется величиной действующего на него бокового давления

грунта. Таким образом, с целью получения оптимального решения для способа ограждения котлованов в проектных разработках целесообразно применять различные меры по уменьшению бокового давления грунта. Данная задача может быть разрешена за счет армирования грунта, поддерживаемого стенкой или его закреплении с дополнительным уплотнением [1, 2].

Ниже, в развитие [2], приведены результаты численных экспериментов, выполненных с целью установления рациональных путей снижения

бокового давления грунта на ограждения. Вычисления проделаны с привлечением метода дискретизации расчетной области треугольными конечными элементами (т.к.э.). Использована модель слоистого упругоидеальнопластического массива грунта [3] и исходные характеристики грунтов одной из строительных площадок

Таблица 1

Наименование грунта	γ , кН/м ³	ϕ	c , кПа	E , МПа	ν
ИГЭ-1	16	30	1	8	0,25
ИГЭ-2	17	34	1	30	0,25
ИГЭ-3	17	29	8	20	0,30

Примечание. γ — удельный вес грунта; ϕ , c — угол внутреннего трения и сцепление грунта соответственно; E , ν — модуль деформации и коэффициент Пуассона соответственно.

г. Новосибирска. Физико-механические характеристики грунтов различных напластований (ИГЭ) представлены в табл. 1.

Мощность верхнего слоя насыпного грунта (ИГЭ-1) во всех случаях составляет 3 м, второго (песок, ИГЭ-2) — 12 м, третьего (твердый суглинок, ИГЭ-3) — более 5 м. Грунтовые воды в пределах исследуемой толщи основания не выявлены, потому их влияние в расчетах не учитывается.

Котлован — протяженной формы, имеет ширину $B = 20$ м, глубину $H = 8$ м и длину $L > 50$ м, поэтому задача решена в условиях плоской деформации сооружения. Заглубление шпунтового ограждения по отношению к дну котлована составляет 7 м. Расчеты напряженно-деформированного состояния (НДС) основания, перемещения U ограждения (стенки) и внутренних усилий в различных сечениях ограждения выполнены для стенки толщиной $t_n = 0,3$ м = const. Рассмотрены случаи вертикального

армирования грунтового откоса, удерживаемого стенкой, или закрепление его методом высоконапорного инъецирования песчано-цементной смеси («раствора») [4]. Рассмотрен закрепленный массив, примыкающий к стенке, который имеет высоту $H = 8$ м и ширину $m = 6$ м. Интенсивность равномерно распределенной нагрузки q на поверхность откоса составляет 10 кН/м².

1. Откос, армированный вертикальными пластинами. Шаг l между железобетонными пластинами принят постоянным и равным 1 м, их изгибная жесткость определяется толщиной $\delta = 0; 0,05; 0,10; 0,15$ и $0,20$ м (рис. 1). Длина пластин $h = H$. Пластины усиления в

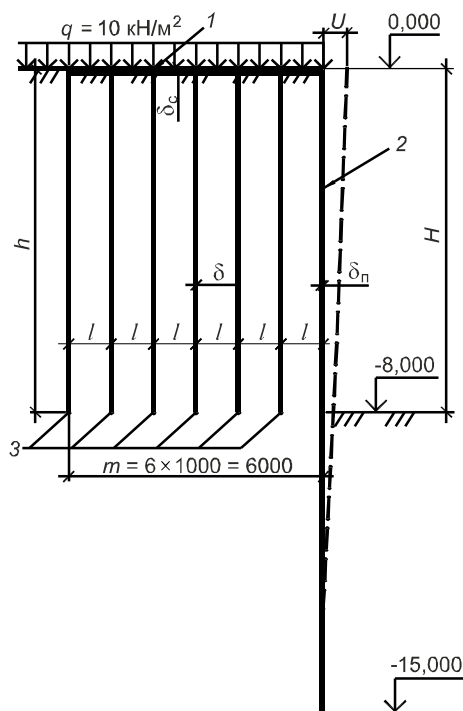


Рис. 1. Расчетная схема усиленного откоса и шпунтового ограждения
1 — связь; 2 — ограждение; 3 — стержни

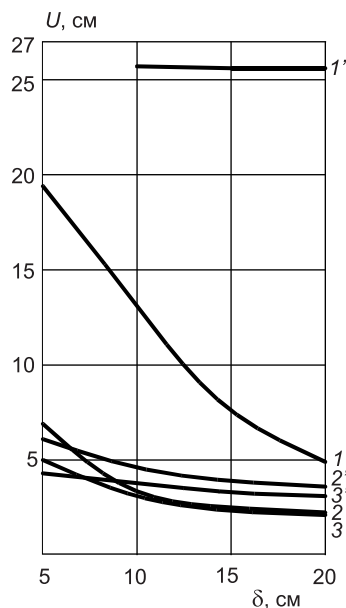


Рис. 2. Влияние размеров поперечного сечения армирующих пластин (δ) и связи (c) на горизонтальные смещения ограждения (U)

1–3 соответствует значениям $c = 0, 0,10$ и $0,20$ м; вариант армирования при $h = H/2$ показан цифрами со штрихом

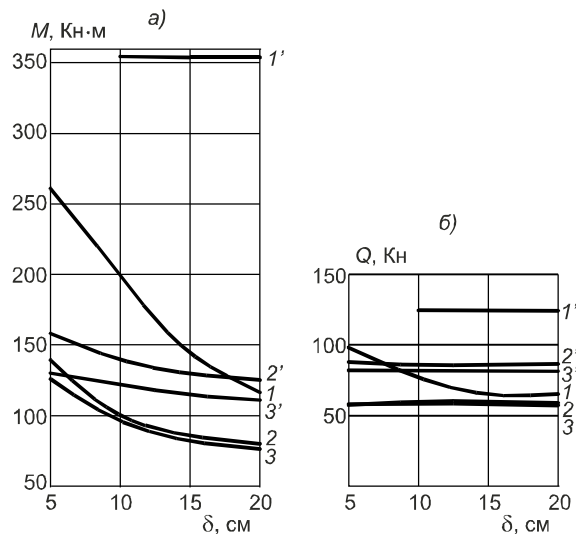


Рис. 3. Влияние размеров поперечного сечения армирующих пластин (δ) и связи (c) на величину максимальных усилий в ограждении M (а) и Q (б)

Усл. обозн. см. на рис. 2

верхних сечениях объединены между собой и подпорной стенкой гибкой связью, изгибная жесткость которой соответствует жесткости железобетонной плиты толщиной $c = 0, 0,10$ и $0,20$ м.

На рис. 2 представлены полученные при этом результаты, из которых следует, что с увеличением толщины пластин и жесткости объединяющей их связи, горизонтальные смещения U верха стенки уменьшаются. При отсутствии связи ($c = 0$) величина U составила 25,3 см, так что соединение пластин со стенкой, обеспечивающее их совместную работу, является весьма эффективным способом уменьшения горизонтальных смещений конструкции. Внутренние усилия в стенке (изгибающие моменты M и поперечные силы Q) при изменении толщины армирующих пластин и объединяющей их связи в интервале от 0 до 0,1 м существенно изменяются (рис. 3). Примечательно, что при толщине пластин $\delta = 0,1$ и $0,2$ м и толщине связи $c = 0,1$ или $0,2$ м результаты расчета смещений стенки и усилий в ней различаются незначительно, так что дальнейшее увеличение параметров δ и c становится нецелесообразным.

Уменьшение параметра h до величины $H/2$ (при всех прочих равных условиях и $\delta = 0,2$ м) приводит к незначительному увеличению горизонтальных смещений ограждения (см. рис. 2) и к заметному увеличению внутренних усилий в ограждении (на 150% для изгибающих моментов и до 130% для поперечных сил).

В случае отсутствия армирующих пластин и толщине стенки, равной 0,3 м, горизонтальные смещения стенки $U = 0,46$ м, максимальный изгибающий момент $M = 533$ кН·м, максимальная поперечная сила $Q = 177$ кН (см. табл. 2, п. 1). Сопоставление этих данных с результатами, представленными на рис. 2, 3, позволяет сделать вывод о целесообразности усиления грунтового откоса вертикальными пластинами, соединенными со стенкой в ее верхней части.

Таблица 2

№ п/п	Размеры усиленного массива		Механические характеристики усиленного грунта					Результаты расчета		
	Ширина b , м	Глубина h , м	кН/м^3	φ	c , кПа	E , МПа	ν	U , см	M , кН·м	Q , кН
1	—	—	—	—	—	—	—	46	533	177
2	6	8	18,7	30	10	40	0,3	24	311	112
3	6	8	17,0	38	5	40	0,3	20	273	104
4	6	8	24,0	38	100	$23 \cdot 10^3$	0,2	1,2	108	436
5	6	8	24,0	38	100	$23 \cdot 10^3$	0,2	2,6	42	32
6	10	3	17,0	38	5	40	0,3	32	407	141

2. *Откос, усиленный методом высоконапорного инъецирования песчано-цементной смеси.* С целью увеличения механических характеристик слабых грунтов основания и грунтовых откосов ООО ПСК «Фундамент» в г. Новосибирске выполняет большой объем работ названным выше методом [4]. При этом усиленный грунт преобразуется в геокомпозит, состоящий из уплотненного естественного грунта и линз затвердевшей песчано-цементной смеси. Интегральные прочностные показатели геокомпозита (угол внутреннего трения и сцепление) в первом приближении установлены методом ДальНИИСтроя [5], а интегральный деформационный показатель (модуль деформации геокомпозита E) — по зависимостям, разработанным для сред, содержащих жесткие включения различных размеров при отсутствии между ними контакта [6].

После усиления грунтового откоса и улучшения его механических характеристик давление грунта на ограждение и его горизонтальные смещения уменьшаются. Степень их уменьшения иллюстрируется результатами нижеследующих расчетов с использованием вышеперечисленных исходных данных и метода расчета. Расчетные характеристики грунтов откоса, имеющего усиленную область 6×8 м, а также значения контролируемых параметров U , M , Q , полученные в результате расчетов, приведены в табл. 2. Как и в других случаях, толщина ограждения — 0,3 м. В п. 1 табл. 2 приведены результаты расчета U , M , Q для случая ограждения, поддерживающего естественный откос (грунтовые условия — по табл. 1).

Из табл. 2 следует, что усиленный инъецированием откос (п. 2–5) оказывает меньшее воздействие на ограждение по сравнению с естественным неусиленным откосом (п. 1). Как смещения U ограждения, так и максимальные внутренние усилия M и Q в нем в случаях, отмеченных п. 2–5, существенно меньше, чем при наличии естественного неусиленного откоса. Размеры усиленного массива, естественно, не могут не повлиять на поведение ограждения. Так, массив с размерами усиленной области 6×8 м (п. 2, 3) улучшает условия работы ограждения заметнее, чем массив с размерами усиления 10×3 м (п. 6). Степень улучшения свойств грунта при его усилении также заметно влияет на поведение ограждения, его смещения и запас прочности. Так, при гипотетическом усилении грунта в откосе до степени, соответствующей значениям угла внутреннего трения $\varphi = 38^\circ$, сцепления $c = 100$ кПа, модуля деформации $E = 23 \cdot 10^3$ МПа (п. 4, табл. 2), смещения ограждения и изгибающий момент в ограждении становятся минимальными, хотя значительно возрастает поперечная сила Q . Это объясняется принятым в этом решении влиянием полного сцепления гипотетического грунта с ограждением. При снятии этого условия (п. 5, табл. 2) усилия в ограждении становятся минимальными, хотя несколько возрастают горизонтальные смещения ограждения. Это явление напрямую связано с изменением условий взаимодействия грунтового откоса с ограждением, что выявляется при анализе НДС грунтового массива в различных случаях, отмеченных в табл. 2.

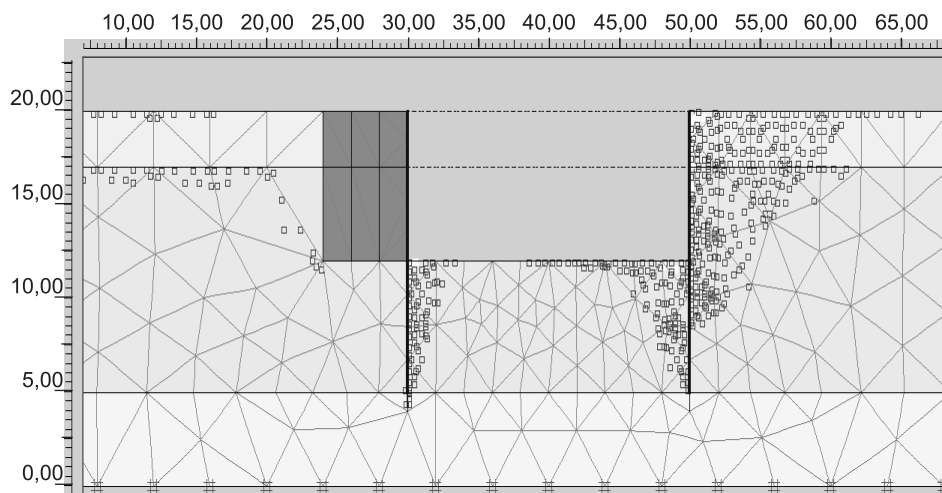


Рис. 4. Области пластических деформаций в естественном (справа) и усиленном инъецированием (слева) грунтовом откосе

На рис. 4 изображены точки пластического течения грунта для двух крайних случаев. Справа изображена стенка, поддерживающая естественный откос (п. 1, табл. 2), слева — стенка, за которой имеется область усиленного грунта размерами 6×8 м (п. 4, табл. 2). При сравнении этих двух случаев видно, что справа — ярко выраженная область пластических деформаций грунта как за стенкой, так и перед ней. За стенкой, поддерживающей усиленный массив грунта, наблюдается появление лишь незначительного количества точек с предельным напряженным состоянием, что говорит о нахождении откоса в допредельном состоянии. Именно этим и объясняются малые значения перемещения ограждения и малые величины внутренних усилий, возникающих в нем.

Выводы. 1. При армировании откоса вертикальными пластинами горизонтальные смещения ограждающего сооружения (шпунтовой стенки; стенки, выполняемой методом «стена в грунте» и др.) уменьшаются с увеличением толщины пластин и ограждения, а также при наличии горизонтальной связи пластин с сооружением.

2. Уменьшение длины армирующих пластин с (h до $H/2$), связанных с ограждением, слабо отражается на изменении величины горизонтальных смещений ограждения, но приводит к увеличению внутренних усилий в нем.

3. Искусственное усиление грунтов откоса способом инъецирования на участке их примыкания к ограждению приводит к уменьшению смещений сооружения и внутренних усилий в нем. Степень уменьшения этих показателей зависит от степени усиления грунта в откосе и условий взаимодействия усиленного массива с ограждением. Минимальные усилия в сооружении и минимальные смещения ограждения возникают в случае отсутствия связи между усиленным массивом и сооружением.

4. Мощность усиленной инъецированием области (по глубине откоса) имеет большое значение для уменьшения смещений сооружения и усилий, в нем возникающих. В практическом отношении целесообразно усиливать грунт на всю высоту откоса, поддерживаемого ограждением.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.

1. Криворотов А. П. К оценке сжимаемости геотехногенных оснований зданий и сооружений / А. П. Криворотов, А. В. Лубягин, П. А. Савков и др. // Изв. вузов. Строительство. — 2007. — № 7. — С. 108–113.

