

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ
И НАУКИ РФ
АССОЦИАЦИЯ СТРОИТЕЛЬНЫХ ВУЗОВ СНГ

**ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ
УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ**

СТРОИТЕЛЬСТВО

№ 6 (594)

Июнь 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, 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 23.05.08. Формат 70 108^{1/16}.
Усл. печ. л. 11,55+0,35. Тираж 350 экз. Заказ 3264.

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

Издатель НГАСУ (Сибстрин), 2008

СОДЕРЖАНИЕ

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

- Кретинин А. Н., Крылов И. И.** Особенности работы тонкостенной балки из гнутых оцинкованных профилей 4

ТЕОРИЯ ИНЖЕНЕРНЫХ СООРУЖЕНИЙ

- Теличко В. Г., Трещев А. А.** Определение напряженно-деформированного состояния трубчатых железобетонных оболочек при чистом кручении методом конечных элементов 11

- Мищенко А. В., Немировский Ю. В.** Установление срока допустимой эксплуатации слоистых стержней в условиях ползучести 19

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ

- Серенко А. Ф., Харитонов А. М.** Оценка влияния технологических факторов на структурные параметры наноуровня и прочность цементного камня 27

- Коренькова С. Ф., Зими-на В. Г., Безгина Л. Н., Ренкас Е. В.** Структура и свойства цементного бетона с добавкой микродисперсного карбоната кальция 34

- Баталин Б. С., Газетдинов Д. Р.** Исследование влияния белкового пенообразователя на агрегативную устойчивость портландцемента 38

Селяев В. П., Низина Т. А., Зубанкова Н. О. Методика обобщенной оценки декоративных характеристик лакокрасочных покрытий на основе компьютерных технологий	40
Мубаракшина Л. Ф., Абдрахманова Л. А., Хозин В. Г. Структура и свойства карбамидных пенопластов с химически активными наполнителями	46
ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ СТРОИТЕЛЬСТВА	
АВТОМАТИЗАЦИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ СТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА	
Кузьминский А. Г., Изатов В. А., Черенков В. В. О формировании норм наборов ресурсов на один квадратный метр конструктивного элемента при возможных вариантах конструктивного решения	50
Кузнецов С. М., Легостаева О. А., Михальченко О. Ю., Лабутин Е. С., Чулкова И. Л. Организационно-технологическая надежность строительных процессов	57
Самарин О. Д. Обоснование оптимальной глубины реализации комплекса энергосберегающих мероприятий по максимальной эффективности инвестиций	65
ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО	
Карапетян А. А., Коноплев Е. Н., Скоробогатов М. А. Анализ режимов работы однокамерного лестничного рыбодохода с сифонным водосбросом	71
САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА	
Шиляев М. И., Хромова Е. М., Тумамова А. В. Физико-математическая модель процесса тепломассообмена в форсуночных оросительных камерах при высоких влагосодержаниях	75
СТРОИТЕЛЬНЫЕ И ДОРОЖНЫЕ МАШИНЫ	
Кириллов Ф. Ф. Особенности выбора бесковшовых траншеекопателей для эффективной разработки грунтовых сред	82
Трегубенко А. В., Ладнов В. Э., Абраменков Д. Э., Абраменков Э. А. Пневматическое устройство ударного действия с дроссельным воздухораспределением с перепуском и форсажем	87
НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ	
Зубачев П. В. Влияние армированного откоса на величину смещений и внутренних усилий в шпунтовом ограждении	94
Кравченко Ю. А. Оценка сложности плоских кривых и топографических поверхностей	99
Савинов А. В., Мельничук Н. Н. Моделирование статического нагружения сваи малого диаметра осевой силой	105
Макаров Е. Я., Слабожанин Г. Д., Лашкинский Е. П., Слабожанин Д. Г., Макаров И. Е. Математическое моделирование гидродинамического поля, возмущенного плоской колеблющейся пластиной	109
Харламов Д. А., Кривошеин А. Д. Инженерная методика расчета приведенного сопротивления теплопередаче светопрозрачных конструкций с учетом краевых зон	112
Сапожников А. И., Мишичев А. И. Устойчивость и напряженно-деформированное состояние двутавровой металлической балки с отверстиями в стенке при действии поперечной распределенной нагрузки	119
Моисеенко Р. П. Оптимизация ребристой пластины при вынужденных колебаниях	123
ВНЕДРЕНИЕ НАУЧНЫХ ДОСТИЖЕНИЙ В ПРОИЗВОДСТВО	
Войтов Е. Л., Сколубович Ю. Л., Сколубович А. Ю. Очистка маломутных высокоцветных природных вод в реакторе-осветлителе	126
Памяти ученого-экономиста	130

CONTENTS

BUILDING STRUCTURES

Kretinin A. N., Krylov I. I. Behaviour Features of a Thin-Walled Beam Made of Formed Galvanized Sections	4
---	---

THE THEORY OF ENGINEERING STRUCTURES

Telichko V. G., Treshchev A. A. Determination of the Stress-Strain State of Tubular Reinforced Concrete Casings in Pure Torsion Using a Finite Element Method	11
--	----

Mishchenko A. V., Nemirovsky Yu. V. Determination of Permissible Service Life of Laminated Rods under Creep Conditions	19
BUILDING MATERIALS AND PRODUCTS	
Serenko A. F., Kharitonov A. M. Estimation of Influence of Technological Factors on Structural Parameters Nanostructure and Strength of the Cement Paste	27
Korenkova S. F., Zimina V. G., Bezgina L. N., Renkas E. V. The Structure and Properties of Cement Concrete with Addition of Microdispersed Calcium Carbonate	34
Batalin B. S., Gazetdinov D. R. Investigation into the Influence of Albuminous Foaming Agent on Aggregative Stability of Portland Cement	38
Selyaev V. P., Nizina T. A., Zubankova N. O. Procedure of the Generalized Estimate of Lacquer Coating Decorative Features on Base Computer Technology	40
Mubarakshina L. F., Abdrakhmanova L. A., Khosin V. G. Structure and Properties of Carbamide Foams with Chemically Active Fillers	46
ECONOMICS AND MANAGEMENT OF CONSTRUCTION	
AUTOMATION AND CONSTRUCTION TECHNOLOGY	
Kuzminsky A. G., Izatov V. A., Cherenkov V. V. On Formation of Norms for Resource Collections per One Square Meter of a Structural Element with Possible Variants of the Construction Solution	50
Kuznetsov S. M., Legostaeva O. A., Mikhilchenko O. Yu., Labutin E. S., Chulkova I. L. Organizational and Technological Reliability of Building Operations	57
Samarin O. D. Substantiation of Optimal Depth of Implementation of Energy Saving Measures Relative to Maximum Effective Investments	65
HYDROTECHNICAL CONSTRUCTION	
Karapetyan A. A., Konoplev E. N., Skorobogatov M. A. The Analysis of Operating Regimes of One-Chamber Fish Ladder with Siphon Spillway	71
SANITARY ENGINEERING	
Shilyaev M. I., Khromova E. M., Tumashova A. V. A Physico-Mathematical Model of Process of Heat-Mass Exchange in Spray Irrigation Chambers at High Moisture Contents	75
BUILDING AND ROAD MACHINES	
Kirillov F. F. Features of Selection of Nonbucket Trenchers for Effective Excavation of soil mediums	82
Tregubenko A. V., Ladnov V. E., Abramnikov D. E., Abramnikov E. A. Pneumatic Impact-Action Device with Throttling Air-Distribution, Bypass and Augmentation	87
SCIENTIFIC AND METHODOLOGICAL SECTION	
Zubachev P. V. Influence of Reinforced Slope on the Value of Displacements and Internal Forces in a Sheet Pile Screen	94
Kravchenko Yu. A. Estimation of Complexity of Plane Curves and Topographic Surfaces	99
Savinov A. V., Melnichuk N. N. Modeling Static Loading of a Small Diameter Pile by Axial Force	105
Makarov E. Ya., Slabozhanin G. D., Lashkivsky E. P., Slabozhanin D. G., Makarov I. E. Mathematical Modeling of Hydrodynamic Field Disturbed by Flat Vibrating Plate	109
Kharlamov D. A., Krivoshein A. D. Engineering Procedure for Calculating the Reduced Total Thermal Resistance of Translucent Structures Taking into Account the Boundary Zones	112
Sapozhnikov A. I., Mishichev A. I. Stability and Stress-Strain State of Metal I-beam with Holes in a Web under the Action of Transverse Distributed Load	119
Moiseenko R. P. Optimization of a Ribbed Plate is Subject to Forced Vibrations	123
MANUFACTURING APPLICATION OF SCIENTIFIC DEVELOPMENTS	
Voitov E. L., Skolubovich Yu. L., Skolubovich A. Yu. The Cleaning of Low-Turbidity High-Coloured Natural Waters in the Reactor-Clarifier	126

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

УДК 624.072.2:624.014

А. Н. КРЕТИНИН, асп., И. И. КРЫЛОВ, канд. техн. наук, проф. (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

ОСОБЕННОСТИ РАБОТЫ ТОНКОСТЕННОЙ БАЛКИ ИЗ ГНУТЫХ ОЦИНКОВАННЫХ ПРОФИЛЕЙ

Приводятся результаты экспериментального исследования тонкостенной балки из гнутых оцинкованных профилей с целью изучения напряженно-деформированного состояния и выявления особенностей работы такой конструкции.

Интерес к легким металлическим конструкциям год от года растет ввиду обширной области применения таких конструкций и обоснованно требует разработки новых конструктивных форм и технологий. Поиск путей удешевления строительных конструкций для наиболее распространенных пролетов (до 12–18 м) привел к идее технического решения с использованием тонкостенных гнутых профилей, изготавливаемых из стальных оцинкованных листов толщиной 0,6–2,5 мм. Разрабатываемые тонкостенные балки представляют собой конструкцию, состоящую из поясов, для которых используются гнутые С-образные профили и стенки в виде стального профилированного листа. Идея защищена двумя патентами РФ [1, 2].

За последние несколько лет авторами были проведены экспериментальные и теоретические исследования балок из гнутых профилей, а также соединений элементов, используемых в таких конструкциях. В качестве поисковых исследований были произведены испытания четырех крупномасштабных моделей пролетом 3,2 м, включая варианты с одностенчатой и двустенчатой компоновками сечения [3, 4] на действия сосредоточенных сил. Вследствие последнего фактора исчерпание несущей способности происходило из-за потери местной устойчивости сжатых поясов под сосредоточенными силами, что не позволяло адекватно оценить резервы несущей способности таких систем при более рациональной для них равномерно распределенной нагрузке.

Выполненные исследования особенностей работы балок из тонкостенных оцинкованных профилей и различных типов соединений таких элементов [3, 4] позволили установить, что наиболее эффективным типом поясных соединений и соединений элементов по длине являются болтовые фрикционные соединения с использованием предварительно напряженных болтов М8, М10, М12 класса прочности 8.8.

Для широкого внедрения балок из гнутых профилей в строительство желательно проведение экспериментального исследования тонкостенной балки применяемых в строительстве размеров (пролет, высота сечения и т.п.) с учетом не применявшихся ранее конструктивных решений.

Цель эксперимента: изучение действительной работы тонкостенной балки из гнутых оцинкованных профилей. Основные задачи эксперимента:

1. Оценка напряженно-деформированного состояния элементов балки в упругой стадии работы материала.
2. Оценка вертикальных деформаций конструкции в процессе нагружения.
3. Проверка совместной работы С-образных профилей в составе сжатого пояса балки.

4. Определение влияния характера загрузки на работу конструкции и ее элементов: равномерно распределенной нагрузкой, приложенной ко всему пролету, и на половину пролета.

5. Оценка необходимости установки соединений в стыках листов профнастила стенки.

6. Сравнение теоретических и экспериментальных результатов.

В выполненном исследовании пролет экспериментальной балки был ограничен габаритами силового пола испытательной лаборатории и принят равным 9 м. При проектировании экспериментальной балки предполагалась возможность ее назначения в качестве стропильной конструкции покрытия здания складского либо производственного назначения.

Сборка балки производилась на площадке силового пола в лаборатории НГАСУ (Сибстрин) с применением только ручного инструмента (обрезная машина, электродрель, шуруповерт и динамометрический ключ). Трудозатраты на сборку балки составили примерно 4 человеко-дня. Расход металла для экспериментальной балки составил 250 кг; при шаге балок 3 м расход металла составит $9,3 \text{ кг/м}^2$. В случае использования для тех же условий балки из прокатного двутавра расход металла увеличится примерно в 1,8 раза, для аналогичной составной сварной балки, а также аналога из перфорированного двутавра примерно в 1,6 раза, для балки-аналога из сварного двутавра с гофрированной стенкой в 1,4 раза.

Сечение балки имело двустенчатую компоновку (рис. 1). Высота сечения «в свету» (h) принималась равной 750 мм, что соответствует реальному для строительной практики соотношению высоты сечения к пролету $h/L \approx 1/12$. Компоновка сечения балки и проверочный расчет были выполнены с использованием информации, полученной ранее [3, 4]. Основные расчетные предпосылки следующие: тонкая гофрированная стенка не включается в работу на изгиб, изгибающий момент в балке воспринимается только поясами. При этом стенка работает на восприятие поперечной силы и рассчитывается на прочность и местную устойчивость от действия касательных напряжений. Учитывая фактический предел текучести стали поясов, расчетная (проектная) равномерно распределенная нагрузка на балку составила $P \approx 880 \text{ кгс/м}$. Нормативная проектная нагрузка по критерию деформативности составила $P_{\text{норм}} \approx 620 \text{ кгс/м}$ (к примеру, для отапливаемого здания, возводимого в условиях IV снегового района, такие нагрузки соответствуют шагу стропильных балок 3 м).

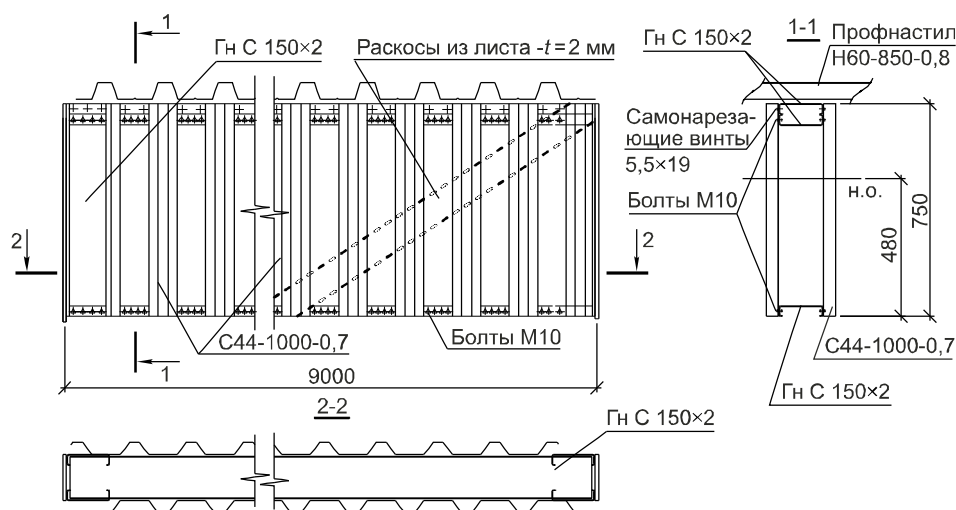


Рис. 1. Конструктивная схема балки

С целью уменьшения уровня напряжений в сжатом верхнем поясе и предотвращения потери им местной устойчивости сечение балки принято несимметричным. Верхний пояс балки — коробчатого сечения из двух С-образных профилей, нижний — в виде одиночного профиля. Все профили, используемые в качестве поясов, имеют горизонтальную ориентацию стенок. Для поясов использовались С-образные профили по ТУ 1120-100-47515705-00, с высотой сечения 152 мм, шириной полок 40 мм и толщиной 2 мм. Стыки профилей по длине балки выполнялись на предварительно напряженных болтах М10 класса прочности 8.8 с накладками из листовой стали толщиной 2 мм, расположенными с обеих сторон стыка элементов. Для верхнего пояса накладки устанавливались только в стенках профилей, для нижнего пояса соответственно на стенках и на полках профилей, при этом часть болтовых соединений использовалась одновременно и в стыках элементов поясов, и в поясных соединениях балки.

В качестве стенок балки использован профилированный лист (профнастил) С44-1000-0,7 по ГОСТу 24045-94. Гофры профнастила ориентированы поперек продольной оси балки. Листы профнастила стенок сдвинуты вдоль продольной оси балки одна относительно другой на ширину полки профнастила, прикрепляемой к поясам (см. разрез 2-2 на рис. 1). Как показало численное моделирование, такое конструктивное решение в отличие от симметричной компоновки позволяет уменьшить локальный изгиб поясов в плоскости балок на участке между полками профнастила, прикрепляемыми к поясам.

Выбор типоразмера профилированного листа стенки обусловлен необходимостью уменьшения локального изгиба поясов при минимизации расхода металла. В профиле С44 в отличие от других типов профилированных листов ширина плоских полок профиля равна ширине гофрированной части и поэтому при сдвиге стенок на эту величину удается обеспечить подкрепление поясов на всей длине балки. Толщина профилированного листа принята из расчета прочности на срез и обеспечения местной устойчивости «отсеков» — участков стенки, ограниченных гофрами профиля стенки и поясами балки, от действия касательных напряжений.

Для определения фактических характеристик стали поясов и стенки были проведены испытания стандартных образцов. Для поясов получены следующие механические характеристики стали: предел текучести $\sigma_T = 2850 \text{ кгс/см}^2$, временное сопротивление $\sigma_{вр} = 4210 \text{ кгс/см}^2$, относительное удлинение $\delta = 23\%$; соответственно для стенки предел текучести $\sigma_T = 2900 \text{ кгс/см}^2$, временное сопротивление $\sigma_{вр} = 4200 \text{ кгс/см}^2$ и относительное удлинение $\delta = 22\%$.

Все несущие соединения выполнены фрикционными на предварительно напряженных болтах М10 класса прочности 8.8 по ГОСТу 7798-70. Выбор диаметра болтов был продиктован конструктивными требованиями по их расположению в полках С-образных профилей. В каждом соединении под головку болта и гайку были установлены шайбы с внешним диаметром 20 мм и толщиной 2 мм. Болты, шайбы и гайки имели цинковое покрытие. Болты затягивались протарированными динамометрическими ключами с крутящим моментом 6,2 кгс·м, при котором в болтах достигалось усилие растяжения $P_{пн} = 0,7 P_{пред}$, где $P_{пред} = A_{п\text{вр}}$ ($A_{п}$ — площадь сечения болта нетто, $\sigma_{вр}$ — временное сопротивление материала болта). В качестве конструктивных (связующих) соединений для объединения профилей верхнего пояса приняты соединения на самонарезающих винтах $d = 5,5 \text{ мм}$.

При сборке балки в первую очередь устанавливались болты для объединения нижнего профиля верхнего пояса и нижнего пояса балки со

стенкой, затем устанавливался верхний С-образный профиль верхнего пояса, прикрепляемый к стенке по технологическим соображениям на самонарезающих винтах (см. рис. 1). Такой тип крепления предполагал различную деформативность соединений и соответственно разный характер включения профилей поясов в работу балки. Выяснение действительной работы составного сжатого пояса было одной из задач исследования. Другой задачей эксперимента было определение влияния наличия соединений в стыках листов профнастила стенок на несущую способность балки, для чего такие соединения ввиду первоначальных предположений о их несущественной роли установлены не были. Поясные соединения устанавливались в соответствии с уровнем поперечной силы. Максимальное количество поясных соединений достигалось в опорных зонах балки, где в каждой полке гофра стенки размещалось по 4 болта. В середине пролета балки в каждом соединении стенки с полками поясов устанавливалось по два болта.

С целью выявления эффективности установки наклонных ребер в одной из опорных зон балки с двух сторон поясов были установлены нисходящие раскосы из листа 2 120 мм.

Каждая опорная часть балки включала в себя два вертикально установленных С-образных профиля, соединенных стенками с полками профилей поясов и одной из полок с опорным торцевым листом толщиной 6 мм (см. рис. 1). Балка установлена на стойки силового пола, одна из опор — каткового типа для компенсации продольных деформаций балки.

Общая устойчивость верхнего пояса экспериментальной балки в процессе нагружения обеспечивалась настилом из профилированного листа Н60-845-0,8, прикрепленного к верхнему поясу балки самонарезающими винтами в каждой волне, что имитировало наличие кровельного настила в покрытия при беспрогонной компоновке. Устойчивость положения балки обеспечивалась рамами из деревянных брусков, установленных с шагом 1,3 м вдоль балки (рис. 2). Деревянные рамы не препятствовали вертикальным перемещениям балки в процессе испытания.

Для оценки напряженно-деформированного состояния балки использовался тензометрический комплекс. На пояса балки в сечении, расположенном на расстоянии $x = L/2$ от опор, наклеивались тензорезисторы с базой 20 мм по три тензорезистора на стенку и по одному на каждую пол-



Рис. 2. Балка в процессе испытания

ку С-образного профиля. Такие же три тензорезистора наклеивались на наклонные раскосы. Кроме того, в опорных зонах балки на длине до 1,5 м от опор на полках гофров стенки, прикрепляемых к нижнему поясу, установлены розетки из трех тензорезисторов с базой 5 мм. Такие розетки располагались на расстоянии 10 см от оси нижнего пояса.

Одновременно замерялись прогибы балки в сечениях $x = L/4$, $x = L/2$ от опор с помощью прогибомеров типа ПАО-ЛИСИ и поперечные деформации гофров стенки в опорных зонах балки с помощью индикаторов часового типа с ценой деления шкалы 0,01 мм.

Балка в процессе испытания работала по однопролетной разрезной схеме. Нагружение балки осуществлялось в два этапа: с несимметричным и симметричным распределением нагрузки на пролет.

На первом этапе балка испытывалась несимметричным нагружением равномерно распределенной нагрузкой на участке $L/2$, приложенной со стороны наклонных ребер до максимального значения нагрузки $P = 650$ кгс/м, что по предварительному расчету обеспечивало работу системы в упругой стадии.

В качестве нагрузки использовались стандартные гири массой 20 кг и баки емкостью 1,2 м³, заполняемые водой (см. рис. 2). Ступени нагружения составляли 5–10% от предполагаемой предельной нагрузки на балку с выдержкой между загрузками 15–20 мин. На каждой ступени нагружения производилась регистрация показаний тензорезисторов и других приборов. График прогибов балки показан на рис. 3.

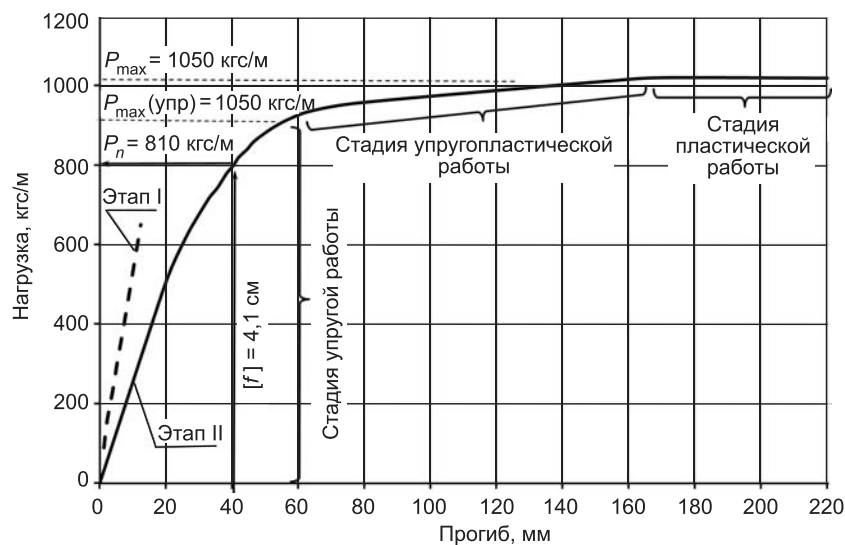


Рис. 3. Графики прогибов балки

На втором этапе испытание производилось равномерно распределенной нагрузкой нагружением на весь пролет до полного исчерпания балкой несущей способности, которое наступило вследствие вязкого разрушения нижнего пояса (рис. 4, б) и практически одновременно потери местной устойчивости стенки верхнего профиля сжатого пояса.

Анализируя графики прогибов балки, можно выделить несколько стадий ее работы.

Этап I. При загрузении балки равномерно распределенной нагрузкой, приложенной к половине пролета, до уровня 650 кгс/м, зависимость общих деформаций от нагрузки линейная. Максимальные относительные деформации составили $f/L \approx 1/690$. После разгрузки остаточные деформации не превышали уровня $f/L \approx 1/3000$ (в пределах погрешности измерений), что говорит об упругой работе балки.

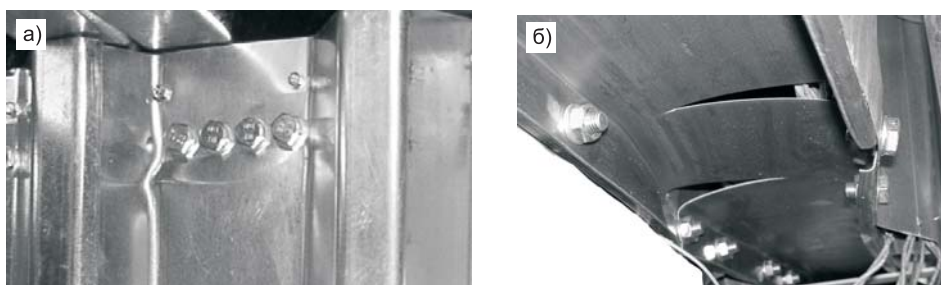


Рис. 4. Потеря местной устойчивости полки профнастила у продольного стыка гофров (а); разрушение нижнего пояса балки (б)

Этап II. При загрузке балки нагрузкой, равномерно распределенной на весь пролет балки, отмечаются следующие стадии работы.

1. Стадия упругой работы балки, в которой можно выделить два участка:

1.1. Участок линейной зависимости между нагрузкой и деформациями ($P - f$) до уровня нагрузки $P \approx 600$ кгс/м ($f/L \approx 1/370$).

1.2. Участок нелинейной зависимости $P - f$ от $P \approx 600$ кгс/м ($f/L \approx 1/370$) до $P \approx 850$ кгс/м ($f/L \approx 1/150$), на протяжении которого наблюдались деформации полок профнастила стенок балки в сечениях с нераскрепленными гофрами в стыках листов профнастила (см. рис. 4, а).

2. Стадия упругопластической работы, от $P \approx 850$ кгс/м ($f/L \approx 1/150$) до $P \approx 1050$ кгс/м ($f/L \approx 1/56$), характеризующейся развитием пластических деформаций в нижнем поясе и интенсивным ростом прогибов.

3. Стадия пластической работы балки при нагрузке $P \approx 1050$ кгс/м, с развитием прогибов до $f/L \approx 1/40$, до полного исчерпания несущей способности в результате вязкого разрушения нижнего пояса (см. рис. 4, б) в сечении с максимальным изгибающим моментом и одновременной потери местной устойчивости стенки С-образного профиля верхнего пояса.

Предельное состояние второй группы, соответствующее развитию прогибов до предельного нормативного значения, наступило при нагрузке $P \approx 810$ кгс/м ($f/L \approx 1/225$).

После демонтажа и разборки балки на отдельные элементы производилась оценка остаточных деформаций в соединениях элементов, в результате чего был сделан вывод, что упругопластических сдвигов в соединениях не происходило. В случае исключения потери местной устойчивости полок профнастила у продольных стыков листов стенки (см. рис. 4, а) участок нелинейной работы в стадии упругой работы балки, вероятно, был бы исключен либо уменьшен. В дальнейшем исследовании необходимо разработать рекомендации по выполнению соединения стыка листов стенок.

Экспериментальные и теоретические значения нормальных напряжений в сечении балки в середине пролета при значении нагрузки $P = 600$ кг/м показаны на рис. 5. Сходимость результатов удовлетворительная и находится в пределах 5%. Напряжения по высоте сечения поясов распределяются неравномерно. Разница ординат фибровых напряжений составляет примерно 10% от среднего значения напряжений.

Касательные напряжения в приопорном «отсеке» стенки балки распределяются практически равномерно; средние значения касательных напряжений, соответствующие уровню нагрузки $P = 600$ кгс/м, соста-

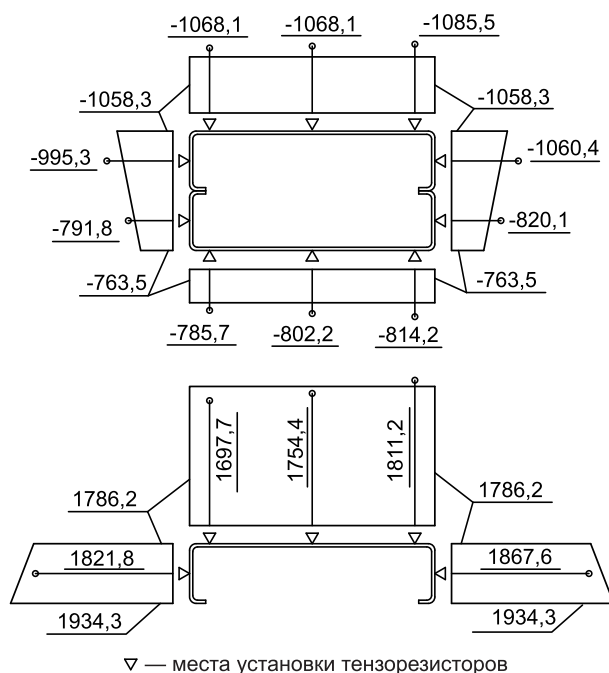


Рис. 5. Эпюры теоретических и ординаты экспериментальных нормальных напряжений (кгс/см²) в поясах при $P = 600 \text{ кгс/м}$

тановка наклонных ребер может оказаться желательной и необходимой.

Сравнение полученных в ходе эксперимента значений несущей способности балки с расчетными (проектными) значениями показывает, что фактическая несущая способность по критерию достижения напряжений в поясах уровня предела текучести превысила расчетную, вычисленную по фактическим характеристикам стали, на 5%. Предельные перемещения балки при максимальной нагрузке превышают значения перемещений, соответствующих началу развития пластических деформаций, более чем в 4 раза, что свидетельствует о наличии в конструкции значительных запасов пластических деформаций.

Выводы. 1. Экспериментом принципиально доказана работоспособность нового конструктивного решения тонкостенных балок из гнутых оцинкованных стальных профилей с поясными болтовыми фрикционными соединениями и возможность их использования в качестве стропильных конструкций в покрытиях зданий и сооружений различного назначения.

