

**ИЗВЕСТИЯ
ВЫСШИХ
УЧЕБНЫХ
ЗАВЕДЕНИЙ**



СТРОИТЕЛЬСТВО

**6
2008**

К СВЕДЕНИЮ АВТОРОВ И ЧИТАТЕЛЕЙ

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

Научное издание

**Известия вузов
СТРОИТЕЛЬСТВО**

№ 6 (594) 2008

Научно-теоретический журнал

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

Технический редактор *Н. М. Макаренко*

Компьютерная верстка *Р. Г. Усова*

Корректор *В. В. Борисова*

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ
И НАУКИ РФ
АССОЦИАЦИЯ СТРОИТЕЛЬНЫХ ВУЗОВ СНГ

**ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ
УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ**

СТРОИТЕЛЬСТВО

№ 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., Зимина 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	
Карпетян 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., Тумашина 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).

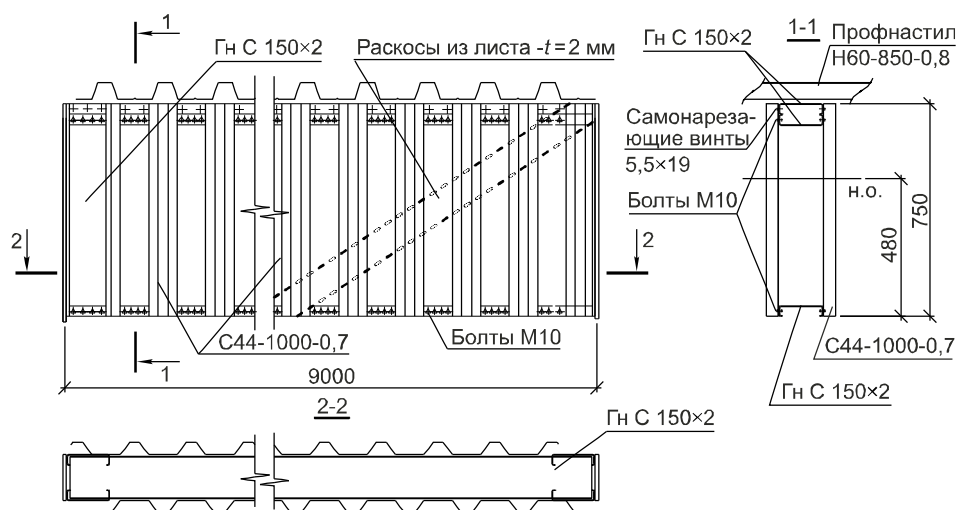


Рис. 1. Конструктивная схема балки

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 полки 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 $\epsilon = 23\%$; соответственно для стенки предел текучести $\sigma_T = 2900 \text{ кгс/см}^2$, временное сопротивление $\sigma_{вр} = 4200 \text{ кгс/см}^2$ и относительное удлинение $\epsilon = 22\%$.

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.

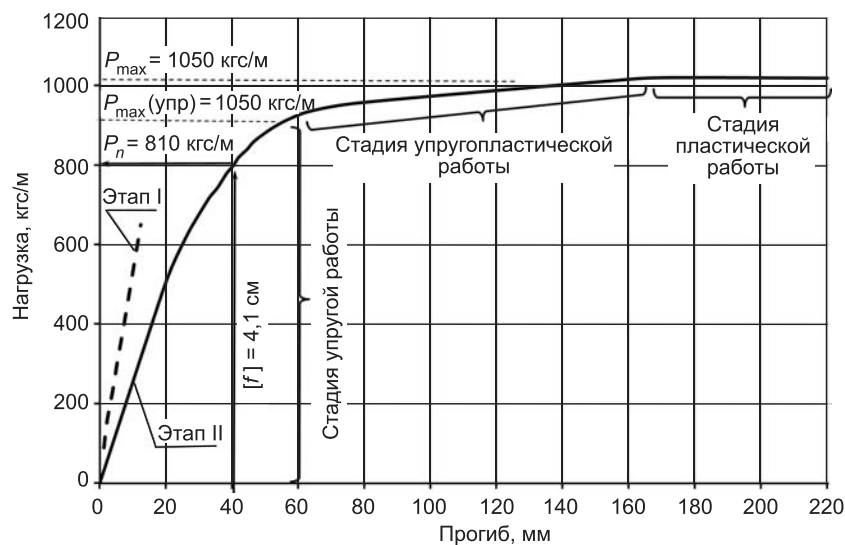


Рис. 3. Графики прогибов балки

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.

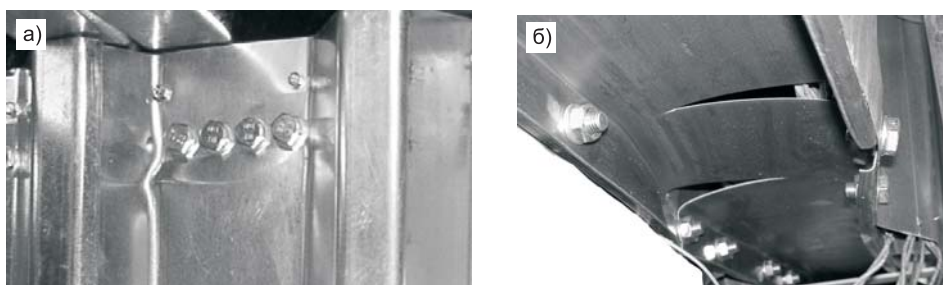


Рис. 4. Потеря местной устойчивости полки профнастила у продольного стыка гофров (а); разрушение нижнего пояса балки (б)

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-

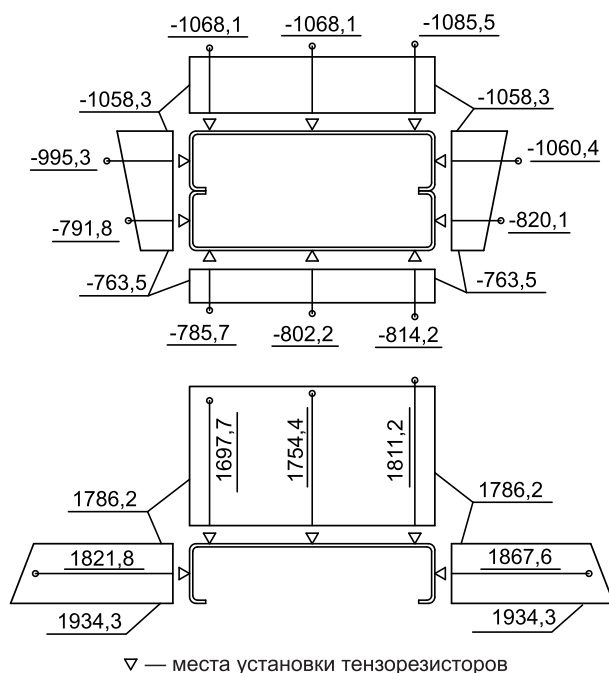


Рис. 5. Эпюры теоретических и ординаты экспериментальных нормальных напряжений (кгс/см²) в поясах при $P = 600$ кгс/м

вили 540 кгс/см². Главные растягивающие нормальные напряжения ориентированы по отношению к продольной оси гофров стенки под углом 35–39°.

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.

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.

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

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

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

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

где

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

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

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

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.

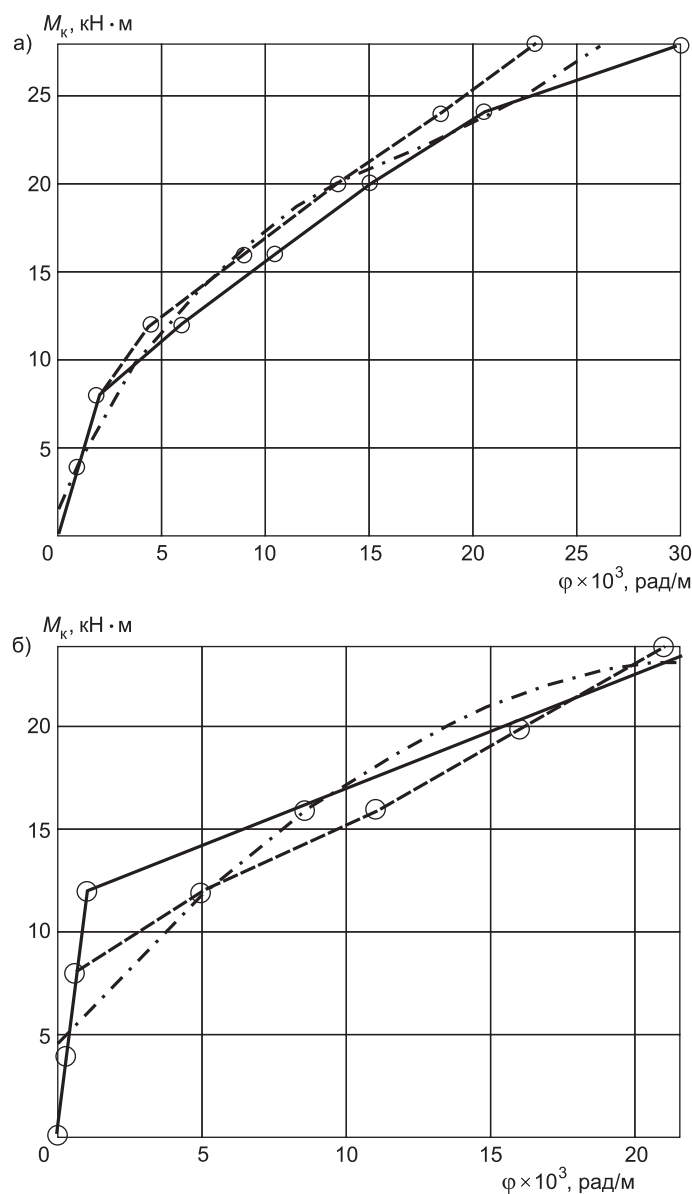


Рис. 1. Образцы ОК-14 (а); ОНК-7 (б)

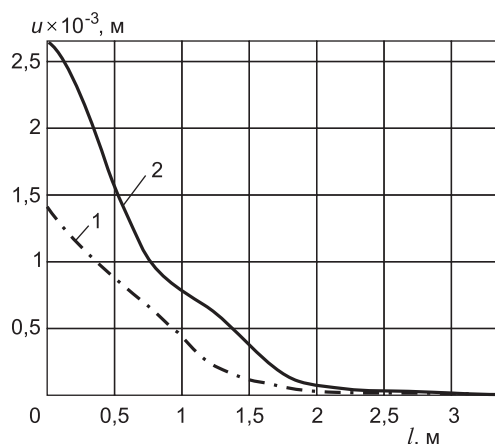


Рис. 2. Перемещения вдоль образующих цилиндра образца
1 — ОК-14, 2 — ОК-7

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 разнотвердым и дилатирующим материалам, таким как бетон. В случае неучета разнотвердым 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 заземления: 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)