2. Зубачев П. В. Оценка прочности и деформируемости шпунтового ограждения армированного грунтового откоса /П.В. Зубачев, А.П. Криворотов//Изв. вузов. Строительство.— 2007.— № 10.— С. 98–102.
3. PLAXIS. Finite Element Code for Soil and Rock Analyses/Руководство пользователя: Версия 8. — Нидерланды: Дельфтский технологический университет, 2002.
4. Пат. № 2119009 РФ. Способ уплотнения грунта /А. В. Лубягин, В. С. Миронов.— Оpubл. Российское агентство по патентам и товарным знакам. 1997 г.
5. Методика оценки прочности и сжимаемости крупнообломочных грунтов с пылевато-глинистым заполнителем и пылевато-глинистых грунтов с крупнообломочными включениями. ДальНИИС.— М.: Стройиздат, 1989.— 24 с.
6. Тер-Мартirosян З. Г. Механика грунтов/З. Г. Тер-Мартirosян.— М.: Изв. Ассоц. строит. вузов, 2005.— С. 89–105.

© Зубачев П. В., 2008

Получено после доработки 27.03.08

УДК 697.1.001.5

Р. А. НАЗИРОВ, д-р техн. наук, проф., **О. В. СОЛОВЬЕВА**, **Д. А. МИХЕЕВ**, инженеры, **Е. В. ПЕРЕСЫПКИН**, канд. техн. наук (Сибирский федеральный университет, г. Красноярск)

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ВЫСОКОТЕПЛОПРОВОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ УЛУЧШЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРНО-ВЛАЖНОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК НАРУЖНЫХ УГЛОВ СТЕН, УГЛОВЫХ И РЯДОВЫХ СТЫКОВ СТРОИТЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Представлены результаты исследований температур на внутренней поверхности угловых частей ограждающих конструкций с применением металлических элементов. Установлено, что применение высокотеплопроводных алюминиевых пластин является эффективным средством улучшения температурно-влажностных показателей наружных углов стен, угловых и рядовых стыков каменных строительных конструкций. Определены оптимальные геометрические размеры металлических пластин, позволяющие повысить температуру на внутренней поверхности углов ограждающих конструкций.

Опыт эксплуатации зданий показывает, что узловые сопряжения строительных конструкций, например, примыкание внутренних стен, перегородок, плит перекрытий, санитарно-технических кабин и т.п. к наружным ограждениям — самое уязвимое место с позиции обеспечения санитарно-гигиенических требований, связанных с понижением температуры внутренней поверхности ниже температуры точки росы. В этих местах чаще всего наблюдается промерзание и как следствие увлажнение. С целью исключения указанного явления устраивают дополнительную теплоизоляцию конструкций, что не всегда приводит к положительному результату, особенно при устройстве теплоизоляционного слоя на внутренней поверхности стен помещения. В последнем случае резко сокращается приток тепла от нагретого воздуха помещения к поверхности углового стыка конструкций и значительно снижается температура поверхности ограждения. Это понижение распространяется на поверхность, не защищенную утеплителем, что приводит к еще более отрицательному результату.

Не имея в виду качество строительно-монтажных работ, понижение температуры, в частности, на внутренних углах наружных стен, обусловлено геометрическими особенностями — неравенством площадей теплоприемления и теплоотдачи, а также уменьшением коэффициента тепло-

восприятия вследствие уменьшения передачи тепла излучением и в результате понижения интенсивности конвекционных потоков воздуха.

Величина понижения температуры в наружном углу стены по данным [1] зависит от формы конструкции угла, величины термического сопротивления стены, разности температур внутреннего и наружного воздуха, изменения величины сопротивления тепловосприятия.

Автор [1] отмечает, что в слоистых крупнопанельных стенах на величину температуры в угловом стыке конструкций будет оказывать влияние толщина внутреннего бетонного слоя панелей. Чем больше его толщина, тем выше будет температура вследствие интенсивного подвода тепла бетонным слоем от гладки стены к наружному слою. На основании расчетов внутренней теплоизоляции делается вывод, что «утепление более теплопроводными древесно-волоконистыми плитами оказалось значительно эффективнее, чем малотеплопроводным пенополистиролом» [1, с. 174].

Изучая влияние конструктивных факторов на температурно-влажностный режим узловых сопряжений деревянных (щитовых) домов, авторы [2] установили, что с увеличением теплопроводности внутренней обшивки от 0,116 до 0,29 Вт/(м·°С) температура в углу стены повышается на 0,7–1,0°С. Этот эффект авторы объясняют выравниванием температуры поверхности в результате более интенсивного подвода тепла от гладки панели к углу по теплопроводной обшивке. Для практического применения установленного эффекта авторами предлагается установка высокотеплопроводных пластин, например, из алюминия или оцинкованного железа в углах зданий с внутренней стороны. Элементы утепления в виде алюминиевых пластин шириной 0,1–0,15 м и толщиной $0,1 \cdot 10^{-4}$ – $0,1 \cdot 10^{-2}$ м обеспечили повышение температуры в углу с 2,2 до 9,7°С.

Ю. А. Табунщиков, Д. Ю. Хромец, Ю. А. Матросов [3] провели специальные расчеты, в которых переменными факторами были материал металлических элементов, их размеры и местоположение относительно внутренней обшивки. Расчеты проведены для постоянных температур внутреннего (+18°С) и наружного (–30°С) воздуха при коэффициентах теплообмена внутренней и наружной поверхности соответственно 8,7 и 23 Вт/(м²·°С). Теплопроводность материалов, Вт/(м·°С): древесины 0,175; древесно-волоконистых плит 0,107; оцинкованной стали 46; алюминиевого сплава 185. Результаты расчетов представлены в табл. 1 [3].

Таблица 1

**Результаты расчета температур на внутренней поверхности угла
в зависимости от расположения и геометрических размеров
металлических элементов**

Номер эксперимента	Материал металлических элементов и их местоположение на панели	Толщина и ширина металлических элементов, мм	Температура внутренней поверхности угла, °С
1	Дюралюминий на внутренней поверхности обшивки	0,1 × 100	10,5
2	Дюралюминий под внутренней обшивкой	0,1 × 100	8,0
3	Дюралюминий на внутренней поверхности обшивки	0,1 × 150	11,4
4	То же	0,5 × 100	11,2
5	Оцинкованное железо под внутренней обшивкой	0,6 × 100	10,2
6	Оцинкованное железо на внутренней поверхности обшивки	0,6 × 100	9,6
7	То же	1,0 × 100	9,4
8	Без металлических элементов	—	6,1

Таблица 2
**Факторы варьирования для
 исследования математической модели**

Фактор варьирования	Значение фактора варьирования		
	Уровни варьирования		
	-1	0	1
Толщина x1, мм	5	7	9
Глубина x2, мм	0	2	4
Ширина x3, мм	40	80	120

Таким образом, установлена принципиальная возможность повышения температуры путем использования теплопроводных материалов с внутренней стороны угловых сопряжений строительных конструкций. С целью эффективного применения этого способа для решения актуальных проблем в современном домостроении проведены специальные расчеты. Получена математиче-

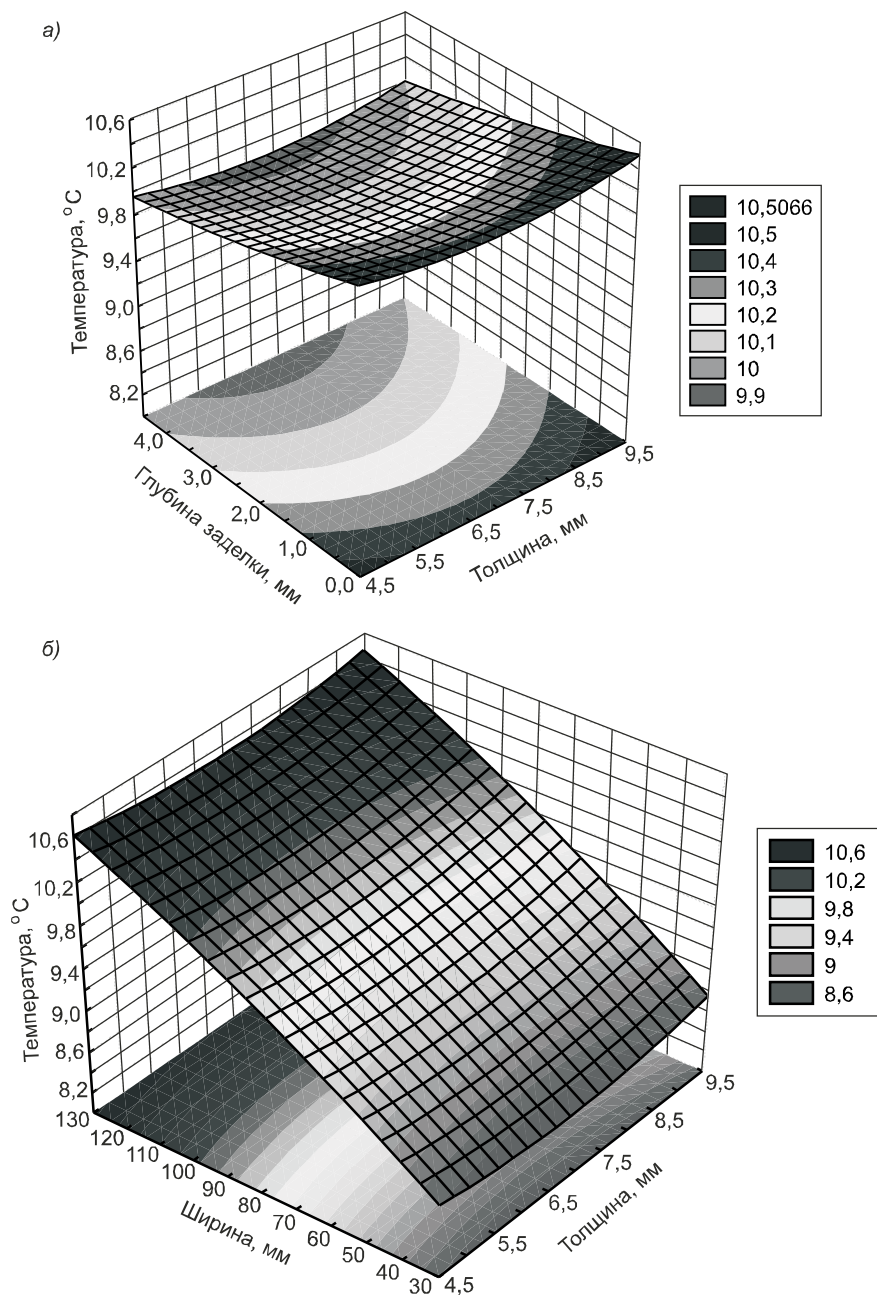


Рис. 1. Изменение температуры в угловом стыке кирпичной кладки толщиной 640 мм в зависимости от глубины заделки (а) и без заделки (б) алюминиевой пластины шириной 120 мм

ская модель изменения температуры в углу кирпичной кладки толщиной 640 мм для климатических условий г. Красноярска в зависимости от глубины заделки в материал стенового ограждения алюминиевой пластинки (x_1), ее толщины (x_2) и ширины (x_3):

$$T(x_1, x_2, x_3) = 9,4 + 0,0167 \cdot x_1 + 0,083 \cdot x_1^2 - 0,23 \cdot x_2 + 0,03 \cdot x_2^2 + 0,767 \cdot x_3 - 0,083 \cdot x_3^2 + 0,0167 \cdot x_1 \cdot x_2.$$

Значения факторов варьирования представлены в табл. 2.

Установлено, что применение металлической пластины повышает температуру в угловых сопряжениях кирпичной кладки и увеличивает ее среднее значение с 7,0 до 9,4°C. Анализ математической модели по величине значимых постоянных коэффициентов позволяет констатировать, что наибольшее значение на повышение температуры оказывает ширина пластины. Некоторому повышению температуры способствует и увеличение ее толщины, а заделка алюминиевой пластины в материал ограждения нецелесообразна, так как это приводит к существенному снижению выходного параметра. На рис. 1, а представлен график зависимости температуры в угловом стыке от толщины и глубины заделки алюминиевой пластинки, а на рис. 1, б — от ее ширины и толщины.

Хорошо видно, что максимального значения температуры можно достичь минимальной толщиной заделки (или ее отсутствием) и увеличением ее толщины. Однако увеличение толщины почти в 2 раза не приводит к заметному увеличению температуры и становится экономически нецелесообразным. Более рациональным с технической и экономической точки зрения является применение тонких и широких алюминиевых пластин.

На рис. 2 представлен график зависимости температуры от ширины пластины при ее толщине 0,06 мм. Нетрудно заметить, что увеличение ее ширины более 50 мм не приводит к существенному увеличению температуры в угловом стыке кирпичной кладки толщиной 640 мм.

Применение высокотеплопроводных алюминиевых пластин является эффективным средством улучшения температурно-влажностного режима наружных углов стен, угловых и рядовых стыков каменных строительных конструкций. Их толщина может составлять десятые доли миллиметра, а ширина не превышать 80 мм.

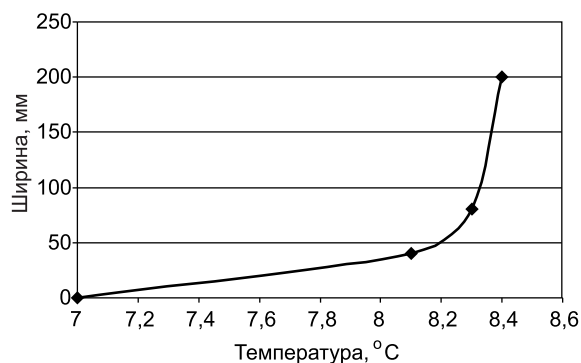


Рис. 2. Влияние ширины пластины на повышение температуры в угловом стыке кирпичной кладки 640 мм

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фокин К. Ф. Строительная теплотехника ограждающих частей зданий / К. Ф. Фокин. — Изд. 4-е, перераб. и доп. — М.: Стройиздат, 1973. — 287 с.
2. Груздева Л. В. Влияние конструктивных факторов на температурно-влажностный режим узловых сопряжений деревянных домов / Л. В. Груздева, П. П. Щеглов, Ю. А. Матросов // Деревообрабатывающая промышленность. — 1983. — № 8.
3. Табунщиков Ю. А. Тепловая защита ограждающих конструкций зданий и сооружений / Ю. А. Табунщиков, Д. Ю. Хромец, Ю. А. Матросов. — М.: Стройиздат, 1986. — 380 с.

© Назиров Р. А., Соловьева О. В., Михеев Д. А., Пересыпкин Е. В., 2008

Получено 23.08.07

ФРАКТАЛЬНАЯ РАЗМЕРНОСТЬ ДИСКРЕТНЫХ СИСТЕМ

Приводится вывод уравнений для расчета фрактальной размерности дисперсных и пористых материалов со случайной упаковкой элементов структуры (частиц или пор) в смесевых составах и в системах последовательного вложения (фильтрации).

К дискретным будем относить системы, в которых твердая, жидкая или газовая фаза дискретно распределена случайно (произвольно) или систематически (регулярно) в другой иной или одноименной фазе.

Есть объекты, которые обладают необычными геометрическими или топологическими свойствами — канторовой структурой, повторяющей себя на меньших масштабах. Во многих физических, технологических и других процессах, естественно созданных или искусственно создаваемых материалов и изделий, формирование структуры объекта складывается автомодельно по самоподобию в виде систем различного уровня последовательного вхождения и повторения ее в меньших масштабах. Выход на автомодельное решение означает уменьшение числа степеней свободы и выделение нескольких основных параметров, к которым подстраиваются все остальные. Есть некоторое предельное количество структур, больше которого получить в данной среде невозможно, чем те, которые согласуются с ее внутренними свойствами. Такие системы в отличие от евклидовой размерности имеют дробную — фрактальную размерность и называются фрактальными. К числу таких систем относятся искусственно подбираемые составы заполнителя и наполнителя с прерывной или прерывистой гранулометрией для получения композитов специального назначения: бетонов, асфальто- и полимербетонов, порошковых металлических пресс-композитов и сплавов, металлокомпозитов, электропроводных и самосмазывающихся материалов и др. Прежде всего к фрактальной относятся зерновые составы фильтрационной упаковки и композиты с их использованием, а также поризованные материалы, если подбор их фракций по размеру частиц или пор в процессе поризации вести по определенному закону автомодельного самоподобия. Высоконаполненные композиты получают путем формования изделий в формах. Полость формы сначала заполняют крупной фракцией заполнителя, а затем последующие мелкие фракции профильтровывают вибрацией в свободный объем через просветы между зернами крупной фракции с последующей пневмовакуумной или свободной пропиткой заполнителя жидкой фазой — основой. Такие составы последовательного вложения без раздвижки зерен (частиц) обладают фрактальностью.