2. Сравнение полученных в ходе эксперимента значений несущей способности балки с расчетными (проектными) значениями свидетельствует о корректности теоретических предпосылок, использованных при проектировании балки.

3. Распространение полученных результатов эксперимента на другие компоновочные, конструктивные решения, в том числе на пролеты более 9 м и виды нагрузок возможно после проведения комплекса дополнительных теоретических и численных исследований.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пат. РФ № 40758. Конструкция из гнутых оцинкованных профилей/И. И. Крылов, А. Н. Кретинин.— Оpubл. 27.09.2004 г.; Бюл. № 27.
2. Пат. РФ № 55394. Раскосная балочная система из гнутых оцинкованных профилей/И. И. Крылов, А. Н. Кретинин.— Оpubл. 10.08.2006 г.; Бюл. № 22.

вили 540 кгс/см^2 . Главные растягивающие нормальные напряжения ориентированы по отношению к продольной оси гофров стенки под углом $35-39^\circ$.

Анализ работы наклонных раскосов балки свидетельствует о малой их эффективности при принятом в эксперименте компоновочном и конструктивном решении. Так, наклонные ребра уменьшили значения касательных напряжений в стенке только на 10–12% по сравнению со второй опорной зоной. Однако необходимо иметь в виду, что в других случаях (например, при наличии снеговых мешков в одно- и двухскатных балках) установка наклонных ребер может оказаться желательной и необходимой.

3. Крылов И. И. Эффективные балки из тонкостенных профилей / Крылов И. И., Кретинин А. Н. // Изв. вузов. Строительство. — 2005. — № 6. — С. 11–14.
4. Крылов И. И. Развитие конструктивной формы балочных систем из тонкостенных оцинкованных профилей / И. И. Крылов, А. Н. Кретинин // Изв. вузов. Строительство. — 2007. — № 2. — С. 88–92.

© Кретинин А. Н., Крылов И. И., 2008

Получено после доработки 19.03.08

ТЕОРИЯ ИНЖЕНЕРНЫХ СООРУЖЕНИЙ

УДК 539.3

В. Г. ТЕЛИЧКО, канд. техн. наук, **А. А. ТРЕЩЕВ**, д-р техн. наук, проф.
(Тульский государственный университет)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ТРУБЧАТЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ОБОЛОЧЕК ПРИ ЧИСТОМ КРУЧЕНИИ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Рассматривается задача определения напряженно-деформированного состояния цилиндрических железобетонных оболочек с помощью разработанной авторами конечно-элементной модели. Представлены примеры решения задач о чистом кручении цилиндрических образцов экспериментально исследованных в НИИЖБ, сделан сравнительный анализ полученных результатов с результатами других методов расчета и экспериментом.

В представленной статье рассматривается деформирование трубчатых железобетонных оболочек с учетом усложненных свойств: деформаций поперечного сдвига, нелинейной сопротивляемости основного материала, разнсопротивляемости материала, трещинообразованием.

Решение поставленной задачи осуществлялось с использованием конечно-элементной модели, предложенной авторами в [1]. Эта математическая модель, основанная на исследованиях Кука–Пиана–Тонга [2, 3], позволяет учесть ряд усложненных свойств материалов, таких как разнсопротивляемость, структурная анизотропия и т. д., позволяет проводить анализ процесса образования трещин. Специально разработан и использовался гибридный конечный элемент, допускающий произвольную треугольную форму для повышения универсальности приложения к решению различных задач, с пятью степенями свободы в узле [1, 4].

Модель деформирования железобетонной оболочки. Очевидно, что математическая модель деформирования железобетонных трубчатых оболочек должна достаточно точно учитывать специфические особенности сложной среды «бетон — арматура» на различных стадиях работы композита, быть вполне обозримой и практически реализуемой, т.е. модель не может быть полностью свободной от дополнительных технических гипотез.

Задачи деформирования железобетонных оболочек будем рассматривать в условиях активной деформации и простого нагружения, что позволяет представить бетон как нелинейный материал с присущими ему

упругопластическими свойствами, вполне укладывающимися в «рамки» потенциала деформаций, предложенного в [5]:

$$W_1 = (A_e + B_e \xi) \sigma^2 + (C_e + D_e \xi + E_e \eta \cos 3\varphi) \tau^2 + [(A_p + B_p \xi) \sigma^2 + (C_p + D_p \xi + E_p \eta \cos 3\varphi) \tau^2]^n, \quad (1)$$

где A_e, B_e, C_e, D_e, E_e и A_p, B_p, C_p, D_p, E_p — константы потенциала; ξ, η — некоторые гармонические функции, которые можно трактовать как нормированные нормальные и касательные напряжения на октаэдрической площадке;

σ, τ — нормальные и касательные напряжения;

φ — фаза напряжений.

Деформации ползучести не учитываем. Ограничимся анализом напряженно-деформированного состояния оболочек с ортогональным армированием стержнями. Рассмотрим оболочки, размеры которых в плане велики по сравнению со средним расстоянием между арматурными стержнями. В качестве модели для стальной арматуры примем идеальное упругопластическое тело. Предположим, что арматура воспринимает только нормальные напряжения в поперечных сечениях, а ее коэффициенты Пуассона примем равными нулю. Напряжения в пределах армированных слоев оболочки определим как сумму напряжений в бетоне и арматуре, а за условие совместности бетона и арматуры примем равенство деформаций этих двух сред. Срединную поверхность оболочки представим сетью гибридных конечных элементов, разработанных в исследовании модификации H12, с учетом разбиения по толщине на ряд фиктивных слоев n_c . Жесткостные характеристики, рассчитанные для центра фиктивного слоя данного конечного элемента, распространим на любые точки фиктивного слоя. За критерий появления трещин в каждом фиктивном слое бетона примем критерий Баландина [6]. Так как на участке между трещинами сцепление между арматурой и бетоном сохраняется, то влияние растянутого бетона учтем при помощи коэффициента В. И. Мурашева. При наличии трещин бетон моделируем трансверсально-изотропным телом с плоскостью изотропии, параллельной плоскости трещин.

В зависимости от конкретных условий напряженно-деформированного состояния фиктивных слоев выделим следующие группы: а) бетонные слои без трещин, б) армированные (железобетонные слои) без трещин, в) бетонные слои с трещинами, г) армированные (железобетонные слои) с трещинами, д) армированные (железобетонные слои) с пересекающимися трещинами. Рассмотрим моделирование каждого из этих слоев.

Бетонные слои без трещин. Для бетонных слоев будем считать справедливым закон деформирования $\epsilon = \frac{\partial}{\partial \sigma}$; $\gamma = \frac{\partial}{\partial \tau}$, где $\epsilon, \gamma = 1, 2, 3$.

Тогда, выделив компоненты матрицы податливости, получим

$$\{\epsilon\} = [A]\{\sigma\}, \quad (2)$$

где A — матрица 5×5 .

$$\begin{aligned} A_{11} &= \{2(R_1 + 2R_2) / 3 + R_3 \xi (3 - 2\xi^2) / 3 + R_4 [\xi (2 - \eta^2) + \\ &+ 4(\sigma_{11} - 2\sigma_{22}) / 9S_0] + R_5 [\eta \cos 3\varphi (1 + \xi^2) + 2\sqrt{2}\xi - 2\cos 3\varphi - \sqrt{2}\sigma_{22} / S_0]\} / 3; \\ A_{12} &= \{2(R_1 - R_2) / 3 + (R_3 + R_4 / 3)\xi + R_5 [\cos 3\varphi (1 - \xi) - \sqrt{2}\xi]\} / 3; \\ A_{16} &= (2R_4 / 3 + \sqrt{2}R_5) \tau_{12} / 3S_0; \quad A_{26} = A_{16}; \quad A_{14} = (2R_4 / 3 + \sqrt{2}R_5) \tau_{13} / 3S_0; \\ A_{15} &= 2(R_4 / 3 - \sqrt{2}R_5) \tau_{23} / 3S_0; \quad A_{24} = 2(R_4 / 3 - \sqrt{2}R_5) \tau_{13} / 3S_0; \\ A_{25} &= (2R_4 / 3 + \sqrt{2}R_5) \tau_{23} / 3S_0; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
A_{22} &= \{2(R_1 + 2R_2) / 3 + R_3[\xi(3 - 2\xi^2) / 3 + R_4[\xi(2 - \eta^2) + \\
&+ 4(\sigma_{22} - 2\sigma_{11}) / 9S_0] + R_5[\eta \cos 3\varphi(1 + \xi^2) + 2\sqrt{2}\xi - 2\cos 3\varphi - \sqrt{2}\sigma_{11} / S_0]\} / 3; \\
A_{66} &= 2\{2R_2 - R_3\xi^3 + R_4[\xi(2 - \eta^2) - (\sigma_{11} + \sigma_{22}) / 3S_0] + \\
&+ R_5[\sqrt{2}\eta(\sigma_{11} - \sigma_{22}) / 2 - \eta^3 \cos 3\varphi]\} / 3; \\
A_{64} &= \sqrt{2}R_5\tau_{23} / S_0; \quad A_{65} = \sqrt{2}R_5\tau_{13} / S_0; \quad A_{45} = \sqrt{2}R_5\tau_{12} / S_0; \\
A_{44} &= 2\{2R_2 - R_3\eta^3 + R_4[\xi(2 - \eta^2) - (\sigma_{11} + \sigma_{22}) / 3S_0] + \\
&+ R_5[\sqrt{2}\eta(\sigma_{11} - 2\sigma_{22}) / 2 - \eta^3 \cos 3\varphi]\} / 3; \\
A_{55} &= 2\{2R_2 - R_3\eta^3 + R_4[\xi(2 - \eta^2) - (\sigma_{11} + \sigma_{22}) / 3S_0] + \\
&+ R_5[\sqrt{2}\eta(\sigma_{22} - 2\sigma_{11}) / 2 - \eta^3 \cos 3\varphi]\} / 3,
\end{aligned}$$

где R_i — константы потенциала деформаций, приведенные в [5];
 S_0 — модуль вектора полного напряжения на октаэдрической площадке.

Очевидно, что матрица упругости $[B]$ для каждого из неармированных бетонных слоев конечного элемента может быть выражена через матрицу податливостей A :

$$[B] = [A]^{-1}. \quad (3)$$

Армированные (железобетонные) слои. В силу принятых выше гипотез имеем

$$\sigma_{11} = \sigma_{B11} + \sigma_{S11}; \quad \sigma_{22} = \sigma_{B22} + \sigma_{S22}; \quad \tau_{12} = \tau_{B12}; \quad \tau_{13} = \tau_{B13}; \quad \tau_{23} = \tau_{B23}, \quad (4)$$

где $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \tau_{ij}$ — напряжения в железобетонных слоях; $\sigma_{B22}, \sigma_{B11}, \sigma_{Bij}$ — напряжения в бетоне железобетонного слоя; $\sigma_{S11}, \sigma_{S22}$ — напряжения в арматуре.

Условие совместности деформаций бетона и арматуры для железобетонных слоев можно представить следующим образом:

$$\begin{aligned}
e_{11} &= e_{B11} = e_{S11}; \quad e_{22} = e_{B22} = e_{S22}; \quad \gamma_{12} = \gamma_{B12} = \gamma_{S12}; \\
\gamma_{13} &= \gamma_{B13} = \gamma_{S13}; \quad \gamma_{23} = \gamma_{B23} = \gamma_{S23},
\end{aligned} \quad (5)$$

где $e_{11}, e_{22}, \gamma_{12}, \gamma_{13}, \gamma_{23}$ — компоненты деформаций железобетонного слоя; $e_{B11}, e_{B22}, \gamma_{B12}, \gamma_{B13}, \gamma_{B23}$ — деформации бетона в железобетонном слое; $e_{S11}, e_{S22}, \gamma_{S12}, \gamma_{S13}, \gamma_{S23}$ — деформации арматуры.

На основе выражений (4), (5) получим матрицу упругости для армированных слоев:

$$[B] = [A]^{-1} + [B_S], \quad (6)$$

где $B_{S11} = E_S \mu_{11}; B_{S22} = E_S \mu_{22}$; причем прочие элементы матрицы $5 \times 5 [B_S]$ равны нулю;

E_S — модуль упругости материала арматуры;

$\mu_{11} = A_{Si} / S_{i11} h_S, \mu_{22} = A_{Si} / S_{i22} h_S$ — коэффициенты армирования в направлении осей x_1 и x_2 соответственно;

A_{Si} — площадь сечения арматурного стержня;

S_{i11}, S_{i22} — шаг стержней, параллельных соответственно осям x_1 и x_2 ;

h_S — суммарная толщина армированных слоев.

Заметим, что компоненты матрицы $[A]^{-1}$ в выражении (6) определяются по формулам (2), в которых вместо напряжений σ_{ij} должны фигурировать напряжения σ_{Bij} .

Бетонный слой с трещиной. Полагаем, что трещины будут образовываться, если выполняется условие:

$$\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + 3(\tau_{12}^2 + \tau_{23}^2 + \tau_{13}^2) - (\sigma_{11}\sigma_{22}) - (R_{bt} + R_b)(\sigma_{11} + \sigma_{22}) + R_{bt}R_b > 0, \quad (7)$$

где $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \tau_{12}, \tau_{13}, \tau_{23}$ — напряжения в бетоне в момент трещинообразования, рассчитанные для центра фиктивного слоя;

R_{bt}, R_b — предел прочности бетона при осевом растяжении и сжатии соответственно.

Будем считать, что с появлением трещины неармированный бетонный слой в области данного конечного элемента перестает работать, т.е. примем

$$[B] = 0. \quad (8)$$

Допущение (8) можно распространить и на случай бетонных слоев с пересекающимися трещинами.

Железобетонный слой с трещиной. В качестве критерия повреждения бетона трещинами примем условие

$$\sigma_{B11}^2 + \sigma_{B22}^2 + 3(\tau_{12}^2 + \tau_{23}^2 + \tau_{13}^2) - (\sigma_{B11}\sigma_{B22}) - (R_{bt} + R_b)(\sigma_{B11} + \sigma_{B22}) + R_{bt}R_b > 0, \quad (9)$$

где σ_{Bij} — напряжения в бетоне железобетонного слоя;

R_{bt}, R_b — предел прочности бетона при осевом растяжении и сжатии соответственно.

Угол между нормалью к трещине и осью χ_1 может быть определен из соотношения

$$\chi_1 = \arctg[(\sigma_{B11} - \sigma_{11}) / \tau_{12}],$$

где σ_{B11} — первые главные напряжения в бетоне, определяемые по формуле

$$\sigma_{B11} = [\sigma_{B11} + \sigma_{B22} + \sqrt{(\sigma_{B11} - \sigma_{B22})^2 + 4\tau_{12}^2}] / 2.$$

Заметим, что при возникновении параллельных друг другу трещин в области армированного слоя данного конечного элемента начально-изотропный бетон приобретает свойства ортотропии. В связи с этим утрачивается приемлемость потенциальных определяющих соотношений, ориентированная на упругопластический, разнсопротивляющийся изотропный материал. Поэтому для треснувшего в армированных слоях бетона проведем некоторое изменение модели, заключающееся в следующем. Примем справедливой приемлемость потенциальных отношений (1) только для направлений вдоль трещин, где не нарушена целостность бетона. В указанном направлении физически нелинейные свойства бетона будем аппроксимировать секущим модулем E_B и секущим коэффициентом поперечных деформаций ν_B , определяемых из уравнения

$$e_{22}^* = A_{12}^* \sigma_{B11}^* + A_{22}^* \sigma_{B22}^* = (\sigma_{B22}^* - \nu_B \sigma_{B11}^*) / E_B, \quad (10)$$

т.е. $E_B = 1 / A_{22}^*$; $\nu_B = -A_{12}^* / A_{22}^*$, где A_{12}^*, A_{22}^* — компоненты матрицы податливостей, рассчитываемые по формулам (2), в которых напряжения σ_{11}, σ_{22} необходимо заменить на $\sigma_{B11}^*, \sigma_{B22}^*$ соответственно; σ_{Bij}^* — напряжения в бетоне, рассчитанные в ортогональной системе координат $X_1^* O X_2^*$, повернутой относительно исходной системы $X_1 O X_2$ на угол χ_1 .

С учетом изложенного зависимости между деформациями и напряжениями в повернутой системе координат представим в виде

$$\{e^*\} = [A^*] \{\sigma^*\}, \quad (11)$$

где

$$\{e^*\} = \begin{Bmatrix} e_{11}^* \\ e_{22}^* \\ \gamma_{12}^* \\ \gamma_{13}^* \\ \gamma_{23}^* \end{Bmatrix}; [A^*] = \begin{bmatrix} A_{11}^* & A_{12}^* & 0 & 0 & 0 \\ & A_{22}^* & 0 & 0 & 0 \\ & & A_{66}^* & 0 & 0 \\ & & & Sim & A_{44}^* \\ & & & & A_{55}^* \end{bmatrix}; \{\sigma_B^*\} = \begin{Bmatrix} \sigma_{B11}^* \\ \sigma_{B22}^* \\ \tau_{B12}^* \\ \tau_{B13}^* \\ \tau_{B23}^* \end{Bmatrix};$$

$$A_{11}^* = 1/(E_B \omega); A_{12}^* = -\nu_B / E_B; A_{22}^* = 1/E_B;$$

$$A_{44}^* = A_{66}^* = 2(1 + \nu_B)/(E_B \omega); A_{55}^* = 2(1 + \nu)/E_B,$$

где модуль деформации бетона определим величиной $E_B \omega$ (ω — функция, характеризующая степень разрушения бетона $0 < \omega \leq 1$). Тогда, выполнив преобразование координат из системы $X_1^* O X_2^*$ в исходную, получим матрицу податливостей для треснувшего бетона (13) $[A^C]$.

Очевидно, что матрица $[B]$ для арматуры треснувшего железобетонного слоя в исходной системе координат $X_1 O X_2$ имеет вид матрицы $[B_S^C]$ размерностью 5 5, в которой $B_{S11}^C = E_{S11} \mu_{11}$, $B_{S22}^C = E_{S22} \mu_{22}$, где E_{S11} , E_{S22} — секционные модули деформаций материала арматуры соответственно вдоль осей X_1 и X_2 ; остальные элементы матрицы $[B_S^C]$ равны нулю.

Матрицу упругости железобетонного слоя представим в виде

$$[B] = [B_B^C] + [B_S^C], \quad [B_B^C] = [A^C]^{-1}. \quad (12)$$

Для того чтобы уравнение (12) было замкнутым, необходимо задать функцию поврежденности ω . Эту функцию определим через коэффициент В. И. Мурашева ψ_S , учитывающий работу растянутого бетона на участках между трещинами [7, 8]:

$$\psi_S = E_{sn} / (E_B \omega + E_{sn}), \quad (13)$$

где E_{sn} — модуль упругости арматуры в направлении вдоль нормали к трещине,

$$E_{sn} = E_{S11} \mu_{11} \cos^4 \chi_1 + E_{S22} \mu_{22} \sin^4 \chi_1. \quad (14)$$

Решая совместно уравнения (13) и (14) относительно ω , получим

$$\omega = (E_{S11} \mu_{11} \cos^4 \chi_1 + E_{S22} \mu_{22} \sin^4 \chi_1) (1/\psi_S - 1) / E_B. \quad (15)$$

Для вычисления коэффициента ψ_S воспользуемся эмпирической формулой [8]:

$$\psi_S = 1 - 0,7 R_{bt} / \sigma_{11}^*, \quad (16)$$

в которой $\sigma_{B11}^* = 0,7 R_{bt}$, где σ_{11}^* , σ_{B11}^* — нормальные напряжения в железобетоне и бетоне на площадках, совпадающих с трещиной.

Расписав уравнение $\sigma_{B11}^* = 0,7 R_{bt}$ с учетом правил преобразования координат напряжений σ_{Bij} , получим нелинейное уравнение относительно ω :

$$(B_{B11}^C e_{11} + B_{B12}^C e_{22} + B_{B16}^C \gamma_{12}) \cos^2 \chi_1 + (B_{B12}^C e_{12} + B_{B22}^C e_{22} + B_{B26}^C \gamma_{12}) \sin^2 \chi_1 + (B_{B16}^C e_{11} + B_{B26}^C e_{26} + B_{B66}^C \gamma_{12}) \sin 2\chi_1 = 0,7 R_{bt}. \quad (17)$$

Решение этого уравнения строится в рамках метода последовательных приближений. По рассчитываемой функции ω и параметру ψ определяются матрица $[A^C]$ и компоненты матрицы $[B]$.

Железобетонные слои с пересекающимися трещинами. Очевидно, что для железобетонных конечных элементов с трещинами при увеличе-

нии нагрузки происходит более интенсивный рост главных напряжений в направлениях вдоль трещин, где не нарушена сплошность бетона. В общем случае теоретически эти напряжения могут оказаться растягивающими. После образования первичных трещин и выполнения связанного с этим процессом ограничения (16) для случая, когда напряжения σ_{B11} и σ_{B22} являются растягивающими, на некотором этапе нагружения становится возможным повторное срабатывание критерия (9). При дальнейшем увеличении второго главного напряжения в бетоне σ_{b2t} железобетонного элемента при $\sigma_{B2t} > \sigma_{B1t}$ могут возникнуть вторичные трещины, пересекающие первичные и перпендикулярные направлению второго главного напряжения

$$\sigma_{B2t} = [\sigma_{B11} + \sigma_{B22} - \sqrt{(\sigma_{B11} - \sigma_{B22})^2 + 4\tau_{12}^2}] / 2.$$

При наличии пересекающихся трещин сцепление бетона с арматурой становится менее прочным, как показано в [4]. Поэтому сделаем следующее упрощение модели. Будем считать, что в случае пересекающихся трещин в рамках данного конечного элемента работает только арматура, т.е. матрица упругости принимает вид

$$[B] = [B_S^c], \quad (18)$$

где матрица $[B_S^c]$ определяется, как показано выше.

Алгоритм решения задачи об определении напряженно-деформированного состояния трубчатых железобетонных оболочек. В целом задача решалась методом пошаговых нагружений в сочетании с методом «переменных параметров упругости» — вариантом метода последовательных приближений. Разработанный алгоритм решения реализован на алгоритмическом объектно-ориентированном языке высокого уровня C++, с применением среды разработки gpp разрабатываемого в рамках GNU Project и свободно распространяемого по лицензии GPL (General Public License).

Определение НДС трубчатых элементов при чистом кручении. Для проверки теории, анализа и сравнения использовались данные экспериментов, выполненных в НИИЖБ Э. Г. Елагиным [7, 9]. Эксперименты проводили на образцах кольцевого сечения наружным диаметром 0,3 м, внутренним — 0,2 м, длиной 3,34 м. Арматура для продольных стержней — класса А-III (предел текучести $\sigma_p = 390$ МПа, модуль упругости $E_s = 2 \cdot 10^5$ МПа), диаметром 12 мм, поперечная — класса А-I (предел текучести $\sigma_p = 235$ МПа, модуль упругости $E_s = 2,1 \cdot 10^5$ МПа), диаметром 6,5 мм. Кубиковая прочность бетона принималась равной от 27 до 44 МПа, также варьировались такие параметры, как количество стержней в сечении для продольной арматуры и расстояние между арматурными стержнями для поперечной арматуры. Величина максимального крутящего момента, для которого проводился расчет, в зависимости от образца колебалась от 25 до 28 кН·м. Один из торцов образца брался жестко защемленным.

Было испытано десять образцов: шесть из них с ненапрягаемой арматурой (ОК-7, ОК-2, ОК-4, ОК-8, ОК-14 и ОК-15) и четыре — с напрягаемой (ОНК-7, ОНК-8, ОНК-14, ОНК-15), в которых предварительному напряжению подвергались 50% продольных стержней. Испытание на кручение производили на специальной установке НИИЖБ. Подробные данные опытных образцов, а также методика их испытания приведены в работах Э. Г. Елагина [9]. В работе решены задачи для образцов ОК-14, ОНК-7. Параметры образцов принимались следующие:

1) ОК-14 — продольная арматура класса А-III 12 мм, 16 стержней в сечении; поперечная арматура класса А-I 6,5 мм, шаг 0,09 м; кубиковая прочность бетона на сжатие 37 МПа; преднапряжение арматуры отсутствует; коэффициенты армирования $\mu_{11} = 0,0369$, $\mu_{22} = 0,0462$;

2) ОНК-7 — продольная арматура класса А-III 12 мм, 10 стержней в сечении; поперечная арматура класса А-I 6,5 мм, шаг 0,05 м; кубиковая прочность бетона на сжатие 37 МПа; преднапряжение арматуры; коэффициенты армирования $\mu_{11} = 0,0664$, $\mu_{22} = 0,0289$.

Значения констант потенциала (1) определены по данным эксперимента, как показано в работах Л. А. Толоконникова, А. А. Трещева и Н. М. Матченко [5].

В своей работе Н. И. Карпенко [7] показал, что правильность модели в общем виде могут характеризовать углы закручивания. Результаты расчета углов закручивания по разработанной теории для некоторых вышеупомянутых образцов приведены на рис. 1, а, б. На этих рисунках штрихпунктирной линией показаны результаты, полученные с применением разработанной теории расчета НДС, сплошной линией — результаты по теории Н. И. Карпенко, пунктирной линией — данные эксперимента НИИЖБ.

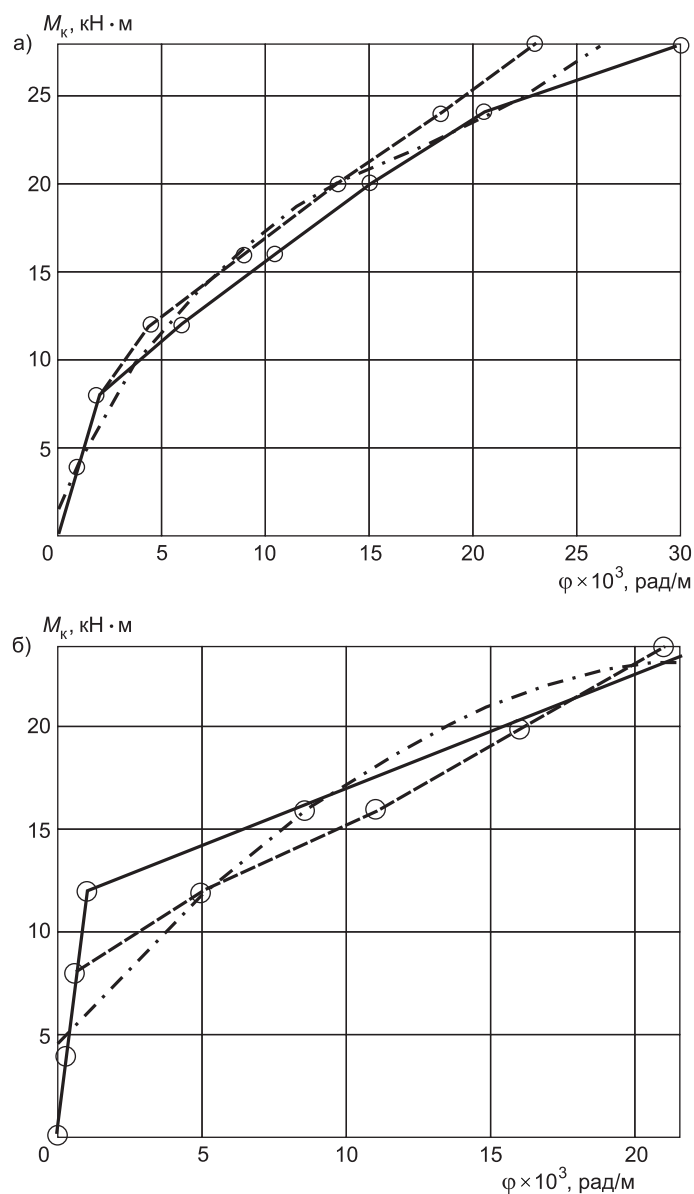


Рис. 1. Образцы ОК-14 (а); ОНК-7 (б)

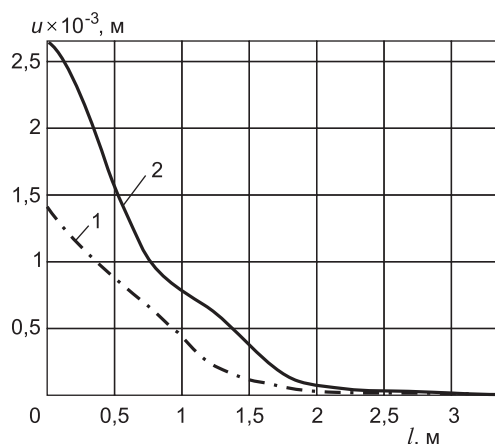


Рис. 2. Перемещения вдоль образующих цилиндра образца
1 — ОК-14, 2 — ОК-7

На рис. 2 видны изменения длины образца от действия крутящего момента M_k для образцов ОК-4, ОК-7. Следует заметить, что изменение длины образца является эффектом, присущим разнсопротивляющимся и дилатирующим материалам, таким как бетон. В случае неучета разнсопротивляемости эффект изменения длины образца от чистого кручения отсутствует.

Схема трещинообразования для исследуемых образцов полностью соответствует данным, установленным в ходе экспериментов НИИЖБ, и результатам, полученным Н. И. Карпенко [7, 8] (рис. 3).

На рис. 4 показана зависимость углов закручивания φ от крутящего момента M_k на различном расстоянии от зоны защемления: 20, 40, 70 и 90% длины образца $l = 3,34$ м.

Сравнение с экспериментальными данными и теорией Н. И. Карпенко свидетельствует об адекватности разработанной механико-математической модели, правильности работы разработанного алгоритма и его реализации на ЭВМ, а также возможности ее использования при решении задачи об определении напряженно-деформированного состояния железобетонных оболочек при кручении.