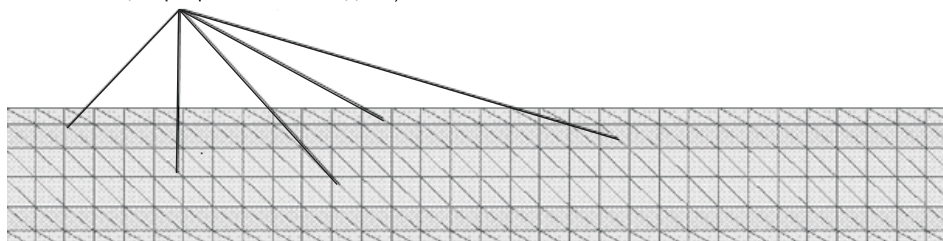


Рис. 3. Схема трещинообразования в образцах ОК-14, ОК-7

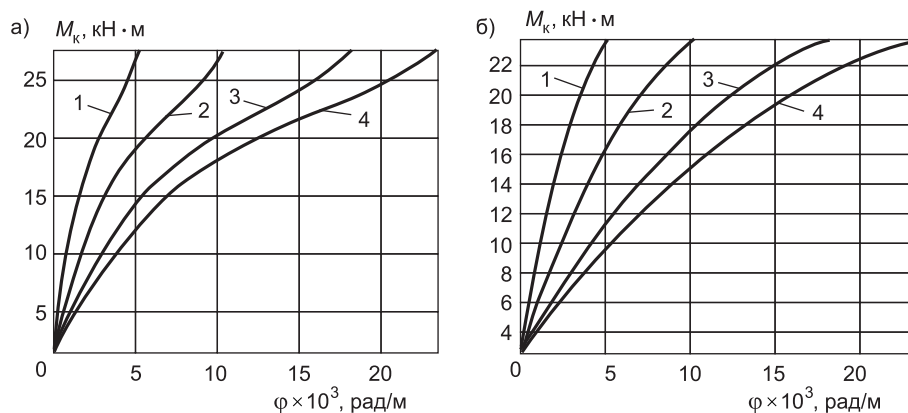


Рис. 4. Зависимость углов закручивания φ от крутящего момента M_k ОК-14 (а); ОК-7 (б)
1 — $0,2 \cdot 3,34$ м; 2 — $0,4 \cdot 3,34$ м; 3 — $0,7 \cdot 3,34$ м; 4 — $0,9 \cdot 3,34$ м

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 конструкционных 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

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

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

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

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

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

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

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

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

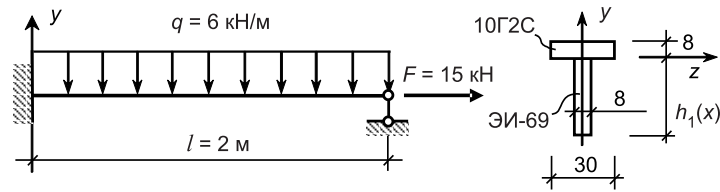


Рис. 1. Схема стержня

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 зашеченного 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 зашеченном сечении. Это иллюстрируется графиками итогового распределения полной энергии деформации, вычисленной в мо-

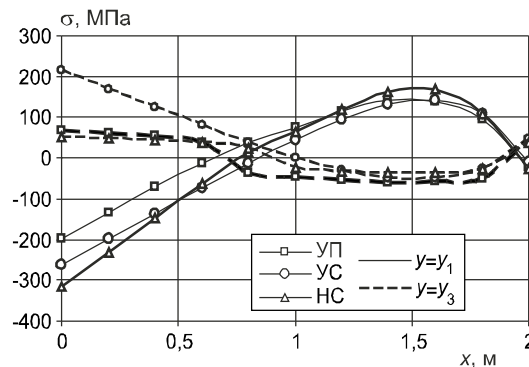


Рис. 2. Функции нормального напряжения $\sigma_x(x)$ на наружных поверхностях $y = y_1, y_3$ для мгновенно упругого состояния (УС), состояния начального скачка деформации (НС) и при установившейся ползучести (УП)

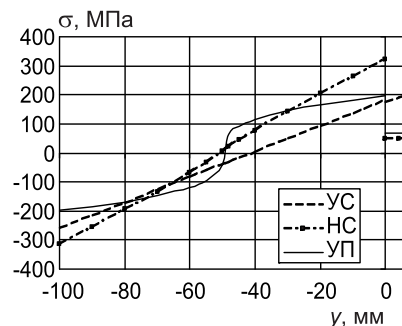


Рис. 3. Функции нормального напряжения $\sigma_x(y)$ в зашеченном сечении в мгновенно упругом состоянии (УС), при начальном скачке деформации (НС) и при установившейся ползучести (УП)

мент времени t_* для четырех границ слоев. В точках объема первого слоя имеем $U(x, y, t_*) \leq U_{*И}^{ЭИ} = 2$ 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 $U(x, y, t_*) < U_{*ИГ2С}^{10Г2С} = 12$ 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.

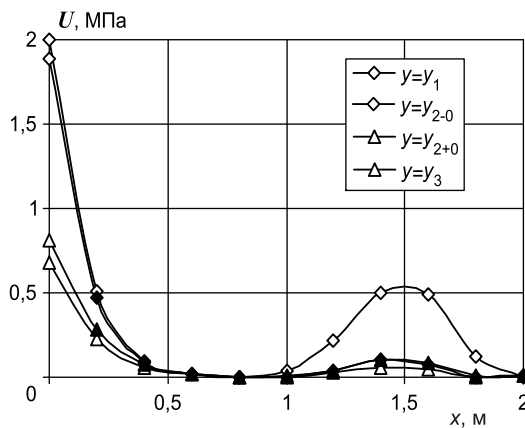


Рис. 4. Распределение энергии деформации на границах слоев в момент времени t_*

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.

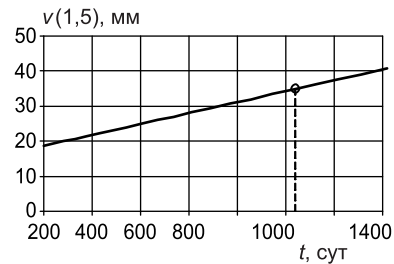


Рис. 5. Зависимость прогиба в сечении $x = 1,5$ м от времени эксплуатации

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).

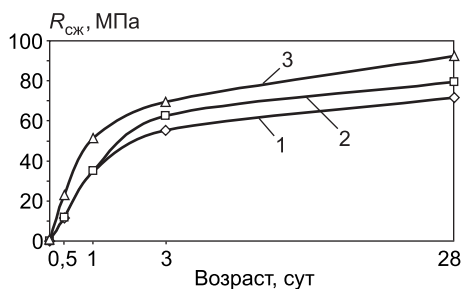


Рис. 1. Влияние вида цемента на кинетику набора прочности цементного камня из равноподвижного теста
1 — Оскольский; 2 — Белгородский; 3 — Липецкий

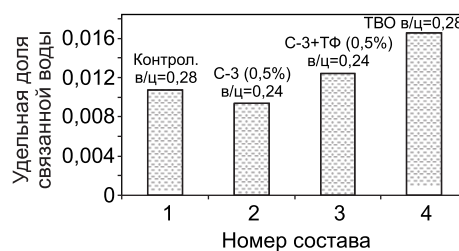


Рис. 2. Удельная доля связанной воды по массе в возрасте 12 ч, определенная с использованием ПМР

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).

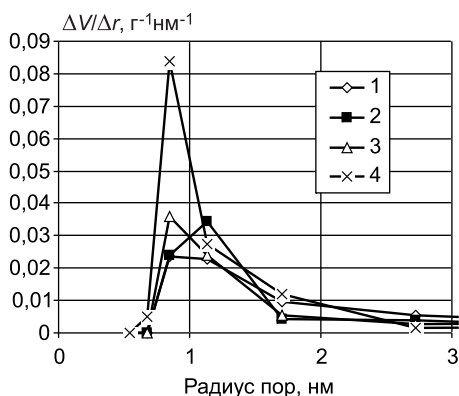


Рис. 3. Дифференциальное распределение пор в возрасте 12 ч (номера составов см. на рис. 2)

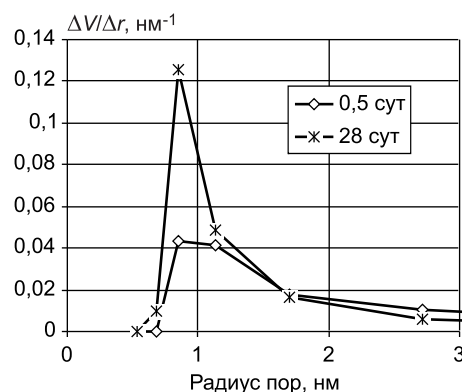


Рис. 4. Дифференциальное распределение пор в возрасте 0,5 и 28 сут (состав 1)

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.