Распределение частиц по средним размерам во фрактальных составах фильтрационной упаковки, как и в смесях высокоплотных составов, а также пор в поризованных материалах можно описать общей закономерностью случайного их распределения, систематизированных по классам прерывности для выполнения принципа автомодельного самоподобия:

$$d_n / d_1(z) = [1 / 10\eta_1 (\sqrt{3} - 1)^p]^{mn/3} = (0,2549 / \eta_1)^{mn/3},$$

где $p = 0-15$: для трехмерного пространства $p = 3$;

d_n — размер n -й фракции;

d_1 — размер максимальной фракции;

n — номер очередной фракции либо размера пор в поризованном материале;

m — класс системы распределения зерен либо пор по размерам, определяющий прерывистость их гранулометрии, при этом $m = 1 \div 12$: для фрактальных составов последовательного положения $m = 6 \div 12$;

η_1 — плотность упаковки монодисперсных идентичных пор, различают максимальную (теоретическую) $\eta_1 = 1/(\sqrt{3}-1)^6 = 0,64976$; плотную топологическую (наибольшую) — $\eta_1 = 0,64029$, среднюю — $\eta_1 = 0,63716$, наименьшую — $\eta_1 = 0,63405$ и рыхлую — $\eta_1 = 0,60377$.

Полиморфная форма распределения для полидисперсных сфер в трехмерном пространстве при $\eta_1 = 0,64976$ имеет вид $d_n/d_1 = (\sqrt{3}-1)^m$.

Покажем, что фрактальная размерность D каждой системы класса m распределения пор в поризованном теле при $n \gg 1$ стремится к величине $D = 2$. Фрактальную размерность вычислим по формуле Хаусдорфа–Безиковича: $D = \ln N / \ln(1/A_i)$, что идентично $D = \ln P / \ln(1/z)$, где P — часть крупных пор, приходящихся на один порядок автомодельного самоподобия в их размещении; $1/P = z^D$, где z — отношение геометрических размеров или объемов двух смежных по размеру пор в системе класса m ; N — число элементов, на которое делится первоначальный (единичный объем) тела; A_i — размер единичного элемента: $N = (1/A_i)^D$.

Из отношения размеров двух смежных частиц или пор получим:

$$\begin{aligned} z &= d_n / d_{n-1} = [10 \cdot \eta_1 (\sqrt{3}-1)^3]^{-m/3}; \\ P &= (d_n / d_{n-1})(1/z^3) = [10 \cdot \eta_1 (\sqrt{3}-1)^3]^{-m/3} \cdot [10 \cdot \eta_1 (\sqrt{3}-1)^3]^m = \\ &= [10 \cdot \eta_1 (\sqrt{3}-1)^3]^{2m/3}; \\ D &= \ln P / \ln(1/z) = \ln \{ [10 \cdot \eta_1 (\sqrt{3}-1)^3]^{2m/3} \} / \ln \{ [10 \cdot \eta_1 (\sqrt{3}-1)^3]^{m/3} \} = \\ &= \left\{ \frac{2}{3} \cdot m \ln [10 \cdot \eta_1 (\sqrt{3}-1)^3] \right\} / \left\{ \frac{1}{3} \cdot m \ln [10 \cdot \eta_1 (\sqrt{3}-1)^3] \right\} = 2. \end{aligned}$$

Найдем выражение для фрактальной размерности дисперсных (зернистых) материалов и поризуемых масс в системах последовательного вложения, где плотность упаковки элементов структуры (частиц или пор) определяется выражением вида:

$$\sigma_n = \sigma_{n-1} + (1 - \sigma_{n-1}) \cdot \psi^{(m)} = 1 - \varepsilon_{n-1} + \varepsilon_{n-1} \cdot \psi^{(m)} = 1 - \varepsilon_{n-1} \cdot (1 - \psi^{(m)}).$$

Для заданного числа фракций n распределения сферических частиц либо пор по размерам класса m при $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = \dots \varepsilon_i$, а $\eta_1 = 1 - \varepsilon_1 = \text{const}$ получим

$$\sigma_n = 1 - \varepsilon_1 \cdot (1 - \psi^{(m)})^n \quad \text{и} \quad P = 1 - \varepsilon_1 \cdot (1 - \psi^{(m)})^n,$$

где σ_n и P — плотность упаковки частиц и пористость поризованной массы; ε_1 — объемная доля твердой монолитной поризуемой массы, $\varepsilon_1 = 1 - P_1$, P_1 — ее исходная пористость, $P_1 \geq 0$;

ε_1 — пустотность исходной крупной фракции зернистого материала, подлежащей заполнению в ней пустот вложением частиц последовательно меньшего размера. Для исходных масс и систем последовательного вложения при $\varepsilon_1 = 1$ и $P_1 = 0$ выполняются равенства:

$$1 - \sigma_n = \varepsilon_1 (1 - \psi^{(m)})^n \quad \text{и} \quad 1 - P = (1 - \psi^{(m)})^n.$$

Выражения для $\psi^{(m)}$ приведены ниже в табл. 2. Приращение плотности упаковки частиц и пористости поризуемой массы — параметра струк-

туры для каждого класса систем их распределения по размерам будут равны:

$$\Delta\sigma = \varepsilon_1(1 - \psi^{(m)})^n \quad \text{и} \quad \Delta\Pi = (1 - \psi^{(m)})^n.$$

Так как $P = \Delta\sigma_n / (\Delta\sigma_{n-1} \cdot z^3)$ и $P = \Delta\Pi_n / (\Delta\Pi_{n-1} \cdot z^3)$, то

$$P = \frac{\varepsilon_1 \cdot (1 - \psi^{(m)})^n}{\varepsilon_1 \cdot (1 - \psi^{(m)})^{n-1}} \cdot \frac{1}{z^3} = (1 - \psi^{(m)}) \cdot [10\eta_1 \cdot (\sqrt{3} - 1)^3]^m;$$

$$D = \frac{\ln \{(1 - \psi^{(m)})[10\eta_1 \cdot (\sqrt{3} - 1)^3]^m\}}{\ln \{10\eta_1 \cdot (\sqrt{3} - 1)^3\}^{m/3}}.$$

Из этого выражения получим

$$D = 3 \left\{ 1 + \frac{\ln(1 - \psi^{(m)})}{m \cdot \ln[10\eta_1 \cdot (\sqrt{3} - 1)^3]} \right\}. \quad (1)$$

Для заданного числа фракций n элементов структуры в системе последовательного их вложения выражение (1) можно записать в виде

$$D = 3 \cdot \left[1 + \frac{n \ln(1 - \psi^{(m)})}{m \cdot \ln(3,923\eta_1)} \right]. \quad (2)$$

Переходя к общей плотности упаковки частиц σ_n полидисперсной смеси и пористости Π поризованного тела для широкого интервала значений $0 \leq \varepsilon_1 \leq 1$, уравнение (2) можно записать в виде

$$D = 3 \cdot \left[1 + \frac{\ln \sigma_n}{m \cdot \ln(3,923\eta_1)} \right]; \quad (3)$$

$$D = 3 \cdot \left[1 + \frac{\ln(1 - \Pi)}{m \cdot \ln(3,923\eta_1)} \right], \quad (4)$$

где η_1 — плотность упаковки частиц, либо объемная доля пор в поризованном теле превалирующего среднего размера, $0,4098 < \eta_1 \leq 0,64976$; для зернистых, дисперсных и тонкодисперсных материалов $0,545 \leq \eta_1 \leq 0,65$; $0,45 \leq \eta_1 \leq 0,545$; $0,4098 \leq \eta_1 \leq 0,45$; для ячеистых бетонов и наполненных композитов $0,4098 \leq \eta_1 \leq 0,507$; $0,507 \leq \eta_1 \leq 0,545$. В тяжелых бетонах плотность упаковки наиболее крупных зерен обычно находится в пределах $0,45 \leq \eta_1 \leq 0,55$, где $\eta_{1 \text{ ср}} = 0,5$, расчетное значение $\eta_{1 \text{ ср}} = 0,505$. Так как числитель в выражениях (1–4) имеет отрицательное значение (знак минус), а знаменатель больше нуля, то $D \leq 3$. Выражения (3) и (4) идентичны выражению (2) по получаемым результатам в системах последовательного вложения. В полученных выше выражениях показатель $1/m \cdot \ln(3,923\eta_1)$ учитывает влияние плотности упаковки исходных элементов структуры и класс m систем распределения в трехмерном топологическом пространстве, образуемого гравитационным полем земного притяжения. В условиях равновесия электростатических сил отталкивания монодисперсных частиц и гравитационного их уплотнения в слое $\eta_c \leq 1/10(\sqrt{3} - 1)^3 \leq 0,2549$, а при отсутствии гравитационного уплотнения частиц из отношения собственного объема одной частицы к полному недоступному объему диаметром, равным двум диаметрам контактируемых частиц, $\eta_c = 1/4 = 0,25$. Из равенства выражений $g/10(\sqrt{3} - 1)^3 = c/4$ при $c = 10 \text{ м/с}^2$ — показатель размерности, полу-

чим усредненное значение по всей поверхности шара ускорения свободного падения тел $g = 9,8076 \text{ м/с}^2$. Из равенства выражений вида $10(\sqrt{3}-1)^3 = 4c_1^{1/n}$, где $n = 0 \div 3$, получим коэффициенты взаимодействия $C_1 = 0,980762; 0,961894; 0,9433385$, а $1/C_1 = 1,06; 1,04; 1,02$. Коэффициенты C_1 входят в расчетные формулы плотности некоторых эвтектических сплавов, а величины $1/C_1$ являются оптимальными коэффициентами разъединения частиц в высокоплотных полидисперсных составах.

В частном случае ($m = 12$) выражения для фрактальной размерности монодисперсного слоя в контейнере, а также для полидисперсных составов и поризованных материалов, как, например, пено- и газобетонов, где явно выделяются крупные поры, а в межпоровых перегородках микропоры с классом их распределения $m = 12$, имеют вид:

$$D = 3[1 + 0,089 \ln \sigma_n]; \quad (5)$$

$$D = 3[1 + 0,09 \ln(1 - P)]. \quad (6)$$

Коэффициенты 0,089 и 0,09 получают при подстановке в знаменатель уравнений (3; 4) $m = 12 = \text{const}$, так как с уменьшением размера мелких частиц класса $m = 12$ плотность их упаковки в пустотах между крупными не зависит от класса и размера и равна плотности случайной их упаковки либо плотности регулярной укладки в контейнере с большой вместимостью: $1/(12 \cdot 0,9357) = 0,089$, а также при $\eta_1 = 0,64976$ — для слабозаимодействующих и $\eta_1 \leq 0,64029$ — для невзаимодействующих элементов структуры материалов. Выражения (5) и (6) можно записать в общем виде:

$$D = D_e \cdot \left[1 + \frac{\ln(1 - \Phi_c)}{m \cdot \ln(3,923\eta_1)} \right], \quad (7)$$

где D_e — размерность евклидова пространства;
 Φ_c — топологический параметр структуры — общая объемная доля элементов структуры (пустот либо пор) дисперсных или пористых материалов, а также атомов или ионов в зародышеобразующихся микро- или макрочастицах сферической формы;

η_1 — наибольшая потенциально возможная плотность упаковки монодисперсных элементов структуры: для случайной (произвольной) упаковки невзаимодействующих элементов $\eta_1 \leq 0,6403$, для систематических (регулярных) упаковок взаимодействующих элементов структуры (атомов или ионов) $0,64976 \leq \eta_1 \leq 0,7405$.

Результаты расчета D (7) при $\eta_1 = 0,64976$, $m = 12$ и $0,1 \leq \Phi_c \leq 1$ для пористых материалов приведены в табл. 1. С уменьшением пористости поризованного тела, его фрактальная размерность повышается, а с увеличением она стремится к величине $D = 2$ и находится в пределах $2 \leq D \leq 3$. Результаты расчета по формуле (7) или (5, 6) хорошо отражают общую

Таблица 1

Фрактальная размерность пористых материалов

Пористость, объемная доля										
0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	0,9764	0,9964
Фрактальная размерность										
1,98*	1,96*	1,94*	1,91*	1,88*	1,83*	1,79*	1,71*	1,59*	1,5*	≈1*
2,97**	2,94**	2,9**	2,86**	2,81**	2,76**	2,68**	2,57**	2,38**	2**	—

* При $D_e = 2$; ** при $D_e = 3$.

закономерность изменения фрактальной размерности с изменением пористости либо пустотности соответственно пористых и дисперсных материалов.

Допустим, что знаменатель выражения (7) не зависит от η_1 ($\eta_1 = 0,64976 - \text{const}$), тогда из выражения (5) при $m = 12$ и $\sigma_{\Pi} = 0,4098...0,59497$, где $\sigma_{\Pi} = (0,640289/0,64976) \cdot 0,640289 = 0,59497$, получим $D = 2,7579...2,7587$. Допуская эту зависимость из выражения (7) при $m = 12$, $\eta_1 = 0,7405$ — наиплотнейшая плотность укладки атомов и $\Phi_c = 0,6400-0,6403$ — наибольшая плотность случайной упаковки не взаимодействующих элементов структуры, получим $D = 2,7605...2,7603$. Величиной фрактальной размерности $D = 2,76$ характеризуются структуры зародышеобразования, например, при возникновении кристаллитов в металлах и глобул в полимерах. Тогда как при $\Phi_c \geq 0,64976$ — для слабо взаимодействующих элементов структуры со случайной упаковкой из выражения (7) получим $D = 2,754$. Эти расчеты указывают на то, что в условиях перегрева (выше температуры кристаллизации) флуктуации плотности кристаллизующихся веществ являются центрами образования сферических наночастиц со случайной упаковкой атомов до определенного критического размера — порога сферичности. Быстрое охлаждение системы приводит к сохранению сферичности и дальнейшему росту наночастиц до размера микро- и макросферических образований, что имеет место в природе минералов и горных пород. Таким образом, выражение (7) можно использовать для описания различных процессов образования структур топологического беспорядка и регулярных структур (укладок), образуемых из не взаимодействующих ($0,4098 \leq \eta_1 \leq 0,64029$) и взаимодействующих ($0,64976 \leq \eta_1 \leq 0,7405$) их элементов при $0 \leq \Phi_c \leq 1$ и $0,64 \leq \eta_1 \leq 0,74$ соответственно.

Следует отметить, что согласно структурной топологии дискретных систем [3] отношение объемной доли мелких пор к крупным в ячеистых бетонах определяется в среднем как $0,4098/(1-0,4098)$ на дифференциальных и интегральных кривых (просеивания):

$$P_{кр} = 0,59[P - (\epsilon_{\Gamma} + \epsilon_{кт})], \quad P_{м} = 0,41P + 0,59(\epsilon_{\Gamma} + \epsilon_{кт}).$$

Некоторая доля их образуется в капиллярах в виде трубок Вентури, расположенных между гидратируемыми частицами цемента и новообразованиями:

$$P'_{кр} = \epsilon_{\kappa}(1 - \sqrt{0,1}) \quad \text{и} \quad P'_m = \sqrt{0,1}\epsilon_{\kappa},$$

где P , $P_{кр}$, $P'_{кр}$, P_m , P'_m — соответственно общая пористость, объемная доля крупных и мелких пор в поризованных композитах, образуемых в процессе воздухововлечения;

ϵ_{Γ} , $\epsilon_{кт}$, ϵ_{κ} — соответственно гелевая, контракционная и капиллярная пористость;

$\sqrt{0,1} = 0,31623$, $(1 - \sqrt{0,1}) = 0,68377$ — элементы золотого топологического сечения (отношение объемов смежных фаз в искусственных композитах, в технологических процессах и пр.).