Линии, вдоль которых образуются трещины
(теоретические данные, полученные с помощью разработанной модели)

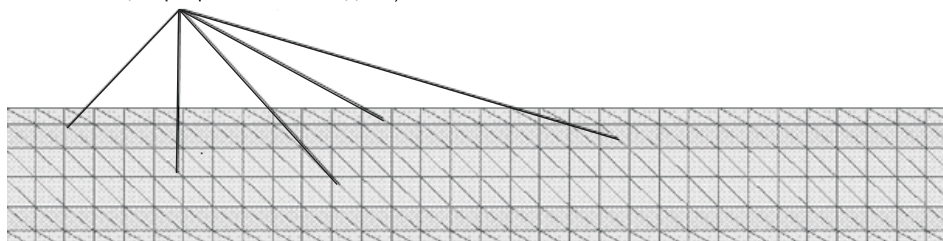


Рис. 3. Схема трещинообразования в образцах ОК-14, ОК-7

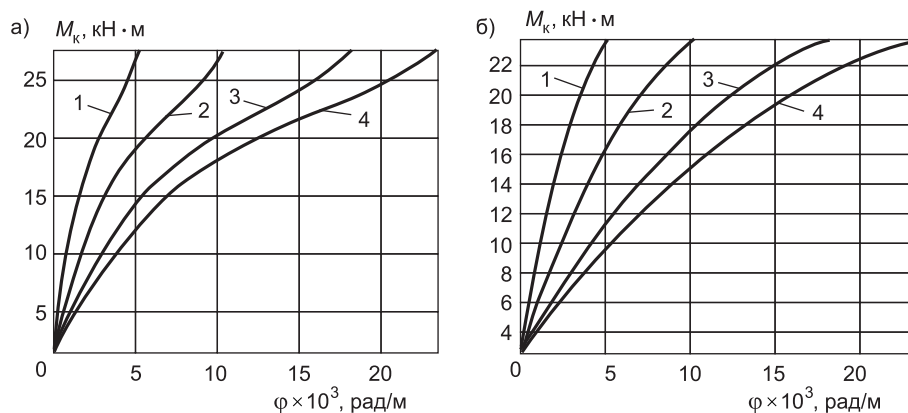


Рис. 4. Зависимость углов закручивания φ от крутящего момента M_k ОК-14 (а); ОК-7 (б)
1 — $0,2 \cdot 3,34$ м; 2 — $0,4 \cdot 3,34$ м; 3 — $0,7 \cdot 3,34$ м; 4 — $0,9 \cdot 3,34$ м

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Теличко В. Г. Гибридный конечный элемент для расчета плит и оболочек с усложненными свойствами/В. Г. Теличко, А. А. Трещев//Изв. вузов. Строительство.— 2003.— № 5.— С. 17–23.
2. Tong P. A. Variation principle and the convergence of a finite-element method based on assumed stress distribution/P. Tong, T. H. N. Pian//Int. J. Solids Struct.— 1969.— P. 463–472.
3. Cook R. D. Two hybrid elements for analysis of thick thin and sandwich plates/R. D. Cook//Int. J. num. Meth. Engng.— 1972.— Vol. 5.— P. 277–288.
4. Теличко В. Г. Моделирование напряженно-деформированного состояния оболочечных конструкций из железобетона/В. Г. Теличко, А. А. Трещев//Изв. ТулГУ. Сер. Строительные материалы, конструкции и сооружения.— Тула: Изд-во ТулГУ, 2005.— Вып. 8.— С. 147–161.
5. Матченко Н. М. Определяющие соотношения изотропных разносопротивляющихся сред.— Ч. 2: Нелинейные соотношения / Н. М. Матченко, Л. А. Толоконников, А. А. Трещев//Изв. РАН. МТТ.— 1999.— № 4.— С. 87–95.
6. Гольденблат И. И. Критерии прочности конструктивных материалов/И. И. Гольденблат, В. А. Копнов.— М.: Машиностроение, 1968.— 192 с.
7. Карпенко Н. И. Теория деформирования железобетона с трещинами/Н. И. Карпенко.— М.: Стройиздат, 1976.— 208 с.
8. Гениев Г. А. Теория пластичности бетона и железобетона/Г. А. Гениев, В. Н. Киссюк, Г. А. Тюпин.— М.: Стройиздат, 1974.— 316 с.
9. Елагин Э. Г. Исследование работы железобетонных элементов кольцевого сечения с напрягаемой и ненапрягаемой арматурой при совместном действии изгибающего, крутящего моментов/Э. Г. Елагин//Сб. НИИЖБ «Влияние скорости нагружения гибкости и крутящих моментов на прочность железобетонных конструкций.— М.: Стройиздат, 1970.— С. 56–67.

© Теличко В. Г., Трещев А. А., 2008

Получено после доработки 26.02.08

УДК 624.072

А. В. МИЩЕНКО, канд. техн. наук, доц., **Ю. В. НЕМИРОВСКИЙ**, д-р физ.-мат. наук, проф. (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

УСТАНОВЛЕНИЕ СРОКА ДОПУСТИМОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ СЛОИСТЫХ СТЕРЖНЕЙ В УСЛОВИЯХ ПОЛЗУЧЕСТИ*

Для многослойного стержня переменного сечения задача длительной прочности решается на основе энергетического критерия и модифицированного закона установившейся ползучести. Аппроксимация кривых ползучести линейным законом с начальным скачком деформации позволяет существенно упростить решение начально-краевых задач и при больших сроках эксплуатации получать результаты удовлетворительной точности.

Задача длительной прочности многослойного стержня и стержневой системы рассматривается на основе энергетического критерия [1] и модифицированного закона установившейся ползучести с начальным скачком деформации ползучести [2]. Кривую ползучести $\epsilon_c(t)$ материала аппроксимируем законом

$$\epsilon_c(t, T, \sigma) = \epsilon_c^{(0)}(T, \sigma) + \eta(T, \sigma) \bar{t}. \quad (1)$$

Здесь величины начального скачка деформации $\epsilon_c^{(0)}$ и стационарной скорости ползучести $\eta = \dot{\epsilon}$ определяются уровнем действующего напряже-

* Работа выполнена при финансовой поддержке гранта РФФИ, номер проекта 07-08-00152.

ния σ и температуры T . Выражение, аналогичное (1), применялось в [3, 4] для установления предела ползучести по методу Мак-Ветти. Обычно прямая (1) совмещается с касательной к кривой $\epsilon_c(t)$ во второй стадии ползучести либо определенным образом аппроксимирует всю кривую ползучести в используемом интервале. Игнорирование первого слагаемого в (1) дает широко распространенную модель установившейся ползучести [2, 5]. Однако для материалов с небольшим запасом пластичности неучет деформаций первой стадии ползучести может привести к ощутимым погрешностям [3], а учет их, выполненный на основе моделей установившейся ползучести для систем общего вида, обладает существенной трудоемкостью. В связи с чем здесь рассматривается упрощенный линейный закон (1), применение которого является вполне оправданным при рассмотрении длительных сроков эксплуатации. Расчеты, выполненные на основе закона (1) и закона установившейся ползучести, позволяют получать двусторонние оценки параметров напряженно-деформированного состояния при длительном нагружении и в силу использования однотипных зависимостей (как будет показано ниже) обладают малой трудоемкостью.

Величину начальной деформации и скорости деформации аппроксимируем степенными зависимостями вида

$$\epsilon_c^{(0)}(T, \sigma) = B_\epsilon(T) \bar{\sigma}^{n_\epsilon(T)}, \quad \eta(T, \sigma) = B_\eta(T) \bar{\sigma}^{n_\eta(T)}, \quad (2)$$

$$p = p_0 e^{p_1 \bar{T}}, \quad p \in [B_\epsilon, B_\eta, n_\epsilon, n_\eta], \quad \bar{\sigma} = \sigma / \sigma_0, \quad \bar{T} = T / T_0, \quad \bar{t} = t / t_0. \quad (3)$$

В (1), (2), (3) \bar{T} , $\bar{\sigma}$, \bar{t} — безразмерные величины температуры, напряжения и времени.

Введение в модель (1), (2) функциональных параметров позволяет решать задачи расчета конструкций, испытывающих влияние неоднородного термосилового воздействия. Параметры (3) получаются обработкой опытов, выполненных для серии различных температур и напряжений [3, 4, 6, 7 и др.]. В некоторых из них [3, 4] непосредственно приведены величины начальной деформации и установившейся скорости деформации при различных значениях температуры и напряжения. В литературе известны и другие способы аппроксимации параметров моделей ползучести, зависящих от температуры [5, 7], нашедшие применение в практических расчетах.

Добавляя к (1) мгновенные деформации ϵ_e , получим полную деформацию при длительном термосиловом нагружении.

$$\epsilon(t, T, \sigma) = \epsilon_e(T, \sigma) + \epsilon_c^{(0)}(T, \sigma) + \eta(T, \sigma) \bar{t}. \quad (4)$$

Согласно выделенным в (4) трем членам, рассмотрим физические соотношения для слоистого стержня в мгновенном, начальном (с фиктивным скачком деформаций ползучести) и установившемся состояниях.

В локальной системе координат xuz геометрическую ось стержня совместим с осью x , а плоскость симметрии слоистого пакета, являющуюся также и силовой плоскостью, — с плоскостью yx . Отсчетная плоскость $y = 0$ имеет произвольную геометрическую привязку к слоистому пакету. s слоев стержня изготовлены из различных однородных материалов с обеспечением идеального межслойного контакта. Ширина и высота сечений слоев заданы в функциональном виде $b_k = b_k(x, y)$, $h_k = h_k(x)$, $k = 1, \dots, s$. Через $y_1(x), \dots, y_{s+1}(x)$ обозначим координаты границ слоев, пронумерованных снизу вверх.

Соблюдая известные геометрические и физические ограничения, примем для описания состояния стержня традиционные соотношения

$$\epsilon_x(x, y) = \epsilon_0(x) - \kappa(x)y, \quad \epsilon_y(x, y) = 0, \quad \gamma_{yx}(x, y) = 0, \quad (5)$$

$$N' = -q_x, \quad Q' = q_y, \quad M' = Q + m_z, \quad (6)$$

$$u' = \varepsilon_0, \quad v' = \theta, \quad \theta' = \kappa, \quad (7)$$

где ε_0 , κ — деформация и кривизна отсчетной оси стержня;
 u , v — смещения точек оси стержня в направлении осей x , y ;
 q_x , q_y , m_z — интенсивности внешних сил в направлении осей x , y и моментов в плоскости xy ;
 штрихом обозначено дифференцирование по координате x .

Продольная сила и изгибающий момент в s -слойном сечении определяются выражениями

$$N(x) = \sum_{k=1}^s \int_{y_k}^{y_{k+1}} \sigma_k b_k dy, \quad M(x) = - \sum_{k=1}^s \int_{y_k}^{y_{k+1}} \sigma_k b_k y dy. \quad (8)$$

Мгновенное состояние. Будем полагать, что состояние стержня в момент времени $t=0$ является линейно-упругим. Примем для напряжения и температуры линейные в пределах k -го слоя ($k=1, \dots, s$) соотношения

$$\sigma_k(x, y) = E_k [\varepsilon_0(x) - \kappa(x)y - \alpha_k T(x, y)], \quad (9)$$

$$T_k(x, y) = p_{0,k}(x) + p_{1,k}(x)y. \quad (10)$$

Параметры температурной функции (10) определим из следующих условий:

$$T_1(x, y_1) = t_1(x), \quad T_s(x, y_{s+1}) = t_s(x),$$

$$T_k(x, y_{k+1}) = T_{k+1}(x, y_{k+1}), \quad k=1, \dots, s-1,$$

$$\lambda_k p_{1,k}(x) b_k(x, y_{k+1}) = \lambda_{k+1} p_{1,k+1}(x) b_{k+1}(x, y_{k+1}), \quad k=1, \dots, s-1,$$

где E_k , α_k , λ_k — модуль упругости, коэффициент температурного расширения и теплопроводность материала k -го слоя;
 t_1 , t_s — приращение температуры на наружных поверхностях стержня.

Подставив в (8) соотношения (9), (10), получим систему равенств

$$\begin{cases} \varepsilon_0 D_A - \kappa D_S = N + N_t, \\ -\varepsilon_0 D_S + \kappa D_I = M + M_t, \end{cases} \quad (11)$$

$$N_t(x) = \sum_{k=1}^s E_k \alpha_k [p_{0,k} A_k + p_{1,k} S_k], \quad M_t(x) = - \sum_{k=1}^s E_k \alpha_k [p_{0,k} S_k + p_{1,k} I_k]$$

с жесткостными характеристиками упругого слоистого сечения

$$D_A(x) = \sum_{k=1}^s E_k A_k, \quad D_S(x) = \sum_{k=1}^s E_k S_k, \quad D_I(x) = \sum_{k=1}^s E_k I_k, \quad (12)$$

$$[A_k, S_k, I_k](x) = \int_{y_k(x)}^{y_{k+1}(x)} b_k(x, y) [1, y, y^2] dy.$$

Полученная замкнутая линейная краевая задача (6), (7), (11) имеет следующее решение

$$N(x) = N_0 - \int q_x dx, \quad Q(x) = Q_0 + \int q_y dx, \quad (13)$$

$$M(x) = M_0 + Q_0 x + \int m_z dx + \int \int q_y dx dx,$$

$$\begin{aligned} u(x) = & u_0 + N_0 \int \delta_A dx + Q_0 \int \delta_S x dx + M_0 \int \delta_S dx - \\ & - \int \delta_A \int q_x dx dx + \int \delta_S \int \int q_y dx dx + \int \delta_S \int m_z dx dx + u^{(T)}, \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} \theta(x) = & \theta_0 + N_0 \int \delta_S dx + Q_0 \int \delta_I x dx + M_0 \int \delta_I dx - \\ & - \int \delta_S \int q_x dx dx + \int \delta_I \int \int q_y dx dx dx + \int \delta_I \int m_z dx dx + \theta^{(T)}, \end{aligned} \quad (15)$$

$$\begin{aligned} v(x) = & v_0 + \theta_0 x + N_0 \int \int \delta_S dx dx + Q_0 \int \int \delta_I x dx dx + M_0 \int \int \delta_I dx dx - \\ & - \int \int \delta_S \int q_x dx dx dx + \int \int \delta_I \int \int q_y dx dx dx dx + \int \int \delta_I \int m_z dx dx dx + v^{(T)}, \end{aligned} \quad (16)$$

$$u^{(T)}(x) = \int (N_t \delta_A + M_t \delta_S) dx, \quad \theta^{(T)}(x) = \int (N_t \delta_S + M_t \delta_I) dx,$$

$$v^{(T)}(x) = \int \int (N_t \delta_S + M_t \delta_I) dx dx, \quad \int (...) dx = \int_0^x (...) dx.$$

Здесь $N_0, Q_0, M_0, u_0, \theta_0, v_0$ — начальные параметры, отражающие силовые и кинематические факторы при $x=0$, а величины

$$\delta_A(x) = (D_A - D_S^2 / D_I)^{-1}, \quad \delta_S(x) = \frac{D_S}{D}, \quad \delta_I(x) = (D_I - D_S^2 / D_A)^{-1} \quad (17)$$

обозначают податливости слоистого сечения ($D(x) = D_I D_A - D_S^2$).

Для определения начальных параметров, входящих в выражения (13)–(16), записываются $3 + n_s$ кинематических и $3 - n_s$ статических граничных условий. $0 \leq n_s \leq 3$ — степень статической неопределимости стержня. При наличии деформируемых связей формируются условия смешанного типа.

Состояние начального скачка деформаций ползучести. Данное фиктивное состояние соответствует второму слагаемому в соотношении (4). Принимая для него аппроксимацию (2), выразим напряжение в k -м слое

$$\sigma_k = \text{sgn}(\epsilon_c^{(0)}) \sigma_0 \left| \epsilon_c^{(0)}(x, y) \right|^{1/n_{\epsilon,k}(T)} B_{\epsilon,k}(T)^{-1/n_{\epsilon,k}(T)}. \quad (18)$$

Подставив его в (8) при учете гипотезы (5), получим нелинейные соотношения относительно $\epsilon_0^{(0)}(x)$, $\kappa^{(0)}(x)$. Решение возникающей таким образом нелинейной краевой задачи может быть выполнено численными способами, как правило, основанными на итерационных процедурах последовательного уточнения деформаций. Учитывая сказанное, сразу линейризуем физические соотношения на отдельном шаге, сводя их к системе равенств типа (11). Запишем для этого напряжение (18) в эквивалентном виде

$$\sigma_k = E_{\epsilon,k}(\epsilon) \epsilon_c^{(0)}, \quad E_{\epsilon,k}(\epsilon_c^{(0)}) = \sigma_0 B_{\epsilon,k}^{-1/n_{\epsilon,k}} \cdot \left| \epsilon_c^{(0)}(x, y) \right|^{1/n_{\epsilon,k}-1} \quad (19)$$

с переменным для k -го материала модулем $E_{\epsilon,k}$, зависящим от деформации $\epsilon_c^{(0)}$. Согласно (5), принимая для деформации на i -м шаге итерационной процедуры $\epsilon_c^{(0),[i]} = \epsilon_0^{[i]} - \kappa^{[i]} y$, зафиксировав модуль $E_{\epsilon,k}(\epsilon_c^{(0),[i-1]})$ по результатам предыдущего шага, получим на основе (8), (19) квазилинейную систему

$$\begin{cases} \epsilon_0^{[i]} \tilde{D}_A^{[i-1]} - \kappa^{[i]} \tilde{D}_S^{[i-1]} = N^{[i]}, \\ -\epsilon_0^{[i]} \tilde{D}_S^{[i-1]} + \kappa^{[i]} \tilde{D}_I^{[i-1]} = M^{[i]} \end{cases} \quad (20)$$

с секущими жесткостными характеристиками сечений $\tilde{D}^{[i-1]}(x)$, зависящими от обобщенных деформаций $\epsilon_0^{[i-1]}, \kappa^{[i-1]}$ $(i-1)$ -го шага. Опуская индекс i , указывающий на номер итерации, выведем для секущих жесткостей

$$\tilde{D}_A = - \sum_{k=1}^S K_k [f_A(y_{k+1}) - f_A(y_k)], \quad \tilde{D}_S = - \sum_{k=1}^S K_k [f_S(y_{k+1}) - f_S(y_k)], \quad (21)$$

$$\tilde{D}_I = - \sum_{k=1}^S K_k [f_I(y_{k+1}) - f_I(y_k)], \quad f_A(y) = \text{sgn}(\epsilon_c^{(0)}) n_{\epsilon,k} |\epsilon_0^{(0)} - \kappa^{(0)} y|^{1/n_{\epsilon,k}},$$

$$K_k = \frac{b_k \sigma_0}{B_{\epsilon,k}^{1/n_{\epsilon,k}}}, \quad f_S(y) = f_A(y) \left[y + \frac{n_{\epsilon,k}}{1 + n_{\epsilon,k}} \left(\frac{\epsilon_0^{(0)}}{\kappa^{(0)}} - y \right) \right],$$

$$f_I(y) = f_A(y) \left\{ y^2 - \frac{2n_{\epsilon,k}}{1 + n_{\epsilon,k}} \left(\frac{\epsilon_0^{(0)}}{\kappa^{(0)}} - y \right) \left[y + \frac{n_{\epsilon,k}}{1 + 2n_{\epsilon,k}} \left(\frac{\epsilon_0^{(0)}}{\kappa^{(0)}} - y \right) \right] \right\}.$$

Таким образом имеем линеаризованную на итерационном шаге краевую задачу (6), (7), (20), аналогичную мгновенному упругому состоянию. Решение ее имеет вид (13)–(16) при замене характеристик (12), определяющих податливости (17), на характеристики (21). В ходе итерационного процесса уточнения жесткостных характеристик выполняется отыскание параметров напряженно-деформированного состояния.

Состояние установившейся ползучести. Это состояние соответствует коэффициенту в третьем слагаемом соотношения (4) и описывает ползучесть слоистого стержня при постоянных скоростях изменения параметров деформированного состояния и стационарных функциях напряженного состояния. С учетом аппроксимации (2) напряжение в k -м слое запишется как

$$\sigma_k = \text{sgn}(\dot{\epsilon}_c) \sigma_0 |\dot{\epsilon}_c(x, y)|^{1/n_{\eta,k}(T)} B_{\eta,k}(T)^{-1/n_{h,k}(T)}.$$

Очевидно, что, используя для линеаризации задачи вышерассмотренную итерационную процедуру и принимая для скоростей деформаций, согласно (5), выражение $\dot{\epsilon}_c^{(t),[i]} = \dot{\epsilon}_0^{(t),[i]} - \dot{\kappa}^{(t),[i]} y$, получим решение, аналогичное состоянию начального скачка деформаций. В данном случае следует заменить параметры B_ϵ , n_ϵ на B_η , n_η , а функции деформированного состояния $\epsilon_0^{(0)}$, $\kappa^{(0)}$, u , v , θ на $\epsilon_0^{(t)}$, $\kappa^{(t)}$, $\dot{u}^{(t)}$, $\dot{v}^{(t)}$, $\dot{\theta}^{(t)}$ соответственно.

Объединив результаты трех рассмотренных состояний, на основе (4) получим суммарные функции деформированного состояния

$$\Delta(t) = \Delta_e + \Delta_c^{(0)} + \dot{\Delta}_c^{(t)} \cdot t, \quad \Delta(x, y) \in [u, v, \theta, \epsilon_0, \kappa]. \quad (22)$$

Для одноименных функций, выявленных на основе более точных моделей неустановившейся ползучести, решение (22) дает верхнюю оценку. Нижняя оценка может быть также получена на основе решения (22), взятого без учета слагаемого $\Delta_c^{(0)}$.

Напряжения и внутренние силовые факторы $S(t) \in [\sigma, \tau, N, Q, M]$, действующие в конструкции (в отличие от образца), будут различными в трех состояниях. Как известно [5], при постоянных нагрузках оценкой действительных функций $S(t)$ являются соответствующие функции начального состояния S_e и состояния установившейся ползучести S_c . При большой длительности эксплуатации силовые факторы стремятся к установившимся S_c .

В общем случае для слоистого стержня переменного сечения и стержневой системы выполняется численное решение при последовательном уточнении функций жесткостных характеристик и напряженно-деформированного состояния.

Установление срока допустимой эксплуатации. Соотношения (22) описывают неограниченную ползучесть слоистого стержня при

$0 \leq t \leq \infty$. Для установления предельно допустимого срока эксплуатации t_* следует использовать специальные критерии длительной прочности [1, 5, 8 и др.]. Примем здесь критерий [1], отличающийся от других простотой и базирующийся на минимальном числе опытных данных. Апробация его на различных стержневых и тонкостенных пространственных конструкциях [9–11 и др.] показала удовлетворительные результаты, согласующиеся с точностью опытов на ползучесть и длительную прочность.

Удельную энергию деформации материала $U(t_*, T)$ при заданной температуре T в момент разрушения t_* представим в виде

$$U(t_*, T) = U_e(T) + U_c^{(0)}(T) + U_c(t_*, T) = U_*(T), \quad (23)$$

где $U_e(T)$, $U_c^{(0)}(T)$, $U_c(t_*, T)$ — компоненты энергии, согласно (4), обозначающие соответственно мгновенную энергию; энергию, диссипируемую в момент начального скачка деформаций ползучести, а также энергию, диссипируемую в ходе дальнейшего процесса с постоянной скоростью деформирования к моменту t_* ;

$U_*(T)$ — величина энергии, приводящей к разрушению материала. В [1] предложено определять ее на основе опытов мгновенного растяжения образцов до разрыва.

Указанные компоненты энергии (23) при деформировании, согласно (4), определяются выражениями

$$U_e = \int_{\alpha T}^{\epsilon_e} \sigma d\epsilon, \quad U_c^{(0)} = \int_0^{\epsilon_c^{(0)}} \sigma_c^{(0)} d\epsilon = \sigma_c^{(0)} \epsilon_c^{(0)},$$

$$U_c(t) = \int_0^t \sigma_c \eta dt = W_c t, \quad U_* = \int_{\alpha T}^{\epsilon_*} \sigma d\epsilon, \quad (24)$$

где $W_c = \sigma_c \eta$ — мощность энергии диссипации на этапе стационарной скорости ползучести;

$\epsilon_* < \epsilon_{\max}$ — деформация, принятая для исчисления предельной энергии $U_* < U_{\max}$;

U_{\max} — полная площадь мгновенной диаграммы растяжения образца до деформации ϵ_{\max} . В качестве ϵ_* рекомендуется использовать деформацию, при которой начинается интенсивный процесс развития пластичности. Деформации ϵ_e , ϵ_* содержат механическую и температурную αT компоненты.

Для слоистого стержня, занимающего пространство $x \in [0, l]$, $y \in [y_1, y_{s+1}]$, критерий длительной прочности запишется в виде

$$\max_{x,y} [U_e(x, y) + U_c^{(0)}(x, y) + W_c(x, y)t_*] = U_*(y). \quad (25)$$

На основе его устанавливается допустимый срок эксплуатации

$$t_* = \min_{x,y} \frac{U_*(y) - U_e(x, y) - U_c^{(0)}(x, y)}{W_c(x, y)}. \quad (26)$$

Учитывая (2), (24), для компонентов энергии в (26) получим

$$U_e = 0,5 \sigma_e^2 E^{-1}, \quad U_c^{(0)} = \sigma_0 B_\epsilon |\bar{\sigma}_c^{(0)}|^{n_\epsilon + 1}, \quad W_c = \sigma_0 B_\eta |\bar{\sigma}_c|^{n_\eta + 1}. \quad (27)$$

Процедуры максимизации (25) и минимизации (26) имеют смысл установления энергетически наиболее нагруженной точки в пространстве конструкции.

Пример расчета. Определим срок допустимой эксплуатации двухслойного стержня переменного таврового сечения (рис. 1) при температуре 500°C. Приняты следующие

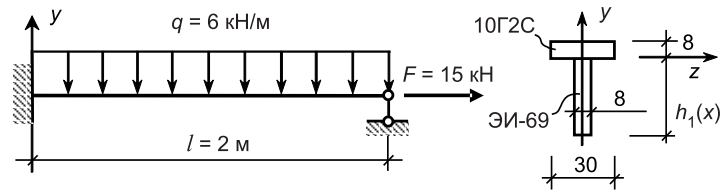


Рис. 1. Схема стержня

исходные данные: $h_1 = h_1^{(a)}(1 - \bar{x}) + h_1^{(b)}\bar{x}$, $h_1^{(a)} = 100$ мм, $h_1^{(b)} = 40$ мм, $\bar{x} = x / l$, нижний (первый) слой выполнен из стали ЭИ-69, верхний (второй) слой — из стали 10Г2С.

Согласно опытным данным [3, 9] имеем следующие параметры.

Сталь ЭИ-69: $U^* = 2$ МПа, $E_1 = 200$ ГПа, $B_{\epsilon,1} = 24,7 \cdot 10^{-5}$, $n_{\epsilon,1} = 1,093$, $B_{\eta,1} = 12,4 \cdot 10^{-6}$, $n_{\eta,1} = 3,098$, $\sigma_0 = 225$ МПа.

Сталь 10Г2С: $U^* = 12$ МПа, $E_2 = 192$ ГПа, $B_{\epsilon,2} = 60,3 \cdot 10^{-3}$, $n_{\epsilon,2} = 4,92$, $B_{\eta,2} = 76,7 \cdot 10^{-3}$, $n_{\eta,2} = 12,66$, $\sigma_0 = 138$ МПа.

В силу однородности температурного поля $T(x, y)$ и практически одинаковых коэффициентов температурного расширения α_1 и α_2 в данной бистальной балке выражение (10) принимает вид $T(x, y) = T$ и температурных напряжений не возникает. Отсчетную поверхность $y = 0$ совместим с границей раздела двух слоев. Для дискретизации функций напряженно-деформированного состояния в продольном направлении стержень был разбит на 10 равных частей. На рис. 2 показаны распределения нормальных напряжений $\sigma_x(x)$ на наружных поверхностях $y = y_1 = -h_1(x)$, $y = y_3 = h_2$, вычисленных в трех состояниях: мгновенном упругом (УС), при начальном скачке деформаций (НС) и установившемся (УП).

Распределение напряжений в поперечном направлении характеризуют графики $\sigma_x(y)$ на рис. 3, построенные для зашлепленного сечения стержня. Показанные графики отражают кусочно-линейное распределение при мгновенном состоянии (УС), слабо нелинейное (в силу $n_{\epsilon}^{\text{ЭИ}} \approx 1$ для материала, занимающего большую часть пространства в поперечном направлении) в состоянии начального скачка (НС) и существенно нелинейное ($n_{\eta}^{\text{ЭИ}} = 3,098$) на этапе установившейся ползучести (УП). При расчете в уточненной постановке с учетом первой стадии ползучести происходит непрерывное изменение формы графиков $\sigma_x(x, y, t)$ в диапазонах $\sigma_x^{(\text{УС})}(x, y) - \sigma_x^{(\text{УП})}(x, y)$. Во всех состояниях на границах слоев напряжения терпят разрыв.

Для заданного термосилового воздействия вычислены компоненты энергии (27), что позволило при помощи (26) определить срок допустимой эксплуатации стержня $t^* = 1040$ сут. Регламентирует его энергетически наиболее нагруженная точка, расположенная на нижней поверхности $y = y_1$ в зашлепленном сечении. Это иллюстрируется графиками итогового распределения полной энергии деформации, вычисленной в мо-

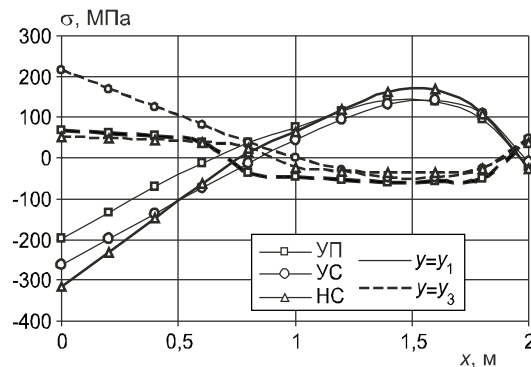


Рис. 2. Функции нормального напряжения $\sigma_x(x)$ на наружных поверхностях $y = y_1, y_3$ для мгновенно упругого состояния (УС), состояния начального скачка деформации (НС) и при установившейся ползучести (УП)

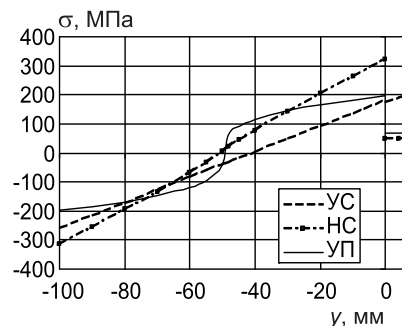


Рис. 3. Функции нормального напряжения $\sigma_x(y)$ в зашлепленном сечении в мгновенно упругом состоянии (УС), при начальном скачке деформации (НС) и при установившейся ползучести (УП)

мент времени t_* для четырех границ слоев. В точках объема первого слоя имеем $U(x, y, t_*) \leq U_*^{\text{ЭИ}} = 2$ МПа. В защемленном сечении при $y = y_1 = -100$ мм и $y = y_2 = 0$ получено $U(t_*) = 2$ МПа и $U(t_*) = 1,88$ МПа соответственно. Во втором слое всюду выполняется $U(x, y, t_*) < U_*^{10\Gamma 2C} = 12$ МПа. В силу значительного запаса пластичности у материала второго слоя в наиболее нагруженной точке на верхней поверхности в заделке достигнуто лишь $U(t_*) = 0,81$ МПа.