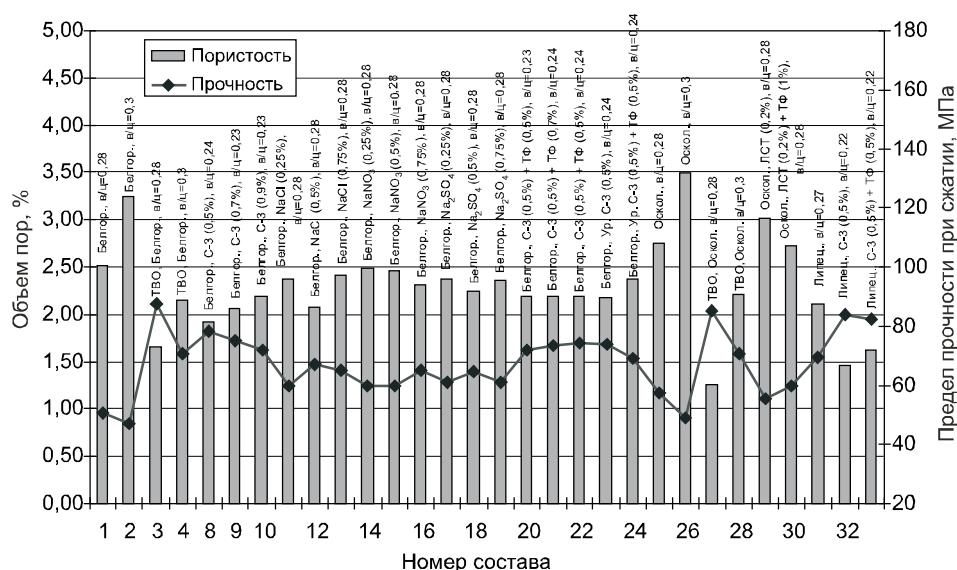


Рис. 5. Прочность при сжатии и объем пор радиусом 68,7–5,1 нм в возрасте 3 сут

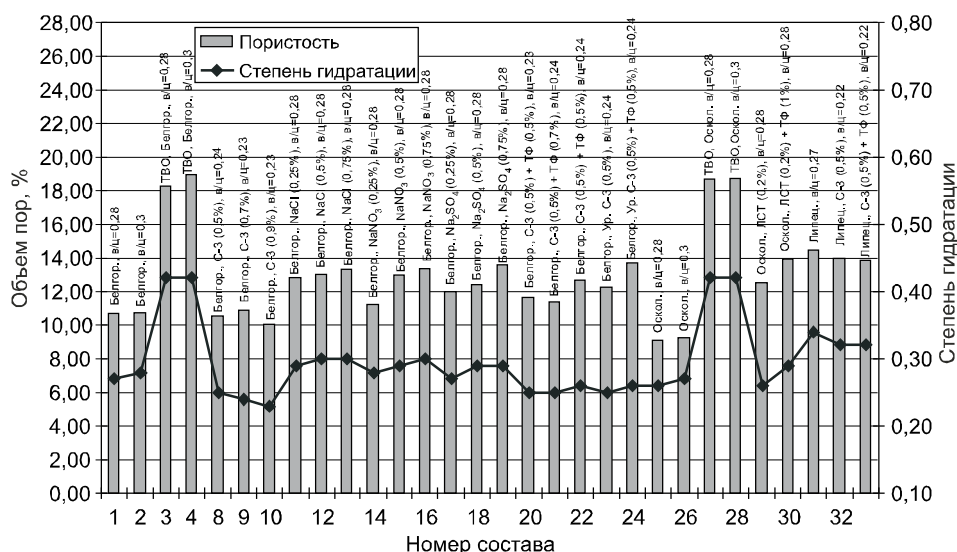


Рис. 6. Объем пор радиусом менее 1,0 нм и степень гидратации в возрасте 3 сут

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-

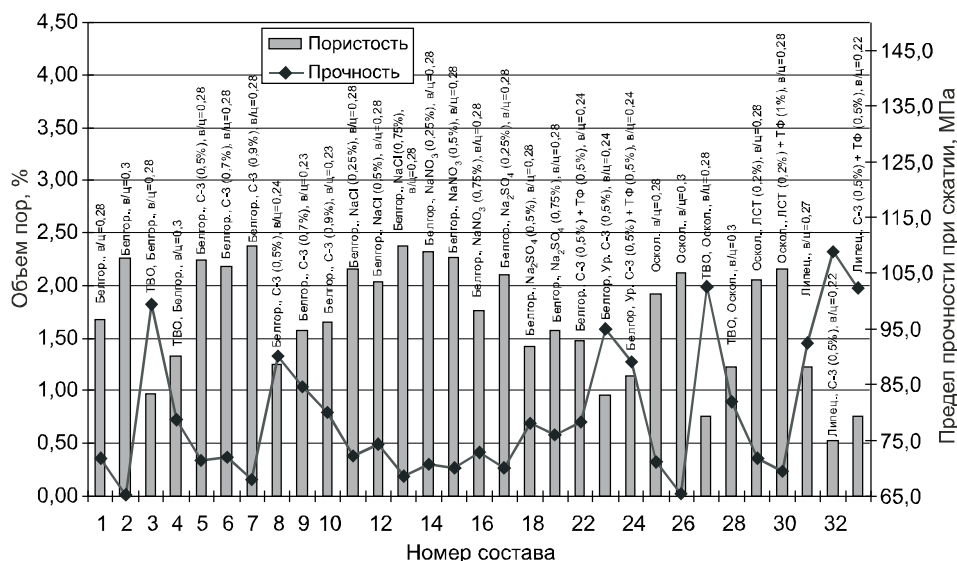


Рис. 7. Объем пор радиусом 68,7–5,1 нм и прочность в возрасте 28 сут

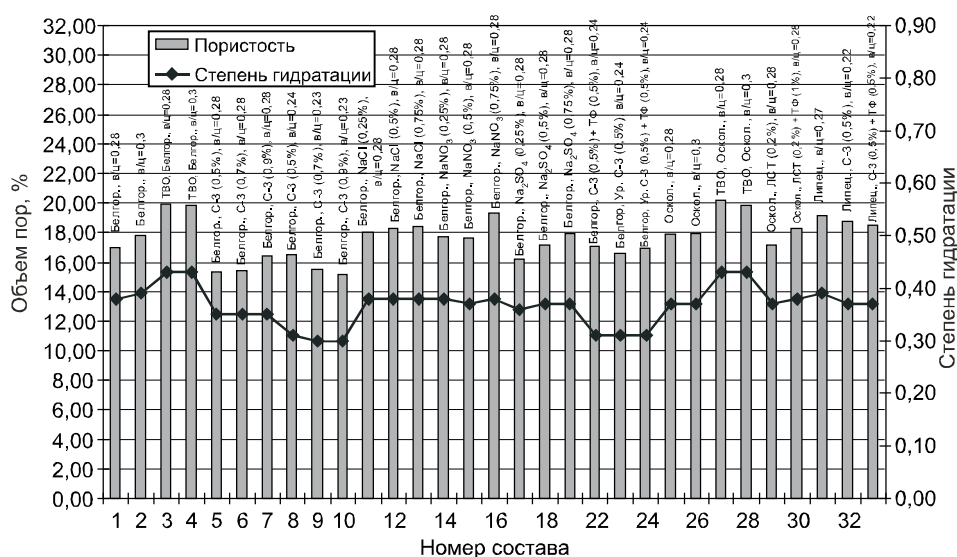


Рис. 8. Объем пор радиусом менее 1,0 нм и степень гидратации в возрасте 28 сут

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 водоразмягчения 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	

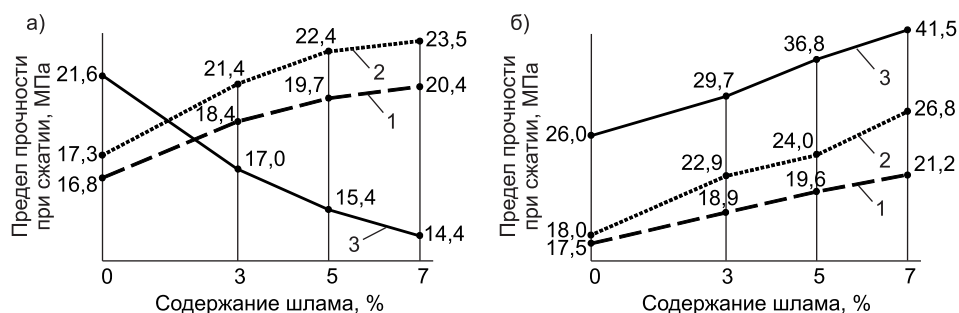


Рис. 1. Динамика изменения прочности бетонных образцов на заполнителе, активированном шламом при различных сроках твердения

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.

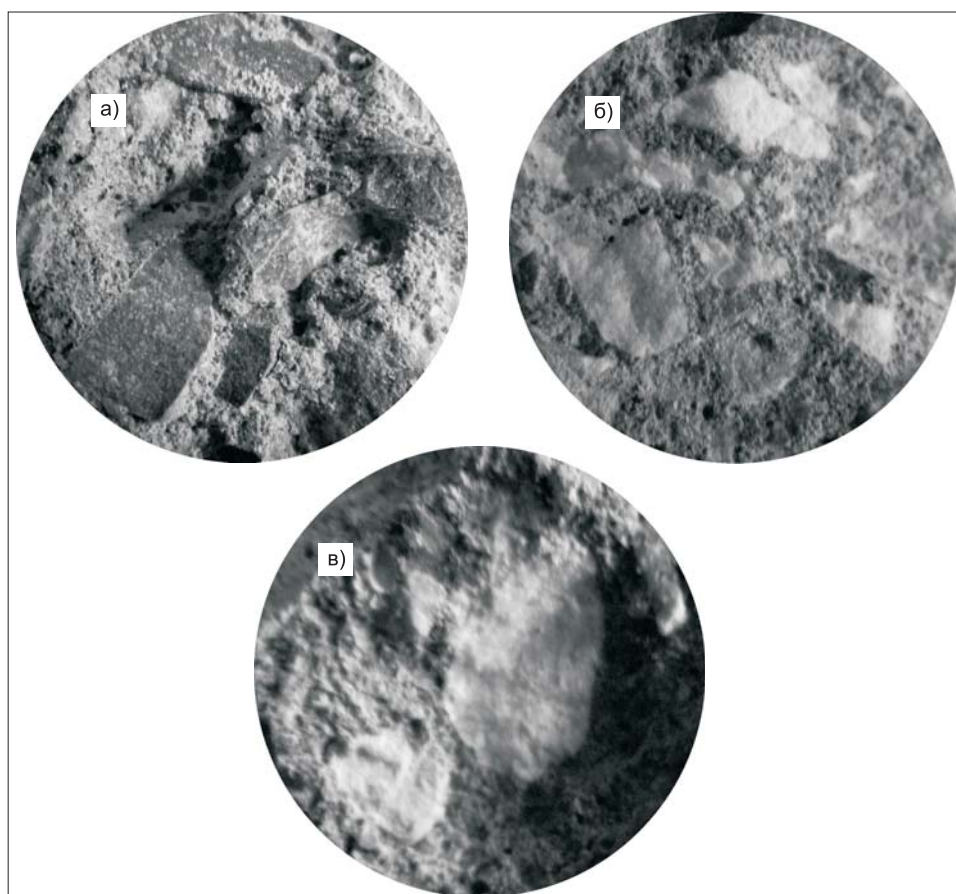


Рис. 2. Макроструктура образцов бетонов в возрасте 9 мес
а — гранит; б — мрамор; в — известняк

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 нагрузка, 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

Б. С. БАТАЛИН, д-р техн. наук, проф., Д. Р. ГАЗЕТДИНОВ, асп. (Пермский государственный технический университет)

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 20–25 °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 густоту 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

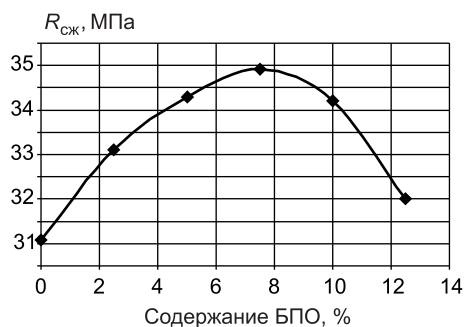
Прочность образцов как при изгибе, так и при сжатии практически не меняется. Небольшие отклонения прочности от контрольного значения не превышают ошибки эксперимента.