Так, при $P = 0,93$ и $B/\Pi = 2$ согласно [3] $\epsilon_{\Gamma} = 0,0845$, $\epsilon_{кт} = 0,036$ и $\epsilon_{\kappa} = 0,668$. Из приведенных выше равенств получим: $P_{кр} = 0,478$, $P_m = 0,332$, а суммарная доля микропор $P_{мп} = P_m + \epsilon_{\Gamma} + \epsilon_{кт} = 0,3320 + 0,084 + 0,036 = 0,452$. Тогда как $P'_{кр} = 0,668 \cdot 0,68377 = 0,4568$, $P'_m = 0,668 \cdot 0,31623 = 0,2113$ — объемная доля капиллярных пор, пронизывающих крупные поры. При $P = 0,81138$ и $B/\Pi = 1$ $\epsilon_{\Gamma} = 0,1485$, $\epsilon_{кт} = 0,06288$, $\epsilon_{\kappa} = 0,4167$, а $P_{кр} = 0,354$, $P_m = 0,246$, $P'_{кр} = 0,2849$, $P'_m = 0,13176$, $P_{мп} = 0,246 + 0,21138 = 0,4574$. Остаточная капиллярная пористость в первом примере

$\epsilon'_k = 0,668 - 0,4768 = 0,2112$, во втором $\epsilon'_k = 0,4167 - 0,2849 = 0,1318$. Равенство крупных пор и микропор $P_{кр} = P_m$ наступает при $\epsilon_r + \epsilon_{кт} = P / 6,54$. При $P = 0,93$ $\epsilon_r + \epsilon_{кт} = 0,142$, а при $P = 0,8$ $\epsilon_r + \epsilon_{кт} = 0,122$, что соответствует высоким значениям водоцементного отношения (В/Ц).

Ниже в табл. 2 приведены результаты расчета показателя $1/m \cdot \ln(3,923\eta_1)$ и фрактальной размерности в зависимости от плотности упаковки исходных элементов структуры η_1 и класса m распределения последующих мелких элементов в остающихся пустотах в системах последовательного вложения и полидисперсных смесях.

Таблица 2

Изменение показателя $1/m \cdot \ln(3,923\eta_1)$ и фрактальной размерности в системах

Класс системы, m	Плотность упаковки, η_1							
	0,410	0,450	0,507	0,545	0,595	0,604	0,6403	0,6498
3, $\psi^{(3)} = \epsilon_i^2 \eta_i$	<u>0,702</u> 1,889 2,676	<u>0,586</u> 1,948 2,743	<u>0,485</u> 1,971 2,809	<u>0,439</u> 1,964 2,842	<u>0,393</u> 1,934 2,879	<u>0,387</u> 1,926 2,885	<u>0,362</u> 1,89 2,906	<u>0,356</u> 1,879 2,911
6, $\psi^{(6)} = \epsilon_i \eta_i$	<u>0,351</u> 2,440 2,708	<u>0,293</u> 2,474 2,750	<u>0,242</u> 2,486 2,791	<u>0,219</u> 2,482 2,813	<u>0,197</u> 2,467 2,837	<u>0,193</u> 2,463 2,841	<u>0,181</u> 2,445 2,858	<u>0,178</u> 2,439 2,862
9, $\psi^{(9)} = \eta_i^{2i}$	<u>0,234</u> 2,630 2,871	<u>0,195</u> 2,649 2,867	<u>0,162</u> 2,657 2,856	<u>0,147</u> 2,655 2,845	<u>0,131</u> 2,645 2,828	<u>0,129</u> 2,642 2,825	<u>0,121</u> 2,630 2,809	<u>0,119</u> 2,626 2,805
12, $\psi^{(12)} = \eta_i$	<u>0,176</u> 2,722 2,722	<u>0,147</u> 2,737 2,737	<u>0,121</u> 2,743 2,743	<u>0,110</u> 2,741 2,741	<u>0,098</u> 2,733 2,733	<u>0,097</u> 2,732 2,732	<u>0,090</u> 2,722 2,722	<u>0,089</u> 2,720 2,720

Примечание. Над чертой приведены результаты для указанного выше показателя, под чертой — фрактальная размерность случайной упаковки частиц либо пор (5; 6), а ниже — для систем последовательного вложения (1).

Из табл. 2 видно, что приведенный выше показатель уменьшается, а фрактальная размерность случайной упаковки элементов структуры повышается с увеличением класса системы и плотности их упаковки и достигает максимума при $\eta = 0,507$ для класса $m = 9$. Фрактальная размерность систем последовательного вложения повышается с увеличением плотности упаковки элементов структуры для систем класса $m = 3...6$ и уменьшается для системы класса $m = 9$. Оба способа упаковки элементов структуры имеют одинаковую фрактальную размерность при данном значении η_1 класса $m = 12$, которая достигает максимума $D = 2,743$ при $\eta_1 = 0,507$. Наибольшую фрактальную размерность имеют системы последовательного вложения при $m = 9$. Следовательно, наибольший эффект упаковки при меньшем числе фракций достигается в системах последовательного вложения (фильтрации) класса $6 < m < 9$, а для смесевых систем класса $m = 12$.

Таким образом, развитие такой идеи синергетики для автомодельных систем самоподобия приближает возможность компьютерного моделирования технологических процессов и регулирования свойств строительных композитов заданного назначения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Хархардин А. Н. Способы получения высокоплотных составов зернистого сырья/А. Н. Хархардин//Изв. вузов. Строительство.— 1996.— № 10.— С. 56–60.
2. Бобрышев А. Н. Синергетика композитных материалов/А. Н. Бобрышев, В. Н. Козомазов, Л. О. Бабин и др.— Липецк: ОРИУС, 1994.— 153 с.
3. Хархардин А. Н. Структурная топология пенобетона/А. Н. Хархардин//Изв. вузов. Строительство.— 2005.— № 2.— С. 18–25.

© Хархардин А. Н., 2008

Получено 19.02.08

А. И. САПОЖНИКОВ, д-р филос., проф., К. Д. ЯКСУБАЕВ, канд. физ.-мат. наук, доц. (Астраханский инженерно-строительный институт)

ПОНИЖЕНИЕ ПОРЯДКА СИСТЕМЫ УРАВНЕНИЙ ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КРОНЕКЕРОВСКОГО ПРОИЗВЕДЕНИЯ МАТРИЦ В ЗАДАЧЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОСТРАНСТВЕННОЙ РАБОТЫ СИЛ В МНОГОЭТАЖНЫХ ЗДАНИЯХ РЕГУЛЯРНОЙ КОНСТРУКЦИИ

Исследуется деформированное состояние многоэтажного здания, нагруженного в поперечном направлении горизонтальными статическими и (или) динамическими нагрузками, с целью определения характера пространственной работы сил между стенами и перекрытиями. В основу исследования положен метод перемещений с наложением горизонтальных связей на все расчетные точки (РТ), за которые приняты пересечения стен и перекрытий (и точки на перекрытиях между стенами).

Поскольку из-за низкой крутильной (в плоскости перекрытий) жесткости стен, их соединение с перекрытиями можно рассматривать как шарнирное, при единичном смещении k -, i -й РТ деформации подвергаются только k -е перекрытие и i -я стена [1]. Это позволяет свести определение коэффициентов матрицы жесткости к расчету плоских конструкций — стены и перекрытия (рис. 1). При деформационном расчете для решения задачи допустимо воспользоваться уравнениями, учитывающими изгиб и сдвиг стен и перекрытий в своей плоскости. Эта хорошо разработанная методика оказывается эффективной при построении матриц жесткости и используется в проектной и учебной практике ([2], с. 261, 274, рис. V. 15; [3]).

Для иллюстрации методики рассмотрим двухэтажное двухпролетное каркасное здание с однопролетными рамами с жесткими ригелями. В принятой конструкции легко определяются коэффициенты матрицы жесткости (МЖ) [1], благодаря чему нет необходимости уделять много внимания второстепенным вопросам. Однако предложенная методика содержит ряд допущений, поэтому принятая расчетная схема должна быть обоснована. Таким обоснованием может служить статический и динамический расчеты здания, выполненные МКЭ на вычислительном комплексе MSC/NASTRAN с оболочкой Femap. Как показали численные исследования аналогичного здания при его горизонтальном нагружении, при большом шаге рам, вначале принятых в расчете, наблюдается депла-

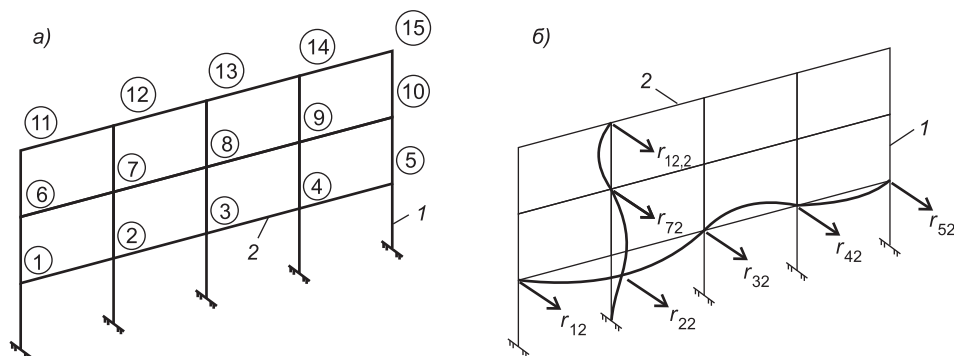


Рис. 1. Расчетная схема многоэтажного здания регулярной конструкции
а — нумерация расчетных точек; б — единичные реакции; 1 — осевая линия стены; 2 — перекрытия

нация перекрытий, вызывающая снижение их горизонтальной жесткости, дополнительный изгиб колонн и стен. Однако при шаге продольных и поперечных рядов колонн с ригелями или поперечных и продольных стен, равном 6 м, деформация существенно снижается и деформация перекрытия в своей плоскости с использованием балочного или плоского приближений оказывается близкой к определенной МКЭ или по данным эксперимента [4]. Это позволяет в правильно конструктивно организованном здании рассматривать перекрытия как балки-стенки, испытывающие в их плоскости деформацию изгиба и сдвига (балочное приближение). Известно, что балочная модель дает более точные значения деформации, чем напряженного состояния, так как определение моментов и поперечных сил связано с вычислением производных, что приводит к дальнейшему снижению точности приближенных решений. Поэтому рассматриваемая методика для расчета сейсмических и ветровых нагрузок на здания, связанного с решением деформационных задач, оказывается эффективной.

Имеем для рамы: h — высота этажей, $h = 4$ м; a — сторона квадратного сечения колонны, $a = 0,4$ м; J_k — момент инерции колонны, $J_k = a^4 / 12 = 0,4^4 / 12 = 0,0021(3)$ м⁴; E — модуль упругости бетона, $E = 2 \cdot 10^{10}$ Н/м²; EJ_k — жесткость колонны при изгибе, $EJ_k = 4,2(6) \times 10^7$ Н/м²; M — масса, приведенная к узлу, $M = 6 \cdot 10^3$ кг. Матрица жесткости рамы такова: $r = d \begin{pmatrix} 2 & -1 \\ -1 & 1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} r_{1,1} & r_{1,2} \\ r_{2,1} & r_{2,2} \end{pmatrix}$, $d = 24EJ_k / h^3$.

Имеем для перекрытия: b, c — размеры сечения плиты перекрытия, $b = 12$, $c = 0,2$ м; A_n, J_n — площадь и момент инерции поперечного сечения плиты перекрытия, $A_n = bc$, $J_n = cb^3 / 12$; G — модуль сдвига, $G = 0,35E$; EJ_n — изгибная жесткость перекрытия в его плоскости, $EJ_n = Ec b^3 / 12 = 5,76 \cdot 10^{11}$ Н·м²; GA_n — жесткость перекрытия при сдвиге, $GA_n = Gbc = 1,68 \cdot 10^{10}$ Н; L — общая длина перекрытия, $L = 24$ м. Для простоты и наглядности дальнейшего исследования по перекрытиям РТ располагаем только в местах пересечения с поперечными стенами. Матрица жесткости перекрытия такова:

$$p = \begin{pmatrix} p_{1,1} & p_{1,2} & p_{1,3} \\ p_{2,1} & p_{2,2} & p_{2,3} \\ p_{3,1} & p_{3,2} & p_{3,3} \end{pmatrix} = s \begin{pmatrix} 1 & -2 & 1 \\ -2 & 4 & -2 \\ 1 & -2 & 1 \end{pmatrix}, \quad s = \frac{12EJ_n}{L^3} \cdot \frac{1}{1 + 12EJ_n / GA_n L^2}.$$

Соединения перекрытий и стен между собой можно принять шарнирными. При этом матрица жесткости всей конструкции будет иметь следующий вид:

$$R = \begin{pmatrix} p_{1,1} + r_{1,1} & p_{1,2} & p_{1,3} & r_{1,2} & 0 & 0 \\ p_{2,1} & p_{2,2} + r_{1,1} & p_{2,3} & 0 & r_{1,2} & 0 \\ p_{3,1} & p_{3,1} & p_{3,3} + r_{1,1} & 0 & 0 & p_{1,2} \\ r_{2,1} & 0 & 0 & p_{1,1} + r_{2,2} & r_{1,2} & p_{1,3} \\ 0 & r_{2,1} & 0 & r_{2,1} & p_{2,2} + r_{2,2} & p_{2,3} \\ 0 & 0 & p_{2,1} & p_{3,1} & p_{3,2} & p_{3,3} + r_{2,2} \end{pmatrix}. \quad (1)$$

Предложенная методика позволила существенно упростить составление матриц жесткости здания, сведя его к плоским элементам — поперечным стенам и перекрытиям, а затем, чтобы сделать ее эффективной и в основном расчете, необходимо уменьшить число разрешающих уравнений. Это удастся, например, для зданий, у которых выполняется условие

$X_k^i / X_r^i = \text{const}$, где X_k^i, X_r^i — смещения k -го и r -го этажей по i -й форме колебания, известное как условие подобия форм колебаний поперечных элементов [1, 5], позволяющее осуществить поэтажное расчленение здания. Недостатком метода расчленения, помимо ограниченности области его применения, является еще и необходимость использования различных подходов для построения функций $X^i(x)$ и для определения функций $V(y)$, описывающих деформацию перекрытий в своей плоскости. Этих недостатков можно избежать, если для решения задачи воспользоваться КП матриц. Оно, как и метод расчленения [1], переводит статическую систему уравнений порядка $n \times p$, с матрицей жесткости с числом членов $(n \times n) \times (p \times p)$, где n — число этажей; p — число поперечных стен, в матричное уравнение Лапунова с матрицами n -го и p -го порядка, но в отличие от работы [1] позволяет выполнить это в единой математической постановке (см. ниже). Естественное возникновение кронекеровского произведения матриц (КП) в рассматриваемой задаче строительной механики имеет положительные последствия. Применение кронекеровских операций позволяет существенно упростить вычислительный процесс и открыть новые закономерности в поведении конструкций. Приведем определение кронекеровских операций на примере матриц второго порядка.