Отметим, что опасные точки, регламентирующие срок допустимой эксплуатации (26), не всегда располагаются на лицевых поверхностях. Положение их в слоистом стержне определяется комплексом структурных, физических и силовых параметров. Так, например, уменьшение толщины нижнего слоя $h_1(x)$ в окрестности заделки снижает эффект защемления, что может привести к смещению опасной точки в пролет на внутреннюю границу нижнего слоя $y = y_2$ (см. экстремум на рис. 4).

На рис. 5 отражена зависимость прогиба, близкого к максимальному, в сечении $x = 1,5$ м. Точкой на графике отмечен момент времени t_* . В соответствии с принятой моделью (1), (22) зависимость $v(t)$ линейная с начальным прогибом $v_{t=0} = v_e + v_c^{(0)} = 5,13 + 13,6 = 18,73$ мм при величине полного прогиба $v_{t=t_*} = 35$ мм. Таким образом, в рассмотренной ситуации расчет по модели установившейся ползучести привел бы к погрешности в прогибах около 53%. Это объясняется сравнительно малой скоростью ползучести жаропрочной стали ЭИ-69 (стенка тавра). С перестановкой материалов между слоями (см. исходные данные к примеру) влияние начального скачка деформации ползучести в модели (1) уменьшается.

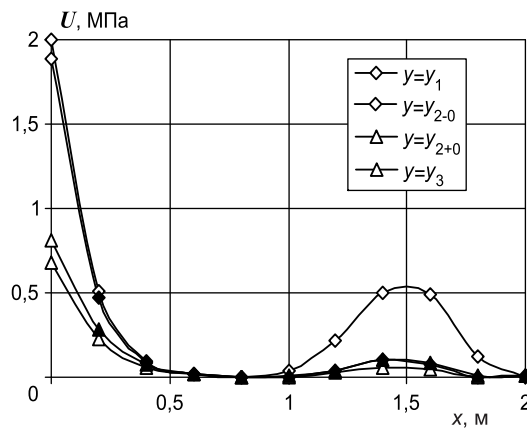


Рис. 4. Распределение энергии деформации на границах слоев в момент времени t_*

зучести жаропрочной стали ЭИ-69 (стенка тавра). С перестановкой материалов между слоями (см. исходные данные к примеру) влияние начального скачка деформации ползучести в модели (1) уменьшается.

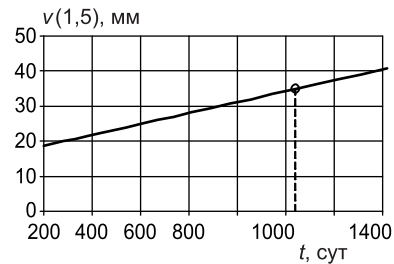


Рис. 5. Зависимость прогиба в сечении $x = 1,5$ м от времени эксплуатации

Показанные на рис. 4 распределения энергии деформации отражают факт недогруженности материалов стержня в существенном объеме. Указанное обстоятельство позволяет оптимизировать геометрические параметры стержня. Для этого может быть сформулирована обратная задача проектного типа [10, 11]. В ней благодаря специальному выбору геометрических функций в момент времени t_* достигается кусочно-непрерывное по продольной координате x равенство энергии деформации $U(x, y_j, t_*)$ в двух уровнях $y = y_{\xi_1}, y_{\xi_2}$ предельному значению U_* для используемых материалов. Запроектированные таким образом стержневые системы позволяют получать экономию материалов в 1,4–1,8 раза.

Выводы. Рассмотренная модель ползучести с начальным скачком деформации характеризуется сравнительно небольшой трудоемкостью вычислений, в сочетании с моделью установившейся ползучести позволяет выполнять двухсторонние оценки деформированного состояния и при большой длительности эксплуатации характеризуется удовлетворительной точностью.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Немировский Ю. В. О времени эксплуатации цилиндрических оболочек в условиях ползучести // Ю. В. Немировский / Сб. трудов XV науч.-техн. конф. по строит. механике корабля, посвященной памяти П. Ф. Папковича. — Л.: Судостроение, 1968. — С. 24–31.

2. Безухов Н. И. Основы теории упругости, пластичности и ползучести / Н. И. Безухов. — М.: Высш. шк., 1961. — 533 с.
3. Никитина Л. П. Прочность стали типа ЭИ-69 при повышенных температурах / Л. П. Никитина // Исследования жаропрочной стали типа ЭИ-69. — М.: МашГИЗ, 1947. — С. 131–156.
4. Смирнов В. И. Прочность при высоких температурах высоколегированной хромо-молибденовой стали марки 60Х16М2А / В. И. Смирнов, Л. П. Никитина // Советское котлотурбостроение. — 1945. — № 4. — С. 9 — 12.
5. Качанов Л. М. Теория ползучести / Л. М. Качанов. — М.: Физматгиз, 1960. — 445 с.
6. Никитенко А. Ф. Ползучесть и длительная прочность металлических материалов / А. Ф. Никитенко. — Новосибирск: НГАСУ, 1997. — 278 с.
7. Соснин О. В. О ползучести и разрушении титанового сплава ОТ-4 в интервале температур 400–550 °С / О. В. Соснин, Н. Г. Торшенин // Проблемы прочности. — 1972. — № 7. — С. 55–59.
8. Гольденблат И. И. Длительная прочность в машиностроении / И. И. Гольденблат, В. Л. Бажанов, В. А. Копнов. — М.: Машиностроение, 1977. — 248 с.
9. Немировский Ю. В. Прогнозирование времени безопасной эксплуатации металлических конструкций в условиях ползучести / Ю. В. Немировский, А. В. Мищенко, А. Н. Марков // Современные пробл. механики и прикл. мат.: Материалы школы-семинара, посвященного 70-летию проф. Д. Д. Ивлева, 25–30 сент. 2000 г. — Воронеж, 2000. — Ч. 2. — С. 330–339.
10. Немировский Ю. В. Проектирование слоистых стержневых конструкций из вязкоупругих материалов при заданном сроке эксплуатации / Ю. В. Немировский, А. В. Мищенко // Механика композитных материалов. — 2007. — Т. 43. — № 5. — С. 581–594.
11. Немировский Ю. В. Проектирование рам со слоистыми стержнями при заданном сроке эксплуатации в условиях ползучести / Ю. В. Немировский, А. В. Мищенко // Изв. вузов. Строительство. — 2001. — № 6. — С. 8–14.

© Мищенко А. В., Немировский Ю. В., 2008

Получено после доработки 10.03.08

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ

УДК 691.31:678.06

А. Ф. СЕРЕНКО, канд. техн. наук, доц., **А. М. ХАРИТОНОВ**, канд. техн. наук (Петербургский государственный университет путей сообщения)

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА СТРУКТУРНЫЕ ПАРАМЕТРЫ НАНОУРОВНЯ И ПРОЧНОСТЬ ЦЕМЕНТНОГО КАМНЯ

Рассмотрены вопросы, связанные с оценкой влияния различных технологических факторов (время и условия твердения, В/Ц, модификация химическими добавками) на распределение пор по размеру в цементном камне. Установлено, что исследованные технологические факторы определяют распределение пор по размеру на наноуровне и величину прочности цементного камня, что позволяет, комбинируя названные факторы, направленно формировать наноструктуру и макросвойства цементного камня. При этом не выявлено каких-либо качественных изменений внутреннего строения цементного геля (по параметрам пористости). Наибольший объем представлен порами радиусом 0,85 нм, которые составляют порядка 35% от общего объема пор цементного камня 28-суточного возраста.

Несмотря на многолетние и обширные исследования, вопросы, связанные со структурой цементного камня, особенно на уровне нескольких нанометров, и по настоящий момент остаются дискуссионными. В то же время приходит осознание того, что возможности дальнейшего совершен-

ствования технологии бетона лежат в области управления структурообразованием на наноуровне.

Такие традиционные технологические операции, как тепловлажностная обработка, варьирование водоцементного отношения (В/Ц) и модификация цементного камня путем введения различных химических добавок можно рассматривать как элементы нанотехнологий в строительном материаловедении. Поэтому представляется важным определение влияния технологических факторов на распределения нанопор по размеру и установление их взаимосвязи с прочностью цементного камня, что и явилось целью настоящей работы.

Экспериментальные данные. Исследование распределения нанопор в цементном камне осуществлялось по методикам, основанным на протонном магнитном резонансе (ПМР) [1] и десорбции воды [2].

Для выявления степени влияния на пористость вида цемента в исследовании были использованы три разновидности портландцемента:

Минералогический состав исследуемых цементов, %				
Вид цемента	C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A	C ₄ AF
Белгородский	61	16	6	12
Оскольский	59	14	7,4	12,3
Липецкий	61	17	4	12

Белгородский (ПЦ 500 Д0), Оскольский (ПЦ 500 Д0) и Липецкий (ПЦ 500 Д0). Минералогические составы клинкеров по данным документов заводов-изготовителей о качестве цементов приведены в таблице.

Так как пластифицирующие добавки замедляют твердение цементного камня в начальный период, то в исследованиях была поставлена задача оценить влияние комплексных ускоряюще-пластифицирующих добавок на структурные параметры и прочностные показатели.

В качестве пластифицирующих добавок применялись суперпластификатор С-3 Новомосковского, Владимирского и Уральского заводов, лигносульфонат технический (ЛСТ). В качестве ускорителей применялись электролиты с одинаковым катионом — тиосульфат натрия (ТФ), хлористый натрий (NaCl), нитрит натрия (NaNO₃), сульфат натрия (Na₂SO₄). Добавки вводили с водой затворения в количестве 0,2% (ЛСТ); 0,25, 0,5, 0,7% (NaCl, NaNO₃, Na₂SO₄); 0,5, 0,7, 0,9% (С-3) и 0,5, 0,7% (ТФ) от массы цемента в пересчете на сухое вещество. При этом водоцементное отношение сохранялось постоянным, соответствующим нормальной густоте цементного теста, либо уменьшалось в зависимости от водоредуцирующей способности добавки с сохранением исходной пластичности. Бездобавочные составы готовились с двумя В/Ц — 0,28 (нормальная густота цементного теста) и 0,3.

Интегральная пористость определялась по потере массы при высушивании ($t = 105^{\circ}\text{C}$). В качестве гелевых пор рассматривались поры радиусом до 4 нм [3], объем капиллярных пор подсчитывался как разность интегральной и гелевой пористости.

Для определения прочности готовились образцы-кубы цементного камня размером 2 2 2 см (рис. 1), а степень гидратации устанавливалась по данным изменения массы при прокаливании ($t = 600^{\circ}\text{C}$), исходя из предположения, что полностью гидратированный цемент связывает около 25% воды [3, 4]. Помимо этого в целях контроля для некоторых составов с помощью ПМР определялось удельное содержание связанной воды (г воды/г образца) и распределение пор по размеру в возрасте 12 ч (рис. 2–4).

Для выявления распределения нанопор по размеру в возрасте 3 и 28 сут использовался метод десорбции воды над растворами серной кислоты различной концентрации. Графики, описывающие распределение

нанопор, прочность и степень гидратации в зависимости от исследуемых факторов, приведены на рис. 5–8.

Обсуждение результатов. На основании полученных данных установлены общие закономерности влияния различных технологических факторов на структурные параметры цементного камня и их взаимосвязь с прочностными показателями.

Кинетика набора прочности цементного камня из теста нормальной густоты без добавок на принятых трех видах портландцемента существенно отличается (см. рис. 1), при этом наблюдается хорошая корреляционная связь со степенью гидратации, величиной капиллярной и гелевой пористости цементного камня (коэффициенты корреляции не менее 0,93).

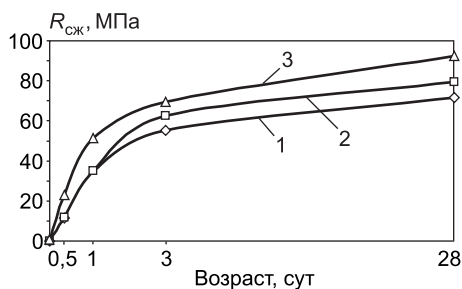


Рис. 1. Влияние вида цемента на кинетику набора прочности цементного камня из равноподвижного теста
1 — Оскольский; 2 — Белгородский; 3 — Липецкий

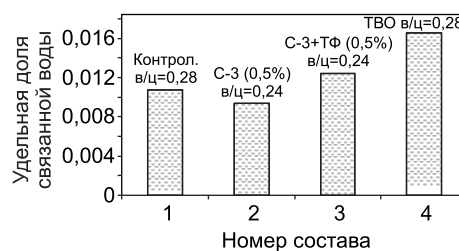


Рис. 2. Удельная доля связанной воды по массе в возрасте 12 ч, определенная с использованием ПМР

Корреляционный анализ данных свидетельствует о том, что В/Ц является одним из определяющих факторов для всех параметров цементного камня. Исключение составляет степень гидратации цемента в возрасте 1 и 3 сут, которая в большей мере зависит от вида цемента и применяемых добавок. Снижение В/Ц сопровождается уменьшением степени гидратации, что хорошо согласуется с данными Т. Пауэрса и объясняется стесненными условиями.

В возрасте 28 сут для всех беспропарочных составов характерна тесная связь между В/Ц и степенью гидратации: коэффициент положительной корреляции $r = 0,83$.

Следует отметить, что степень гидратации в возрасте 28 сут хорошо коррелирует с интегральной, капиллярной ($r = 0,9$) и гелевой пористостью ($r = 0,83$).

Рассматривая в отдельности каждую группу добавок вне зависимости от вида цемента, можно отметить, что добавки-ускорители (NaCl , NaNO_3 , Na_2SO_4) с увеличением их дозировки способствуют повышению степени гидратации в раннем возрасте, что обуславливает снижение объема капиллярных пор и рост прочности. В возрасте 28 сут капиллярная и гелевая пористость составов с добавками и бездобавочных практически одинаковы. Соответственно близки и величины прочностных характеристик.

В соответствии с полученными данными эффективность пластифицирующих добавок (С-3 различных заводов производителей) в отношении повышения прочности определяется, с одной стороны, их водоредуцирующей способностью, и с другой — блокирующим эффектом ранней стадии гидратации.

При этом, как отмечено выше, при снижении В/Ц уменьшается степень гидратации, что сопровождается уменьшением гелевой пористости ($r = 0,9$). Особенно четко это наблюдается в позднем возрасте. В условиях резкого падения капиллярной пористости происходит прирост прочности цементного камня. Рис. 2 позволяет сравнить удельное содержание

связанной воды в контрольном образце (состав 1) и в образце, содержащем С-3 (состав 2).

При использовании добавки С-3 в равноподвижных смесях уменьшается как степень гидратации и объем гелевых пор, так и объем капиллярных пор. В этом случае возникает два разнонаправленных процесса: прирост прочности за счет уменьшения капиллярной пористости и падение прочности из-за снижения степени гидратации, что требует оптимизации расхода добавки.

Совместное применение пластификаторов (С-3) и ускорителей твердения (ТФ) позволяет получить значительный прирост прочности (до 30%) в раннем возрасте. При этом высокая ранняя прочность обусловливается повышенной степенью гидратации (см. рис. 2 состав 3) и снижением капиллярной пористости.

Уточнение размеров пор геля в возрасте 0,5 сут методом ПМР позволило установить, что в пропаренных составах, а также составах с добавками-ускорителями наибольший объем порового пространства соответствует порам с радиусом 0,85 нм (рис. 3 составы 3, 4). В бездобавочном цементном камне или с добавками-пластификаторами помимо выше названных пор характерно наличие большого объема пор радиусом 1,2 нм (см. рис. 3 составы 1, 2).

Относительно высокое содержание пор радиусом 1,2 нм указывает на достаточно разуплотненную структуру С-S-H в раннем возрасте (в основном для составов с добавкой С-3), которая с течением гидратации способна приобретать более высокую плотность.

С возрастом во всех составах увеличивается количество пор радиусом 0,85 нм. Снижение объема пор размером 1,2 нм минимально (рис. 4). Можно сделать предположение, что первоначально субмикрорекристаллы формируются в наноагрегаты с внутренними порами радиусом 0,85 нм, при этом образуется система с межагрегатными порами радиусом 1,2 нм. По мере протекания гидратации количество упомянутых агрегатов увеличивается (растет объем пор 0,85 нм), а система несколько уплотняется за счет фактора стесненных условий (снижение объема пор размером 1,2 нм).

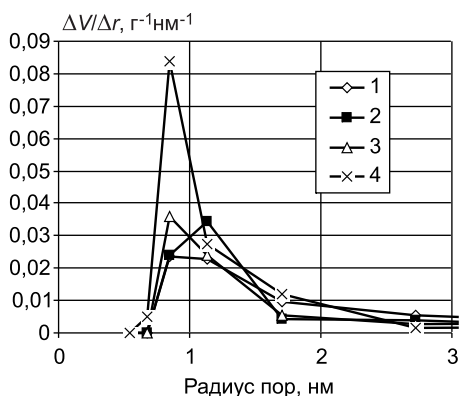


Рис. 3. Дифференциальное распределение пор в возрасте 12 ч (номера составов см. на рис. 2)

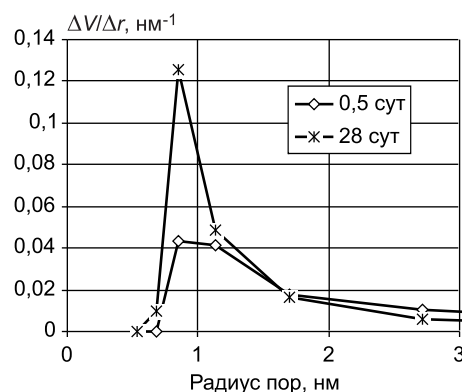


Рис. 4. Дифференциальное распределение пор в возрасте 0,5 и 28 сут (состав 1)

Добавка ЛСТ замедляет схватывание цементного теста: степень гидратации и гелевая пористость меньше, чем у контрольного состава. В свою очередь, это сопровождается уменьшением прочности цементного камня. Однако в позднем возрасте структурные показатели и прочность состава с ЛСТ практически соответствуют бездобавочному.

Закономерностью, общей для всей выборки данных, является зависимость степени гидратации и величины гелевой пористости от условий

твердения, особенно в раннем возрасте ($r = 0,93$). Как и следовало ожидать, тепловлажностная обработка в значительной мере повышает степень гидратации цемента (см. рис. 2 состав 4). При этом пропаренные составы характеризуются значительным приростом доли гелевых пор, что свидетельствует о росте объема фазы С–S–Н.

Ускорители твердения влияют на прочность в раннем возрасте за счет увеличения объема продуктов гидратации (гелевая пористость возрастает). Совместное использование ускорителей и пластификаторов в оптимальном соотношении позволяет в раннем возрасте достигнуть увеличения степени гидратации при низком В/Ц.

Таким образом, характеризуя образцы цементного камня по нанопористости в зависимости от технологических факторов, целесообразным видится разделение на пропаренные и беспропарочные составы. Это не исключает того, что различия в величине гелевой пористости обусловлены только объемом образующегося цементного геля, без качественных изменений структуры самой фазы С–S–Н. Данное обстоятельство относится и к составам, модифицированным различными добавками.

Поры в диапазоне размеров от 68,7 до 5,1 нм относятся к капиллярным, поэтому вполне объяснима зависимость от В/Ц, т.е. объем пор данного размера в возрасте 3 сут пропорционален общей капиллярной пористости (рис. 5). Среди всех составов можно выделить бездобавочные и составы с ЛСТ, в которых объем названных пор наибольший, а также составы, приготовленные на Липецком цементе, характеризующиеся наименьшей величиной капиллярной пористости. В целом объем пор размером 68,7–5,1 нм колеблется от 1,3 до 3,5% объема образца.

В качестве особенности, зависящей от вида применяемой добавки и условий твердения, можно отметить долю, которая приходится на поры 67,8–5,1 нм в общей капиллярной пористости. Так, в бездобавочных составах нормально-влажностного твердения и в составах с добавками-ускорителями данные поры в возрасте 3 сут составляют до 20%. В остальных составах объем данных пор порядка четверти капиллярной пористости. То есть применение пластификаторов и тепловлажностной обработки в некоторой степени способствует формированию более мелкопористой структуры в раннем возрасте.

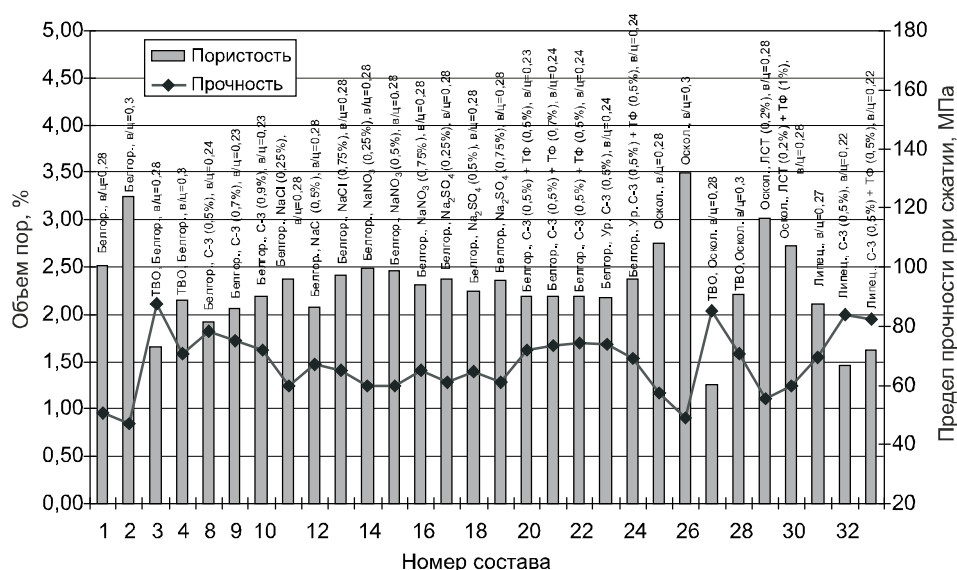


Рис. 5. Прочность при сжатии и объем пор радиусом 68,7–5,1 нм в возрасте 3 сут

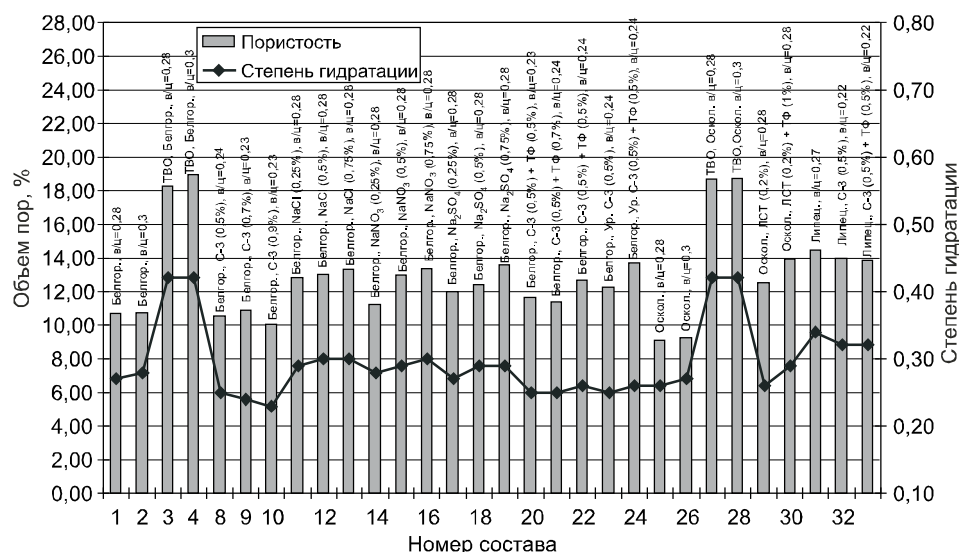


Рис. 6. Объем пор радиусом менее 1,0 нм и степень гидратации в возрасте 3 сут

Следует обратить внимание на преобладающую абсолютную величину объема пор радиусом менее 1,0 нм среди пор всех остальных исследованных диапазонов размеров (рис. 6). Можно предположить, что поры именно этого порядка размеров разделяют отдельные устойчивые субмикроструктуры гидросиликата кальция.

В 28-суточном возрасте капиллярная пористость (радиус пор 68,7–5,1 нм) по сравнению с суточным возрастом снижается во всех составах, но с разной интенсивностью. Менее всего уменьшение объема пор данного размера в цементном камне с добавками-ускорителями. Как и в раннем возрасте, количество подобных пор в 28 сут увязано с прочностью, что наглядно отражено на рис. 7.

В сторону увеличения изменяется доля подобных пор в общей капиллярной пористости цементного камня, достигая 30% практически во всех составах. Это свидетельствует о заполнении новыми продуктами гидратации части объема крупных капилляров.

Снижение объема порового пространства в возрасте 28 сут наблюдается и относительно пор размером 3,1–1,8 нм и 1,8–1,0 нм, что указыва-

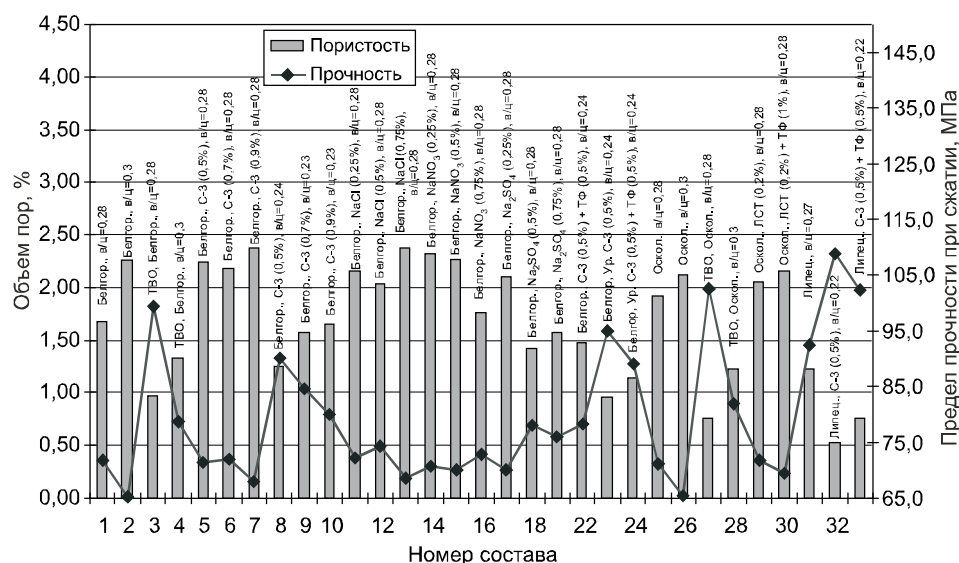


Рис. 7. Объем пор радиусом 68,7–5,1 нм и прочность в возрасте 28 сут

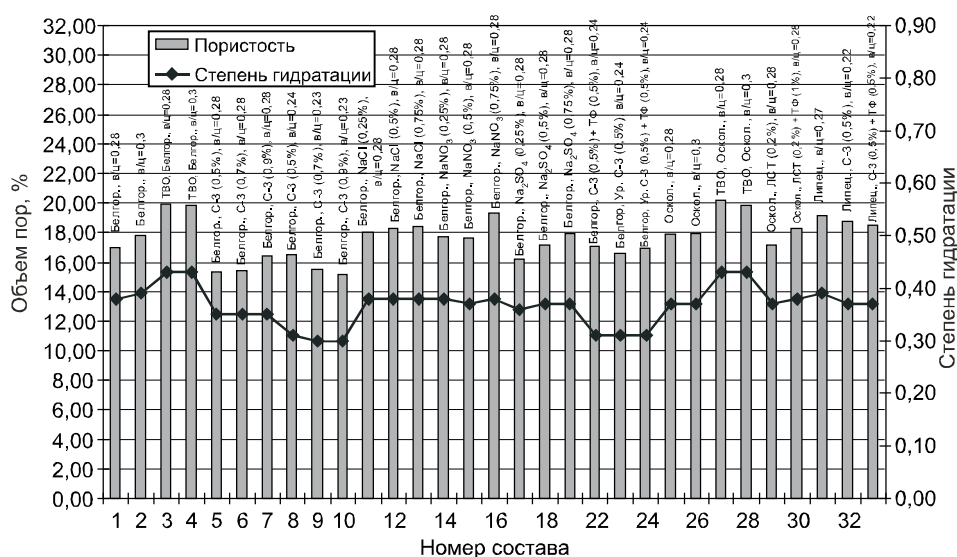


Рис. 8. Объем пор радиусом менее 1,0 нм и степень гидратации в возрасте 28 сут

ет на уплотнение наноструктуры геля, вызванное фактором стесненных условий. При этом, как и в раннем возрасте, количество названных пор находится во взаимосвязи со степенью гидратации, т. е. объемом фазы геля. В свою очередь, объем наименьших пор геля (с радиусом менее 1,0 нм) с возрастом нарастает, увеличиваясь в среднем в 1,5 раза (рис. 8) по сравнению с 3-суточным возрастом.

Выводы. Исследованные технологические факторы влияют на кинетику процессов твердения цемента (степень гидратации) и объем межзернового пространства цементного теста, заполняемого впоследствии продуктами гидратации. Снижение В/Ц уменьшает как степень гидратации, так и общий объем капиллярной пористости цементного камня. Добавки-ускорители твердения увеличивают степень гидратации в ранний период твердения, не влияя на общий объем межзернового пространства цементного теста. Пластифицирующие добавки оказывают блокирующее действие на ранней стадии твердения цемента, но позволяют снизить В/Ц. Тепловлажностная обработка обеспечивает увеличение степени гидратации в раннем возрасте.

В свою очередь, степень гидратации и объем межзернового пространства цементного теста определяют распределение пор по размеру на наноуровне и величину прочности цементного камня, что позволяет, комбинируя технологические факторы, направленно формировать наноструктуру и макросвойства цементного камня. При этом не выявлено каких-либо качественных изменений внутреннего строения (по параметрам пористости) цементного геля. Наибольший объем представлен порами радиусом 0,85 нм, которые составляют порядка 35% от общего объема пор цементного камня 28-суточного возраста, что согласуется с данными исследований методами малоугловой нейтронной дифракции [5].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бетехтин В. И. Концентрация микропор в цементном камне и их распределение по размерам/В. И. Бетехтин и др.//Цемент.— 1989.— № 10.— С. 8–10.
2. Хигерович М. И. Физико-химические и физические методы исследования строительных материалов/М. И. Хигерович, А. П. Меркин.— М.: Высш. шк., 1968.— 192 с.
3. Пауэрс Т. К. Физическая структура портландцементного теста/Т. К. Пауэрс//Химия цемента/Под ред. Х. Ф. У. Тейлора.— М., 1969.— С. 300–319.