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

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

где aB , $aЦ$, $aГ$, $aМ$ — 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);

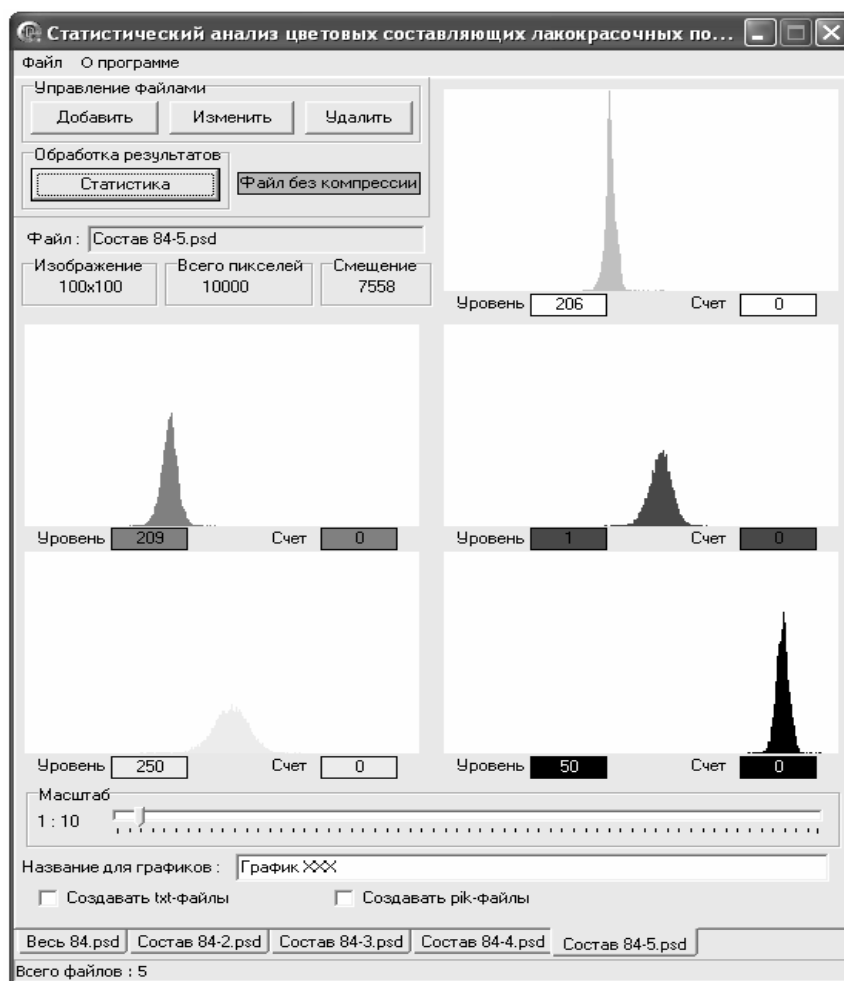


Рис. 1. Интерфейс программного комплекса «Статистический анализ цветовых составляющих лакокрасочных покрытий»

- 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);

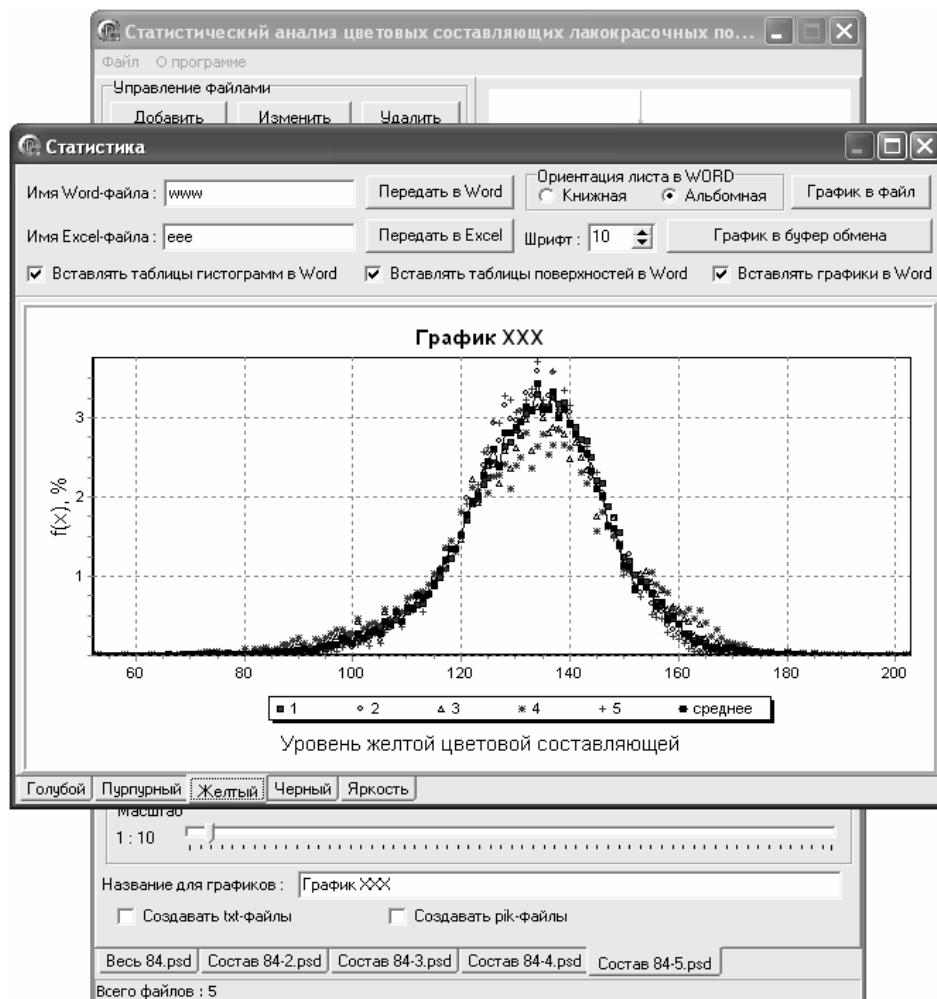


Рис. 2. Графическое представление результатов анализа цветовых составляющих лакокрасочных покрытий

- 5) формирование базы данных для построения поверхностей распределения цветовых 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

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

где aB , $aГ$, $aМЛ$ — 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 , $X_{МЛ}$, X_C , X_M , X_Y , X_K , X_B — коэффициенты весомерностей 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 весомерности свойств защитно-декоративных покрытий по цементной подложке

Вид разрушения			Условное обозначение	Коэффициент весо- мостности
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 оснащенном 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).

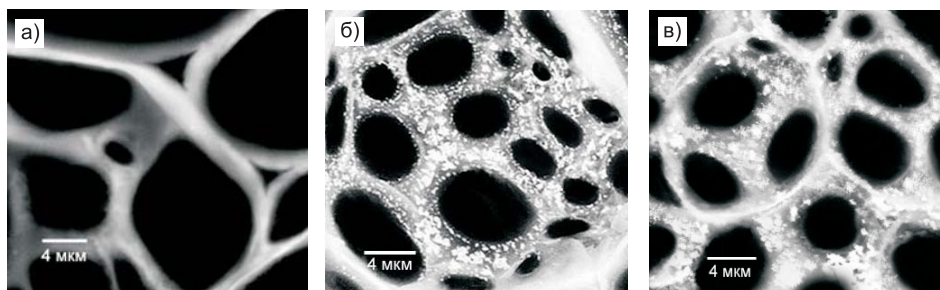


Рис. 1. Микрофотографии структуры карбамидного пенопласта

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.

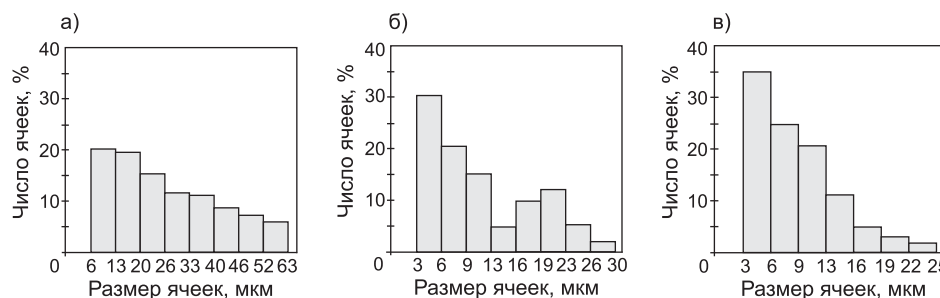


Рис. 2. Гистограммы распределения ячеек по размерам карбамидного пенопласта

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-солевых 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.

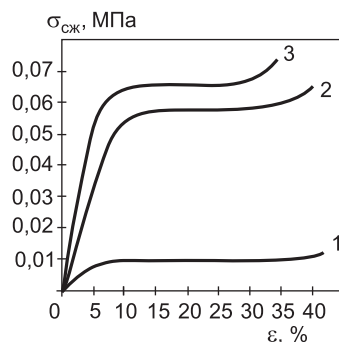


Рис. 3. Диаграммы деформирования карбамидного пенопласта 1 — без наполнителя; 2 — наполненного алюмонатриевым отходом; 3 — отходом водоочистки ТЭЦ

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].