Определение [6]. Кронекеровским произведением матриц $A = \begin{pmatrix} a_{1,1} & a_{1,2} \\ a_{2,1} & a_{2,2} \end{pmatrix}$ и $B = \begin{pmatrix} b_{1,1} & b_{1,2} \\ b_{2,1} & b_{2,2} \end{pmatrix}$ называется матрица

$$C = A \otimes B = \begin{pmatrix} a_{1,1}B & a_{1,2}B \\ a_{2,1}B & a_{2,2}B \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} a_{1,1}b_{1,1} & a_{1,1}b_{1,2} & a_{1,2}b_{1,1} & a_{1,2}b_{1,2} \\ a_{1,1}b_{2,1} & a_{1,1}b_{2,2} & a_{1,2}b_{2,1} & a_{1,2}b_{2,2} \\ a_{2,1}b_{1,1} & a_{2,1}b_{1,2} & a_{2,2}b_{1,1} & a_{2,2}b_{1,2} \\ a_{2,1}b_{2,1} & a_{2,1}b_{2,2} & a_{2,2}b_{2,1} & a_{2,2}b_{2,2} \end{pmatrix}.$$

Кронекеровская сумма матриц $A \otimes B$ определяется аналогично:

$$C = A \oplus B = \begin{pmatrix} a_{1,1} + B & a_{1,2} + B \\ a_{2,1} + B & a_{2,2} + B \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} a_{1,1} + b_{1,1} & a_{1,1} + b_{1,2} & a_{1,2} + b_{1,1} & a_{1,2} + b_{1,2} \\ a_{1,1} + b_{2,1} & a_{1,1} + b_{2,2} & a_{1,2} + b_{2,1} & a_{1,2} + b_{2,2} \\ a_{2,1} + b_{1,1} & a_{2,1} + b_{1,2} & a_{2,2} + b_{1,1} & a_{2,2} + b_{1,2} \\ a_{2,1} + b_{2,1} & a_{2,1} + b_{2,2} & a_{2,2} + b_{2,1} & a_{2,2} + b_{2,2} \end{pmatrix}.$$

Лемма. Собственные числа и матрица собственных векторов матрицы жесткости рамы r таковы:

$$\lambda = \frac{d}{2} \begin{pmatrix} 3 + \sqrt{5} \\ 3 - \sqrt{5} \end{pmatrix}, \quad C = \begin{pmatrix} -1 - \sqrt{5} & -1 + \sqrt{5} \\ 2 & 2 \end{pmatrix}.$$

Лемма. Собственные числа и матрица собственных векторов матрицы перекрытия p таковы:

$$\mu = s \begin{pmatrix} 6 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}, \quad S = \begin{pmatrix} 1 & -1 & 1 \\ -2 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 1 \end{pmatrix}.$$

Введем вспомогательные матрицы:

$$E2 = \begin{pmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{pmatrix}, \quad E3 = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}.$$

Лемма. Матрицу жесткости всей конструкции R с помощью КП можно представить в следующем виде:

$$R = \begin{pmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{pmatrix} \otimes \begin{pmatrix} p_{1,1} & p_{1,2} & p_{1,3} \\ p_{2,1} & p_{2,2} & p_{2,3} \\ p_{3,1} & p_{3,2} & p_{3,3} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} r_{1,1} & r_{1,2} \\ r_{2,1} & r_{2,2} \end{pmatrix} \otimes \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} = E2 \otimes p + r \otimes E3.$$

Если узлы нумеровать не по строкам, а по столбцам, то матрица жесткости будет иметь вид $E3 \otimes r + p \otimes E3$.

Лемма [6]. Собственные числа (η) матрицы жесткости всей конструкции R есть кронекеровская сумма собственных чисел матриц жесткости рамы r и перекрытия p , т. е. $\eta = \lambda \oplus \mu$.

Лемма. Выбором шага расположения РТ вдоль перекрытия и соответственно величин приведенных масс можно получить равные узловые массы (M), то для этого случая частоты колебаний конструкций (γ) вычисляются по формуле $\gamma = \sqrt{\eta / M}$. Получим:

$$\eta = \begin{pmatrix} \eta_1 \\ \eta_2 \\ \eta_3 \\ \eta_4 \\ \eta_5 \\ \eta_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \lambda_1 + \eta_1 \\ \lambda_1 + \eta_2 \\ \lambda_1 + \eta_3 \\ \lambda_2 + \eta_4 \\ \lambda_2 + \eta_5 \\ \lambda_2 + \eta_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} d(3 + \sqrt{5}) / 2 + 6s \\ d(3 + \sqrt{5}) / 2 + 0s \\ d(3 + \sqrt{5}) / 2 + 0s \\ d(3 - \sqrt{5}) / 2 + 6s \\ d(3 - \sqrt{5}) / 2 + 0s \\ d(3 - \sqrt{5}) / 2 + 0s \end{pmatrix}, \quad \gamma = \begin{pmatrix} \sqrt{d(3 + \sqrt{5}) / 2 + 6s} \\ \sqrt{d(3 + \sqrt{5}) / 2 + 0s} \\ \sqrt{d(3 + \sqrt{5}) / 2 + 0s} \\ \sqrt{d(3 - \sqrt{5}) / 2 + 6s} \\ \sqrt{d(3 - \sqrt{5}) / 2 + 0s} \\ \sqrt{d(3 - \sqrt{5}) / 2 + 0s} \end{pmatrix} \sqrt{\frac{1}{M}} = \begin{pmatrix} 546,4 \\ 83,5 \\ 83,5 \\ 541,0 \\ 31,9 \\ 31,9 \end{pmatrix}.$$

Появившимся в решении двукратным частотам соответствуют двумерные инвариантные подпространства и определение собственных векторов становится неоднозначным. Выбрать их можно из условия ортогональности.

Лемма [6]. Матрица (Z) собственных векторов всей конструкции есть кронекеровское произведение матриц собственных векторов рамы и перекрытия, т. е. $Z = C \otimes S$, или в явном виде

$$Z = C \otimes S = \begin{pmatrix} -1 - \sqrt{5} & -1 + \sqrt{5} \\ 2 & 2 \end{pmatrix} \otimes \begin{pmatrix} 1 & -1 & 1 \\ -2 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 1 \end{pmatrix} =$$

$$= \begin{pmatrix} -1 - \sqrt{5} & 1 + \sqrt{5} & -1 - \sqrt{5} & -1 + \sqrt{5} & 1 - \sqrt{5} & -1 + \sqrt{5} \\ 2 + 2\sqrt{5} & 0 & -1 - \sqrt{5} & 2 - 2\sqrt{5} & 0 & -1 + \sqrt{5} \\ -1 - \sqrt{5} & -1 - \sqrt{5} & -1 - \sqrt{5} & -1 + \sqrt{5} & -1 + \sqrt{5} & -1 + \sqrt{5} \\ 2 & -2 & 2 & 2 & -2 & 2 \\ -4 & 0 & 2 & -4 & 0 & 2 \\ 2 & 2 & 2 & 2 & 2 & 2 \end{pmatrix}. \quad (2)$$

Итак, путем использования кронекеровского произведения матриц получены собственные числа и ортогональная система собственных векторов всего здания как пространственной системы через собственные числа и собственные векторы матриц жесткости рамы и перекрытия как плоских конструкций. В этом факте проявились специфические свойства самого здания [1, 5].

Теорема. Если матрица представима в виде $A = \sum_{j=1}^n A_j$ и матрицы A_j коммутируют, т.е. $A_j A_k = A_k A_j$, $j = 1 \dots n$, $k = 1 \dots n$, то собственные значения матрицы представимы в виде суммы собственных чисел составляющих матриц.

Теорема. Если матрица представима в виде $A = \prod_{j=1}^n A_j$ и матрицы A_j коммутируют, т.е. $A_j A_k = A_k A_j$, $j = 1 \dots n$, $k = 1 \dots n$, то собственные числа матрицы A представимы в виде произведения собственных чисел матриц сомножителей. Собственные векторы для матриц A_j являются общими. В нашем случае матрица $E2 \otimes p$ и матрица $r \otimes E3$ как раз коммутируют, что, согласно приведенным теоремам, и позволило вычислить собственные числа через кронекеровскую сумму. Размерность матриц $E2 \otimes p$, $r \otimes E3$ и матрицы жесткости всего здания равна произведению размерностей матриц p и r . Поэтому использование КП, позволившее описать все свойства здания через свойства двух матриц невысокого порядка p и r — матриц перекрытия и рамы, это не только существенное понижение порядка вычислительного процесса, но и важное физическое явление.

Формирование матриц узловых смещений X и нагрузок f производится по принципу приспособовывания [7]: этаж конструкции — строчка матрицы (см. рис. 1, а). Эти матрицы имеют вид

$$X = \begin{pmatrix} x_{1,1} & x_{1,2} & x_{1,3} \\ x_{2,1} & x_{2,2} & x_{2,3} \end{pmatrix}, \quad f = \begin{pmatrix} \dot{f}_{1,1} & \dot{f}_{1,2} & \dot{f}_{1,3} \\ \dot{f}_{2,1} & \dot{f}_{2,2} & \dot{f}_{2,3} \end{pmatrix}.$$

Лемма. Уравнения статического равновесия в рассматриваемой постановке задачи есть не что иное, как фундаментальное уравнение Ляпунова. Оно имеет вид:

$$\begin{pmatrix} p_{1,1} & p_{1,2} & p_{1,3} \\ p_{2,1} & p_{2,2} & p_{2,3} \\ p_{3,1} & p_{3,2} & p_{3,3} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_{1,1} & x_{2,1} \\ x_{1,2} & x_{2,2} \\ x_{1,3} & x_{2,3} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} x_{1,1} & x_{2,1} \\ x_{1,2} & x_{2,2} \\ x_{1,3} & x_{2,3} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} r_{1,1} & r_{1,2} \\ r_{2,1} & r_{2,2} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \dot{f}_{1,1} & \dot{f}_{2,1} \\ \dot{f}_{1,2} & \dot{f}_{2,2} \\ \dot{f}_{1,3} & \dot{f}_{2,3} \end{pmatrix} = pX^T + X^T r = f^T.$$

Уравнение Ляпунова является основным уравнением в теории устойчивости механических систем. Приведем одно из известных его решений.

Теорема [6]. Если матрица

$$X = \int_0^\infty e^{-rt} f e^{-pt} dt \quad (3)$$

существует для всех f , то она является единственным решением приведенного выше уравнения статического равновесия. Неожиданным может показаться представление решения матричного уравнения интегралом.

Лемма. Если все узловые массы M равны между собой, уравнение колебаний конструкции можно представить в форме

$$MX''(t)^T + pX(t)^T + X(t)^T r = f(t)^T,$$

или в явном виде:

$$\begin{pmatrix} M & 0 & 0 \\ 0 & M & 0 \\ 0 & 0 & M \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_{1,1} & x_{2,1} \\ x_{1,2} & x_{2,2} \\ x_{1,3} & x_{2,3} \end{pmatrix}'' + \begin{pmatrix} p_{1,1} & p_{1,2} & p_{1,3} \\ p_{2,1} & p_{2,2} & p_{2,3} \\ p_{3,1} & p_{3,2} & p_{3,3} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_{1,1} & x_{2,1} \\ x_{1,2} & x_{2,2} \\ x_{1,3} & x_{2,3} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} x_{1,1} & x_{2,1} \\ x_{1,2} & x_{2,2} \\ x_{1,3} & x_{2,3} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} r_{1,1} & r_{1,2} \\ r_{2,1} & r_{2,2} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \dot{f}_{1,1} & \dot{f}_{2,1} \\ \dot{f}_{1,2} & \dot{f}_{2,2} \\ \dot{f}_{1,3} & \dot{f}_{2,3} \end{pmatrix}.$$

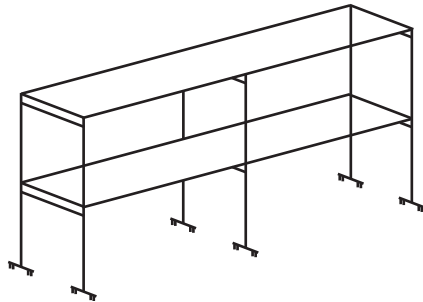


Рис. 2. Двухэтажное каркасное здание к численному примеру

Точное аналитическое решение этого динамического уравнения, представленное непосредственно через исходные матрицы — коэффициенты данного уравнения, в настоящее время получить не удалось.

Приведем пример динамического расчета двухэтажного здания (рис. 2), используя частоты колебаний, полученные при помощи КП. Пусть на здание действует гармоническая сила следующего вида $F(t) = (0 \ 10^6 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0) \cos(\beta t)$.

Теорема. Решение классического уравнения колебания с нулевыми начальными данными будет иметь следующий вид:

$$U(t) = \frac{10^6 \sqrt{5}}{30M} \begin{pmatrix} \sqrt{5} + 1 & -(\sqrt{5} + 1) & \sqrt{5} - 1 & -(\sqrt{5} - 1) \\ -2(\sqrt{5} - 1) & -(\sqrt{5} + 1) & -2(\sqrt{5} - 1) & -(\sqrt{5} - 1) \\ \sqrt{5} + 1 & -(\sqrt{5} + 1) & \sqrt{5} - 1 & -(\sqrt{5} - 1) \\ -2 & 2 & 2 & -2 \\ 4 & 2 & -4 & -2 \\ -2 & 2 & 2 & -2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \frac{\cos \beta t - \cos \gamma_1 t}{\beta^2 - \gamma_1^2} \\ \frac{\cos \beta t - \cos \gamma_3 t}{\beta^2 - \gamma_3^2} \\ \frac{\cos \beta t - \cos \gamma_4 t}{\beta^2 - \gamma_4^2} \\ \frac{\cos \beta t - \cos \gamma_6 t}{\beta^2 - \gamma_6^2} \end{pmatrix}, \quad (4)$$

где γ — частоты собственных колебаний.

То, что в решении системы уравнений (5) 6-го порядка присутствуют только четыре формы колебания, объясняется тем, что горизонтальная динамическая нагрузка приложена в той точке, которая по двум формам колебания не смещается (смотри 2-й и 5-й столбцы в матрице (2), содержащие нули во втором и пятом узлах). В этой ситуации колебания указанных узлов по этим формам невозможны и математика сама дает сигнал об этом, заставляя соответствующие решения.

Покажем применение уравнения Ляпунова для статического расчета на примере трехэтажного здания. Матрица жесткости (МЖ) поперечной стены — рамы с жесткими ригелями для трехэтажного здания такова:

$$r = \begin{pmatrix} r_{1,1} & r_{1,2} & r_{1,3} \\ r_{2,1} & r_{2,2} & r_{2,3} \\ r_{3,1} & r_{3,2} & r_{3,3} \end{pmatrix} = d \begin{pmatrix} 2 & -1 & 0 \\ -1 & 2 & -1 \\ 0 & -1 & 1 \end{pmatrix}.$$

МЖ для перекрытия p остается неизменной.

Лемма. Характеристический многочлен матрицы жесткости перекрытия p равен:

$$P(\beta) = 6\beta^2 s - \beta^3.$$

Лемма. Уравнение Ляпунова $pX^T + X^T r = f^T$ имеет следующие свойства:

$$p^2 X^T + X^T r^2 = p f^T - f^T r, \quad p^3 X^T + X^T r^3 = p^2 f^T - p f^T r + f^T r^2.$$

Умножив полученную систему на коэффициенты характеристического многочлена и сложив их все, получим алгебраический вариант решения уравнения Ляпунова.