4. Ли Ф. М. Химия цемента и бетона / Ф. М. Ли; пер. с англ. Б. С. Левман. — М.: Гос. изд-во лит. по строит., архит. и строит. материалам, 1961. — 646 с.
5. Häu ler F. Nanostructural Investigations on Carbonation of Hydrating Tricalcium Silicate by Small Angle Neutron Scattering / F. Häu ler, S. Palzer, A. Eckart // LACER. — 2000. — № 5. — P. 181–196.

© Серенко А. Ф., Харитонов А. М., 2008

Получено после доработки 25.01.08

УДК 691.327:620.18

С. Ф. КОРЕНЬКОВА, д-р техн. наук, проф., **В. Г. ЗИМИНА**, **Л. Н. БЕЗГИНА**, **Е. В. РЕНКАС**, инженеры (Самарский государственный архитектурно-строительный университет)

СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ЦЕМЕНТНОГО БЕТОНА С ДОБАВКОЙ МИКРОДИСПЕРСНОГО КАРБОНАТА КАЛЬЦИЯ

Рассмотрена динамика набора прочности бетона, в том числе адгезионной, при длительном хранении образцов с различными типами заполнителей.

В работе [1] исследовано влияние микродисперсного карбоната кальция на прочностные характеристики бетонов с крупным заполнителем различной природы (гранит, мрамор, известняк и керамзитовый гравий). Установлено, что при введении карбоната кальция в виде шлама водопропускания тепловой электростанции наблюдается некоторое повышение 28-дневной прочности бетона на сжатие, а также прочности контакта между заполнителем и раствором.

Работа была продолжена в направлении оценки динамики процесса набора прочности бетона, в том числе адгезионной, при длительном хранении образцов, идентичных предыдущим, за исключением керамзитобетона [1].

Результаты определения прочности бетонных образцов после 9 мес хранения их в нормальных условиях приведены в табл. 1 и в виде графиков на рис. 1.

Полученные результаты представляют практический интерес, так как позволяют оценить вклад шлама в формирование прочностного

каркаса бетона в зависимости от вида плотного заполнителя. Судя по результатам табл. 1, введение карбонатного шлама в бетон целесообразно в количестве 5–7% от массы цемента. Наибольшая прочность адгезии наблюдается у метаморфических и осадочных пород, имеющих химическое и минералогическое сродство с карбонатным шламом. Пористая и трещиноватая поверхность осажденного карбоната кальция, высокий минеральный уровень организации вещества осадочного происхождения, энергетическая насыщенность

Таблица 1
**Адгезия растворной части бетона
к заполнителю**

№ состава	Вид заполнителя	Содержание шлама от массы цемента, %	Адгезионная прочность, МПа в возрасте		Характер разрушения образцов
			28 дней	9 мес	
1	Гранит	0	0,2	0,3	По раствору
		5	0,3	0,5	
		7	0,2	1	
2	Мрамор	0	0,3	0,4	По раствору
		5	1,8	1,8	
		7	1,3	1,9	
3	Известняк	0	0,2	0,4	По раствору
		5	1,8	1,8	
		7	1,1	1,5	

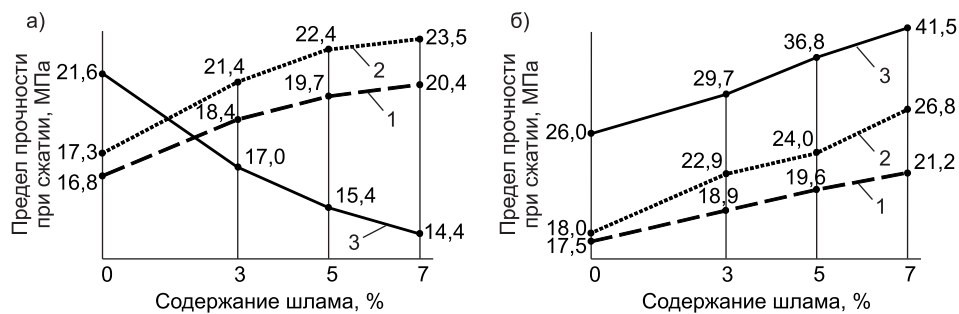


Рис. 1. Динамика изменения прочности бетонных образцов на заполнителе, активированном шламом при различных сроках твердения
а — 28 сут; б — 9 мес; 1 — гранит; 2 — мрамор; 3 — известняк

этих пород являются основой улучшенного сцепления раствора к заполнителю.

Абсолютная величина адгезионной прочности в бетонах на гранитном щебне в сравнении с другими заполнителями значительно меньше, однако 7% шлама позволяют повысить ее с 0,2–0,3 до 1 МПа. Можно предположить, что условия образования плотнокристаллической, химически малоактивной структуры гранитов лежат в основе низкой адгезии к ним растворов без шлама и со шламом в возрасте 28 сут.

Наблюдается возрастание прочности бетонных образцов на сжатие во времени, что связано с химическими процессами между минералом клинкера цемента и карбонатом кальция, а также образованием новых минералов волокнистой или пластинчатой структуры. Одновременно повышенная проницаемость цементно-шламовой суспензии в поверхностные поры карбонатного заполнителя создает эффект «обоймы», который отсутствует на гранитном и мраморном заполнителях.

Моделирование процессов самоорганизации дисперсных минеральных частиц, различных по составу, форме и размеру, а также условиям их образования, в работе [2] показало, что плотность упаковки частиц (коэффициент однородности) в системе «цемент — шлам» значительно больше, чем при использовании монодисперсных порошкообразных веществ, полученных механическим измельчением (трепел, опока, диатомит, известняк), и природного происхождения — глины, а также высокодисперсной пыли-уноса из электрофильтров.

Коэффициент однородности карбонатного шлама составил 0,16; глины — 0,19; пыли-уноса из электрофильтров — 0,21; молотых кремнеземистых пород — 0,27–0,28. Сравнение полученных результатов показало, что микродисперсные наполнители, полученные путем осаждения твердых частиц из водной среды в природе или техногенным способом, можно отнести к нанопродуктам. Для них характерна самая высокая степень самоорганизации и присутствие адсорбционно связанной воды. По определению М. М. Сычева [3], такие наполнители относятся к минеральным клеям.

Прочность образцов в возрасте 28 сут наибольшая у бетонов из магматических и метаморфических горных пород, а наименьшая — на известняковом щебне. Объяснением существенной разницы по этому показателю может быть различное количество воды, вводимое в состав бетона. В составе на известняковом щебне достижение равноподвижной бетонной смеси происходит при расходе воды на 15–20% больше, чем на заполнителях высокоплотной структуры и с весьма гладкой поверхностью. Поскольку количество воды на гидратацию цемента примерно одно и то же во всех партиях бетона, избыточная вода сформировала повышенную макропористую структуру бетона на известняковом щебне в ранние сроки твердения. Косвенным подтверждением тому может служить

средняя плотность бетонных кубов в возрасте 28 сут, которая возрастает в последовательности: карбонатный щебень ($\rho = 2170 \text{ кг/м}^3$) мраморный щебень ($\rho = 2360 \text{ кг/м}^3$) гранитный щебень ($\rho = 2420 \text{ кг/м}^3$). Однако со временем в результате образования гидрокарбоалюмината кальция поровое пространство бетона постепенно уплотняется, следствием чего и является возрастание прочности (см. рис. 1).

В соответствии с табл. 1 разрушение бетона независимо от вида заполнителя происходит по раствору, т. е. высокая прочность гранита и мрамора в рядовых марках бетона на цементе с прочностью 40 МПа практически не реализуется. Целесообразно использовать более дешевый, распространенный, химически поверхностно-активный известняковый щебень, который по составу и структуре имеет много общего с карбонатным наполнителем [1]. Полученные результаты еще раз подтверждают различный характер разрушения бетонов и необходимость поиска путей упрочнения контактной зоны при использовании плотных, высокопрочных, химически и физически малоактивных заполнителей. На рис. 2 приведена макроструктура образцов бетонов в возрасте 9 мес, которые подтверждают отличия структуры контактной зоны в зависимости от вида заполнителя.

Одним из положительных факторов введения шлама является пониженная сегрегация бетонной смеси на стадии ее приготовления и как следствие уменьшенная дефектность структуры. Адгезионная прочность возрастает не только у энергетически более активного известняка, но у мрамора и гранита.

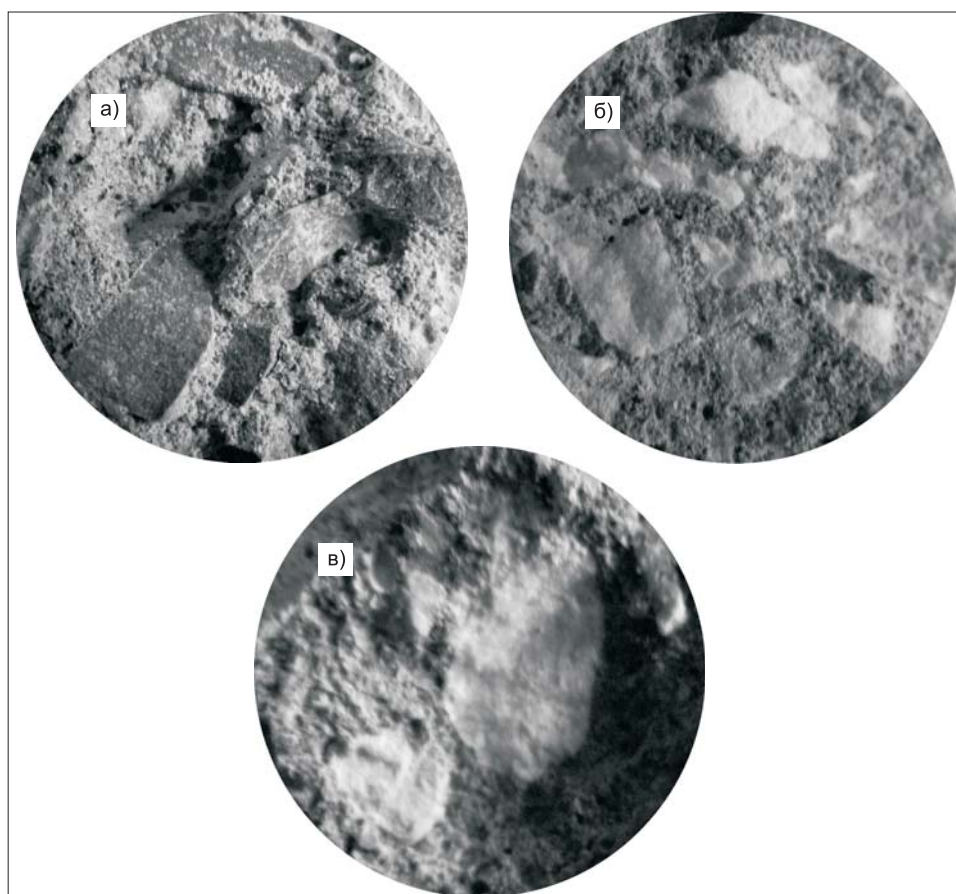


Рис. 2. Макроструктура образцов бетонов в возрасте 9 мес
а — гранит; б — мрамор; в — известняк

Таблица 2

**Результаты производственных испытаний железобетонных изделий плит
ПТК на основе бетона марки 200**

№ сос- тава	По прочности			По жесткости			По трещиностойкости			Характеристика разрушения
	кон- трольная нагрузка по проч- ности, Па	расчет- ная на- грузка, Па	факти- ческая нагруз- ка, Па	кон- трольная нагрузка по жест- кости, Па	кон- троль- ный прогиб, см	факти- ческий прогиб, см	кон- трольная нагрузка по тре- щино- стойко- сти, Па	кон- трольная ширина раскры- тия тре- щин, мм	факти- ческая ширина раскры- тия тре- щин, мм	
1	64,0	80,0	1200	640	2,24	0,550	640	0,2	0,152	Разру- шение изделий не на- блюда- лось
2	64,0	80,0	1200	640	2,24	0,442	640	0,2	0,130	
3	64,0	80,0	1200	640	2,24	0,428	640	0,2	0,110	

Примечание. Состав № 1 — без добавления шлама; составы № 2, 3 — с добавкой шлама 5 и 7% соответственно. В качестве заполнителя использован доломитовый щебень Сокского карьера Самарской области.

В ходе производственных испытаний были изучены прочностные и деформативные характеристики плит ПТК как одного из самых распространенных видов бетонной продукции [4]. Их нормативные показатели приведены в табл. 2. Плиты испытывали действием нагрузки четырех равных сосредоточенных сил, симметрично расположенных относительно продольной оси по схеме однопролетной шарнирно опертой балки. Нагрузку создавали прессом ТРМ-1.

Из приведенных результатов следует, что введение карбонатного шлама в количестве 5–7% приводит к снижению величин прогибов и раскрытия трещин по сравнению с плитой из бетона без добавки.

Результаты лабораторных исследований после длительного хранения образцов, а также при натурных испытаниях бетонного изделия показали целесообразность введения карбонатного шлама для улучшения прочностных и деформативных характеристик бетона на заполнителях различной природы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Коренькова С. Ф. Влияние микродисперсного карбоната кальция на формирование адгезионной прочности в бетонах различного состава/С. Ф. Коренькова, Л. Н. Безгина, В. Г. Зими́на и др. // Изв. вузов. Строительство. — 2007. — № 10. — С. 10–16.
2. Коренькова С. Ф. Моделирование процессов самоорганизации в наполненных цементных композициях/С. Ф. Коренькова, И. В. Якушин // Технологии бетонов. — 2007. — № 4. — С. 62.
3. Сычев М. М. Неорганические клеи/М. М. Сычев. — Л.: Химия, 1986. — 203 с.
4. Коренькова С. Ф. Основы и концепция утилизации химических осадков промышленности в стройиндустрии/С. Ф. Коренькова, Т. В. Шеина. — Самара: Самарск. гос. арх.-строит. ун-т, 2004. — 208 с.

© Коренькова С. Ф., Зими́на В. Г., Безгина Л. Н., Ренкас Е. В., 2008

Получено 19.02.08

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ БЕЛКОВОГО ПЕНООБРАЗОВАТЕЛЯ НА АГРЕГАТИВНУЮ УСТОЙЧИВОСТЬ ПОРТЛАНДЦЕМЕНТА

Исследовано влияние белкового пенообразователя при концентрации на два порядка выше, чем при использовании традиционных поверхностно-активных веществ, на свойства портландцемента. Установлено, что сухая смесь портландцемента и пенообразователя, содержащая до 15% водного раствора белкового концентрата, не комкуется и не затвердевает в течение гораздо более длительного времени, чем обычный сухой портландцемент. Введение белкового пенообразователя в исследованных количествах приводит к уменьшению нормальной густоты, сокращению сроков схватывания, повышению агрегатной устойчивости портландцемента при сохранении исходной прочности.

Белковый пенообразователь (БПО) широко применяется в последнее время для получения пенобетона. Будучи по своей физико-химической структуре поверхностно-активным веществом (ПАВ), он играет роль пластификатора цементного теста и вводится в систему «цемент — вода» в значительно более высоких концентрациях, чем традиционные ПАВ. Так, известно, что лигносульфонаты, пластификаторы типа С-3 и им подобные ПАВ органического происхождения применяют в количестве 0,1–0,5% от массы цемента. Увеличение концентрации этих пластификаторов свыше 0,5% приводит к замедлению схватывания и твердения цемента, а при концентрации свыше 1–2% — вообще к прекращению твердения [1].

БПО в качестве пенообразователя применяют в количествах 3–15% от массы цемента. При этом замедления или прекращения твердения цемента никто не наблюдал. Невысокую прочность пенобетона по сравнению с прочностью тяжелого бетона, не содержащего БПО, обычно объясняют влиянием структурного фактора, а именно высокой пористостью пенобетона. Влияние же БПО на процесс твердения цемента никто не изучал.

При получении сухих пенобетонных смесей (СПБС) [2] мы обратили внимание, что сухая пенобетонная смесь, содержащая до 15% водного раствора белкового концентрата [3], не комкуется и не затвердевает в течение гораздо более длительного времени, чем обычный сухой портландцемент, хранящийся в тех же условиях. Так, портландцемент Горнозаводского цементного завода ПЦ400Д20, находящийся в сухом отапливаемом помещении при температуре 20 °С и относительной влажности 65–75% во вскрытом бумажном мешке, после 4 мес хранения в значительной степени окомковался. При этом образовавшиеся комки размерами 5–50 мм при смешивании цемента с водой не разрушаются и в дальнейшем при затвердевании цементного теста оказываются сухими. В СПБС, хранившейся в таких же условиях и в такой же таре, хоть и окомковывается, однако комки образуются в меньшем количестве. И что самое важное, размеры комков не превышают 10 мм, а при смешивании с водой комки легко разрушаются и переходят в образующуюся суспензию (цементное тесто), что и описанный выше портландцемент.

Замеченное обстоятельство привело к мысли подробнее изучить влияние БПО на свойства портландцемента.

Цель описываемой работы — исследование влияния БПО на агрегативную устойчивость портландцемента.

В эксперименте применяли следующие материалы:

— горнозаводский портландцемент ПЦ400Д20, хранившийся в лаборатории в течение 1,5 мес с момента выпуска цемента (по паспорту);

— белковый пенообразователь по патенту [3] в виде 30% водного раствора.

БПО смешивали с сухим портландцементом в соотношениях, приведенных в таблице.

У каждой смеси и портландцемента без добавки определяли нормальную плотность и сроки схватывания по ГОСТу 310.3-81* [4].

Из портландцемента с добавкой и без нее готовили образцы-балочки по ГОСТу 310.4-87* на вольском песке. Балочки твердели при условиях, предусмотренных ГОСТом 310.4-87* [5].

Результаты экспериментов даны в таблице, откуда видно, что введение БПО приводит к сокращению сроков схватывания. При этом изменения времени начала и конца схватывания существенно превышают величину разброса экспериментальных значений.

Экспериментальные составы и результаты их испытаний

Состав	НГ, %	Сроки схватывания, ч : мин		Прочность стандартных образцов в 28 сут, МПа	
		НС	КС	$R_{изг}^{28}$	$R_{сж}^{28}$
ПЦ400Д20 (далее ПЦ)	25,0	1:25	4:00	12,3	35,2
ПЦ + 2,5% БПО	22,5	0:20	1:30	12,3	35,4
ПЦ + 5% БПО	21,25	0:15	1:05	12,4	34,2
ПЦ + 7,5% БПО	18,75	0:15	1:10	12,5	34,8
ПЦ + 10% БПО	16,25	0:10	0:50	12,6	34,6
ПЦ + 12,5% БПО	13,0	0:08	0:45	12,8	34,8

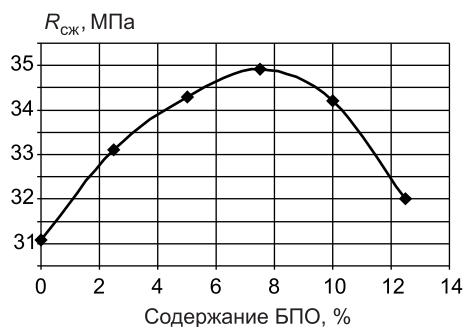
Прочность образцов как при изгибе, так и при сжатии практически не меняется. Небольшие отклонения прочности от контрольного значения не превышают ошибки эксперимента.

Для выяснения влияния БПО на свойства цемента при хранении такой же эксперимент был повторен через 4 мес хранения цемента без добавки БПО и смесей того же цемента с БПО в количествах, указанных в таблице и на рисунке.

Все условия эксперимента были строго идентичны условиям, описанным выше.

Следует отметить, что изменения состояния исходного портландцемента и смесей с БПО соответствовали значениям, описанным выше для ПЦ400Д20. Поэтому ПЦ без добавки пришлось подвергнуть предварительному дроблению и просеву через сито 0,63. В то же время никакой предварительной обработки смесей ПЦ с БПО не потребовалось, так как их комкование было незначительным и комки легко разрушались при смешивании с водой и песком.

Результаты повторного эксперимента приведены на рисунке, где видно, что активность цемента с добавкой БПО и без снизилась за время хранения незначительно. Небольшое повышение прочности можно объяснить с позиций теории агрегативной устойчивости дисперсных систем. Известно, что портландцемент является агрегативно неустойчивым в системе «цемент — воздух». Эта неустойчивость как раз и проявляется в виде комкования ПЦ при хранении. При этом неустойчивость системы тем выше, чем влажнее окружающий воздух: при относительной влажно-



Результаты определения прочности образцов-балочек на сжатие из смесей, хранившихся 4 мес

сти воздуха, превышающей 70%, хранящийся в бумажном мешке портландцемент слеживается до состояния сплошного твердого тела.

Введение БПО, содержащего до 70% по массе воды, взаимодействующего с поверхностью частиц цемента, вызывает появление вокруг них слоя белковых молекул, препятствующих слипанию частиц. Однако при этом вода, содержащаяся в БПО, не взаимодействует с поверхностью частиц. Гидратация клинкерных минералов не происходит, что проявляется в сохранении способности такого цемента к гидратации и твердению при смешивании с нормальным количеством воды.

Сокращение сроков схватывания цемента при нормальной густоте теста также может быть объяснено взаимодействием белковых молекул с поверхностью цементных частиц. Поскольку нормальная густота (НГ) существенно меньше, чем В/Ц при определении марки цемента, переход суспензии цемента, содержащей БПО, из состояния псевдопластичной жидкости в состояние бингамовской происходит быстрее. Этот переход как раз и соответствует началу схватывания (НС). По той же причине ускоряется и переход цементного теста из состояния бингамовской жидкости в состояние твердопластичного тела, что соответствует концу схватывания.

Таким образом, можно считать, что введение БПО в исследованных количествах повышает агрегативную устойчивость портландцемента.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ратинов В. Б. Добавки в бетон / В. Б. Ратинов, Т. И. Розенберг. — М.: Стройиздат, 1973. — С. 126–141.
2. Пат. № 2284308 приоритет от 17.02.2005. Способ получения пенообразователя и пенообразователь, полученный этим способом / Б. С. Баталин, И. П. Пряхин, И. А. Козлов, 2006, № 27.
3. Пат. № 2288203 приоритет от 25.04.2005. Пенообразователь для теплоизоляционного бетона БГ-20 / П. Г. Кудрявцев, Б. С. Баталин, А. Н. Недугов, И. Н. Коротаев. — Оpubл. Б. И., 2006, № 28.
4. ГОСТ 310.3-81*. Цементы. Методы определения нормальной густоты, сроков схватывания и равномерности изменения объема.
5. ГОСТ 310.4-81*. Цементы. Методы определения предела прочности при изгибе и сжатии.

© Баталин Б. С., Газетдинов Д. Р., 2008

Получено после доработки 21.02.08

УДК 691.57.001

В. П. СЕЛЯЕВ, чл.-кор. РААСН, д-р техн. наук, проф., **Т. А. НИЗИНА**, канд. техн. наук, доц., **Н. О. ЗУБАНКОВА**, асп. (Мордовский государственный университет, г. Саранск)

МЕТОДИКА ОБОБЩЕННОЙ ОЦЕНКИ ДЕКОРАТИВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ЛАКОКРАСОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ КОМПЬЮТЕРНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ

Показана возможность использования программного комплекса «Статистический анализ цветовых составляющих лакокрасочных покрытий» для количественной оценки изменения декоративных свойств лакокрасочных покрытий под действием климатических факторов.

Обобщенную оценку декоративных характеристик лакокрасочных покрытий предлагается выполнять с учетом изменения как средних арифметических величин цветовых СМУК-составляющих, так и степени неоднородности окраски, оцениваемой через коэффициент вариаций.

Как известно, с течением времени под воздействием климатических факторов — солнечной радиации, перепада температур, повышенной влажности, атмосферной пыли и грязи и т. д., а также различных агрессивных сред происходит разрушение лакокрасочных покрытий строительных конструкций. В соответствии с требованиями ГОСТа 9.401–91 «Покрытия лакокрасочные. Общие требования и методы ускоренных испытаний на стойкость к воздействию климатических факторов» оценку защитных и декоративных свойств покрытий производят по методике ГОСТа 9.407–84.

Многие современные лакокрасочные покрытия обладают высокими защитными параметрами, а срок их службы в большей степени зависит от стабильности декоративных характеристик. Согласно ГОСТу 9.407–84 «Покрытия лакокрасочные. Метод оценки внешнего вида» обобщенную оценку декоративных свойств покрытий вычисляют по формуле

$$AD = X \cdot aБ + X \cdot aЦ + X \cdot aГ + X \cdot aМ, \quad (1)$$

где $aБ$, $aЦ$, $aГ$, $aМ$ — относительные оценки степени изменения блеска, цвета, меления и грязеудержания;

X — коэффициент весомости каждого вида разрушения.

Оценку цвета лакокрасочных покрытий при этом, как правило, предлагается выполнять визуально и оценивать по пятибалльной шкале или по результатам, получаемым с помощью спектрофотометров или колориметров и используя табличные значения удельных координат цвета монохроматического излучения и относительных спектральных распределений энергии излучения источников света [1, 2].

Широкое применение для количественного измерения цвета получила колориметрическая система, утвержденная Международной осветительной комиссией (МОК) в 1931 г. Кроме колориметрической системы цвет можно измерить с помощью цветового тона, чистоты цвета, коэффициента отражения и яркости [3]. При одинаковых значениях доминирующей длины волны, чистоты цвета и коэффициента яркости или отражения покрытия должны иметь один и тот же цвет. Однако установлено, что между цветовым ощущением человека и спектральным составом цвета нет прямой связи. Исследования цвета лакокрасочных покрытий показали, что данные цветовые характеристики не всегда дают правильное представление о его цветовом тоне, насыщенности и светлоте [4]. Если расположить образцы в ряд по возрастанию длин волн, то оказывается, что они не воспроизводят равномерный ряд цветов покрытий, получаемый в результате визуального осмотра [3]. К тому же, использование колориметров и спектрофотометров при приемочном контроле качества защитно-декоративных покрытий и проведении исследовательских работ представляет определенные трудности, связанные с длительностью и дефицитом средств измерения [5].

Для решения этой проблемы в последние годы все чаще предлагается использовать компьютерные технологии [5–9]. В основе предлагаемых подходов лежит возможность получения растрового изображения структуры материала при сканировании изучаемой поверхности, выражаемой в виде функции цвета. При цветном варианте сканирования, используя определенную цветовую модель, под которой подразумевается способ формального описания цвета на основе составляющих его компонентов, появляется возможность разложить каждый цвет на составляющие цвета и спектры определенной частоты, анализ которых дает возможность получить объективные данные о декоративных характеристиках лакокрасочного покрытия.

Несмотря на схожесть подходов к оценке свойств лакокрасочных покрытий методом прямого сканирования поверхности образцов, для описания цвета используются различные цветовые модели: CMYK [6, 7], HSB

[5, 8], RGB [9] и т. д. Пигментные краски, используемые в строительстве, так же как и краски, применяемые в полиграфии, отражают световое излучение, являясь субтрактивными цветами. Анализ используемых для описания цвета моделей (Lab, RGB, HSB, CMYK) показал [10], что наиболее приемлемой для лакокрасочных покрытий является субтрактивная цветовая модель CMYK.

Внедрение компьютерных технологий позволяет получить количественную оценку изменения цвета покрытия под действием агрессивных факторов и экспресс-информацию, не уступающую по достоверности традиционным методикам. На основе уже имеющихся наработок и появившихся технических возможностей на кафедре строительных конструкций Мордовского государственного университета был разработан программный комплекс «Статистический анализ цветовых составляющих лакокрасочных покрытий» (свидетельство Роспатента № 2006610820). Интерфейс разработанного программного комплекса представлен на рис. 1. Кроме обработки цветовых составляющих в режиме CMYK-формата добавлен канал «яркость».