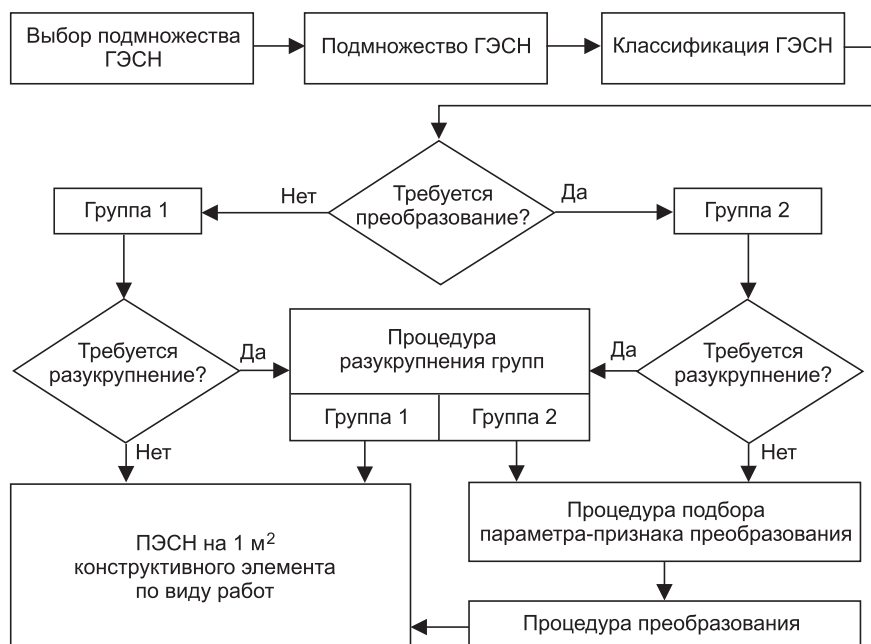
Но для практического использования рекомендуемой методики необходимы специальные сметные нормы наборов ресурсов на 1 м² конструктивных элементов.

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 является: 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

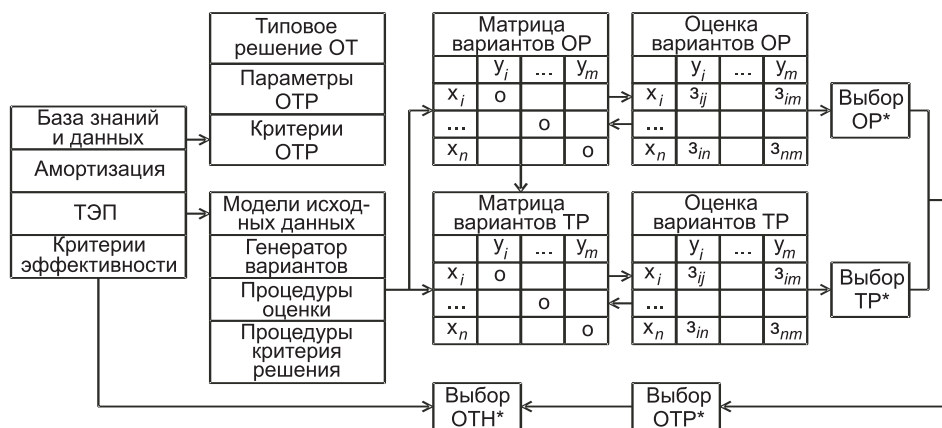


Рис. 1. Имитационная модель выбора ОТН проектных решений строительных работ помощью датчика случайных чисел. Алгоритм планирования продолжительности строительства сооружений составлен с использованием метода Монте-Карло [4]. Имитационная модель позволяет учесть влияние возможных реакций на различные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

Имитационной моделью предусматривается формирование базовых ограничений и нормативной базы для разработки вариантов ОТР 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 ОТР.

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

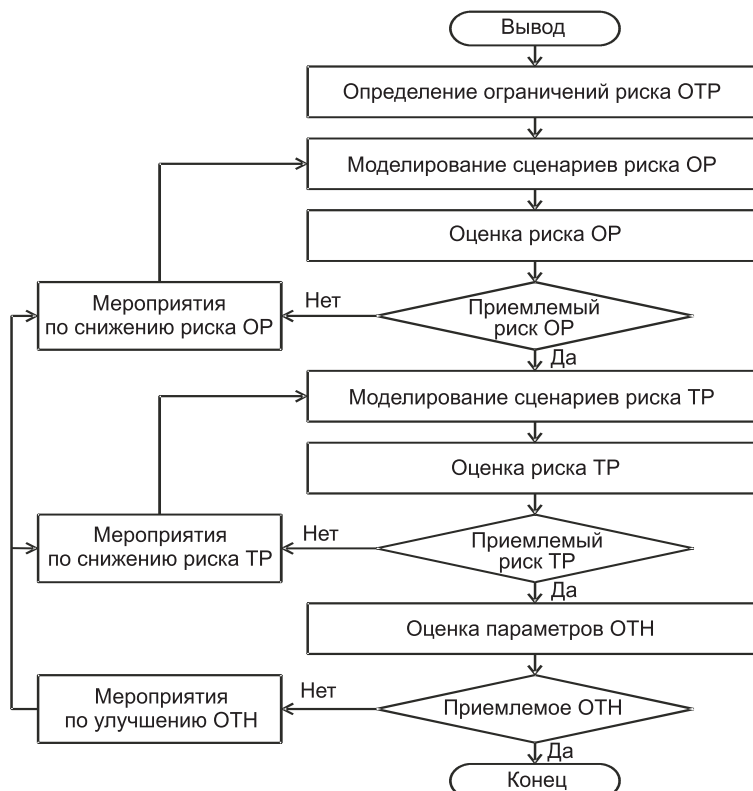


Рис. 2. Алгоритм реализации модели рисков ОТН проектов

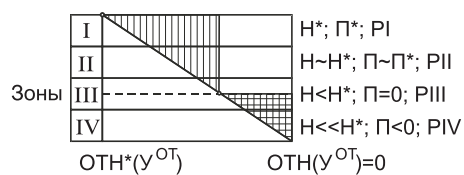


Рис. 3. Номограмма зон организационно-технологической неустойчивости строительного проекта:

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.

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

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., Лабутин 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.

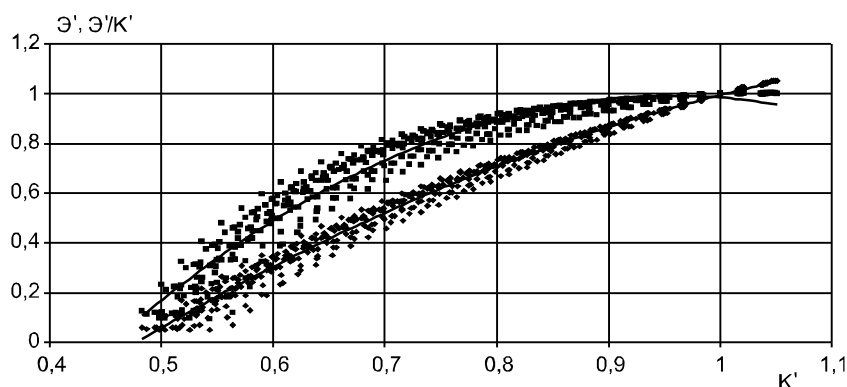
- Утилизация теплоты вытяжного воздуха. Наименее затратным является применение схемы с промежуточным теплоносителем при максимально возможной температурной эффективности утилизаторов (до 0,5).

- 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}'/K' (верхняя линия) от относительных затрат на энергосберегающие мероприятия 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 ка-

питаловложений 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

ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО

УДК 626.882

А. А. КАРАПЕТЯН, асп., Е. Н. КОНОПЛЕВ, канд. техн. наук, доц., М. А. СКОРОБОГАТОВ, д-р техн. наук, доц. (ГОУ ВПО «Тверской государственный технический университет»)

АНАЛИЗ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ОДНОКАМЕРНОГО ЛЕСТНИЧНОГО РЫБОХОДА С СИФОННЫМ ВОДОСБРОСОМ

Предложено дифференциальное уравнение, описывающее процессы наполнения и опорожнения головной маршевой камеры однокамерного лестничного рыбохода с сифонным водосбросом, приводится анализ работы рыбопропускного сооружения. На конкретном примере показано, что при заданных ихтиологических данных (бросковых скоростях для пропускаемых видов рыб) во время работы сифонного водосброса возможен проход рыб в головную маршевую камеру, а при выключенном сифоне — выход их из головной маршевой камеры в верхний бьеф.

Проведенный анализ работы построенных рыбопропускных сооружений показал, что для пропуска рыб к местам нереста через плотины при перепадах уровней воды между верхним и нижним не более 10 м используются рыбоходы различной конструкции [1–3 и др.]. При этом благоприятные гидравлические условия прохода рыб по трактам рыбоходов имеют место, если средние скорости течения во вливных отверстиях не превышают бросковых скоростей для пропускаемых видов.

Одним из перспективных конструктивных решений пропуска рыб в таких условиях является устройство рыбохода с сифонным водосбросом [4], в котором за счет установки сифона и создания головной маршевой камеры уменьшается длина рыбохода и создаются необходимые гидравлические режимы в проточной части сооружения [5, 6]. Как показывает приведенный ниже анализ технологических режимов работы такого сооружения, в нем создаются благоприятные гидравлические условия для пропуска рыбы на всем пути ее следования.

В работе [7] для обоснования параметров гидравлических режимов процессов наполнения и опорожнения головной маршевой камеры однокамерного рыбохода с сифоном было получено уравнение (расчетная схема приведена на рис. 1):

$$\left(\frac{dZ_B}{dt}\right)^2 - \frac{2Q\omega_K}{\alpha\mu^2\omega_B^2 + \omega_K^2} \frac{dZ_B}{dt} + \frac{Q^2 - 2\mu_B^2 g \omega_B^2 Z_B}{\alpha\mu^2\omega_B^2 + \omega_K^2} = 0, \quad (1)$$

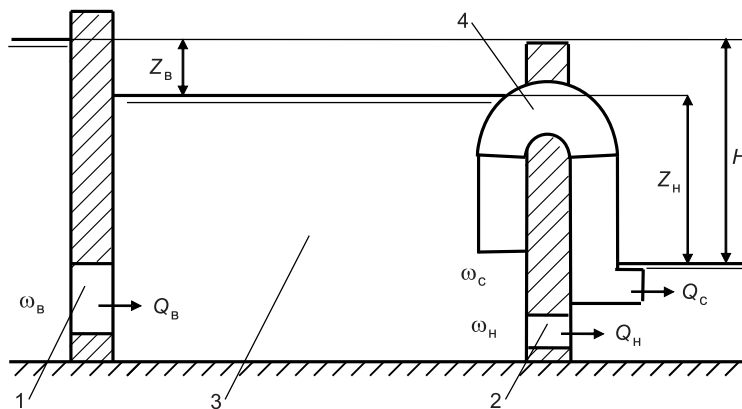


Рис. 1. Расчетная схема

1 — вливное отверстие верхней стенки; 2 — вливное отверстие нижней стенки; 3 — головная маршевая камера; 4 — сифонный водосброс

где $Z_{\text{в}}$ — разность уровней воды в верхнем бьефе и головной маршевой камере;

$\omega_{\text{к}}$ — площадь поверхности воды маршевой камеры;

$\omega_{\text{в}}$ — коэффициент расхода вливного отверстия верховой стенки;

μ — коэффициент Кориолиса;

Q — расход воды, поступающей в нижний бьеф из маршевой камеры.