Лемма. Уравнение Ляпунова $pX^T + X^T r = f^T$ имеет следующее решение:

$$X^T = \left(\frac{s}{d} (6E_3 - p) f^T + f^T r \right) (6sr + r^2 d)^{-1}.$$

Подставив матрицы, получим формулу для определения узловых смещений:

$$X^T = \left(\frac{s}{d} \begin{pmatrix} 5 & 2 & -1 \\ 2 & 2 & 2 \\ -1 & 2 & 5 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \hat{f}_{1,1} & \hat{f}_{1,2} & \hat{f}_{1,3} \\ \hat{f}_{2,1} & \hat{f}_{2,2} & \hat{f}_{2,3} \\ \hat{f}_{3,1} & \hat{f}_{3,2} & \hat{f}_{3,3} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \hat{f}_{1,1} & \hat{f}_{2,1} & \hat{f}_{3,1} \\ \hat{f}_{2,1} & \hat{f}_{2,2} & \hat{f}_{3,2} \\ \hat{f}_{1,3} & \hat{f}_{2,3} & \hat{f}_{3,3} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 2 & -1 & 0 \\ -1 & 2 & -1 \\ 0 & -1 & 1 \end{pmatrix} \right) \times$$

$$\times \left(6s \begin{pmatrix} 2 & -1 & 0 \\ -1 & 2 & -1 \\ 0 & -1 & 1 \end{pmatrix} + d \begin{pmatrix} 5 & -4 & 1 \\ -4 & 6 & -3 \\ 1 & -3 & 2 \end{pmatrix} \right)^{-1}.$$

Уравнение Ляпунова позволило получить точное аналитическое решение статической задачи в компактной форме, что делает рациональным его использование для качественного анализа свойств конструкции. Покажем на примере, что результаты классического решения и решения статического уравнения в форме Ляпунова совпадают. Пусть узловые нагрузки в виде матрицы таковы: $\hat{f} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 10^6 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$. Сформируем из нее под тем же

именем вектор строку узловых нагрузок $\hat{f} = (0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 10^6 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0)^T$. Матрица жесткости будет иметь вид

$$R = \begin{pmatrix} p_{1,1} + r_{1,1} & p_{1,2} & p_{1,3} & r_{1,2} & 0 & 0 & r_{1,3} & 0 & 0 \\ p_{2,1} & p_{2,2} + r_{1,1} & p_{2,3} & 0 & r_{1,2} & 0 & 0 & r_{1,3} & 0 \\ p_{3,1} & p_{3,2} & p_{3,3} + r_{1,1} & 0 & 0 & r_{1,2} & 0 & 0 & r_{1,3} \\ r_{2,1} & 0 & 0 & p_{1,1} + r_{2,2} & p_{1,2} & p_{1,3} & r_{2,3} & 0 & 0 \\ 0 & r_{2,1} & 0 & p_{2,1} & p_{2,2} + r_{2,2} & p_{2,3} & 0 & r_{2,3} & 0 \\ 0 & 0 & r_{2,1} & p_{3,1} & p_{3,2} & p_{3,3} + r_{2,2} & 0 & 0 & p_{2,3} \\ r_{1,2} & 0 & 0 & r_{3,2} & 0 & 0 & p_{1,1} + r_{3,3} & p_{1,2} & p_{1,3} \\ 0 & r_{1,2} & 0 & 0 & r_{2,3} & 0 & p_{2,1} & p_{2,2} + r_{3,3} & p_{2,3} \\ 0 & 0 & r_{1,2} & 0 & 0 & r_{3,2} & p_{3,1} & p_{3,2} & p_{3,3} + r_{3,3} \end{pmatrix}.$$

Численно она равна:

$$R = 10^8 \begin{pmatrix} 3,2 & -5,8 & 2,9 & -0,16 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -5,8 & 1,2 & -5,8 & 0 & -0,16 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 2,9 & -5,8 & 3,2 & 0 & 0 & -0,16 & 0 & 0 & 0 \\ -0,16 & 0 & 0 & 3,2 & -5,8 & 2,9 & -0,16 & 0 & 0 \\ 0 & -0,16 & 0 & -5,8 & 1,2 & -5,8 & 0 & -0,16 & 0 \\ 0 & 0 & -0,16 & 2,9 & -5,8 & 3,2 & 0 & 0 & -0,16 \\ 0 & 0 & 0 & -0,16 & 0 & 0 & 3,2 & -5,8 & 2,9 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -0,16 & 0 & -5,8 & 1,2 & -5,8 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -0,16 & 2,9 & -5,8 & 3,2 \end{pmatrix}, \text{ Н/м.}$$

Вектор смещений, вычисленный обычным численным способом, равен

$$X = (x_{1,1} \ x_{1,2} \ x_{1,3} \ x_{2,1} \ x_{2,2} \ x_{2,3} \ x_{3,1} \ x_{3,2} \ x_{3,3})^T = (R^{-1}f)^T = \\ = (0,02083 \ 0,02083 \ 0,02083 \ 0,04147 \ 0,04204 \ 0,04147 \ 0,04166 \ 0,04167 \ 0,04166) \text{ м.}$$

Смещения, вычисленные путем численного решения уравнения Ляпунова, таковы:

$$X = \begin{pmatrix} 0,02083 & 0,02083 & 0,02083 \\ 0,04147 & 0,04204 & 0,04147 \\ 0,04166 & 0,04167 & 0,04166 \end{pmatrix} \text{ м.}$$

Полное совпадение результатов при построчном раз-

ворачивании матрицы в вектор, а также симметрия смещений при симметричном нагружении свидетельствуют о правильности вычислений. Решение уравнения Ляпунова (см.

4) по формуле Беллмана [6] $X = \int_0^{\infty} e^{-rt} f e^{-pt} dt$ дает те же значения.

Матричные экспоненты, быстро затухающие, были вычислены путем диагонализации матриц. Полученные решения допускают раздельное определение сил, действующих на поперечные стены и на каждое перекрытие. Для этого достаточно умножить их матрицы жесткости на смещения соответствующих расчетных узлов. Отметим, что кронекеровские операции можно применять только тогда, когда параллельные элементы перекрытия и поперечные стены идентичны, а узловые массы равны. Предложенное решение позволяет завершить методику анализа пространственной работы сил в зданиях с регулярной перекрестной системой, выполняемого методом расчленения, позволяя выстроить иерархию методов пространственных расчетов зданий и расширить математическую базу строительной механики.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сапожников А. И. Метод расчленения — эффективное средство статического и динамического расчета рамно-связевых пространственных систем / А. И. Сапожников // Изв. вузов. Строительство. — 1995. — № 7–8. — С. 125–129.
2. Поляков С. В. Сейсмостойкие конструкции зданий / С. В. Поляков. — М.: Высш. шк., 1983. — 304 с.
3. Сапожников А. И. Рекомендации по расчету многоэтажных зданий как единых пространственных систем на горизонтальные сейсмические и ветровые, с учетом пульсаций, воздействия и на устойчивость / А. И. Сапожников, В. В. Гаскин. — Иркутск: НТО стройиндустрии, 1977. — 122 с.
4. Сапожников А. И. Численный анализ деформирования каркасных зданий как трехмерных моделей / А. И. Сапожников, А. И. Мишичев // Изв. вузов. Строительство. — 2006. — № 7. — С. 108–115.
5. Егупов В. К. Расчет зданий на прочность, устойчивость и колебания / В. К. Егупов. — Киев: Будівельник, 1965. — 256 с.
6. Беллман Р. Введение в теорию матриц / Р. Беллман. — М.: Наука, 1969. — 367 с.

7. Сапожников А. И. Исследование сейсмостойкости сооружений с учетом их пространственных особенностей / А. И. Сапожников // Сб. матер. II национального конгресса по теорет. и прикл. механике Болгарской АН. — Варна: Болг. АН, 1973. — С. 170–171.

© Сапожников А. И., Яксубаев К. Д., 2008

Получено после доработки 16.04.08

В ЛАБОРАТОРИЯХ ВУЗОВ

УДК 625.745.2.

С. А. БОКАРЕВ, д-р техн. наук, проф., **С. А. ПРОСЕКОВ**, асп. (Сибирский государственный университет путей сообщения, г. Новосибирск);
А. С. ПОТАПОВ, канд. техн. наук (ЗАО «Сибирский научно-исследовательский институт транспортного строительства», г. Новосибирск)

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ЛАБОРАТОРНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ КОМБИНИРОВАННЫХ ТРУБ НА МОДЕЛЯХ

Отражены результаты экспериментальных исследований на моделях вертикального давления грунта засыпки на комбинированные дорожные водопропускные трубы, состоящие из жесткой лотковой части из железобетона и гибкого полуциркульного свода из гофрированного металла.

В практике дорожного строительства все чаще находят применение конструкции водопропускных труб с использованием гофрированного металла. Большей частью это металлические гофрированные трубы замкнутого поперечного сечения (МГТ), прежде всего, круглые. Известны также трубы, в которых нижняя лотковая часть выполняется жесткой из бетона или железобетона, а верхняя гибкой в виде свода из гофрированного металла. В дальнейшем будем называть их комбинированными трубами (КТ).

При проектировании труб надо знать вертикальное давление p грунта засыпки на них. По СНиП 2.05.03-84* [1] значение его принимают равным

$$p = C \cdot h, \quad (1)$$

где C — коэффициент вертикального давления;

— объемный вес грунта; h — высота засыпки над трубой.

В Приложении 4* [1] для жестких труб, например, из бетона или железобетона приведена методика определения C по формулам (1) и (2), согласно им $C \geq 1$; для гибких труб, какими являются МГТ, принято $C = 1$. Для комбинированных труб вопрос о величине C остается открытым.

Цель исследований — выявление особенностей работы в грунтовой среде гибкого свода КТ в сравнении с работой гибких круглых МГТ. При этом ставились задачи исследовать характер и величину деформаций свода КТ и вертикального давления засыпки на него при свободном опирании пят на опору с уступом (тип 1 — двухшарнирная арка) и при их жесткой заделке (тип 2 — бесшарнирная арка).

Исследования выполняли на моделях в плоском грунтовой лотке с использованием моделирования методом эквивалентных материалов. Благодаря подбору соответствующих критериев подобия и эквивалентных материалов, оказался возможным количественный переход от модели к натуре. Отработку методики экспериментов и выбор моделей осуществляли на основе работы [2] применительно к гибкой круглой трубе.

Критерии подобия при выборе модели грунтовой среды устанавливали на основе общего закона механического подобия Ньютона, наряду с применением метода размерностей. В качестве основного условия принято

$$\mu_m^2 = \mu_n^2 \text{ или } \alpha_{\mu^2} = 1, \quad (2)$$

где μ^2 — параметр гибкости трубы, равный [3]

$$\mu^2 = 1 + \frac{kR^4}{EI} = 1 + \frac{E_{гр}R^3}{EI(1 + \mu_{гр})}, \quad (3)$$

где R — радиус трубы (свода);

E — модуль упругости материала трубы (свода);

I — момент инерции стенки трубы (свода);

$E_{гр}$ и $\mu_{гр}$ — соответственно модуль деформации и коэффициент Пуассона грунтовой среды;

k — коэффициент постели, равный по формуле Б. Г. Галеркина [4]:

$$k = E_{гр}/R \cdot (1 + \mu_{гр}). \quad (4)$$

Индексы «м» и «н» здесь и далее относятся соответственно к элементам модели и натурной системы; l и L — размеры модели и натурности.

Одновременно должно соблюдаться подобие жесткости стенки трубы. Соотношения для определения всех использованных признаков подобия в статье не приводятся. Прочность материала трубы не моделировали.

С учетом изложенного подобраны основные элементы модельной системы — трубы и грунтовой среды. Испытывали модель гибкой круглой трубы диаметром $D = 2R = 15$ см и модели комбинированных труб с гибкими полуциркульными сводами того же диаметра типов 1 и 2 с нижней жесткой частью высотой 7,5 см. Модели гибких круглой трубы и сводов изготовлены из листовой латуни.

При выборе материала модели грунтовой среды проведены методические опыты с использованием песка, резиновой крошки и смесей из них. Для каждого материала были определены объемные веса γ_m и углы внутреннего трения ϕ , выполнены компрессионные испытания по стандартным методикам. На основании исследований в качестве материала для моделирования грунтовой среды принята резиновая крошка в воздушно-сухом ($W \leq 0,3\%$) состоянии. Заданную плотность крошки в опытах обеспечивали за счет ее послойной укладки и соответствующего однотипного уплотнения каждого слоя.

Поскольку при принятой в опытах высоте засыпки нагрузка на трубу и деформации ее поперечного сечения малы, с помощью рычагов моделировали нагрузку $q_{доп}$, которая соответствовала высоте дополнительной засыпки над моделью трубы $H_m = q_{доп}/\gamma_m$. Весом трубы пренебрегали.

Анализ критериев подобия показал, что принятая модель круглой трубы наиболее полно соответствует типовой МГТ диаметром 3 м из элементов толщиной 2,5 мм с размером гофра $130 \times 32,5$ мм. Характеристики натурной и модельной систем и признаки подобия приведены в табл. 1.

Лоток размерами $1200 \times 400 \times 400$ мм, в котором проводили исследования, подготовлен в процессе отработки методики с выполнением опытов методического характера. Передняя и задняя стенки лотка прозрачные из оргстекла толщиной 10 мм, усиленные стальными пластинами толщиной 9 мм. Для создания дополнительной вертикальной нагрузки лоток снабжен системой из 10 рычагов и устройством, обеспечивающим их одновременное опускание. Усилия от рычагов передаются на грунтовую среду через металлические распределительные пластины и деревянные площадки шириной 120 мм. К лотку крепится нутромер, вставляемый в модель трубы через отверстие в задней стенке лотка.

Таблица 1

Характеристики природы и модели, признаки подобия

Показатели		Труба		Грунтовая среда				μ^2
		R , см	EI , МПа·см ⁴ / см	$E_{гр}$, МПа	гр	кН/м ³	$\frac{\varphi}{\text{tg } \varphi}$	
Натурная труба МГТ – 3,0 м: $t = 0,25$ см, $E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа, $I = 0,408$ см ⁴ /см		150	$85,68 \cdot 10^3$	28,0	0,30	21,6	$\frac{30,00}{0,577}$	849,4
Модель трубы из латуни: $t = 0,025$ см, $E = 10^5$ МПа, $I = 1,302 \cdot 10^{-6}$ см ⁴ /см		7,5	$1,302 \cdot 10^{-1}$	0,35	0,34	5,4	$\frac{27,67}{0,577}$	847,3
Признаки подобия	обозначения	l	EI	$\alpha_{гр}$	$\alpha_{\mu гр}$		$\text{tg } \varphi$	α_{μ^2}
	требуемые	20	$64 \cdot 10^4$	80	1,0	4	1,0	80
	фактические	20	$65,8 \cdot 10^4$	80	0,88	4	1,1	80

Опыты выполнялись при участии инж. Ю. П. Куркина в следующем порядке. На дно лотка отсыпали слой резиновой крошки и после ее уплотнения получали основание толщиной 3 см. В опытах с моделями комбинированных труб в основание под ними укладывали с частичной заменой крошки деревянные прокладки толщиной 2 см. Устанавливали модель трубы. Производили послойную, равномерно с обеих сторон, засыпку модели резиновой крошкой. При отсыпке крошки по бокам трубы в уровне основания и над трубой в уровне ее верха для измерений вертикальных давлений в грунтовой среде устанавливали датчики давления — мессдозы (рис. 1). Провода от мессдоз выводили через отверстия в боковых стенках лотка. Измерения по мессдозам выполняли с помощью прибора ИСД-3. Симметричное расположение датчиков давления в условиях симметрии конструкций моделей труб и нагрузок позволяло дублировать измерения.