Программа включает в себя следующие блоки:

а) *оцифровка в режиме CMYK-формата:*

1) загрузка исходных файлов (предпочтительнее в формате PSD), полученных методом прямого сканирования (для удобства реализован принцип множественного выбора);

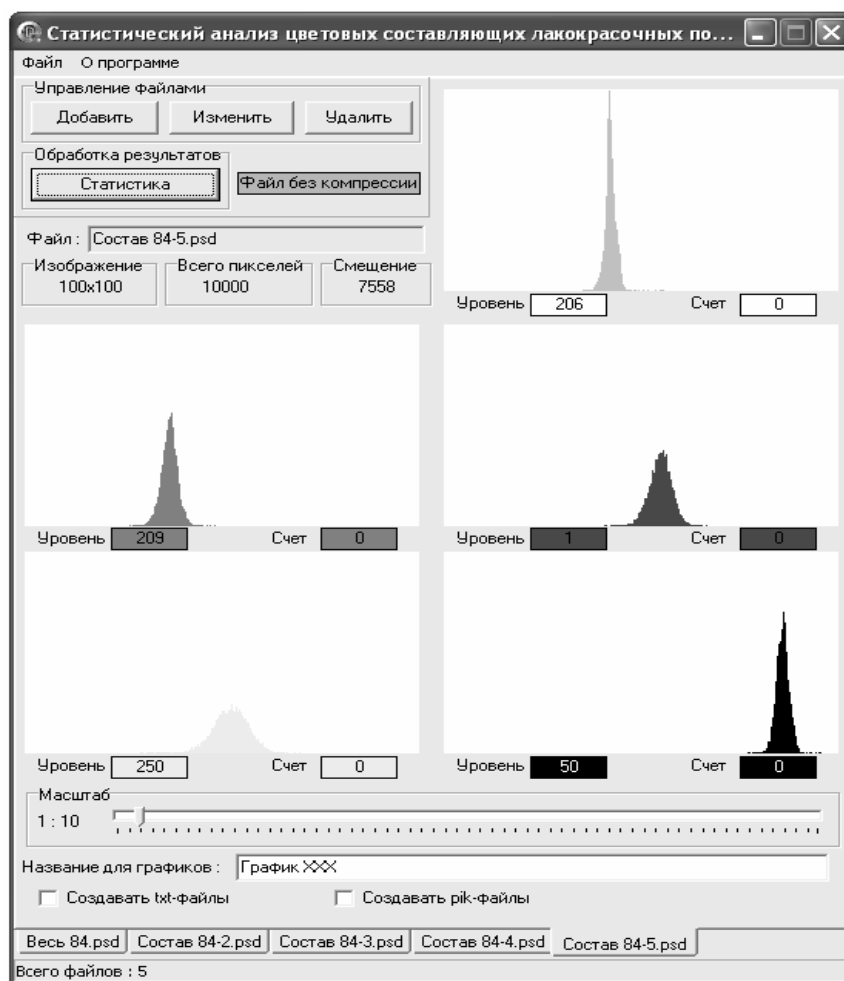


Рис. 1. Интерфейс программного комплекса «Статистический анализ цветовых составляющих лакокрасочных покрытий»

- 2) возможность (при необходимости) добавления, изменения или убавления количества параллельно анализируемых поверхностей (максимальное число обрабатываемых параллельно файлов — 25);
- 3) подсчет количества пикселей одного и того же уровня для каждой цветовой составляющей;
- 4) графическое представление распределения цветовых составляющих в виде гистограмм для каждой сканируемой поверхности (рис. 2);

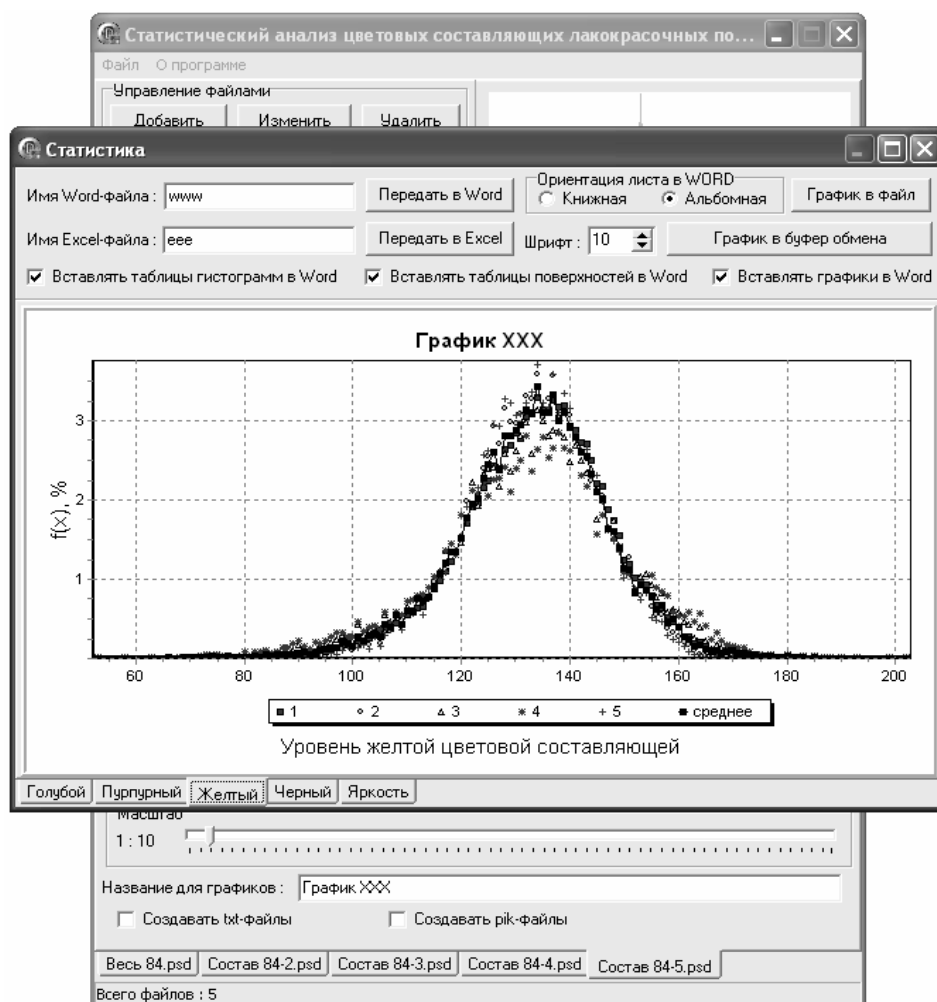


Рис. 2. Графическое представление результатов анализа цветных составляющих лакокрасочных покрытий

- 5) формирование базы данных для построения поверхностей распределения цветных составляющих в зависимости от координаты каждого пикселя;

б) обработка полученных результатов:

- 1) определение среднего арифметического, дисперсии и среднего квадратичного отклонения для каждой цветовой составляющей каждого образца в отдельности;

- 2) выполнение статистической обработки результатов — определение минимальной и максимальной величины доверительного интервала с учетом заданной доверительной вероятности (по умолчанию принято 0,95) и среднего арифметического после отбрасывания «незначимых» значений для каждого цветового уровня;

3) построение сводных гистограмм изменения частоты появления от уровня цветовых составляющих для всех параллельно обрабатываемых образцов после статистической обработки (см. рис. 2);

4) возможность передачи выходных данных в Microsoft Word и Excel, а также сохранения графических зависимостей в графических форматах и буфере обмена для использования в других программах-редакторах.

Использование разработанного программного комплекса позволяет проанализировать не только изменение средних арифметических величин цветовых составляющих, но и степень неоднородности окраски. Для учета неоднородности окраски, на наш взгляд, целесообразно использовать коэффициент вариаций (%), определяемый как

$$V = \sqrt{D} / \bar{X} \cdot 100, \quad (2)$$

где \bar{X} и D — соответственно среднее арифметическое и дисперсия исследуемой цветовой составляющей.

Обобщенную оценку декоративных свойств лакокрасочных покрытий в данном случае определяют по формуле

$$\begin{aligned} АД = & X_B \cdot aB + X_G \cdot aГ + X_{ML} \cdot aML + X_C \cdot (0,6 \cdot aC + 0,4 \cdot aV_C) + \\ & + X_M \cdot (0,6 \cdot aM + 0,4 \cdot aV_M) + X_Y \cdot (0,6 \cdot aY + 0,4 \cdot aV_Y) + \\ & + X_K \cdot (0,6 \cdot aK + 0,4 \cdot aV_K) + X_B \cdot (0,6 \cdot aB + 0,4 \cdot aV_B), \end{aligned} \quad (3)$$

где aB , $aГ$, aML — относительные оценки изменения блеска, грязеудержания и меления (табл. 1);

aC , aM , aY , aK , aB — относительные оценки изменения средних арифметических цветовых составляющих (голубой, пурпурной, желтой, черной) и яркости (табл. 2);

aV_C , aV_M , aV_Y , aV_K , aV_B — относительные оценки изменения коэффициентов вариаций цветовых составляющих и яркости (табл. 2);

X_B , X_G , X_{ML} , X_C , X_M , X_Y , X_K , X_B — коэффициенты весо-мостей контролируемых параметров (табл. 3).

Таблица 1

Относительные оценки изменения блеска, меления и грязеудержания

Балл согласно ГОСТу 9.407-84	1	2	3	4	5
Относительная оценка	1	0,7	0,5	0,1	0

Таблица 2

Относительные оценки изменения средних арифметических и коэффициентов вариаций цветовых составляющих и яркости защитно-декоративных покрытий

Балл	Изменение среднего арифметического	Относительная оценка	Коэффициент вариаций, %	Относительная оценка
1	0 2	1	0 5	1
2	2 5	0,8	5 10	0,8
3	5 10	0,6	10 15	0,6
4	10 15	0,3	15 20	0,3
5	Больше 15	0	Больше 20	0

Таблица 3

Величины коэффициентов весо-мостей свойств защитно-декоративных покрытий по цементной подложке

Вид разрушения			Условное обозначение	Коэффициент весо-мости
Изменение блеска			Б	0,25
Грязеудержание			Г	0,25
Меление			МЛ	0,25
Изменение цвета	Цветовые составляющие	голубая	<i>С</i>	0,05
		пурпурная	<i>М</i>	0,05
		желтая	<i>У</i>	0,05
		черная	<i>К</i>	0,05
	яркость		<i>В</i>	0,05

Определим границы хорошего и удовлетворительного состояний декоративных свойств лакокрасочных покрытий. Верхняя граница хорошего состояния составляет $AD = 1$, нижняя:

$$AD = 0,25 \cdot 0,7 + 0,25 \cdot 0,7 + 0,25 \cdot 0,7 + 0,05 \cdot (0,6 \cdot 0,8 + 0,4 \cdot 0,8) + \\ + 0,05 \cdot (0,6 \cdot 0,8 + 0,4 \cdot 0,8) + 0,05 \cdot (0,6 \cdot 0,8 + 0,4 \cdot 0,8) + \\ + 0,05 \cdot (0,6 \cdot 0,8 + 0,4 \cdot 0,8) + 0,05 \cdot (0,6 \cdot 0,8 + 0,4 \cdot 0,8) = 0,725.$$

Нижняя граница удовлетворительного состояния:

$$AD = 0,25 \cdot 0,5 + 0,25 \cdot 0,5 + 0,25 \cdot 0,5 + 0,05 \cdot (0,6 \cdot 0,6 + 0,4 \cdot 0,6) + \\ + 0,05 \cdot (0,6 \cdot 0,6 + 0,4 \cdot 0,6) + 0,05 \cdot (0,6 \cdot 0,6 + 0,4 \cdot 0,6) + \\ + 0,05 \cdot (0,6 \cdot 0,6 + 0,4 \cdot 0,6) + 0,05 \cdot (0,6 \cdot 0,6 + 0,4 \cdot 0,6) = 0,525.$$

Неудовлетворительное состояние покрытий по декоративным характеристикам наступает при $AD < 0,525$, что хорошо согласуется с результатами, полученными в работах [3, 11].

Использование данного программного продукта дает возможность получить количественную оценку изменения декоративных свойств лакокрасочных покрытий под действием климатических факторов, а также в зависимости от структурных и технологических параметров. Применение методов статистической обработки позволяет получить объективную информацию по изменению декоративных характеристик покрытий, что особенно важно при нанесении красочных составов на бетонные поверхности, обладающие значительной неоднородностью структуры и большим количеством дефектов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Юстова Е. Н. Таблицы основных колориметрических величин / Е. Н. Юстова. — М.: Госстандарт, 1967. — 52 с.
2. Джадд Д. Цвет в науке и технике: Пер. с англ. / Д. Джадд, Г. Вышецки. — М.: Мир, 1978. — 592 с.
3. Карякина М. И. Испытание лакокрасочных материалов и покрытий / М. И. Карякина. — М.: Химия, 1988. — 272 с.
4. Инструментальная оценка цвета материалов: Метод. указания. — М.: ВНИИТЭ, 1970. — 125 с.
5. Логанина В. И. Оценка декоративных свойств лакокрасочных покрытий / В. И. Логанина, В. А. Смирнов, С. Н. Кислицына и др. // Лакокрасоч. материалы и их применение. — 2004. — № 8. — С. 10–12.
6. Селяев В. П. Использование метода прямого сканирования для оценки изменения цветовых характеристик лакокрасочного покрытия под действием климатических факторов / В. П. Селяев, Т. А. Низина, Н. О. Зубанкова // Вестн. отд-ния строит. наук. — Москва, 2004. — Вып. 8. — С. 355–361.
7. Селяев В. П. Оценка качества лакокрасочного покрытия методом прямого сканирования / В. П. Селяев, Т. А. Низина, Н. О. Зубанкова // Вестн. Волж. регион. отд-ния. — Н. Новгород, 2004. — Вып. 7. — С. 152–156.
8. Орендлихер Л. П. Оценка декоративных свойств отделочных составов / Л. П. Орендлихер, В. И. Логанина, О. А. Захаров // Современное состояние и перспективы развития строительного материаловедения: Тр. VIII академ. чтений РААСН. — Самара, 2004. — С. 385–388.
9. Ерофеев В. Т. Применение компьютерной техники для исследования изменения декоративных свойств полиуретановых покрытий под действием агрессивных сред / В. Т. Ерофеев, Н. В. Черушова, Е. А. Митина и др. // Современное состояние и перспективы развития строительного материаловедения: Тр. VIII академ. чтений РААСН. — Самара, 2004. — С. 177–178.
10. Низина Т. А. Защитно-декоративные покрытия на основе эпоксидных и акриловых связующих. — Саранск: Изд-во Мордов. ун-та, 2007. — 258 с.
11. Орендлихер Л. П. Защитно-декоративные покрытия бетонных и каменных стен: Справочное пособие для ИТР / Л. П. Орендлихер, В. И. Логанина. — М.: Стройиздат, 1993. — 136 с.

© Селяев В. П., Низина Т. А., Зубанкова Н. О., 2008

Получено 31.01.08

Л. Ф. МУБАРАКШИНА, асп., **Л. А. АБДРАХМАНОВА**, д-р техн. наук, проф., **В. Г. ХОЗИН**, д-р техн. наук, проф. (Казанский государственный архитектурно-строительный университет)

СТРУКТУРА И СВОЙСТВА КАРБАМИДНЫХ ПЕНОПЛАСТОВ С ХИМИЧЕСКИ АКТИВНЫМИ НАПОЛНИТЕЛЯМИ

Разработаны карбамидные пенопласты, модифицированные тонкодисперсными химически активными наполнителями, и изучены их основные технологические и эксплуатационные свойства. Исследовано влияние химического наполнения на структурно-механические и теплофизические характеристики карбамидных пенопластов. Проведены исследования пористой структуры карбамидных пенопластов с химически активными наполнителями методами оптической и электронной микроскопии. Выявлены основные зависимости изменения ячеистой структуры химически наполненных карбамидных пенопластов.

Наиболее распространенным современным карбамидным пенопластом является пеноизол, характеризующийся высокими теплозащитными свойствами, технологичностью, доступностью и низкой стоимостью сырья. Однако пеноизол не находит широкого применения в строительстве из-за низкой механической прочности и значительной усадки при отверждении.

Известно [1], что механические свойства пенополимера определяются как механическими свойствами самой полимерной матрицы, так и параметрами, характеризующими ячеистую структуру. Поэтому принцип физической модификации монолитных пластмасс за счет введения наполнителя может быть эффективным и для пенопластов. Наполнитель, введенный во вспениваемую композицию, влияет на процессы, протекающие на всех стадиях формирования полимерной пены, что приводит к изменению макроструктуры и, следовательно, свойств пенополимера.

Изучению ячеистой структуры пенопластов различного типа посвящено много работ [2–5], и лишь в некоторых из них [5] уделено внимание особенностям макроструктуры наполненных пенопластов. Данные о ячеистой структуре наполненных карбамидных пенопластов, полученных воздушно-механическим способом, практически отсутствуют.

Наиболее качественную макроструктуру пенопласта с равномерно распределенным наполнителем возможно получить химическим наполнением, при котором в матрице пены образуются твердые частицы иной химической природы [5].

В данной работе проанализировано влияние химического наполнения тонкодисперсными промышленными отходами на структурно-механические и теплофизические свойства карбамидных пенопластов, изготовленных в промышленных условиях на установке «Пена-2000». Принцип получения карбамидных пенопластов заключается во вспенивании сжатым воздухом карбамидной смолы в газожидкостной установке при помощи пенообразующего раствора и последующего отверждения полученной суфлеобразной пеномассы катализатором отверждения, входящим в состав этого раствора.

Химическое наполнение карбамидных пенопластов достигается за счет образования наполнителя в ходе реакции взаимодействия катализатора отверждения карбамидной смолы — ортофосфорной кислоты с реакционноспособными компонентами, которые предварительно диспергируются в карбамидной смоле. В качестве реакционноспособных компонентов были выбраны тонкодисперсные алюмонатриевый отход гальванического производства и отход водоочистки ТЭЦ. Шлам гальванического

производства, представляющий собой осадок из ванн химического фрезерования и из ванн травления перед анодированием, на 96% состоит из гидраргиллита ($\text{Al}(\text{OH})_3$) с удельной поверхностью $22400 \text{ см}^2/\text{г}$. По данным минералогического анализа отход водоочистки ТЭЦ состоит на 90% из кварцита и на 10% из кварца. Удельная поверхность отхода водоочистки ТЭЦ — $13000 \text{ см}^2/\text{г}$. Критерием отбора добавок является соответствие скорости их взаимодействия с кислотой и скорости отверждения карбамидной смолы в начальный период.

Микроскопические исследования пористой структуры химически наполненных карбамидных пенопластов проводились на электронном микроскопе EVO 50XVP–ZEISS, дополнительно оснащённом энергодисперсионным спектрометром INCA-350, с помощью которого контролировался элементный состав межпоровых перегородок.

На рис. 1 показаны электронно-микроскопические снимки пеноизола (а) и карбамидного пенопласта, наполненного алюмонатриевыми отходами гальванического производства (б) и отходом водоочистки ТЭЦ (в).

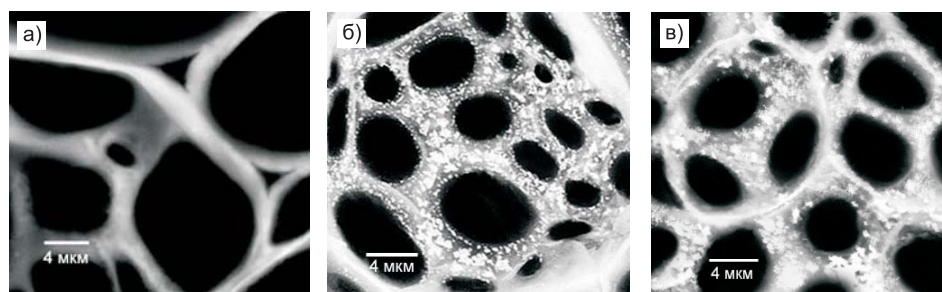


Рис. 1. Микрофотографии структуры карбамидного пенопласта

а — без наполнителя; б — наполненного алюмонатриевым отходом; в — отходом водоочистки ТЭЦ

Для ненаполненного пеноизола характерна деформированная крупноячеистая поровая структура, что объясняет низкие физико-механические показатели карбамидных пенопластов. Структура ячеек близка к структуре «вытекшего» додекаэдра, который деформирован в результате дренажа карбамидной смолы.

Наполненные карбамидные пенопласты имеют регулярную структуру с более правильной формой ячеек. Отношение длины стержней ячеек к их ширине уменьшается. Стержневой каркас более массивен, что объясняется утолщением ребер (тяжей) и узлов ячеек из-за встроенных в них частиц наполнителя. Элементный анализ показал, что частицы наполнителя располагаются в ребрах (тяжах) и узлах ячеек.

Гистограммы распределения пор по размерам пеноизола и наполненных карбамидных пенопластов приведены на рис 2. Из них следует, что средний размер ячеек наполненного карбамидного пенопласта почти в 2 раза меньше среднего размера ячеек пеноизола.

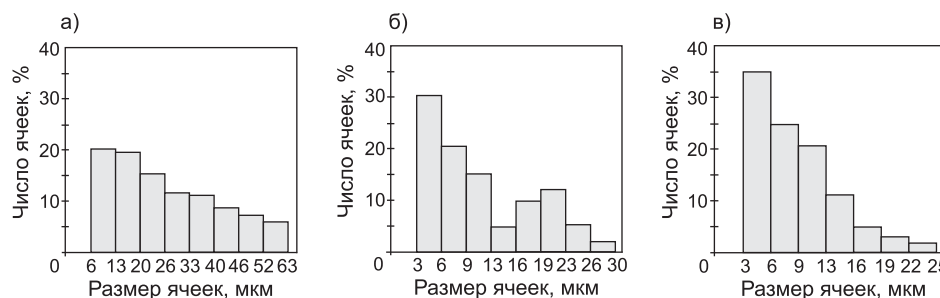


Рис. 2. Гистограммы распределения ячеек по размерам карбамидного пенопласта

Условные обозначения те же, что и на рис. 1

Распределение ячеек пеноизола по размерам мономодальное. Анализируя микрофотографии и гистограмму с бимодальным распределением пор по размерам для карбамидного пенопласта, наполненного алюмо-натриевым отходом, можно утверждать наличие в нем микроячеек (3–13 мкм), локализованных в стенках макроячеек (16–26 мкм).

Гистограмма распределения ячеек по размерам для карбамидного пенопласта, наполненного отходом водоочистки ТЭЦ, монотонно убывающая. Преобладающий размер пор (80%) — до 16 мкм. Получение тонкодисперсной структуры карбамидного пенопласта в присутствии отхода водоочистки ТЭЦ связано с использованием сочетания воздушно-механического вспенивания с газообразованием за счет химического взаимодействия компонентов. Роль газообразователя играет отход водоочистки ТЭЦ, состоящий примерно на 87% из карбонатов кальция и магния, которые в результате химической реакции с ортофосфорной кислотой, являющейся катализатором отверждения карбамидоформальдегидной смолы, выделяют углекислый газ, а образующиеся соли — фосфаты кальция и магния играют роль наполнителя.

Установленные изменения ячеистой структуры наполненных карбамидных пенопластов, вероятно, связаны с образованием адсорбционно-сольватных слоев полимера на поверхности наполнителя. Подвижность молекул смолы в граничных слоях ниже, что объясняет увеличение вязкости смолы в присутствии наполнителя. Рост вязкости приводит к уменьшению скорости дренажа жидкости из пены, улучшению агрегативной устойчивости и однородности карбамидной пены.

В результате исследования распределения плотности в объеме блока пеноизола размерами (1 1 1 м³) по высоте установлено, что плотность нижнего слоя пеноизола не больше 25–30%, чем верхнего. В случае наполненного карбамидного пенопласта изменение плотности по высоте блока не наблюдается.

Однако плотность наполненных карбамидных пенопластов выше, чем у пеноизола. Из представленных в таблице данных очевидно, что увеличение плотности происходит не за счет снижения пористости, т.е. увеличения полимероемкости, а за счет наличия в полимерной матрице высокоплотного наполнителя.

Понижение сорбционного увлажнения при наполнении карбамидных пенопластов объясняется отсутствием в структуре так называемых капилляров Гиббса, имеющих треугольное сечение и образованных при росте, соприкосновении и последующей деформации пузырьков воздушно-механической пены.

Свойства карбамидных пенопластов

Показатель	Пеноизол	Карбамидный пенопласт, модифицированный	
		отходом водоочистки ТЭЦ (5 мас. %)	алюмо-натриевым отходом (3 мас. %)
Плотность, кг/м ³	20	28	30
Пористость, %	98,3	98	97,8
Прочность на сжатие при 10%-й линейной деформации, МПа	0,007	0,065	0,055
Модуль упругости, МПа	0,07	1,1	1,3
Сорбционное увлажнение за 24 ч, об. %	20	10	13
Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К)	0,032	0,034	0,035
Усадка линейная, %	10	0,8	1,3

Вклад проводимости полимера на коэффициент теплопроводности, зависящий от полимероемкости, меньше вклада газовой фазы, содержание которой достигает более 90%. Присутствие в ячеистой структуре пенопласта минерального наполнителя приводит к увеличению коэффициента теплопроводности. Однако общий рост теплопроводности невелик ввиду уменьшения вклада конвективного переноса тепла в ячейках меньших размеров наполненных пенопластов.

С целью определения влияния морфологии на физико-механические свойства химически наполненных карбамидных пенопластов был изучен характер деформации и разрушения пенопластов. На рис. 3 приведены диаграммы сжатия карбамидных пенопластов. Качественно диаграммы практически не различаются, и каждую из них можно разделить на три участка: начальный крутой участок; плато на втором участке; участок возрастания напряжения. Начальный участок отражает сжатие тяжей и стенок ячеек пенопласта до достижения ими потери устойчивости; на втором участке разрушаются тяжи, что приводит к возникновению плато; на третьем участке происходит окончательное смятие разрушенных ячеек и постепенный переход к сжатию самого полимера.

Рост модуля упругости коррелирует с повышением прочности на сжатие. Вероятно, это связано как с увеличением толщины тяжей ячеек наполненных карбамидных пенопластов, так и с повышением их жесткости в присутствии наполнителя, что приводит к уменьшению внутренних напряжений и усадочных деформаций, возникающих вследствие удаления воды и других низкомолекулярных продуктов при отверждении и высыхании карбамидной пены.

Проведенные исследования влияния морфологии химически наполненных карбамидных пенопластов на их основные эксплуатационные свойства свидетельствуют о целесообразности использования химического наполнения с целью улучшения физико-механических характеристик при сохранении их высоких теплозащитных свойств.

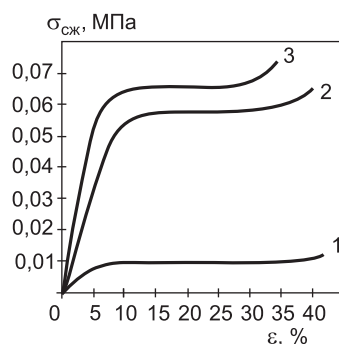


Рис. 3. Диаграммы деформирования карбамидного пенопласта 1 — без наполнителя; 2 — наполненного алюмонатриевым отходом; 3 — отходом водоочистки ТЭЦ

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Берлин А. А. Пенопласты на основе реакционных олигомеров/А. А. Берлин, Ф. А. Шутов.— М.: Химия, 1978.— 296 с.
2. Берлин А. А. Упрочненные газонаполненные пластмассы/А. А. Берлин, Ф. А. Шутов.— М.: Химия, 1980.— 222 с.
3. Прикладная механика ячеистых пластмасс/Под ред. Н. К. Хильярда.— М.: Мир, 1985.— 360 с.
4. Берлин А. А. Химия и технология газонаполненных высокополимеров/А. А. Берлин, Ф. А. Шутов.— М.: Наука, 1980.— 503 с.
5. Тараканов О. Г. Наполненные пластмассы/О. Г. Тараканов, И. В. Шамов, В. Д. Альперн.— М.: Химия, 1988.— 216 с.

© Мубаракшина Л. Ф., Абдрахманова Л. А., Хозин В. Г., 2008

Получено 26.02.08

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ СТРОИТЕЛЬСТВА АВТОМАТИЗАЦИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ СТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

УДК 69.003:012.12

А. Г. КУЗЬМИНСКИЙ, д-р экон. наук, проф., **В. А. ИЗАТОВ**, канд. экон. наук, доц., **В. В. ЧЕРЕНКОВ** (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

О ФОРМИРОВАНИИ НОРМ НАБОРОВ РЕСУРСОВ НА ОДИН КВАДРАТНЫЙ МЕТР КОНСТРУКТИВНОГО ЭЛЕМЕНТА ПРИ ВОЗМОЖНЫХ ВАРИАНТАХ КОНСТРУКТИВНОГО РЕШЕНИЯ

Предложена методика формирования новой группы сметных норм, использование которых позволяет решать задачи экономического обоснования выбора инвестором конструктивного решения здания.

Уровень качества строительной продукции определяется сроком службы объекта, уровнем эксплуатационных затрат, уровнем комфортности и другими показателями.

В современных условиях инвестора не устраивает по ряду объективных причин строительная продукция с уровнем качества, заданным кем-либо. Он будет приобретать строительную продукцию с тем уровнем качества, который соответствует его инвестиционным возможностям.

В качестве критерия оценки инвестиционных возможностей инвестора, как правило, выступает сметная цена на строительную продукцию. Очевидно, что конкретный уровень сметной цены отражает конкретный уровень качества строительной продукции.

Уровень качества строительной продукции формируется в процессе проектирования объекта.

Приемлемый для инвестора уровень качества строительной продукции обеспечивается конкретным набором конструктивных решений по конструктивным элементам здания (фундаменты, стены наружные и внутренние, перегородки, перекрытия, оконные и дверные заполнения, полы, отделочные работы и т.д.).

Задача выбора инвестором уровня качества строительной продукции является многовариантной в постановке.

Методика «выбора инвестором конструктивного решения здания по своим инвестиционным возможностям» приведена в работе [1].

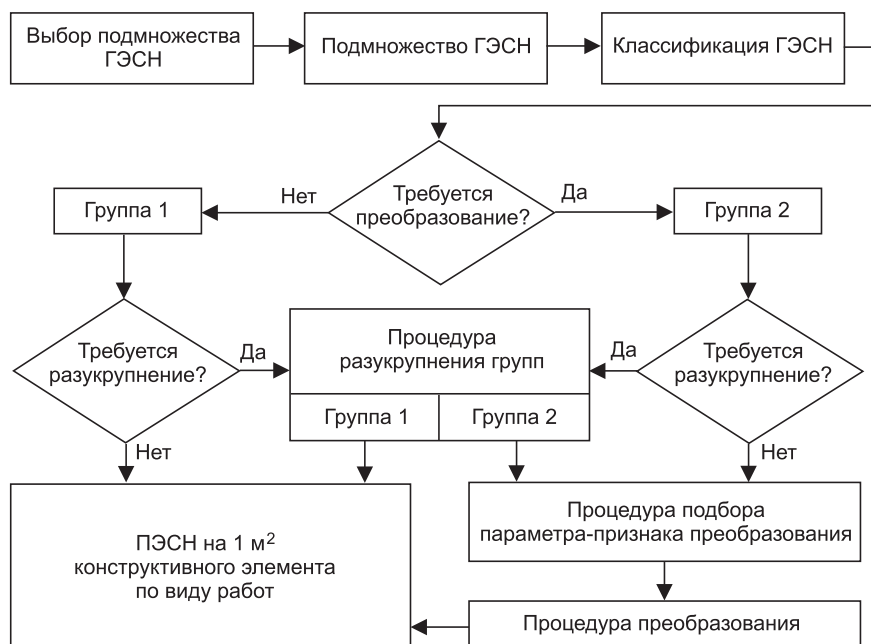
Но для практического использования рекомендуемой методики необходимы специальные сметные нормы наборов ресурсов на 1 м² конструктивных элементов.

Новую группу сметных норм можно разработать только при условии, что в качестве исходной информации будут использованы государственные элементные сметные нормы (ГЭСН).

Процесс формирования новой группы сметных норм требует разработки конкретной методики.

Предлагаемая методика формирования норм наборов ресурсов на 1 м² конструктивного элемента при конкретных вариантах конструктивного решения построена на идее возможности преобразования ГЭСН.

ГЭСН предназначены для формирования сметных единичных расценок по видам СМР. Расценка определяет сметную стоимость прямых затрат по видам СМР, исчисленных в базисном уровне цен на ресурсы в со-



Алгоритм преобразования ГЭСН в ПЭСН на 1 м² конструктивного элемента по виду СМР

ответствующих потребительских единицах измерения, например, в м², м³, тоннах, штуках и др. По отдельным группам СМР расценки укрупнены (а следовательно, и наборы ресурсов) в 10, 100 или 1000 раз. Именно эти детали в содержании ГЭСН определяют алгоритм формирования норм набора ресурсов на 1 м² конструктивного элемента (рисунок).

Алгоритм формирования норм набора ресурсов на 1 м² конструктивного элемента по виду работ предусматривает пять обязательных процедур, которые должна пройти ГЭСН в процессе преобразования:

- выбор из всего множества ГЭСН подмножества ГЭСН, используемого в выбранном виде строительства;
- классификация;
- разукрупнение;
- выбор параметра-признака преобразования;
- преобразование (пересчет) ГЭСН в норму набора ресурсов на 1 м² конструктивного элемента — ПЭСН (преобразованная элементная сметная норма).