Величина расхода воды Q определяется из следующих условий:

— если в нижний бьеф на привлечение поступает вода только из вливного отверстия ($Q_{\text{н}}$), то

$$Q = Q_{\text{н}}; \quad (2)$$

— если в нижний бьеф на привлечение поступает вода из сифона ($Q_{\text{с}}$) и из вливного отверстия ($Q_{\text{н}}$), то

$$Q = Q_{\text{с}} + Q_{\text{н}}. \quad (3)$$

Расходы сифонного водосброса ($Q_{\text{с}}$) и вливного отверстия низовой стенки ($Q_{\text{н}}$) определяются по следующим зависимостям:

$$Q_{\text{с}} = \omega_{\text{с}} (2gZ_{\text{н}})^{0,5}; \quad (4)$$

$$Q_{\text{н}} = \omega_{\text{н}} (2gZ_{\text{н}})^{0,5}, \quad (5)$$

где $\omega_{\text{с}}$, $\omega_{\text{н}}$ — коэффициенты расхода соответственно сифонного водосброса и вливного отверстия низовой стенки;

$\omega_{\text{с}}$, $\omega_{\text{н}}$ — соответственно площадь вливного отверстия низовой стенки и поперечного сечения сифонного водосброса;

$Z_{\text{н}}$ — разность уровней воды в маршевой камере и нижнем бьефе.

Для решения численными методами уравнение (1) приведено к виду

$$\Delta Z_{\text{в}} = \left(\frac{Q_{\text{ср}} \omega_{\text{к}}}{\alpha \mu_{\text{в}}^2 \omega_{\text{л}}^2 + \omega_{\text{к}}^2} - \sqrt{\left(\frac{Q_{\text{ср}} \omega_{\text{к}}}{\alpha \mu_{\text{в}}^2 \omega_{\text{л}}^2 + \omega_{\text{к}}^2} \right)^2 - \frac{Q_{\text{ср}}^2 - 2\mu_{\text{в}}^2 g \omega_{\text{л}}^2 Z_{\text{вср}}}{\alpha \mu_{\text{в}}^2 \omega_{\text{л}}^2 + \omega_{\text{к}}^2}} \right) \cdot \Delta t, \quad (6)$$

где $Q_{\text{ср}}$, $Z_{\text{вср}}$ — соответственно величина расхода, поступающего в нижний бьеф гидроузла, разность уровней воды на верховой стенке рыбохода на середине временного интервала Δt .

При расчетах в выражениях (4) и (5) величина $Z_{\text{н}}$ также берется на середине временного интервала Δt .

Как показали исследования [8], для нормальной работы данного сооружения необходимо, чтобы соотношения площадей вливных отверстий верховой ($\omega_{\text{в}}$), низовой ($\omega_{\text{н}}$) стенок и площади поперечного сечения сифонного водосброса ($\omega_{\text{с}}$) определялись из следующих выражений:

$$\frac{\omega_{\text{в}}}{\omega_{\text{н}}} = \sqrt{\frac{H}{Z_{\text{вд}}} - 1}; \quad (7)$$

$$\frac{\omega_{\text{с}}}{\omega_{\text{н}}} = \left(\frac{\omega_{\text{в}}}{\omega_{\text{к}}} \sqrt{\left(\frac{H}{Z_{\text{нд}}} - 1 \right)} - 1 \right) \frac{\mu_{\text{н}}}{\mu_{\text{с}}}, \quad (8)$$

где H — разность уровней воды в верхнем и нижнем бьефах;

$Z_{\text{вд}}$, $Z_{\text{нд}}$ — соответственно перепады уровней воды на верховой и низовой стенках, при которых происходит проход рыб через вливные отверстия.

Величины $Z_{\text{вд}}$, $Z_{\text{нд}}$ определяют средние скорости течения во вливных отверстиях, при которых рыбы на бросковых скоростях проходят

через них вверх против течения соответственно из головной маршевой камеры в верхний бьеф и из нижнего бьефа в маршевую камеру.

Анализ технологических режимов выполнен на примере при следующих исходных данных: разность уровней воды между верхним и нижним бьефами $H = 1,5$ м, площадь вливного отверстия нижней стенки $F_n = 0,36$ м², площадь вливного отверстия верхней стенки $F_v = 0,72$ м², площадь поперечного сечения сифона $F_c = 1,17$ м², коэффициенты расхода вливных отверстий $\alpha_v = \alpha_n = 0,65$ [9], коэффициент расхода сифонного водосброса (α_c) по предварительным расчетам, выполненным по методике, изложенной в [10], принят равным 0,6. Расчетная средняя скорость течения во вливных отверстиях 2,0 м/с. Это максимальная скорость течения, при которой возможен проход рыб через отверстия. При разности уровней воды на низовой стенке рыбохода $Z_n = 0,3$ м в данном примере предполагается выключение сифона и при $Z_v = 0,3$ м на верховой стенке — включение сифона.

Расчетами установлено, что продолжительность работы сифонного водосброса зависит от размеров маршевой камеры. При изменении площади поверхности воды в камере от 50 до 1000 м² продолжительность ее наполнения увеличивается в 40 раз.

Технологическая схема работы данного сооружения может быть разбита на несколько операций (рис. 2).

1. *Заход рыб в рыбоход и накопление в маршевой камере.* В этом случае в нижний бьеф гидроузла поступает вода из вливного отверстия и из сифонного водосброса. По данным расчетов для принятых исходных данных средняя скорость течения на выходе из вливного отверстия равна 1,6 м/с, из сифонного водосброса — 1,5 м/с. Средняя скорость течения в вливном отверстии верхней стенки 3,2 м/с. Продолжительность этой операции определяется продолжительностью работы сифона. Сифон может отключаться автоматически при достижении определенного уровня в маршевой камере или выключаться по определенной программе. Рыба, привлеченная в нижнем бьефе гидроузла, заходит в рыбопропускное сооружение и накапливается в маршевой камере, при этом скорости течения в вливном отверстии верховой стенки не позволяют ей проходить в верхний бьеф гидроузла.

2. *Наполнение маршевой камеры.* После выключения сифона (автоматически или по определенной программе) происходит наполнение рабочей камеры. Перепад уровней воды на низовой стенке увеличивается, на верховой уменьшается, а средняя скорость течения в вливном отверстии низовой стенки увеличивается с 1,6 до 3,2 м/с, а верховой стенки

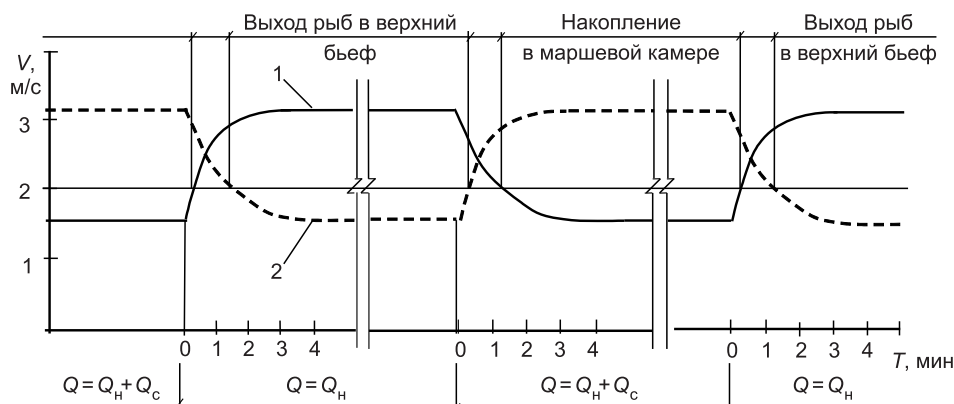


Рис. 2. Изменение средней скорости течения (V) в вливном отверстии низовой стенки (1) и верховой стенки (2) при работе рыбохода

уменьшается с 3,2 до 1,6 м/с. За счет увеличения средней скорости течения на выходе из вливного отверстия увеличивается длина и ширина рыбопривлекающего шлейфа.

3. *Выход рыб из маршевой камеры в верхний бьеф.* При достижении перепада уровней воды на верхней стенке 0,5 м (в этом случае средняя скорость течения во вливном отверстии достигает величины 2,0 м/с, что соответствует принятой верхней границе бросковых скоростей) мигранты начинают выходить из маршевой камеры в верхний бьеф. Выход рыб продолжается и при достижении средней скорости течения в вливном отверстии верховой стенки 1,6 м/с. После выхода всех рыб в верхний бьеф происходит зарядка сифона.

4. *Опорожнение головной маршевой камеры.* При работе сифона происходит опорожнение головной маршевой камеры, при этом скорость течения в вливном отверстии верхней стенки изменяется от 1,6 до 3,2 м/с. Следует отметить, что при изменении скорости течения от 1,6 до 2,0 м/с (при изменении перепада на вливном отверстии верхней стенки от 0,3 до 0,5 м) возможен выход мигрантов из маршевой камеры в верхний бьеф. В период изменения средней скорости течения в вливном отверстии нижней стенки от 2,0 до 1,6 м/с также возможна (при изменении перепада на нижнем вливном отверстии от 0,5 до 0,3 м) миграция рыб из нижнего бьефа в маршевую камеру.

При достижении перепада уровней воды на нижней стенке 0,3 м повторяется первая операция и т.д.