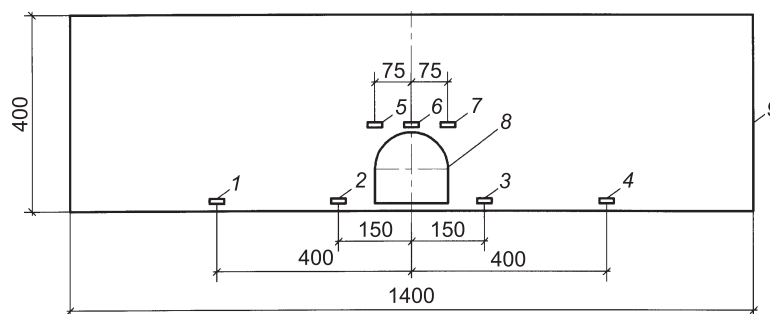


Рис. 1. Схема установки мессдоз в грунтовом лотке
1–7 — номера мессдоз; 8 — модель трубы; 9 — лоток (мм)

Для измерения давлений использовали мессдозы диаметром 30 и высотой 3 мм, обладающие большой жесткостью. В качестве первичного преобразователя в них применены гедисторы ГДТ р-типа с базой 10 мм. Гедисторы наклеивали клеем БФ-2 на стеклянную (кварцевую) мембрану. Принцип действия мессдозы основан на изменении омического сопротивления гедисторов, воспринимающих деформацию измерительной мембраны от действующего на мессдозу давления. Измеренное давление определяется по градуировочной кривой, построенной по данным испытаний в градуировочном устройстве. Испытания и градуировку мессдоз выполняли в песке при аэростатическом давлении. Контроль загрузки при испытаниях осуществляли по образцовому манометру, прошедшему госпроверку.

После отсыпки крошки на полную высоту прикладывали ступени нагрузки: от рычагов и подвесок (1-я ступень) 4,8 кПа; то же и дополнительно от веса гирь (2-я ступень) 6,8 кПа. При начальном положении и при обеих ступенях нагрузки с помощью нутромера измеряли размеры поперечного сечения модели трубы.

Проведено три серии опытов: 1) с круглой гибкой трубой; 2) с комбинированной трубой со сводом типа 1; 3) то же, со сводом типа 2. Всего выполнено 13 опытов, по 4–5 опытов в каждой серии.

Результаты измерений поперечных сечений моделей труб и вертикальных давлений в грунтовой среде обработаны математически с выявлением и исключением грубых погрешностей — промахов при принятой надежности $\alpha = 0,90$ [5] и в необходимых случаях аппроксимацией результатов линейными зависимостями, построенными по методу наименьших квадратов.

Результаты измерений вертикальных и горизонтальных размеров круглой трубы и сводов комбинированных труб представлены на рис. 2

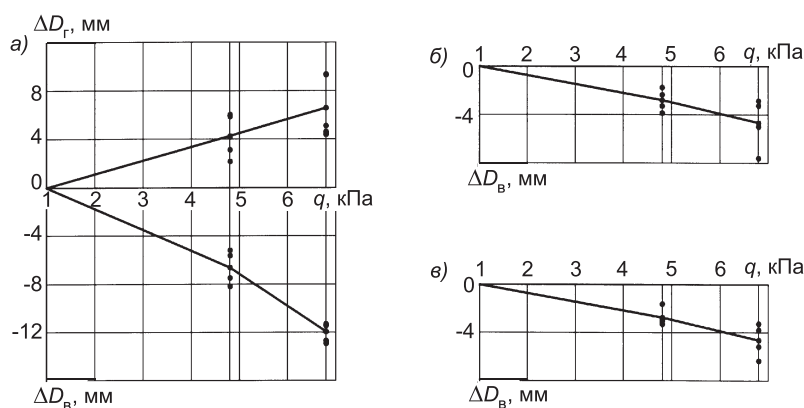


Рис. 2. Деформации поперечных сечений моделей труб
а — круглая труба; б — свод комбинированной трубы, тип 1; в — то же, тип 2

и в табл. 2, вертикальных давлений на рис. 3 и в табл. 3. Значения давлений приняты как средние по показаниям мессдоз в данной точке во всех опытах каждой серии (4–10 измерений). Графики на рис. 3 иллюстрируют качественный характер изменения давления засыпки в трубах разных типов по мере удаления от оси трубы (больше-меньше) и его величину в отдельных точках, но из-за малого количества мессдоз не отражают действительного очертания эпюр давления в засыпке поперек трубы.

Таблица 2

Деформации поперечных сечений моделей труб

Ступени нагрузки, кПа	Круглая труба						Комбинированные трубы	
	Изменение диаметров: вертикального ΔD_B и горизонтального ΔD_G						Изменение высоты свода ΔR_B	
	по данным опытов			по расчету			тип 1	тип 2
	ΔD_B	ΔD_G	$\frac{\Delta D_B}{\Delta D_G}$	ΔD_B	ΔD_G	$\frac{\Delta D_B}{\Delta D_G}$	ΔR_B	ΔR_B
	$\frac{мм}{\%}$	$\frac{мм}{\%}$		$\frac{мм}{\%}$	$\frac{мм}{\%}$		$\frac{мм}{\%}$	$\frac{мм}{\%}$
4,8	$\frac{-6,62}{4,41}$	$\frac{4,26}{2,84}$	1,55	$\frac{-7,67}{5,11}$	$\frac{2,18}{1,45}$	3,52	$\frac{-2,80}{3,73}$	$\frac{-2,68}{3,57}$
6,8	$\frac{-11,94}{7,96}$	$\frac{6,56}{4,37}$	1,82	$\frac{-14,19}{9,46}$	$\frac{4,04}{2,69}$	3,52	$\frac{-4,59}{6,12}$	$\frac{-4,55}{6,07}$

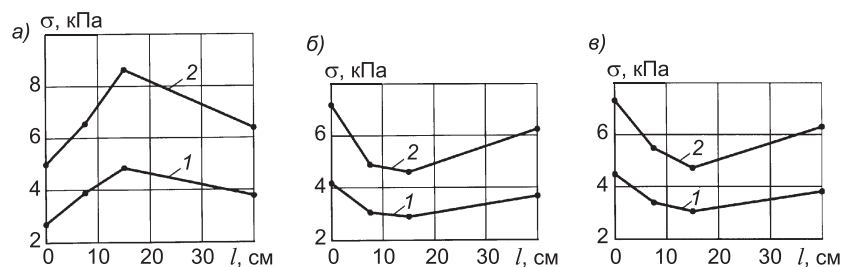


Рис. 3. Характер изменения вертикального давления по мере удаления от оси труб разных типов

а, б, в — то же, что и на рис. 2; 1, 2 — при ступенях нагрузки на поверхности соответственно 4,8 и 6,8 кПа

Таблица 3

Величины давлений, полученные в опытах

Тип модели трубы	Ступени нагрузки кПа	Давление по мессдозам, кПа/в долях от h , на расстоянии от оси модели трубы, см			
		0	7,5	15,0	40,0
Круглая МГТ	4,8	2,70/0,71	3,75/0,99	4,86/1,29	3,78/1,0
	6,8	5,00/0,78	6,33/0,99	8,63/1,35	6,39/1,0
КТ, тип 1	4,8	4,19/1,14	3,06/0,83	2,90/0,79	3,69/1,0
	6,8	7,20/1,15	4,91/0,79	4,62/0,74	6,25/1,0
КТ, тип 2	4,8	4,50/1,18	3,47/0,91	3,06/0,80	3,82/1,0
	6,8	7,33/1,16	5,50/0,87	4,73/0,75	6,31/1,0

Для приведения показаний мессдоз, уложенных в уровне основания за пределами модели трубы, к давлению на уровне верха трубы произведен расчет вертикальных давлений в засыпке с учетом потерь от влияния стенок лотка по формуле, приведенной в работе Н. А. Цытовича [6]

$$\sigma_v = \frac{1}{A} [\gamma - (\gamma - A \cdot p) \cdot e^{-Az}], \quad (5)$$

где $A = \frac{\xi \cdot \operatorname{tg} \varphi \cdot u}{F}$;

ξ — коэффициент бокового давления, равный для песков 0,35 [6];

φ — угол внутреннего трения резиновой крошки, равный $27,67^\circ$;

u — периметр стенок лотка;

F — площадь поперечного сечения лотка в плане;

— объемный вес резиновой крошки (см. табл. 1);

p — давление на поверхности засыпки;

e — основание натуральных логарифмов;

z — расстояние от поверхности засыпки до места расположения мессдоз.

Согласно расчету давление в уровне основания модели трубы меньше, чем в уровне верха трубы, при первой и второй ступенях нагрузки соответственно на 0,06 и 0,35 кПа. Для приведения показаний всех мессдоз к одному уровню — уровню верха трубы — показания мессдоз № 1, 2, 3 и 4 по всем сериям откорректированы путем их увеличения на указанные величины. На рис. 3 и в табл. 3 приведены откорректированные значения показаний мессдоз.

Сопоставление измеренных и расчетных давлений в основании на расстоянии 40 см от оси трубы показало, что при второй ступени нагрузки они полностью совпадают (отклонения не превышают 2,5%). При первой ступени нагрузки измеренные давления в указанных местах оказались несколько меньше расчетных. Но это распространяется и на все остальные мессдозы, т. е. характер изменения давления по мере удаления от оси трубы по результатам измерений и по расчету примерно одинаков.

Давление по мессдозам на расстояние 40 см от оси трубы, близкое по всем сериям (отклонения от среднего значения от 1,1 до минус 2,0%), принято за величину давления засыпки в уровне верха трубы вне ее влияния, равную h .

Остановимся на результатах опытов с моделью круглой трубы.

Как видно из рис. 2, *а* и табл. 2, деформации поперечного сечения моделей круглой трубы — уменьшение вертикального ΔD_v и увеличение горизонтального ΔD_g диаметров — составили соответственно 6,62 и 4,26 мм (4,41 и 2,84%) при нагрузке 4,8 кПа и 11,94 и 6,56 мм (7,96 и 4,37%) при нагрузке 6,8 кПа. Значения $\Delta D_v/\Delta D_g$ равны при первой ступени нагрузки 1,55, при второй — 1,82. Соотношения между вертикальными и горизонтальными деформациями качественно согласуются с данными натурных наблюдений, проведенных на более жестких круглых МГТ диаметром 1,5 м под насыпями высотой 5–7 м, но разность между величинами ΔD_v и ΔD_g в натурных условиях была меньше: $\Delta D_v/\Delta D_g \approx 1,1\div 1,4$, преимущественно 1,2.

В табл. 2 кроме опытных данных приведены деформации поперечных сечений модели круглой трубы, определенные расчетом по Приложению 11 ВСН 176-78 [7], для условий опытов. Можно видеть, что опытные данные по изменениям вертикальных диаметров количественно довольно удовлетворительно согласуются с расчетными. Соотношения между изменениями вертикального и горизонтального диаметров качественно также совпадают: $\Delta D_v > \Delta D_g$, но количественно отношения $\Delta D_v/\Delta D_g$ в опытах существенно меньше. Измеренные деформации горизонтальных диаметров в 1,5–2 раза больше, чем полученные по расчету и ближе к натурным данным. Выполнен также расчет деформаций вертикального диаметра трубы по формуле Спенглера [8]. Получено, что при ступенях нагрузки 4,8 и 6,8 кПа деформации вертикального диаметра равны соответственно 6,37 и 11,80 мм (4,25 и 7,87%), что практически полностью совпадает с данными опытов.

Давление над моделью круглой гибкой трубы по ее оси (см. рис. 3, *а*) составляет $(0,71\div 0,78) h$, что качественно и количественно хорошо согласуется со сложившимся представлением о давлении грунта на гибкие трубы. Вертикальное давление на границе контура трубы равно $0,99 h$. По бокам от трубы рядом с ней происходит дополнительное нагружение основания.

Таким образом, опыты с круглой трубой качественно и количественно вполне удовлетворительно отражают работу гибкой трубы в грунтовой среде. Это свидетельствует о правильном назначении критериев подобия и выборе элементов модельной системы и позволяет с определенной уверенностью распространить этот вывод на опыты с комбинированными трубами. Результаты опытов с круглой гибкой трубой могут быть использованы как эталон для сравнительной оценки особенностей работы гибких сводов комбинированных труб.

Сопоставляя величины деформаций поперечных сечений круглой трубы и сводов комбинированных труб (см. рис. 2 и табл. 2), можно видеть, что относительные изменения вертикального размера сводов меньше, чем круглой трубы на 15–24%, что является следствием меньшей вертикальной податливости свода под нагрузкой по сравнению с круглой трубой. При одинаковой высоте отверстия круглой и комбинированной труб абсолютная вертикальная деформация комбинированной трубы, обусловленная только деформацией свода, в опытах в зависимости от величины нагрузки была в 1,75–2,5 раза меньше (см. табл. 2). Горизонтальные диаметры сводов практически не менялись. Изменения горизонтальных размеров с выпором в сторону засыпки наблюдались в нижней поло-

вине сечения свода на угле до 30–45° к горизонту. Величины изменений незначительны — до 2–3 мм.

Все это, естественно, приближает работу комбинированной трубы к работе жестких труб, приводя к существенному изменению характера распределения и величины вертикального давления засыпки на нее. В трубах со сводами, в отличие от круглых, наибольшее давление наблюдалось по оси трубы, составляя $(1,14 \div 1,18) \cdot h$. Давление над трубой по краям ее контура составляло $(0,79 \div 0,91) \cdot h$. По бокам от трубы рядом с ней происходила разгрузка основания (см. рис. 3, табл. 3).

Из полученного в опытах характера распределения давления следует вывод, что давление грунта засыпки на комбинированные трубы нужно определять с коэффициентом вертикального давления $C > 1$. Очевидно, что величина C зависит от соотношения высот гибкого свода и жесткой нижней части и будет увеличиваться или уменьшаться соответственно при увеличении или уменьшении доли жесткой части в общей высоте сечения трубы.

Относительно влияния конструкции заделки пят сводов на величину вертикальных деформаций сводов и давления на трубу отмечено, что в общем деформации несколько меньше, а давление больше для бесшарнирной арки. Однако эти различия незначительны (до 5,5%).

Указания СНиП 2.05.03-84* [1] в отношении определения коэффициента C применимы для жестких труб. Применительно к податливым в вертикальном направлении трубам с разной степенью податливости они требуют доработки с проведением специальных исследований.

На основании результатов опытов и с учетом изложенного на данном этапе для определения коэффициента C для комбинированных труб рассматриваемых конструкций нами предлагается следующий инженерный подход, основанный на использовании указаний СНиП 2.05.03-84* [1].

Поперечное сечение трубы высотой a состоит из двух частей: жесткой нижней лотковой части высотой a_1 и гибкого свода. Дополнительное вертикальное давление засыпки на трубу возникает только за счет жесткой нижней части. Для гибкого свода согласно [1] $C = 1,0$.

С учетом изложенного и указаний Приложения 4* [1] коэффициент вертикального давления C для КТ предлагается определять по формуле

$$C_v = 1 + \frac{a_1}{a} B_1 \left(2 - B_1 \frac{d}{h} \right) \tau_n \operatorname{tg} \varphi_n. \quad (6)$$

Здесь величина B_1 , аналогичная B по формуле (2) Приложения 4* [1], определяется для нижней части сечения трубы с заменой расстояния a от основания насыпи до верха трубы на расстояние a_1 от основания насыпи до пят свода

$$B_1 = \frac{3}{\tau_n \operatorname{tg} \varphi_n} \cdot \frac{S a_1}{h}. \quad (7)$$

Влияние второго слагаемого на величину C в формуле (6) учитывается пропорционально доле высоты жесткой части a_1 от общей высоты трубы a .

Остальные обозначения по тексту Приложения 4* [1].

В табл. 4 приведены значения коэффициента вертикального давления грунта засыпки на комбинированные трубы, полученные в опытах и расчетом для тех же условий с переводом на натуру по предложенной рекомендации (6), (7). Здесь же показаны расчетные по формулам (1) и (2) Приложения 4* [1] значения C для жестких труб тех же размеров.