Шифры новых норм соответствуют шифрам ГЭСН.

Необходимость выполнения первой процедуры — выбора из всего множества ГЭСН подмножества ГЭСН, используемого в выбранном виде строительства, объясняется тем, что в этой системе норм только по новому строительству имеется около 27 тыс. норм наборов ресурсов. Расценки, сформированные на базе ГЭСН, позволяют формировать сметные цены на любую продукцию отрасли, т.е. на любые виды строительства: жилищное, гражданское, сельское, производственное, гидротехническое, дорожное, строительство мостов и тоннелей и др.

Данные анализа ГЭСН позволяют сделать вывод, что классифицировать сметные нормы надо на две группы. К первой группе будут отнесены нормы, которые при использовании не требуют процедуры преобразования, а ко второй — требующие такой процедуры. В качестве критерия классификации сметных норм принимается условие «совпадения» или «несовпадения» единицы измерения набора ресурсов на конструктивное решение с единицей измерения конструктивного элемента (табл. 1).

Таблица 1

Группы сметных норм	Единица измерения		Необхо- димость преобра- зования
	конструк- тивного элемента	конструктивного решения	
1	1 м ²	1 м ²	Нет
2	1 м ²	Любая (кроме 1 м ²)	Да

Процедура разукрупнения ГЭСН есть процесс деления объемов ресурсов, содержащихся в норме набора, на показатель укрупнения нормы.

Преобразование ГЭСН должно выполняться на основании параметра-признака — основного отличия технологической нормали нормы конкретной СМР от технологи-

ческих нормалей норм в одной группе СМР.

Поясним смысл понятий «параметр» и «параметр преобразования».

Параметр (греч. *parametron* — отмеривающий) — постоянная величина, выраженная буквой (цифрой), сохраняющая свое постоянное значение лишь в условиях данной задачи [2, с. 287].

В задаче преобразования сметных норм набора ресурсов к единице измерения конструктивного элемента (1 м²) в качестве параметра преобразования выступает параметр-признак — основного отличия конкретной нормы от норм одной группы СМР.

Процедура преобразования ГЭСН есть процесс умножения объемов ресурсов, содержащихся в норме набора на принятый параметр преобразования.

ГЭСН, по принятой классификации отнесенные к первой группе сметных норм (если разукрупнение необходимо — разукрупняются), переносятся в массив новых сметных норм без изменения с тем же шифром.

ГЭСН, по принятой классификации отнесенные ко второй группе сметных норм, подвергаются всем обязательным процедурам преобразования и переносятся в массив новых сметных норм с тем же шифром.

Процедуры разукрупнения и преобразования нормы набора ресурсов (ГЭСН) на 1 м² конструктивного элемента при условии несовпадения единиц измерения конструктивного элемента рекомендуется выполнять по модели, представленной в общем виде:

$$H_{кэik} = \frac{H_{ГЭСН_i}}{Y} \cdot P_i,$$

где $H_{кэik}$ — преобразованная норма набора ресурсов на 1 м² конструктивного элемента вида i ;

i — вид конструктивного элемента ($i = \overline{1, m}$);

k — порядковый номер набора ресурсов, включенного в вариант конструктивного решения ($k = \overline{1, m}$);

$H_{ГЭСН_i}$ — норма набора ресурсов по ГЭСН на единицу измерения конструктивного решения (или вида работ) конструктивного элемента i -го вида;

P_i — параметр преобразования исходной нормы (ГЭСН) на 1 м² конструктивного элемента i ;

Y — показатель укрупнения нормы набора ресурсов (по ГЭСН) по виду СМР — k ($Y = 1 \dots 1000$).

Продemonстрируем результаты практического использования предлагаемой методики на группе СМР — «Конструкции из кирпича и блоков» [3].

ПРИМЕР 1. Сформировать норму набора ресурсов на 1 м² конструктивного элемента — «Перегородки» на основании данных ГЭСН.

По нашей классификации ГЭСН 08-02-009 «Кладка перегородок толщиной 120 мм из камней керамических или силикатных кладочных, измеритель 100 м² перегородок (за вычетом проемов)» относится к первой группе (табл. 2).

Таблица 2

ГЭСН 08-02-009

Кладка перегородок толщиной 120 мм из камней керамических или силикатных кладочных

Состав работ:

01. Заготовка и установка арматуры при кладке армированных перегородок.

02. Кладка конструкций из камней.

Измеритель: 100 м² перегородок (за вычетом проемов).

Кладка перегородок толщиной 120 мм из камней керамических или силикатных:

08-02-009-1 армированных при высоте этажа до 4 м;

08-02-009-3 неармированных при высоте этажа до 4 м.

Шифр ресурса	Наименование элементов затрат	Единица измерения	08-02-009-1	08-02-009-3
1	Затраты труда рабочих-строителей	чел.-ч	148,75	122,57
1.1	Средний разряд работы		2,8	2,7
2	Затраты труда машинистов	чел.-ч	3,29	3,30
3	МАШИНЫ И МЕХАНИЗМЫ			
020129	Краны башенные при работе на других видах строительства (кроме монтажа технологического оборудования) 8 т	маш.-ч	3,18	3,30
400001	Автомобили бортовые грузоподъемностью до 5 т	маш.-ч	0,11	—
4	МАТЕРИАЛЫ			
404-9033	Камни керамические или силикатные кладочные	1000 шт.	2,6	2,6
402-9070	Раствор готовый кладочный (состав и марка по проекту)	м ³	1,4	1,4
204-9038	Арматура класса А-1	т	0,09	—
102-0026	Пиломатериалы хвойных пород. Бруски обрезные длиной 4–6,5 м, шириной 75–150 мм, толщиной 40–75 мм, IV сорта	м ³	0,016	0,016
411-0001	Вода	м ³	0,2	0,2
101-0782	Поковки из квадратных заготовок массой 1,8 кг	т	0,005	0,005

Для получения нормы набора ресурсов на 1 м² конструктивного элемента — «Перегородки» (ПЭСН) по алгоритму (см. рисунок) исходную норму ГЭСН 08-02-009 надо преобразовать, т. е. разукрупнить и пересчитать. Выполнив эти процедуры, получим нормы набора ресурсов на 1 м² конструктивного элемента — «Перегородки» (табл. 3), а именно: ПЭСН 08-02-009-1 и ПЭСН 08-02-009-3.

Таблица 3

ПЭСН 08-02-009 (преобразованная)

Кладка перегородок толщиной 120 мм из камней керамических или силикатных кладочных

Состав работ:

01. Заготовка и установка арматуры при кладке армированных перегородок.

02. Кладка конструкций из камней.

Измеритель: м² перегородок (за вычетом проемов)

Кладка перегородок толщиной 120 мм из камней керамических или силикатных:

08-02-009-1 армированных при высоте этажа до 4 м;

08-02-009-3 неармированных при высоте этажа до 4 м.

Шифр ресурса	Наименование элементов затрат	Единица измерения	08-02-009-1	08-02-009-3
1	2	3	4	5
1	Затраты труда рабочих-строителей	чел.-ч	1,48	1,22
1.1	Средний разряд работы		2,8	2,7
2	Затраты труда машинистов	чел.-ч	0,0329	0,0330
3	МАШИНЫ И МЕХАНИЗМЫ			
020129	Краны башенные при работе на других видах строительства (кроме монтажа технологического оборудования) 8 т	маш.-ч	0,0318	0,0330

Окончание табл. 3

1	2	3	4	5
400001	Автомобили бортовые грузоподъемностью до 5 т	маш.-ч	0,0011	—
4	МАТЕРИАЛЫ			
404-9033	Камни керамические или силикатные кладочные	1000 шт.	0,026	0,026
402-9070	Раствор готовый кладочный (состав и марка по проекту)	м ³	0,014	0,014
204-9038	Арматура класса А-1	т	0,0009	—
102-0026	Пиломатериалы хвойных пород. Бруски обрезные длиной 4–6,5 м, шириной 75–150 мм, толщиной 40–75 мм, IV сорта	м ³	0,00016	0,00016
411-0001	Вода	м ³	0,002	0,002
101-0782	Поковки из квадратных заготовок массой 1,8 кг	т	0,00005	0,00005

ПРИМЕР 2. Сформировать нормы набора ресурсов на 1 м² конструктивного элемента — «Стены наружные» на основании данных ГЭСН.

По классификации ГЭСН 08-02-008 «Кладка наружных стен из камней керамических или силикатных кладочных» относится ко второй группе.

Для получения норм набора ресурсов на 1 м² конструктивного элемента — «Стены наружные» (ПЭСН) по алгоритму (см. рисунок) исходную норму ГЭСН 08-02-008 (табл. 4) надо преобразовать, т. е. подобрать «параметр преобразования» и пересчитать. В качестве параметра-преоб-

Таблица 4

ГЭСН 08-02-008

Кладка наружных стен из камней керамических или силикатных кладочных

Состав работ:

01. Кладка конструкций из камней.

02. Устройство ниш для отопления, вентиляционных и дымовых каналов с разделками борозд, осадочных и температурных швов, архитектурных и конструктивных деталей (нормы 1–6).

03. Расшивка швов кладки наружных стен (нормы 1–6).

Измеритель: 1 м³ кладки

Кладка наружных стен из камней керамических или силикатных:

08-02-008-1 простых при высоте этажа до 4 м;

08-02-008-3 средней сложности при высоте этажа до 4 м;

08-02-008-5 сложных при высоте этажа до 4 м.

Шифр ресурса	Наименование элементов затрат	Единица измерения	08-02-008-1	08-02-008-3	08-02-008-5
1	Затраты труда рабочих-строителей	чел.-ч	4,58	4,80	5,30
1.1	Средний разряд работы		2,7	3,1	3,6
2	Затраты труда машинистов	чел.-ч	0,35	0,35	0,35
3 020129	МАШИНЫ И МЕХАНИЗМЫ Краны башенные при работе на других видах строительства (кроме монтажа технологического оборудования) 8 т	маш.-ч	0,35	0,35	0,35
4	МАТЕРИАЛЫ				
404-9033	Камни керамические или силикатные кладочные	1000 шт.	0,195	0,197	0,202
402-9070	Раствор готовый кладочный (состав и марка по проекту)	м ³	0,22	0,223	0,226
102-0026	Пиломатериалы хвойных пород. Бруски обрезные длиной 4–6,5 м, шириной 75–150 мм, толщиной 40–75 мм, IV сорта	м ³	0,0011	0,0011	0,0011
411-0001	Вода	м ³	0,2	0,2	0,2

разования здесь принята толщина стен, кратная кирпичу. Выполнив перечисленные процедуры, получим нормы набора ресурсов на 1 м² конструктивного элемента — «Стены наружные» (табл. 5–7).

Таблица 5

ПЭСН 08-02-008 (преобразованная)

Кладка наружных стен из камней керамических или силикатных кладочных

Состав работ:

01. Кладка конструкций из камней.

02. Устройство ниш для отопления, вентиляционных и дымовых каналов с разделками борозд, осадочных и температурных швов, архитектурных и конструктивных деталей (нормы 1–6).

03. Расшивка швов кладки наружных стен (нормы 1–6).

Измеритель: 1 м² стен наружных

Кладка наружных стен из камней керамических или силикатных *простых* при высоте этажа до 4 м:

08-02-008-1.1 толщиной 0,25 м;

08-02-008-1.2 толщиной 0,38 м;

08-02-008-1.3 толщиной 0,51 м;

08-02-008-1.4 толщиной 0,64 м.

Шифр ресурса	Наименование элементов затрат	Единица измерения	08-02-008-1.1	08-02-008-1.2	08-02-008-1.3	08-02-008-1.4
1	Затраты труда рабочих-строителей	чел.-ч	1,145	1,74	2,33	2,93
1.1	Средний разряд работы		2,7	2,7	3,1	3,1
2	Затраты труда машинистов	чел.-ч	0,086	0,13	0,18	0,224
3 020129	МАШИНЫ И МЕХАНИЗМЫ Краны башенные при работе на других видах строительства (кроме монтажа технологического оборудования) 8 т	маш.-ч	0,086	0,13	0,18	0,224
4 404-9033	МАТЕРИАЛЫ Камни керамические или силикатные кладочные	1000 шт.	0,049	0,074	0,0995	0,125
402-9070	Раствор готовый кладочный (состав и марка по проекту)	м ³	0,055	0,084	0,112	0,141
102-0026	Пиломатериалы хвойных пород. Бруски обрезные длиной 4–6,5 м, шириной 75–150 мм, толщиной 40–75 мм, IV сорта	м ³	0,00026	0,00042	0,00056	0,0007
411-0001	Вода	м ³	0,05	0,076	0,102	0,128

Таблица 6

ПЭСН 08-02-008 (преобразованная)

Кладка наружных стен из камней керамических или силикатных кладочных

Состав работ:

01. Кладка конструкций из камней.

02. Устройство ниш для отопления, вентиляционных и дымовых каналов с разделками борозд, осадочных и температурных швов, архитектурных и конструктивных деталей (нормы 1–6).

03. Расшивка швов кладки наружных стен (нормы 1–6).

Измеритель: 1 м² стен наружных

Кладка наружных стен из камней керамических или силикатных *средней* сложности при высоте этажа до 4 м:

08-02-008-3.1 толщиной 0,25 м;

08-02-008-3.2 толщиной 0,38 м;

08-02-008-3.3 толщиной 0,51 м;

08-02-008-3.4 толщиной 0,64 м.

Шифр ресурса	Наименование элементов затрат	Единица измерения	08-02-008-3.1	08-02-008-3.2	08-02-008-3.3	08-02-008-3.4
1	2	3	4	5	6	7
1	Затраты труда рабочих-строителей	чел.-ч	1,2	1,82	2,45	3,072
1.1	Средний разряд работы		2,7	2,7	3,1	3,1
2	Затраты труда машинистов	чел.-ч	0,088	0,13	0,179	0,224

Окончание табл. 6

1	2	3	4	5	6	7
3 020129	МАШИНЫ И МЕХАНИЗМЫ Краны башенные при работе на других видах строительства (кроме монтажа технологического оборудования) 8 т	маш.-ч	0,088	0,13	0,179	0,224
4 404-9033	МАТЕРИАЛЫ Камни керамические или силикатные кладочные	1000 шт.	0,049	0,075	0,1005	0,1261
402-9070	Раствор готовый кладочный (состав и марка по проекту)	м ³	0,056	0,085	0,114	0,1427
102-0026	Пиломатериалы хвойных пород. Бруски обрезные длиной 4–6,5 м, шириной 75–150 мм, толщиной 40–75 мм, IV сорта	м ³	0,00028	0,00042	0,00056	0,007
411-0001	Вода	м ³	0,05	0,076	0,102	0,128

Таблица 7

ПЭСН 08-02-008 (преобразованная)

Кладка наружных стен из камней керамических или силикатных кладочных

Состав работ:

01. Кладка конструкций из камней.

02. Устройство ниш для отопления, вентиляционных и дымовых каналов с разделками борозд, осадочных и температурных швов, архитектурных и конструктивных деталей (нормы 1–6).

03. Расшивка швов кладки наружных стен (нормы 1–6).

Измеритель: 1 м² стен наружныхКладка наружных стен из камней керамических или силикатных *сложных* при высоте этажа до 4 м:

08-02-008-5.1 толщиной 0,25 м;

08-02-008-5.2 толщиной 0,38 м;

08-02-008-5.3 толщиной 0,51 м;

08-02-008-5.4 толщиной 0,64 м.

Шифр ресурса	Наименование элементов затрат	Единица измерения	08-02-008-5.1	08-02-008-5.2	08-02-008-5.3	08-02-008-5.4
1	Затраты труда рабочих-строителей	чел.-ч	1,33	2,01	2,7	3,39
1.1	Средний разряд работы		2,7	2,7	3,1	3,1
2	Затраты труда машинистов	чел.-ч	0,09	0,133	0,18	0,224
3 020129	МАШИНЫ И МЕХАНИЗМЫ Краны башенные при работе на других видах строительства (кроме монтажа технологического оборудования) 8 т	маш.-ч	0,09	0,133	0,18	0,224
4 404-9033	МАТЕРИАЛЫ Камни керамические или силикатные кладочные	1000 шт.	0,051	0,076	0,103	0,129
402-9070	Раствор готовый кладочный (состав и марка по проекту)	м ³				
102-0026	Пиломатериалы хвойных пород. Бруски обрезные длиной 4–6,5 м, шириной 75–150 мм, толщиной 40–75 мм, IV сорта	м ³	0,00028	0,00042	0,00056	0,0007
411-0001	Вода	м ³	0,05	0,076	0,102	0,128

В данном случае на основании исходной информации четырех ГЭСН сформировано по параметру преобразования «толщина стен» 12 вариантов ПЭСН по конструктивному элементу — «Стены наружные».

Вывод. Массив преобразованных норм набора ресурсов на 1 м² конструктивных элементов, сформированный на базе ГЭСН, может использоваться без уточнений и поправок на всей территории России, при решении задач выбора инвестором конструктивного варианта объекта по инвестиционным возможностям.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кузьминский А. Г. Методика экономического обоснования выбора инвестором варианта конструктивного решения здания/А. Г. Кузьминский, В. А. Изатов, В. В. Черенков // Изв. вузов. Строительство. — 2007. — № 7. — С. 46–51.
2. Краткий словарь иностранных слов. — М.: ГИИНС, 1952. — 488 с.
3. ГЭСН-2001. Государственные элементные сметные нормы. Сб. № 8: Конструкции из кирпича и блоков. — М., 2001. — С. 23.

© Кузьминский А. Г., Изатов В. А., Черенков В. В., 2008

Получено 06.02.08

УДК 69.002.5:658.52.011.54

С. М. КУЗНЕЦОВ, канд. техн. наук, доц., **О. А. ЛЕГОСТАЕВА**, канд. техн. наук (Сибирский государственный университет путей сообщения, г. Новосибирск);

О. Ю. МИХАЛЬЧЕНКО, **Е. С. ЛАБУТИН**, аспиранты (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин));

И. Л. ЧУЛКОВА, канд. техн. наук (Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия, г. Омск)

ОРГАНИЗАЦИОННО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ НАДЕЖНОСТЬ СТРОИТЕЛЬНЫХ ПРОЦЕССОВ

Сформулированы основные принципы и методы обоснования организационно-технологических решений надежности строительных процессов, разработаны технологии проектирования с учетом влияния факторов риска.

Проблема надежности организационно-технологических решений (ОТР) проектов достаточно полно разрабатывалась для детерминированных условий и включала в себя методическую базу, с помощью которой устанавливались оптимальные параметры организации потоков и технологий работ, соответствующих различным типам объектов строительства [1]. При этом организационно-технологическая надежность (ОТН) оценивалась научно обоснованным уровнем организационных и технологических перерывов продолжительности работ на всем протяжении жизненного цикла, что соответствовало нормативам затрат и продолжительности строительства объектов. С переходом на рыночные условия задача оптимизации параметров строительных процессов стала важной из-за сложности прогнозирования рискованных ситуаций выполнения строительных работ [2]. Это предопределяет необходимость решения трех классов задач: в проектировании — разработки инструментов оптимизации параметров строительных процессов для включения их в организационно-технологическую документацию проектов; в планировании — разработки инструментов оптимизации параметров планирования ресурсов для включения их в план выполнения строительных работ; в управлении — разработки инструментов оптимизации параметров регулирования по отклонениям для использования их в ситуационном управлении при реализации строительных проектов.

Решение задач проектирования обусловлено необходимостью выполнения последовательно трех процедур: формирования параметров затрат

и продолжительности работ на основе нормативных данных; корректировки параметров, обусловленных влиянием риска внешних и внутренних факторов строительных процессов; корректировки параметров, обусловленных отклонениями от нормативных рисков выполнения строительных работ. Опыт показывает, что в качестве базовой должна быть принята первая задача, поскольку при ее решении определяются основные ресурсы строительных процессов, а на последующих осуществляется их корректировка и регулирование [3]. Все три задачи определяют пространство системы надежности проектно-строительных решений, а каждым инструментом выполняются воздействия на систему ресурсов с позиций их эффективного использования. Учитывая сложность и недостаточную разработанность проблемы, ниже приведены основные положения методологии повышения ОТН проектно-строительных решений на основе формирования системы специальных методов и инструментов в организационно-технологическом проектировании.

Методологический подход формирования системы ОТН строительных процессов основан на представлении проектной системы инженерного проекта в составе двух проектных подсистем: объемно-конструктивного и организационно-технологического проектирования. Первая подсистема ориентирована на формирование объемно-конструктивных решений объекта, вторая — на формирование комплекса строительных потоков и технологий работ по реализации решений первой части инженерного проекта. Задача организационно-технологического проектирования как самостоятельной интегрированной стохастической подсистемы — разработка оптимальных решений пространственно-временного распределения строительных ресурсов для осуществления объемно-конструктивных решений проекта (ОКП). При этом ОКП выступает как функциональная система обеспечения объекта, а организационно-технологический проект (ОТП) как рациональное решение его реализации. Свойства ОКП — детерминированность, объемно-конструктивная интегрированность, материалоёмкость, а ОТП — стохастичность, динамичность, трудоемкость. Особенности этих типов проектов являются: в первом случае — формирование проектных решений на нормативной, во втором — на вероятностной основе [3].

Наши разработки ОТН основывались на принципах:

- нормализации параметров с учетом влияния факторов риска;
- управляемости параметров в зонах безопасности ОТН;
- системной многокритериальности оценки ОТР;
- эффективности ОТР.

Структура ОТР представлена системой критериев, в которой локальные критерии уровней структуризации и технологичности свертываются в системные критерии ОТН процесса, включающие уровень структуризации комплексного потока в объекте; уровень структуризации специализированного в комплексном потоке; уровень структуризации операционного в специализированном потоке; уровень технологичности комплексного потока; уровень технологичности специализированного потока в объекте; уровень технологичности операционного потока; уровень ОТН комплексного потока; уровень ОТН специализированного потока; уровень ОТН операционного потока; уровень ОТН проекта.

В работе приняты следующие понятия:

- организационное решение — процесс формирования вариантов оптимальной структуры потоков, обеспечивающих оптимальную с точки зрения установленных на предпроектной стадии рыночных исследований затрат и продолжительности работ;

— технологическое решение — процесс формирования вариантов и выбор оптимальной интенсивности потоков в соответствии с оптимальной структурой потоков;

— организационно-технологическое решение — процесс формирования вариантов и выбор организационно-технологических параметров по установленным на предпроектной стадии критериям;

— организационно-технологическая надежность — системное понятие с критерием, отображающим уровень достижения или потерь расчетной прибыли (увеличения затрат) от выполнения работ в шкалах зон области организационно-технологической безопасности (ОТБ) строительного проекта;

— область организационно-технологической безопасности — граничные значения увеличения затрат (снижения расчетной прибыли) в зависимости от вариантов сочетания изменения оценок организационно-технологической надежности комплексных, специализированных, операционных процессов строительных работ.

Обобщенная модель ОТН имеет вид:

$$y_{\text{ОТН}} = (y_{\text{ОН}}, y_{\text{ТН}}), \quad (1)$$

$$y_{\text{ОН}} = \frac{Z_o^{\text{н}}}{Z_o^{\text{н}} + \Delta Z_o}, \quad (2)$$

$$y_{\text{ТН}} = \frac{Z_{\text{т}}^{\text{н}}}{Z_{\text{т}}^{\text{н}} + \Delta Z_{\text{т}}}, \quad (3)$$

где $y_{\text{ОТН}}$ — уровень ОТН проектных решений;

$y_{\text{ОН}}, y_{\text{ТН}}$ — уровни оценок ОТН соответственно организационных и технологических решений;

$Z^{\text{н}}$ — нормативные затраты, определенные соответственно организационными и технологическими решениями;

ΔZ — дополнительные затраты, определенные соответственно рисками организационных и технологических решений.

Модель (1–3) включает нормативные затраты, которые определяются структурностью потоков и технологичностью комплектов процессов, которые определяются существующими методиками на основе разработок ПОС и ППР. Дополнительные затраты обусловлены факторами внешней и внутренней среды и определяются специальными методиками. В состав факторов включаются: для комплексных потоков — изменения структуры объемов и продолжительности специализированных потоков; для специализированных потоков — изменения структуры, объемов и продолжительности операционных потоков; для операционных потоков — изменение мощностей основных и вспомогательных машин и механизмов технологического комплекта. Внешними условиями, определяющими эти факторы, являются экономические (изменение цен на материалы), финансовые (рост цен на инвестиции), организационные (рост затрат на управление), технологические (рост цен на машины и механизмы).

Величина затрат характеризуется параметрами продолжительности процессов, а затраты — накладными расходами, обусловленными изменением продолжительности процессов. Это имеет следующий вид:

$$\Delta Z^{\text{кп}} = \sum_{i,n} \Delta Z_i^{\text{кп}}, \quad (4)$$

$$\Delta Z_i^{\text{кп}} = \sum_{j,m} \Delta Z_j^{\text{оп}}, \quad (5)$$

$$\Delta Z_j^{\text{оп}} = \sum_{k,l} \Delta Z_k^{\text{мд}}, \quad (6)$$

$$\Delta Z_k^{\text{мд}} = f(\Delta T), \quad (7)$$

где $\Delta Z^{\text{кп}}$, $\Delta Z^{\text{сп}}$, $\Delta Z^{\text{оп}}$, $\Delta Z^{\text{мд}}$ — дополнительные затраты, определенные риском соответственно в комплексном, специализированном, операционном и модульном потоке;

T — изменения по фактору продолжительности в модульном потоке;
 i, j, k — индексы соответственно специализированного, операционного и модульного потока.

Проведенным анализом основных теоретических зависимостей эффективности организационных и технологических решений ряда строительных проектов установлено следующее:

— зависимость влияния изменения затрат потоков от продолжительности имеет две зоны отрицательной экономической эффективности при их отклонениях: отклонения продолжительности совмещения потоков от их оптимальных значений приводят к увеличению дополнительных затрат на поддержание оптимальных режимов или к увеличению числа организационных модулей, или к увеличению накладных расходов;

— зависимости влияния изменения затрат от интенсивности работ имеют две зоны отрицательной экономической эффективности: отклонения интенсивностей от оптимального значения технологии потоков могут приводить к увеличению дополнительных затрат на поддержание оптимальных режимов или к увеличению продолжительности потоков с увеличением затрат соответствующих мероприятий.

На основе экспериментальных аналитических моделей разработаны варианты ОТР комплексного, специализированного, операционного потоков строительных проектов, в которых представлены система ограничений, формируемых на предпроектной стадии бизнес-планирования, определяемые в составе ПОС варианты возможных схем, отображающих уровень принимаемых решений по величине объемов, затрат, продолжительности, риску, сформированных в матрицах (табл. 1).

На основе приведенных методических положений имитационного моделирования ОТР разработано математическое и программное обеспечение автоматизации прогнозирования продолжительности и затрат строительства объектов с помощью имитационной модели с использованием сетевого графика. Под имитационным моделированием понимается воспроизведение процессов, происходящих в системе, с искусственной имитацией случайных величин, от которых зависят эти процессы, с

Таблица 1

Варианты ОТ решений (на примере комплексного потока строительных проектов)

Ограничения				
БП проекта	О (объем)	Ц (цена)	Т (продолжительность)	Р (риск)
Параметры				
ПОС проекта	$O_{i,t}$	$Z_{i,t}$	t_i	$P_{i,t}$
Варианты схем				
Cx_1	$O_i < O$	$Z_i < Ц$	$t_i < T$	$P_i < P$
Cx_2	$O_i > O$	$Z_i > Ц$	$t_i > T$	$P_i > P$
Cx_3	$O_i = O$	$Z_i = Ц$	$t_i = T$	$P_i = P$
Матрица имитации параметров сценариев				
Cc_1	O_i, Z_i, t_i, P_i
...
Cc_n	O_n, Z_n, t_n, P_n

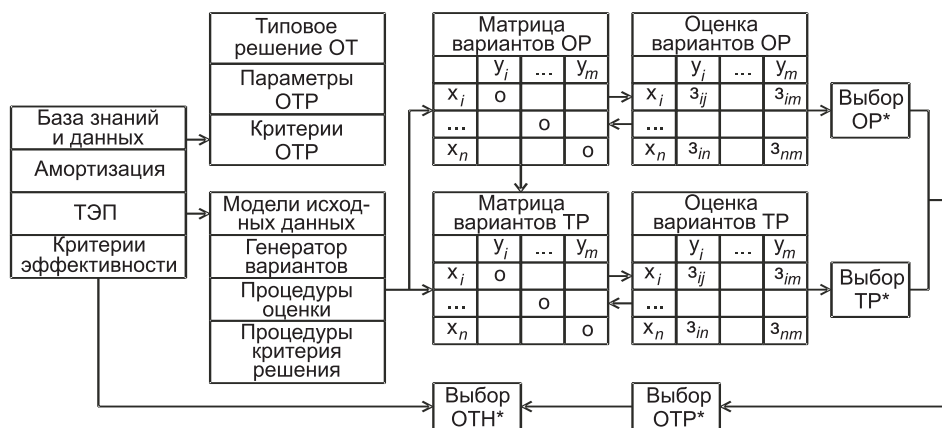


Рис. 1. Имитационная модель выбора ОТН проектных решений строительных работ помощью датчика случайных чисел. Алгоритм планирования продолжительности строительства сооружений составлен с использованием метода Монте-Карло [4]. Имитационная модель позволяет учесть влияние возможных реакций на различные ситуации, возникающие при строительстве на продолжительность возведения сооружения (рис. 1).

Имитационной моделью предусматривается формирование базовых ограничений и нормативной базы для разработки вариантов ОTR и процедур принятия решений об оптимальности вариантов; формирование вариантов ОР и ТР, проведение процедуры оценок ОР и ТР; выбор оптимальных значений ОР и ТР; формирование интегрированного индикатора ОТН, отвечающего оптимальным оценкам ОTR.

Для построения многофакторных математических моделей использован шаговый регрессионный метод в соответствии с алгоритмом (рис. 2).