Вывод. Приведенные выше данные показывают возможность использования данного рыбопропускного сооружения для пропуска рыб из нижнего бьефа гидроузла в верхний. При этом в вливных отверстиях возможно создание скоростей течения, позволяющих мигрантам, идущим на нерест, проходить из нижнего бьефа гидроузла в верхний.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Строительные нормы и правила. Подпорные стены, судоходные шлюзы, рыбопропускные и рыбозащитные сооружения. СНиП 2.06.07-87.— М.: Стройиздат, 1987.— 35 с.
2. Clay C. H. Design of fishway and other facilities.— Lewis Publisher, Boca Ratin, Ann Harbor, London, Tokyo, 1995.— 248 p.
3. Pavlov D. S. Fish behavior during upstream and downstream migrations and structures assisting their migrations. International DWA/D. S. Pavlov, M. A. Skorobogatov//Symposium on Water Resources Management. Free Passage for Aquatic fauna in Rivers and Water Bodies.— Berlin, 2006.— P. 7–11.
4. А.с. 1167261 СССР, МКИ³ В 02 В 8/08. Рыбоход (его варианты)/В. С. Карелин, Е. Н. Коноплев, В. И. Никитенко.— Оpubл. Б.И. № 26, 1985.
5. Карапетян А. А. Рыбоходы с изменяющимися скоростями течения в вливных отверстиях/А. А. Карапетян, Е. Н. Коноплев, М. А. Skorobogatov//Вестн. Тверского гос. техн. ун-та.— Тверь: ТГТУ, 2005.— Вып. 6.— С. 37–40.
6. Коноплев Е. Н. Рыбоходы, совмещенные с сифонными водосбросами/Е. Н. Коноплев, М. А. Skorobogatov, А. А. Карапетян//Матер. докл. Междунар. конф. «Поведение рыб».— Борок, 2005.— С. 255–258.
7. Карапетян А. А. К вопросу об основном уравнении неустановившихся процессов движения воды в лестничном рыбоходе с сифонным водосбросом/А. А. Карапетян, Е. Н. Коноплев, М. А. Skorobogatov//Перспективы развития Волжского региона: Матер. Всерос. науч. конф.— Тверь, 2005.— Вып. 7.— С. 4–7.
8. Карапетян А. А. Обоснование размеров вливных отверстий рыбохода с сифонным водосбросом/А. А. Карапетян, Е. Н. Коноплев, М. А. Skorobogatov//Вестн. Тверского гос. техн. ун-та.— Тверь: ТГТУ, 2007.— Вып. 10.— С. 204–207.
9. Справочник по гидравлическим расчетам/Под ред. П. Г. Киселева.— М.: Энергия, 1977.— 312 с.
10. Симаков Г. В. Сифонные водосбросы/Г. В. Симаков.— Л., 1974.— 67 с.

© Карапетян А. А., Коноплев Е. Н., Skorobogatov М. А., 2008

Получено после доработки 15.02.08

САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА

УДК 697.932.3:536.92

М. И. ШИЛЯЕВ, д-р техн. наук, проф., Е. М. ХРОМОВА, канд. физ.-мат. наук, доц., А. В. ТУМАШОВА, асп. (Томский государственный архитектурно-строительный университет)

ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ТЕПЛОМАССООБМЕНА В ФОРСУНОЧНЫХ ОРОСИТЕЛЬНЫХ КАМЕРАХ ПРИ ВЫСОКИХ ВЛАГОСОДЕРЖАНИЯХ

На основе представлений о взаимопроникающих разнотемпературных континуальных средах сформулирована физико-математическая модель движения и теплообмена парогазовой смеси с каплями в оросительных форсуночных камерах при высоких влажностях. Проведен анализ модели для вертикальных камер.

В [1] представлена физико-математическая модель теплообмена парогазового потока с каплями жидкости в оросительных камерах различного назначения. В модели учтено влияние повышенной концентрации паров на теплообменные процессы с помощью стефановской поправки, а также существенное проявление эффектов испарения-конденсации на параметры состояния парогазового потока. Учтена переменность массы капель в их уравнениях движения. Эти уравнения представлены в лагранжевой системе координат. Такая постановка неудобна для анализа горизонтальных камер, когда значительная часть капель под действием силы тяжести может выпадать из потока в поддон, не доходя до выхода из камеры. В этой связи целесообразно рассмотреть постановку этой задачи в континуальном представлении компонентов системы парогазовая смесь — капли, при котором «размазанная» плотность капель будет меняться по всему пространству в зависимости от динамики их движения и выпадения под действием силы тяжести. В настоящей работе сформулирована физико-математическая модель движения двухфазной трехкомпонентной гетерогенной среды капли жидкости — парогазовая смесь в оросительных форсуночных камерах. Компоненты среды рассматриваются как разнотемпературные, разнотемпературные взаимопроникающие континуумы. Уравнения модели имеют следующий вид:

— уравнение движения для капель жидкости с учетом переменности их массы за счет процессов испарения-конденсации

$$\frac{d\vec{V}_k}{d\tau} = \vec{g} + \vec{R} - \frac{\vec{V}_k - \vec{U}}{m_k} \frac{dm_k}{d\tau}; \quad (1)$$

— уравнение неразрывности для жидкости

$$\frac{d\rho_k}{d\tau} = \rho_k \frac{dm_k}{m_k d\tau} - \rho_k \nabla \vec{V}_k; \quad (2)$$

— уравнение массообмена капли жидкости с потоком парогазовой смеси за счет испарения-конденсации (уравнение Максвелла с поправками на стефановский поток K_c и на инерционность обтекания капли Φ (Фросслинга))

$$\frac{dm_k}{d\tau} = \frac{2\pi M_1 K_c D \delta_k}{RT} (P_1 - P_{pk}) \Phi \quad (3)$$

или

$$\frac{dm_k}{d\tau} = -\beta\pi\delta_k^2(\rho_{pk} - \rho_1); \quad (3')$$

— уравнение для влагосодержания

$$\frac{dd}{d\tau} = \frac{W}{\rho_2}; \quad (4)$$

— уравнение для скорости парогазовой смеси вдоль оси камеры [1]

$$U = U_0 \frac{T}{T_{00}} \frac{K+d}{K+d_0}; \quad (5)$$

— уравнение теплообмена капли с потоком парогазовой смеси

$$c_{ж}m_k \frac{d\Theta}{d\tau} = -\alpha_k \pi \delta_k^2 (\Theta_{п} - T) + \Gamma_{ж} \frac{dm_k}{d\tau} - (c_{ж}\Theta_{п} - c_1 T) \frac{dm_k}{d\tau}; \quad (6)$$

— уравнение для температуры парогазовой смеси

$$\frac{d(cT)}{d\tau} = - \left[\frac{\alpha_k \pi \delta_k^2 (\Theta_{п} - T)}{\frac{dm_k}{d\tau}} + (c_{ж}\Theta_{п} - c_1 T) \right] \frac{dd}{d\tau} \frac{\rho_2}{\rho}. \quad (7)$$

Уравнения (1)–(7) должны решаться при следующих начальных условиях: при $\tau = 0$

$$\vec{V}_k = \vec{V}_{k0}, \quad \vec{U} = \vec{U}_0, \quad m_k = m_{k0}, \quad d = d_0, \quad \Theta = \Theta_0, \quad T = T_{00},$$

$$\rho_k = \rho_{k0} = q\rho_{ж} \text{ (прямоток)}, \quad \rho_{k0} = q\rho_{ж} \frac{U_0(x=h)}{U(x=0)} \text{ (противоток, см. рис. 1)}. \quad (8)$$

Система уравнений (1)–(7) дополняется уравнениями состояния для компонент смеси парогазового потока:

$$\rho = \rho_{20} - \frac{1-K}{K} \rho_1; \quad (9)$$

$$\rho_1 = \frac{M_1 P_1}{RT}; \quad P_1 = B \frac{d}{K+d}; \quad (10)$$

$$\rho_{20} = \frac{B M_2}{RT}; \quad (11)$$

$$\rho_2 = \frac{(B-P_1)M_2}{RT}, \quad (12)$$

а также уравнениями для коэффициента сопротивления капель [2]

$$\tilde{\xi} = \frac{\xi}{\xi_c} = (1 + 0,0152 \text{Re}_k + 1,08 \text{Re}_k^{0,2}) \quad (13)$$

и коэффициентов теплообмена и массообмена [3]:

$$\text{Nu} = 2 + \text{Re}_k^{0,55} \text{Pr}^{0,33}; \quad (14)$$

$$\text{Nu}' = 2K_c \Phi. \quad (15)$$

Коэффициенты вязкости и теплопроводности вычисляются на основе кинетической теории газов для бинарных смесей:

$$\mu = \frac{\rho_1 \mu_1}{\rho_1 + \rho_2 \Phi_{12}} + \frac{\rho_2 \mu_2}{\rho_2 + \rho_1 \Phi_{21}}; \quad (16)$$

$$\lambda = \frac{\rho_1 \lambda_1}{\rho_1 + \rho_2 A_{12}} + \frac{\rho_2 \lambda_2}{\rho_2 + \rho_1 A_{21}}, \quad (17)$$

где ρ_1, ρ_2 — плотности компонентов смеси, вычисляемые по уравнениям (10) и (12), Φ_{ij} и A_{ij} :

$$\Phi_{12} = \frac{\left[1 + \sqrt{\frac{\mu_1}{\mu_2}} \left(\frac{M_2}{M_1} \right)^{1/4} \right]^2}{\left[8 \left(1 + \frac{M_1}{M_2} \right) \right]^{1/2}}, \quad \Phi_{21} = \frac{\mu_2}{\mu_1} \frac{M_1}{M_2} \Phi_{12}; \quad (18)$$

$$A_{12} = \frac{\left[1 + \sqrt{\frac{\mu_1}{\mu_2}} \left(\frac{M_1}{M_2} \right)^{3/4} \right]^2}{\left[8 \left(1 + \frac{M_1}{M_2} \right) \right]^{1/2}}, \quad A_{21} = \frac{\left[1 + \sqrt{\frac{\mu_2}{\mu_1}} \left(\frac{M_2}{M_1} \right)^{3/4} \right]^2}{\left[8 \left(1 + \frac{M_2}{M_1} \right) \right]^{1/2}}. \quad (19)$$

В (16)–(19) μ_1 и μ_2 , λ_1 и λ_2 — динамические вязкости и теплопроводности компонентов смеси, которые могут быть вычислены по формулам Сатерленда:

$$\mu_i = \mu_{oi} \frac{T_0 + c_i}{(T_0 + t) + c_i} \left(\frac{T_0 + t}{T_0} \right)^{3/2}, \quad i = 1, 2, \quad (20)$$

где для пара $c_1 = 961$, $\mu_{o1} = 10,0 \cdot 10^{-6}$ Па·с при $T = T_0 = 273\text{K}$, $V = V_0 = 101325$ Па, $M_1 = 18 \frac{\text{кг}}{\text{кмоль}}$; для воздуха $c_2 = 124$, $\mu_{o2} = 17,3 \cdot 10^{-6}$ Па·с при $T = T_0$, $V = V_0$, $M_2 = 29 \frac{\text{кг}}{\text{кмоль}}$;

$$\lambda_1 = \lambda_{o1} \frac{T_{10} + c_1}{(T_0 + t) + c_1} \left(\frac{T_0 + t}{T_{10}} \right)^{3/2}, \quad (21)$$

где для пара $\lambda_{o1}(t = 10^\circ\text{C}) = 1,89 \cdot 10^{-2} \frac{\text{Вт}}{\text{мК}}$ при $T_{10} = 283\text{K}$, $V = V_0$;

для воздуха

$$\lambda_2 = \lambda_{o2} \frac{T_0 + c_2}{(T_0 + t) + c_2} \left(\frac{T_0 + t}{T_0} \right)^{3/2}, \quad (22)$$

где $\lambda_{o2} = 2,44 \cdot 10^{-2} \frac{\text{Вт}}{\text{мК}}$ при $T = T_0$, $V = V_0$.