Таблица 4

Опытные и расчетные значения коэффициента C

Ступени нагрузки, кПа	Коэффициент вертикального давления C на трубы			
	жесткие	комбинированные		
	расчетные по формулам		из опытов	
	(1) и (2) [1]	(6), (7)	тип 1	тип 2
4,8	1,81	1,28	1,14	1,18
6,8	1,72	1,20	1,15	1,16

Согласно расчетам, значения C для исследуемых комбинированных труб на грунтовом основании составляли при первой и второй ступенях внешней нагрузки соответственно 1,28 и 1,20, что достаточно близко совпадает

с опытными данными. Причем расчетные значения несколько выше опытных. Расчетные значения C для комбинированных труб примерно на 30% меньше, чем для жестких.

Таким образом, реализация предложенной рекомендации позволяет определять величину вертикального давления достаточно близко к фактическим условиям работы трубы рассматриваемой конструкции при различных вариантах отверстия трубы, высоты гибкой и жесткой частей и высоты засыпки над трубой, избегая излишних запасов. Расчеты показывают, что при меньших высотах засыпки в зависимости от величины и сочетания этих параметров значения C уменьшаются с высотой засыпки и могут приближаться к значениям C для жестких труб.

Схема заделки пят сводов по данным опытов не имеет существенного значения с точки зрения деформаций поперечных сечений свода и величины вертикального давления засыпки на него. Влияние ее может сказаться на напряженном состоянии свода и армировании лотковой части.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. СНиП 2.05.03-84*. Мосты и трубы/Минстрой России.— М.: ГП ЦПП, 1996.— 214 с.
2. Кузнецов Г. Н. Моделирование проявлений горного давления./Г. Н. Кузнецов, М. Н. Будько, Ю. И. Васильев и др.— Л.: Недра, 1968.— 280 с.
3. Виноградов С. В. Расчет подземных трубопроводов на внешние нагрузки/С. В. Виноградов.— М.: Стройиздат, 1980.— 135 с.
4. Галеркин Б. Г. Напряженное состояние цилиндрической трубы в упругой среде/Б. Г. Галеркин// Труды ЛИПС.— 1929.— Вып. 100.
5. Касандрова О. Н. Обработка результатов наблюдений/О. Н. Касандрова, В. В. Лебедев.— М.: Наука, 1970.— 104 с.
6. Цытович Н. А. Механика грунтов/Н. А. Цытович.— М.: Госстройиздат, 1963.— 636 с.
7. ВСН 176-78. Инструкция по проектированию и постройке металлических гофрированных водопропускных труб/Минтрансстрой СССР, МПС СССР. Введ. 01.01.78.— М.: Оргтрансстрой, 1979.— 130 с.
8. Колоколов Н. М. Металлические гофрированные трубы под насыпями/Н. М. Колоколов, О. А. Янковский, К. Б. Щербина и др.— М.: Транспорт, 1973.— 120 с.

© Бокарев С. А., Просекон С. А., Потапов А. С., 2008

Получено после доработки 18.03.08

ГАЗОБЕТОН НА ОСНОВЕ ОТХОДОВ КАМНЕДРОБЛЕНИЯ

Сырьевыми материалами для получения неавтоклавного газобетона в основном являются: портландцемент, кварцевый песок-наполнитель, вода, газообразователь и различные добавки. Для обеспечения требуемой прочности и низкой средней плотности обязательной в технологии является энергоемкая операция помола кварцевого песка. Специалистами НГАСУ (Сибстрин) впервые предложено использовать в производстве ячеистых бетонов в качестве наполнителя дисперсные попутные продукты из систем пылеулавливания, образующиеся при дроблении альбитофировых и диабазовых горных пород на щебень для бетонов. Альбитофировые и диабазовые отходы через систему пылеулавливания поступают в запасные бункера в мелкодисперсном виде и могут использоваться в качестве наполнителя в ячеистых бетонах без дополнительного помола.

Разработаны составы ячеистого бетона на дисперсных отходах камнедробления альбитофировых и диабазовых горных пород, на основе которых получен газобетон по плотности марок D600, D700 и по прочности классов B1,5 B2 при использовании в качестве вяжущего портландцемента M400, D20. Также возможно изготовление теплоизоляционных газобетонных изделий марки D400.

Преимуществом предлагаемой технологии является использование отходов промышленности и отсутствие операции помола наполнителя, что уменьшает расходы на производство газобетонных изделий.

Газобетон на дисперсных отходах камнедробления альбитофировых и диабазовых горных пород рекомендуется для изготовления мелких конструктивно-теплоизоляционных стеновых блоков и теплоизоляционных изделий.

Автор разработки Н. А. МАШКИН, д-р техн. наук, проф.

630008, г. Новосибирск, ул. Ленинградская, 113, Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин).

E-mail: itc@sibstrin.ru

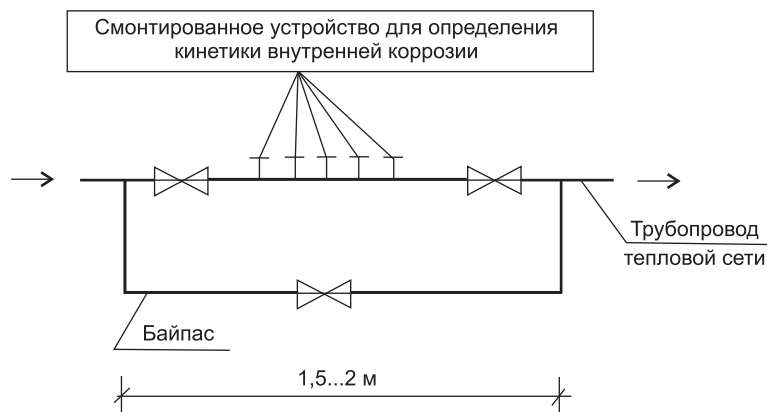
Internet: www. sibstrin.ru

Тел./факс: (8-383)-266-28-89

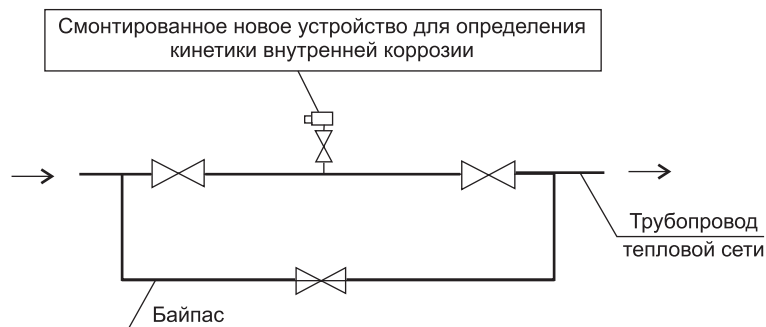
НОВОЕ УСТРОЙСТВО ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ КИНЕТИКИ ВНУТРЕННЕЙ КОРРОЗИИ МАТЕРИАЛА ТРУБ ТЕПЛОВЫХ СЕТЕЙ

В связи с высокой аварийностью теплосетей по причине коррозии трубопроводов исследование локального и среднего по длине изменения толщины стенки теплосетевых труб в реальных условиях эксплуатации является весьма актуальным.

Несмотря на низкую скорость коррозии теплосетевых труб частота измерения один раз в год недостаточна для исследования кинетики внутренней коррозии в целях прогнозирования ресурса трубопроводов конкретных теплосетей.



Для ускорения таких исследований специалистами НГАСУ (Сибстрин) предложено новое устройство, позволяющее производить монтаж-демонтаж индикаторов без остановки потока теплоносителя, т.е. через любые промежутки времени. На трубопроводах диаметром D_y 500 мм вместо пяти устройств на контрольном участке достаточно установить только одно новое устройство. На стержне нового устройства закрепляются все индикаторы коррозии, причем соединение смежных групп индикаторов из различных материалов осуществляется через диэлектрические вставки. В данном случае байпас необходим только для отключения участка трубопровода на время ремонта устройства.



Авторы разработки: А. С. БАСИН, д-р техн. наук, проф.,
Д. Б. ЧАПАЕВ, канд. техн. наук, доц.
630008, г. Новосибирск, ул. Ленинградская, 113, Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин).

E-mail: itc@sibstrin.ru

Internet: www.sibstrin.ru

Тел./факс: (8-383)-266-28-89

ПРАВИЛА ПОДГОТОВКИ РУКОПИСИ (исправленные и дополненные)

1. К рукописи, представляемой в редакцию, необходимо приложить:
— сопроводительное письмо руководства организации, откуда исходит рукопись;

к сопроводительному письму должна быть приложена гарантия оплаты публикации статьи из расчета 550 рублей за 1 журнальную страницу объема статьи (включая иллюстрации, таблицы и список литературы) за подписью автора или руководителя представляющей статью организации. Гарантийное письмо не требуется, если статья представляется организацией, осуществляющей целевые взносы на издание нашего журнала

- рекомендацию соответствующей кафедры вуза (заверенную выписку из протокола заседания кафедры);
— экспертное заключение о возможности опубликования, оформленное в организации, откуда исходит рукопись;

- разрешение Роспатента на открытую публикацию материалов по заявке на изобретение;
— аннотацию, кратко излагающую основное содержание рукописи, объемом до 0,3 страницы текста;
— название статьи и фамилии авторов на английском языке.

2. Рукопись должна готовиться на компьютере и представляться в редакцию распечатанной в двух экземплярах с приложением ее записи на дискете 3,5" или CD (3", 5"). Текст рукописи набирают шрифтом Times New Roman Cyr размером 14 пт. с межстрочным интервалом 1,5. Число знаков в строке — до 70, строк на странице — до 38. Объем рукописи — до 10 страниц. Обязательна нумерация страниц.

- Порядок оформления титульной части статьи (см. в нашем журнале):
 - индекс УДК;
 - инициалы, фамилии, ученые степени и звания авторов (звания в негосударственных академиях наук не указывать); наименование учреждения, в котором работают авторы;
 - название статьи;
 - аннотация.
- На полях рукописи простым карандашом указываются места рисунков и таблиц.
- Статья должна быть тщательно отредактирована и подписана всеми авторами (с указанием даты отправки статьи). Приводятся точные почтовые адреса, телефоны и e-mail авторов.

3. Иллюстрации представляются в редакцию в виде файлов, созданных в программах Corel Draw или Microsoft Word, записанных с расширением *.cdr (предпочтительно) или *.doc, фотографии — TIFF или JREG. Надписи и цифры набирать шрифтом Arial. Линии чертежа — не тоньше 1 пт. Иллюстрации, в том числе фотографии, должны быть черно-белыми с хорошей проработкой деталей.

Рисунки должны быть выполнены так, чтобы их можно было отредактировать (внести изменения, исправления, т.е. изменить шрифт, исправить возможные орфографические ошибки).

Иллюстрации должны быть распечатаны в двух экземплярах, а фото присылать в оригинале. Размер иллюстрации не должен превышать 20×30 см, их общее число, как правило, не более 4. На обратной стороне каждой из них простым карандашом проставляются порядковый номер и фамилии авторов. Подписи к иллюстрациям печатаются на отдельном листе.

4. Таблицы печатаются каждая на отдельном листе. Все наименования в них даются полностью, без сокращения слов.

5. Формулы следует набирать на компьютере шрифтом Times New Roman размером 14 пт. Русские и греческие буквы и индексы, а также цифры, аббревиатуры и стандартные функции (Re, cos) набираются прямым шрифтом. Латинские буквы набирать курсивом. Во избежание смешения сходных изображений прописных и строчных букв: V и v, S и s, O и o, K и k и др., а также трудноразличимых букв l, e, 1 (цифра), п и n, I и J и т.п. пояснения в необходимых случаях выполняются простым карандашом на полях. В статье должен быть необходимый минимум формул. Все второстепенные и промежуточные математические преобразования выносятся в приложение к статье (для рецензента).

6. Следует применять физические величины, соответствующие стандарту СТ. СЭВ 1052—78 (СН 528—80).

7. Библиографический указатель под названием «Список литературы» помещается в конце статьи. Источники располагаются в нем в порядке последовательности ссылок в тексте. Ссылки на литературу (номера источников в списке) в тексте заключаются в квадратные скобки. Список литературы составляется в соответствии с ГОСТ 7.1-03 и ГОСТ 7.80-2000. В список литературы вносятся только те работы, которые опубликованы в печати.

Примеры оформления можно найти на INTERNET-сайте НГАСУ (Сибстрин) по адресу <http://www.sibstrin.ru/izv.html>

8. Если статья была или будет направлена в другое издание, или же была ранее опубликована, необходимо обязательно сообщить об этом редакции. Материалы уже публиковавшихся работ к рассмотрению не принимаются.

9. Рецензентов для статей редакция назначает по своему усмотрению. При доработке статьи после рецензии на первой странице указывается ее редакционный номер, число, месяц, год и пометка «рукопись после доработки». Доработанную статью необходимо присылать в двух экземплярах с приложением ее записи в электронном виде. К доработанной рукописи обязательно прикладывать ответы на все замечания рецензента. Датой поступления статьи считается момент получения редакцией ее окончательного текста.

10. Рукописи, не принятые к опубликованию, авторам не высылаются. Редакция имеет право производить сокращения и редакционные изменения текста рукописей. *Корректуре статей авторам не предоставляется.*

11. Гонорар за опубликованные статьи не выплачивается.

12. Рукописи, не удовлетворяющие изложенным требованиям, отправляются авторам на доработку, что замедляет срок их опубликования.

ПРИНИМАЕТСЯ ПОДПИСКА

на 2-е полугодие 2008 г.

НА НАУЧНО-ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

ИЗВЕСТИЯ
ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

«СТРОИТЕЛЬСТВО»

МИНИСТЕРСТВА ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РФ
АССОЦИАЦИИ СТРОИТЕЛЬНЫХ ВУЗОВ СНГ
НОВОСИБИРСКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО
АРХИТЕКТУРНО-СТРОИТЕЛЬНОГО УНИВЕРСИТЕТА
(Сибстрин)

Издается с марта 1958 года

Журнал рассчитан на профессорско-преподавательский состав, аспирантов, а также студентов старших курсов строительных вузов и факультетов, работников соответствующих научно-исследовательских и проектных институтов, инженерно-технический персонал строительных организаций и предприятий.

Объем журнала до 10 печатных листов

Журнал имеет разделы

Строительные конструкции
Теория инженерных сооружений
Строительные материалы и изделия
Экономика и организация строительства
Автоматизация и технология строительного производства
Гидротехническое строительство
Санитарная техника

Строительство автомобильных дорог и мостов
Строительные и дорожные машины
Научные проблемы архитектуры и экологии
Научно-методический
В лабораториях вузов
Внедрение научных достижений в производство
Научная информация

В ЖУРНАЛЕ ПУБЛИКУЮТСЯ:

статьи о результатах научных исследований, сообщения о передовом отечественном и зарубежном опыте в строительстве, работы по автоматике и автоматизации производственных процессов, материалы межвузовских научных конференций и совещаний, отдельные разделы диссертаций, материалы о внедрении в производство законченных научных работ, а также обзорные статьи, статьи научно-методического характера, предложения по расчету и проектированию строительных конструкций и инженерных сооружений.

Каталожная цена за 6 месяцев — 540 р.

Цена отдельного номера — 90 р.

Подписка принимается с любого месяца без ограничения всеми агентствами Распечати и отделениями связи. Индекс 70377.

Журнал издается Новосибирским государственным архитектурно-строительным университетом (Сибстрин).

Адрес редакции: 630008, Новосибирск, ул. Ленинградская, 113,
тел./факс (8-383) 266-28-59; e-mail: izvuz_str@sibstrin.ru