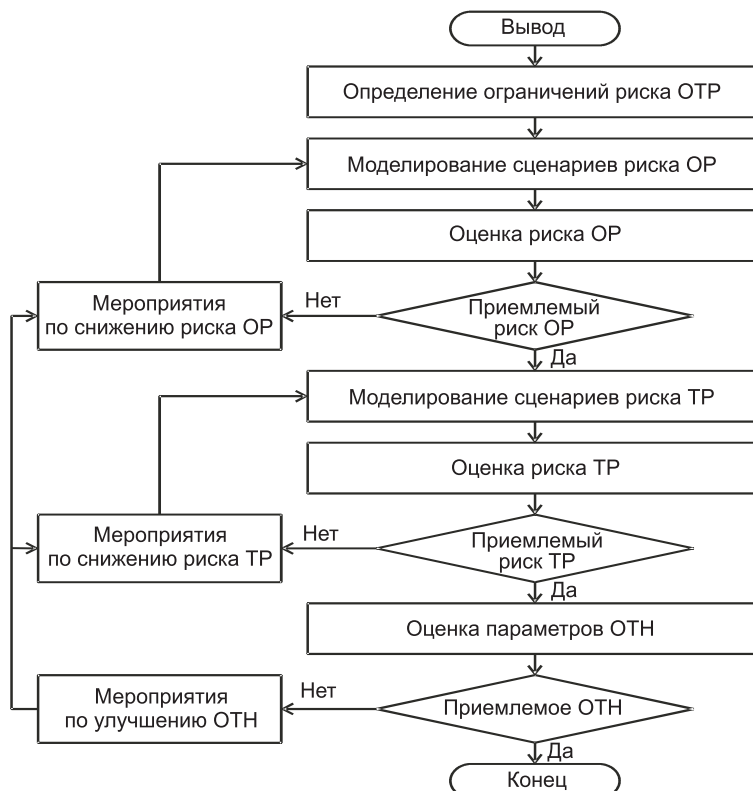


Рис. 2. Алгоритм реализации модели рисков ОТН проектов

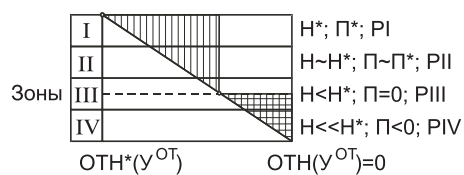


Рис. 3. Номограмма зон организационно-технологической неустойчивости строительного проекта:

Н* — индекс нормализованной надежности; П — прибыль (затраты) проекта; Р — индекс зоны риска; У — уровень ОТН

Имитационное моделирование вариантов параметров организационных и технологических решений проекта обеспечивает возможность изучения всего пространства ситуаций, формируемых внешними и внутренними факторами. Оптимизация ячеек матрицы осуществляется известными методами многокритериальной оптимизации по функции минимизации затрат и продолжительности работ строительного проекта.

На основании полученных экспериментальных данных проведено зонирование организационно-технологической безопасности с целью установления уровня увеличения затрат при воздействии внешних факторов на процесс реализации проекта. При этом использованы значения границ, приведенных на рис. 3.

Области ОТБ на примере процессов для земляных работ определены в соответствии с разработанными выше методическими положениями и представлены в табл. 2. Анализ областей позволил установить следующее [5–7]:

— для модульного потока — земляных работ отклонения $У^{ОР}$ и $У^{ТР}$ в пределах от 0 до 0,2 снижают величину прибыли за счет увеличения затрат, но не приводят ее значение к «нулю»;

— наибольшее снижение прибыли происходит в зонах уровней ОТН, равной 0,2, и составляет до 50% прибыли;

— прогнозируемое предельное значение уровня ОТН при наступлении условия равенства прибыли «нулю» находится при значениях, равных 0,35–0,4.

Таблица 2

Области организационно-технологической безопасности строительного потока, выполненные на основе экспертных расчетов (фрагмент)

Границы областей		Прибыль	Риск
$0 < У^{КП,ОР} < 0,1$	$0 < У^{КП,ТР} < 0,1$	$0,09 < П < 0,18$	I
	$0,1 < У^{КП,ТР} < 0,2$	$0,18 < П < 0,31$	II
	$0,2 < У^{КП,ТР} < 0,4$	$0,31 < П < 0,43$	II
	$0,4 < У^{КП,ТР} < 0,6$	$0,43 < П < 0,58$	II
$0,1 < У^{КП,ОР} < 0,2$	$0 < У^{КП,ТР} < 0,1$	$0,58 < П < 0,62$	II
	$0,1 < У^{КП,ТР} < 0,2$	$0,62 < П < 0,68$	III
	$0,2 < У^{КП,ТР} < 0,4$	$0,68 < П < 0,76$	III
	$0,4 < У^{КП,ТР} < 0,6$	$0,81 < П < 0,88$	III
$0,2 < У^{КП,ОР} < 0,4$	$0 < У^{КП,ТР} < 0,1$	$0,88 < П < 0,91$	III
	$0,1 < У^{КП,ТР} < 0,2$	$0,80 < П < 0,88$	III
	$0,2 < У^{КП,ТР} < 0,4$	$-0,11 < П < -0,08$	IV
	$0,4 < У^{КП,ТР} < 0,6$	$-0,11 < П < -0,08$	IV
$0,4 < У^{КП,ОР} < 0,6$	$0 < У^{КП,ТР} < 0,1$	$-0,11 < П < -0,08$	IV
	$0,1 < У^{КП,ТР} < 0,2$	$-0,11 < П < -0,05$	IV
	$0,2 < У^{КП,ТР} < 0,4$	$-0,28 < П < -0,21$	IV
	$0,4 < У^{КП,ТР} < 0,6$	$-0,43 < П < -0,21$	IV

Использование экспертных оценок для определения областей ОТБ позволило установить, что зоны ОТБ

- отражают чувствительность изменения технико-экономических показателей от изменения структурности и технологичности строительного процесса;

- являются инструментами прогнозирования процессов реализации проектов;

- могут быть использованы в качестве инструментов управления процессом поддержания структур потоков в нормализованном — проектном состоянии.

В соответствии с приведенным выше подходом разработаны области ОТБ применительно к строительному проекту. При этом принимались во внимание области состояния ОТН с учетом степени влияния риска (см. табл. 2).

На основании проведенных расчетов ОТБ установлены бинарные соотношения, показывающие, что изменение уровней ОТН в пределах

- до 0/0,1 соответствует первой зоне потери прибыли, которая может быть восстановлена за счет использования специальных мероприятий управления, не является опасной и может быть отнесена к ситуации без риска;

- до 0,2/0,2 соответствует второй зоне потери прибыли и может быть отнесена к ситуации с нормальным риском;

- до 0,4/0,2 соответствует третьей зоне потери прибыли и может быть отнесена к ситуации с предельным риском;

- до 0,6/0,6 соответствует четвертой зоне потери прибыли, превышающей норматив, и может быть отнесена к ситуации с критическим риском.

Предельное значение уровня ОТН, при котором прибыль равна нулю, — 0,4/0,2.

Разработанные области организационно-технологической безопасности позволяют по исходным технологическим индикаторам надежности осуществлять целенаправленный процесс их регулирования с оценкой экономических показателей.

Надежность проектной системы определяется системой надежности элементов, качеством выполнения функций, структуры, процессов, обеспечивающих максимально возможное достижение поставленной цели с минимальными затратами и продолжительностью работ. При этом под эффективностью понимается свойство системы вызывать полезный результат при использовании ее по назначению. Надежность и эффективность являются различными и взаимосвязанными понятиями. Повышение надежности способствует росту эффективности до некоторого предела, который определяется соотношением затрат результатов.

Алгоритм управления ОТБ строительного проекта в системе разработки строительного проекта представляет собой цикл с обратной связью. Алгоритм управления включает несколько этапов.

Этап I. Качественная оценка ОТН строительного проекта. На этом этапе осуществляется анализ и формирование портфеля вариантов ОТР. Для согласования портфеля параметров структурности и технологичности строительных работ необходимо привести их в соответствие с классификациями потоков проекта, в которых устанавливаются качественные оценки структурности и технологичности

$$B_i \in \{P_{ij}\}. \quad (8)$$

Этап II. Количественная оценка вариантов ОТР. На этом этапе осуществляется построение аналитической модели зависимостей затрат и продолжительности от уровня ОТН строительного проекта. Для каждого

варианта ОТР строятся модели структуры потоков и технологичности процессов работ

$$B = \langle K^C, K^T, Z, T, P \rangle. \quad (9)$$

Этап III. Выбор интегрального ОН.

Этап IV. Выбор системы оценок ОН. Основан на определении вектора оценок оптимального решения, определяющих нормативные значения параметров бизнес-исследования, и оценок уровней отклонений ОН, определяющих область ОТБ.

Этап V. Расчет интегрального показателя ОН строительного проекта.

$$H^{OT} = \langle K^C, K^T, Z^П \leq Z^B, T^П \leq T^B, P^П \leq P^B \rangle. \quad (10)$$

Этап VI. Разработка области ОТБ для формирования раздела проекта ОТБ строительного проекта, включающая мероприятия по минимизации отклонений параметров ОТР.

К основным факторам, обуславливающим отклонения параметров ОН, можно отнести следующие:

— риск недостаточной информативности о параметрах на этапе бизнес-обоснования. Причина появления риска: неэффективные информационные решения о реализации проекта на рынке;

— риск неэффективных инновационных решений из-за недостаточного уровня инженерных решений. Причина появления риска: неэффективные решения по использованию материальных ресурсов, организации и технологии производства работ;

— риск неэффективности организационных решений из-за недостаточного уровня организационных решений. Причина появления риска: неэффективная структуризация строительных потоков работ;

— риск неэффективности технологических решений из-за недостаточного уровня технологических решений. Причина появления риска: неэффективная технологизация технологии работ строительных потоков.

Риск Р определен моделью вида:

$$P = \Delta \cdot B, \quad (11)$$

где Δ — отклонения, определяемые уровнем соответствия нормативных и фактических параметров в параметрах U^O, U^T, U^{OT} ;

B — вероятность появления риска отклонений Δ , определяемая экспертным методом.

Методикой управления организационно-технологической безопасностью обеспечивается технологический процесс оценки, планирования и управления безопасностью. Ожидаемая экономическая эффективность проведенных исследований определена критерием уровня повышения прибыли до 0,1–0,2.

Основой экономической эффективности разработанных методических положений является получение трех эффектов: рыночного — на основе учета ограничения затрат и продолжительности, установленных на этапах бизнес-обоснования при разработке ОТР; проектного — на основе учета в модели нормативов затрат вероятности выполнения операций технологического процесса; планирования — на основе сокращения потерь материальных ресурсов за счет использования зон организационно-технологической безопасности.

Выводы. 1. Организационно-технологическая надежность строительных процессов с учетом рыночных факторов должна использоваться в качестве инструмента оценки достоверности реализации ОТР решениями в инженерных проектах.

2. Основными характеристиками оценивания ОТР служат уровень структурности потоков и технологичность процессов, которые определяют основные показатели проекта — затраты и продолжительности работ.

3. Отклонения характеристик ОТР от детерминированных нормативов могут быть определены с использованием экспертного анализа, а планирование мероприятий по их учету в проектом и строительном процессе должно быть предусмотрено в проектной организационно-технологической документации.

4. Области ОТБ могут быть использованы для планирования и управления надежностью проекта в соответствии с разработанной методикой.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гусаков А. А. Организационно-технологическая надежность строительства / А. А. Гусаков, Н. И. Ильин. — М.: Стройиздат, 1984. — 169 с.
2. Герасимов В. В. Проектные технологии производственных систем / В. В. Герасимов, П. А. Кучеренко. — Новосибирск: НГАСУ, 2002. — 48 с.
3. Герасимов В. В. Организационно-экономический механизм многопроектного управления / В. В. Герасимов, О. С. Григоров, Е. А. Саломатин. — Новосибирск: НГАСУ, 2003. — 64 с.
4. Кузнецова К. С. Формирование ресурсосберегающего парка машин / К. С. Кузнецова, С. М. Кузнецов // Путь и путевое хозяйство. — 2006. — № 8. — С. 11–12.
5. Кузнецова К. С. Модель формирования ресурсосберегающего комплекса машин для строительства / К. С. Кузнецова, С. М. Кузнецов, С. Н. Ячменьков // Экономика ж. д. — 2006. — № 11. — С. 86–90.
6. Сироткин Н. А. Методика обоснования очередности строительства объектов / Н. А. Сироткин, С. М. Кузнецов, О. А. Легостаева, С. Н. Ячменьков // Экономика ж. д. — 2006. — № 10. — С. 75–78.
7. Кузнецов С. М. Организационно-технологическая надежность экскаваторных комплексов / С. М. Кузнецов, О. А. Легостаева // Изв. вузов. Строительство. — 2005. — № 10. — С. 62–69.

© Кузнецов С. М., Легостаева О. А., Михальченко О. Ю., Лабути Е. С., Чулкова И. Л., 2008

Получено после доработки 29.01.08

УДК 699.86.003.1

О. Д. САМАРИН, канд. техн. наук, доц. (Московский государственный строительный университет)

ОБОСНОВАНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ ГЛУБИНЫ РЕАЛИЗАЦИИ КОМПЛЕКСА ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩИХ МЕРОПРИЯТИЙ ПО МАКСИМАЛЬНОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ИНВЕСТИЦИЙ

Рассмотрено технико-экономическое обоснование наиболее целесообразного сочетания малозатратных энергосберегающих мероприятий в общественных зданиях с точки зрения теории предельной полезности. Приведены результаты многовариантных расчетов по определению относительной экономии затрат на тепловую энергию и интегральной эффективности инвестиций в энергосбережение для различных климатических условий в зависимости от глубины реализации комплекса решений по снижению энергопотребления. Дан анализ полученных данных и представлены зависимости, позволяющие подтвердить оптимальность предлагаемого сочетания мероприятий по дифференциальной и интегральной бездисконтной эффективности капиталовложений.

Как известно, в общественном Стандарте РНТО строителей РФ «Нормы теплотехнического проектирования ограждающих конструкций и оценки энергоэффективности зданий» (2005 г.) [1], в разработке кото-

рого автор настоящей статьи принимал активное участие, было предложено, а в опубликованной в 2007 г. монографии автора [2] обосновано применение следующего комплекса малозатратных энергосберегающих мероприятий в гражданских зданиях:

- Утепление несветопрозрачных наружных ограждений до оптимального уровня, определяемого в зависимости от стоимости теплоизоляционного материала и стоимости работ по утеплению с помощью методики [3]. При этом уровень теплозащиты увеличивается в среднем в 2–2,4 раза по сравнению с санитарно-гигиеническими требованиями [2], но остается ниже указанного в таблице 4 [4] на 10 — 40% в зависимости от региона.

- Замена заполнений светопроемов на более энергоэффективные. Обычно имеется в виду установка тройного остекления или стеклопакетов с сопротивлением теплопередаче в пределах 0,55 — 0,8 м²·К/Вт (в зависимости от стоимости) вместо двойного.

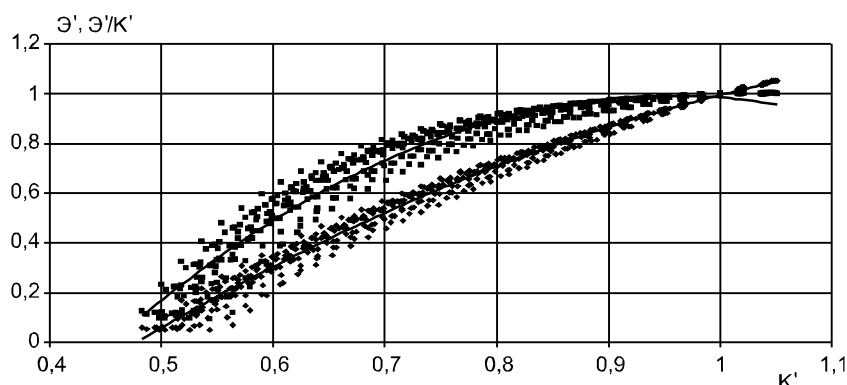
- Утилизация теплоты вытяжного воздуха. Наименее затратным является применение схемы с промежуточным теплоносителем при максимально возможной температурной эффективности утилизаторов (до 0,5).

- Установка в системах горячего водоснабжения индивидуальных водосчетчиков, смесителей с левым расположением крана горячей воды и кранов с регулируемым напором, а также применение ТНУ для подогрева воды.

- Установка автоматических терморегуляторов у отопительных приборов, дающая возможность учесть бытовые тепловыделения, а также теплопоступления от солнечной радиации через окна.

Технико-экономическое обоснование предложенного комплекса энергосберегающих мероприятий в [2] рассматривалось при использовании совокупных дисконтированных затрат [5] в качестве основного расчетного показателя. Однако целесообразно подтвердить оптимальность принятой глубины реализации инженерных решений в рамках сформированного их перечня какими-либо иными методами. Воспользуемся способом максимизации эффективности инвестиций и теорией предельной полезности [6, 7].

На рисунке показаны результаты расчетов технико-экономических показателей для восемнадцати общественных зданий различных размеров и назначения с использованием параметров наружного воздуха для Москвы. Для сравнения были также проведены вычисления для Воркуты и Краснодара, представляющих типичные климатические условия Севера



Зависимость относительной экономии расходов на тепловую энергию \mathcal{E}' (нижняя линия) и относительной эффективности капиталовложений в энергосбережение $\mathcal{E}'/\mathcal{K}'$ (верхняя линия) от относительных затрат на энергосберегающие мероприятия \mathcal{K}' для Москвы

и Юга России. Соответствующие графики имеют аналогичный вид, differing лишь некоторыми деталями. При вычислениях использовалась разработанная автором программа для ПЭВМ на алгоритмическом языке Fortran 6.6 фирмы Compaq. Для сопоставимости данных по различным зданиям получаемые параметры приводились к безразмерному виду. По оси абсцисс в качестве независимой переменной во всех случаях отложена величина $K' = K_x/K_1$, т. е. отношение дополнительных капитальных затрат на энергосбережение при текущей глубине реализации мероприятий (x) к затратам при глубине, принятой за единицу. Единице соответствует оптимальный комплекс инженерных решений, перечисленных в начале статьи.

При $x = 1$ капиталовложения определяются следующим образом: постоянные составляющие, например, затраты на утепление несветопрозрачных ограждений, не зависящие от толщины утеплителя и вычисляемые через стоимость работ по утеплению, учитываются полностью. То же касается и части расходов на теплоутилизационное оборудование (в размере примерно половины от максимальных), которые будут иметь место при любой, даже минимальной температурной эффективности утилизаторов [8]. В то же время переменные части, т.е. стоимость утеплителя, затраты на замену окон и оставшаяся часть расходов на теплоутилизацию принимаются пропорциональными параметру x . Снижение затрат на тепловую энергию \mathcal{E} рассчитывается по методике общественного Стандарта РНТО строителей [1], после чего в безразмерном виде получаем относительную экономию $\mathcal{E}' = \mathcal{E}_x/\mathcal{E}_1$. Расходы на установку термклапанов и соответствующее снижение энергопотребления не учитывались, поскольку данное мероприятие всегда должно осуществляться с максимально возможной полнотой [8].

По графикам на рисунке легко видеть, что расчетные точки для всех зданий достаточно тесно группируются вокруг аппроксимирующей кривой. Это свидетельствует о едином характере изменения относительной экономии на теплотратах в зависимости от глубины реализации энергосберегающих мероприятий. Вид кривой несложно объяснить, если учесть, что при $x \approx 0$ величина \mathcal{E} также мала, но капиталовложения уже имеют место (их постоянная часть), а затем снижение энергопотребления происходит быстрее, чем растет K , но до определенного предела, после чего капитальные затраты опять начинают опережать падение \mathcal{E} .

Кривые для \mathcal{E}' достаточно хорошо приближаются квадратичными полиномами вида $A \cdot K'^2 + B \cdot K' + C$, где A , B и C можно принять в соответствии с табл. 1.

Как видно, коэффициенты полинома закономерно изменяются в зависимости от района строительства, однако общий характер кривых и абсолютные значения \mathcal{E}' при этом мало меняются.

Производная $d\mathcal{E}'/dK'$ имеет смысл текущей (дифференциальной) эффективности дополнительных капиталовложений по сравнению с уже достигнутым уровнем, т.е. предел отношения экономии затрат на теплоту $\Delta\mathcal{E}'$ за счет элементарного шага по организации энергосбережения, требующего дополнительных капиталовложений $\Delta K'$, к величине этих капиталовложений при $\Delta K' \rightarrow 0$. В соответствии с теорией предельной полезности [6, 7] дополнительные инвестиции имеют смысл только до тех пор, пока их эффективность больше единицы, иначе говоря, пока получаемая при этом дополнитель-

Таблица 1
Параметры аппроксимации
зависимости \mathcal{E}' от K'

Город	A	B	C
Москва	-1,47	4,08	-1,61
Воркута	-1,14	3,51	-1,37
Краснодар	-1,8	4,66	-1,86

ная экономия расходов на тепловую энергию больше, чем дополнительные капитальные затраты. С математической точки зрения это означает, что $d\mathcal{E}'/dK' > 1$. Для квадратичной функции производная имеет вид $d\mathcal{E}'/dK' = 2 \cdot A \cdot K' + B$, поэтому максимальное значение K' получаем из соотношения $K'_{\max} = (1-B)/(2 \cdot A)$. Для Москвы результат равен 1,05, для Воркуты 1,1 и для Краснодара 1,02. Таким образом, в пределах точности расчета K'_{\max} близко к единице и, следовательно, именно принятая ранее глубина реализации комплекса энергосберегающих мероприятий действительно является оптимальной, поскольку дальнейшие капиталовложения в рассматриваемых условиях дают уже меньшую экономию на теплозатратах.

Кроме величины \mathcal{E}' на рисунке показаны также зависимости для \mathcal{E}'/K' — относительной интегральной бездисконтной эффективности суммарных капиталовложений в энергосбережение, т.е. обратной величины бездисконтного срока их окупаемости по отношению к абсолютной эффективности $(\mathcal{E}/K)_1$ полного комплекса энергосберегающих мероприятий при глубине их реализации, равной единице. Иначе говоря, $\mathcal{E}'/K' = (\mathcal{E}/K)_x / (\mathcal{E}/K)_1$. Ясно, что оптимизация по данному параметру будет означать поиск значения K' , при котором отношение \mathcal{E}'/K' будет максимальным. По своему смыслу это обозначает, что при дальнейшем увеличении капиталовложений их интегральная эффективность начинает падать.

Следует все же заметить, что ранее экономическая эффективность инвестиций в энергосбережение в указанной трактовке рассматривалась в основном на макроуровне, т.е. для национальной экономики в целом или, по крайней мере, для отрасли [9, 10], причем в качестве \mathcal{E} фигурировала прибыль, получаемая от реализации соответствующих мероприятий. Однако специфика энергосбережения заключается в том, что здесь вообще весьма затруднительно выявить прибыль, поскольку во всех вариантах те или иные затраты имеют место и речь идет в первую очередь о снижении эксплуатационных расходов. Поэтому на уровне сопоставления вариантов инженерных решений для конкретного здания использовались в основном категории приведенных затрат и срока окупаемости. Однако в настоящее время понятие эффективности используется и для каждого отдельного объекта инвестиций и субъекта хозяйственной деятельности [7]. Поэтому под эффективностью

понимается именно отношение достигаемой экономии к капиталовложениям.

Как и для \mathcal{E}' , графики \mathcal{E}'/K' хорошо аппроксимируются квадратичными полиномами (табл. 2).

Как и в предыдущем случае, графики для разных районов строительства практически совпадают и

качественно, а в данном случае и количественно, поскольку коэффициенты в табл. 2 весьма близки, значительно ближе друг к другу, чем в табл. 1. Оптимум, очевидно, будет иметь место при $d(\mathcal{E}'/K')/dK' = 0$, откуда $K'_{\max} = -B/(2 \cdot A)$. После подстановки численных значений получаем для Москвы 0,96, для Воркуты 0,965, а для Краснодара 0,95. Здесь результаты еще ближе друг к другу и опять-таки в пределах точности расчетов не отличаются от единицы. Таким образом, и по данному показателю принятая ранее глубина комплекса энергосберегающих мероприятий является оптимальной.

Таблица 2

Параметры аппроксимации зависимости \mathcal{E}'/K' от K'

Город	A	B	C
Москва	-3,95	7,55	-2,62
Воркута	-3,52	6,8	-2,29
Краснодар	-4,37	8,3	-2,94

К решению данного вопроса возможен и следующий подход. Допустим, что относительное снижение затрат на тепловую энергию \mathcal{E}' представимо в виде некоторой функции от относительных дополнительных капитальных затрат на энергосбережение K' : $\mathcal{E}' = f(K')$. В этом случае, не делая пока никаких предположений о том виде, который имеет функция $f(K')$, из условия максимизации бездисконтной эффективности суммарных капитальных вложений в энергосбережение получаем выражение

$$\frac{d(\mathcal{E}'/K')}{dK'} = \frac{d(f(K')/K')}{dK'} = \frac{K'df(K')/dK' - f(K')}{(K')^2} = 0. \quad (1)$$

Поскольку заведомо $K' > 0$, имеем $f(K') = K'df(K')/dK'$. Отсюда немедленно следует, что при $f(K') = C \cdot K'$, т.е. при линейной зависимости между снижением энергопотребления и дополнительными инвестициями в энергосбережение данное равенство обращается в тождество при любых K' . В этом случае говорить об оптимуме эффективности капиталовложений уже не приходится, так как она будет величиной постоянной, не зависящей от конкретной глубины реализации энергосберегающих мероприятий, а связанной только с их сочетанием. Однако выше было показано, что на самом деле \mathcal{E}' зависит от K' нелинейно, и при аппроксимации $f(K')$ в виде $AK'^2 + BK' + C$ получаем:

$$AK'^2 + BK' + C = K'd(AK'^2 + BK' + C)/dK' = K'(2AK' + B) = 2AK'^2 + BK', \quad (2)$$

откуда следует, что в оптимальных условиях $C = AK'^2_{\max}$, или $K'_{\max} = \sqrt{C/A}$. Понятно, что для существования решения параметры A и C должны иметь одинаковые знаки. Из табл. 1 видно, что в рассматриваемых условиях это действительно так, и для Москвы, Воркуты и Краснодара находим соответственно $K'_{\max} = 1,046, 1,096$ и $1,017$.

Это подтверждает сделанные выше выводы и практически совпадает со значениями, полученными по оценке дифференциальной эффективности $d\mathcal{E}'/dK'$. Одновременно из равенств K'_{\max} , определенных двумя способами, находим, что в квадратичной аппроксимации $\mathcal{E}' = f(K')$ должно соблюдаться соотношение $\sqrt{C/A} = (1-B)/(2A)$, или с учетом знаков $2\sqrt{AC} = B-1$. Вычисления показывают, что при использовании значений параметров из табл. 1 данное равенство действительно выполняется с точностью до 0,01. Это говорит об определенной закономерности в сочетании коэффициентов аппроксимации для снижения относительного энергопотребления, зависящего от относительной глубины реализации энергосберегающих мероприятий. В самом деле, если подставить полученное соотношение между A , B и C в уравнение аппроксимации, после некоторых преобразований получаем:

$$\begin{aligned} AK'^2 + BK' + C &= AK'^2 + (1 + 2\sqrt{AC})K' + C = \\ &= K' - (K'\sqrt{|A|} - \sqrt{|C|})^2 = K' - (A_1K' - C_1)^2, \end{aligned} \quad (3)$$

где $A_1 = \sqrt{|A|}$, $C_1 = \sqrt{|C|}$. Таким образом, для задания функции $\mathcal{E}' = f(K')$ достаточно только двух параметров A_1 и C_1 . Их значения для рассматриваемых районов строительства приведены в табл. 3.

Поскольку A_1 и C_1 отличаются не более чем на 10%, в пределах

Таблица 3 Параметры A_1 , C_1 и D для аппроксимации зависимости \mathcal{E}' от K' в формуле (3) и величина K'_{\min}				
Город	A_1	C_1	D	K'_{\min}
Москва	1,21	1,27	1,54	0,46
Воркута	1,07	1,17	1,25	0,42
Краснодар	1,34	1,36	1,82	0,48

точности нашего расчета можно положить $D = ((A_1 + C_1)/2)^2 \approx (A + C)/2$ и считать $\mathcal{E}' = K' - D(K' - 1)^2$. Значения D также показаны в табл. 3. Из полученного выражения в явном виде следует $K'_{\max} = 1$ и то обстоятельство, что относительное снижение энергопотребления состоит из двух составляющих: линейной, пропорциональной дополнительным капитальным затратам, и квадратичной. Последняя вычитается из линейной и характеризует то уже отмеченное обстоятельство, что существует некоторое минимальное значение K'_{\min} , необходимое для любой, даже минимальной глубины реализации энергосберегающих мероприятий. Его можно вычислить, полагая $\mathcal{E}' = 0$. Результаты приведены в последней колонке табл. 3. Нетрудно заметить, что они практически совпадают с получаемыми по построению на графиках рис. 1–3 и вообще мало зависят от конкретного района строительства. Таким образом, как минимум 42–48% инвестиций в энергосбережение в пределах рассматриваемого комплекса инженерных решений составляют постоянную часть, которую невозможно исключить, поскольку она связана с конструкцией ограждений и систем обеспечения микроклимата.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Нормы теплотехнического проектирования ограждающих конструкций и оценки энергоэффективности зданий. Стандарт общественной организации — РНТО строителей.— М.: ГУП ЦПП, 2006.
2. Самарин О. Д. Теплофизические и технико-экономические основы теплотехнической безопасности и энергосбережения в здании/О. Д. Самарин.— М.: МГСУ — Тисо-принт, 2007.— 160 с.
3. Иванов Г. С. Методика оптимизации уровня теплозащиты зданий/Г. С. Иванов// Стены и фасады.— 2001.— № 1–2.— С. 7–10.
4. СНиП 23-02-2003 «Тепловая защита зданий».— М.: ГУП ЦПП, 2003.
5. Гагарин В. Г. О недостаточной обоснованности повышенных требований к теплозащите наружных стен зданий. (Изменения № 3 СНиП II-3-79)/В. Г. Гагарин//Сб. докл. 3-й конф. РНТОС 23–25 апреля 1998 г.— С. 69–95.
6. Самарский А. А. Математическое моделирование/А. А. Самарский, А. П. Михайлов.— М.: Наука, 1997.— 320 с.
7. Любимов Л. Л. Введение в экономическую теорию. Кн. 2/Государственный университет — Высшая школа экономики.— М.: Вита-Пресс, 1999.— 368 с.
8. Самарин О. Д. Влияние параметров наружного климата на выбор оптимального сочетания энергосберегающих мероприятий в общественных зданиях/О. Д. Самарин//Кровля и изоляция.— 2007.— № 2–3.— С. 26–28.
9. Богуславский Л. Д. Экономика теплогазоснабжения и вентиляции/Л. Д. Богуславский, А. А. Симонова, М. Ф. Митин.— М.: Стройиздат, 1988.— 351 с.
10. Манаенкова Э. А. Экономика, организация и планирование санитарно-технических работ/Э. А. Манаенкова.— М.: Стройиздат, 1988.— 366 с.

© Самарин О. Д., 2008

Получено 13.03.08