Уравнения модели могут решаться в стационарной постановке для прямого тока (задание начальных условий для капель жидкости и парогазовой смеси на одной стороне аппарата при $x = 0$) и противотока (задание начальных условий для капель жидкости на одной стороне аппарата при

$x=0$, а для парогазовой смеси на другой при $x=h$). При этом $\frac{\partial}{\partial t}=0$ и $\frac{d_i(...)}{d\tau}=\vec{V}_i\nabla(...)$, где индекс i определяет субстанциональную производную.

Для расчета температуры поверхности капли можно воспользоваться приближенным уравнением [1]

$$-4\lambda_{\text{ж}}(\Theta_{\text{п}} - \Theta) = \lambda \text{Nu}(\Theta_{\text{п}} - T) + Dr_{\text{ж}} \text{Nu}' \frac{M_1}{R} \left(\frac{P_{\text{пк}}}{\Theta_{\text{п}}} - \frac{P_1}{T} \right). \quad (23)$$

Обозначения, принятые в формулах:

$\rho_{\text{к}}$ — массовая концентрация капель;

$m_{\text{к}}$ — масса капли;

M_1, M_2 — молекулярные массы паров жидкости и сухого газа;

$K = M_1 / M_2$;

$\delta_{\text{к}} = \sqrt{\frac{6m_{\text{к}}}{\pi\rho_{\text{ж}}}}$ — диаметр капли;

D — коэффициент диффузии пара (для водяного пара $D = D_0 \frac{B_0}{B} \left(\frac{T}{T_0} \right)^{1,8}$,

$D_0 = 21,6 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ при барометрическом давлении $B = B_0 = 101325 \text{ Па}$, $T_0 = 273 \text{ К}$);

$\rho_{\text{ж}}$ — плотность жидкости;

$R = 8,314 \cdot 10^3 \text{ кДж/кмоль} \cdot \text{К}$ — универсальная газовая постоянная;

$T = T_0 + t$ — абсолютная температура парогазовой смеси;

Θ — абсолютная среднемассовая температура капель;

$K_c = 1 + \frac{P_1 + P_{\text{пк}}}{2B}$ — поправка на стефановский поток;

d — влагосодержание;

$P_{\text{пк}}$ — давление насыщенных паров на поверхности капли при температуре ее поверхности $\Theta_{\text{п}}$, определяется по обобщенным эмпирическим зависимостям [1, 3] либо по термодинамическим таблицам;

$\Phi = 1 + 0,276 \text{Re}_{\text{к}}^{0,5} \text{Sc}^{0,33}$ — поправка Фросслинга;

$\text{Re}_{\text{к}} = \frac{|\vec{V}_{\text{к}} - \vec{U}| \rho \delta_{\text{к}}}{\mu}$ — число Рейнольдса обтекания капли;

$\text{Sc} = \frac{\mu}{\rho D}$ — число Шмидта;

μ, ρ — динамическая вязкость и плотность парогазовой смеси;

$T_{00} = T_0 + t_0$;

$c_{\text{ж}}, c_1, c_2, c$ — теплоемкости жидкости, пара, сухого газа, парогазовой смеси: $c = c_2 + c_1 d$;

$r_{\text{ж}}$ — удельная теплота фазовых переходов;

$\alpha_{\text{к}} = \frac{\text{Nu} \lambda}{\delta_{\text{к}}}$ — коэффициент теплоотдачи капли;

λ — коэффициент теплопроводности парогазовой смеси;

$\text{Pr} = \frac{\mu c}{\lambda}$; $\lambda_{\text{ж}}$ — коэффициент теплопроводности жидкости;

$\vec{R} = -\xi \frac{(\vec{V}_k - \vec{U})}{\tau_k}$ — вектор силы сопротивления, действующей на каплю и

приходящейся на единицу ее массы;

$\tau_k = \frac{\rho_k \delta_k^2}{18\mu}$; \vec{U} , \vec{V}_k — векторы скоростей парогазовой смеси и капель;

\vec{g} — вектор ускорения силы тяжести;

$\xi_c = \frac{24}{Re_k}$ — стоксовский коэффициент сопротивления капель;

q — коэффициент орошения: $q = Q_k / Q_{г0}$, Q_k — объемный расход жидкости, $Q_{г0}$ — объемный расход газа на входе;

Nu — число Нуссельта теплообмена;

$Nu' = \frac{\beta \delta_k}{D}$ — число Нуссельта массообмена;

— коэффициент массоотдачи капли, определяемый по концентрационному напору паров;

$\rho_{пк} = \frac{M_1 P_{пк}}{R \Theta_{п}}$ — плотность насыщенных паров жидко-

сти на поверхности капли.

На рис. 1 представлена схема вертикальной камеры орошения с противоточным движением капель жидкости и парогазовой смеси. Результаты расчетов по предложенной модели в стационарной одномерной постановке приведены на рис. 2–5. Для этого случая из уравнения (2) следует

$$\rho_k = q \rho_{ж} \frac{U_0}{U} \frac{V_{к0}}{V_{кк}} \bar{\delta}_k^3, \quad \bar{\delta}_k = \frac{\delta_k}{\delta_{к0}}. \quad (24)$$

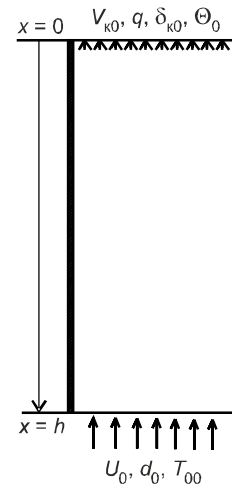


Рис. 1. Схема задания граничных условий для вертикальной камеры орошения

Численное решение проводилось методом стрельбы. При этом в уравнении теплообмена капель температура поверхности капель принималась равной их среднemasовой температуре ($\Theta_{п} = \Theta$). В [1] показано, что это условие можно с достаточной точностью принять для $\delta_k \leq 700\text{--}800$ мкм. Приведенные рисунки иллюстрируют весьма сложное изменение термодинамических параметров системы капли — парогазовая смесь, что упрощенными методами предсказать невозможно (рис. 2).

При высоких влагосодержаниях (рис. 3) за счет конденсации паров на каплях при определенных их начальных температурах и парогазовой смеси имеет место существенный рост размеров капель, снижение более чем вдвое влагосодержания и скорости парогазового потока на 20–25%. Особенно значительны изменения температуры капель (более чем в 17 раз) и температуры парогазовой смеси (более чем в 2 раза), что связано с выделением тепла при конденсации паров.

При меньших влагосодержаниях (рис. 4) и тех же остальных параметрах идет процесс испарения капель (размер их уменьшается); за счет испарительного эффекта их температура в °С заметно снижается, в данном случае порядка на 19%. За счет конвекции от капель передается тепло парогазовой смеси и происходит ее нагрев до температуры в 1,8 раза большей ее значения на входе.

При других начальных температурах капель и парогазовой смеси и влагосодержании ($h = 2$ м, $T_{00} = 293$ К, $\delta_{к0} = 700$ мкм, $q = 1$ л/м³, $\Theta_0 = 333$ К, $U_0 = 1,5$ м/с, $V_{к0} = 20$ м/с, $d_0 = 0,2$ кг/кг с.в.) рост температуры капель за

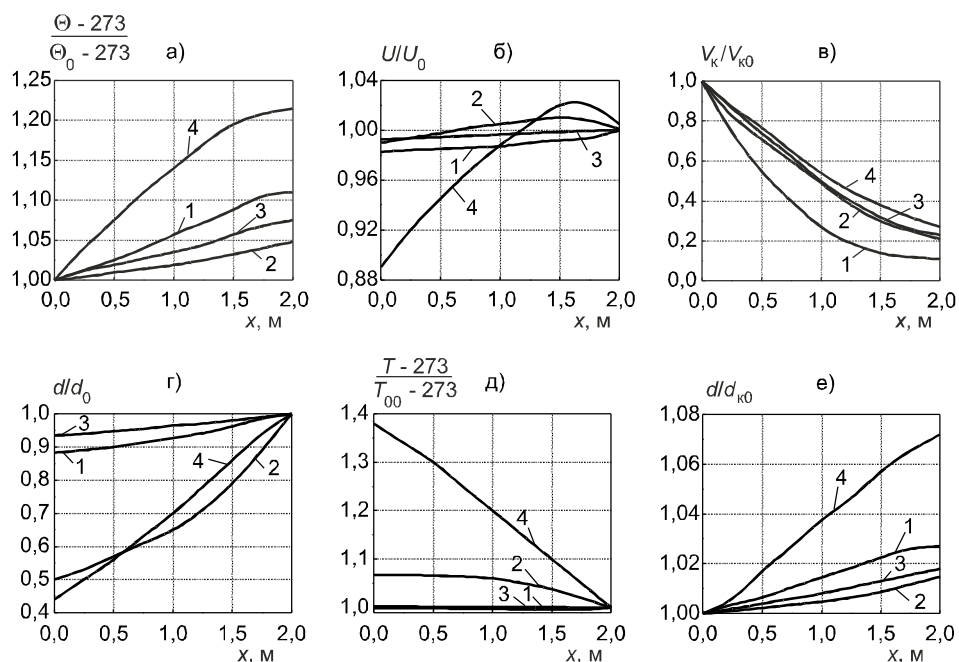


Рис. 2. Изменение параметров паровоздушного потока и капель вдоль оси вертикальной камеры высотой 2 м при $U_0 = 1$ м/с, $V_{k0} = 20$ м/с, $\Theta_0 = 293$ К

a — температура капель, b — скорость паровоздушного потока, c — скорость капель, d — влажосодержание, e — температура паровоздушного потока, f — размер капель; 1 — $T_{00} = 333$ К, $d_0 = 0,1$ кг/кг, $\delta_{k0} = 500$ мкм, $q = 0,1$ л/м³; 2 — $T_{00} = 293$ К, $d_0 = 0,1$ кг/кг, $\delta_{k0} = 700$ мкм, $q = 1$ л/м³; 3 — $T_{00} = 333$ К, $d_0 = 0,1$ кг/кг, $\delta_{k0} = 700$ мкм, $q = 0,1$ л/м³; 4 — $T_{00} = 333$ К, $d_0 = 1$ кг/кг, $\delta_{k0} = 700$ мкм, $q = 1$ л/м³

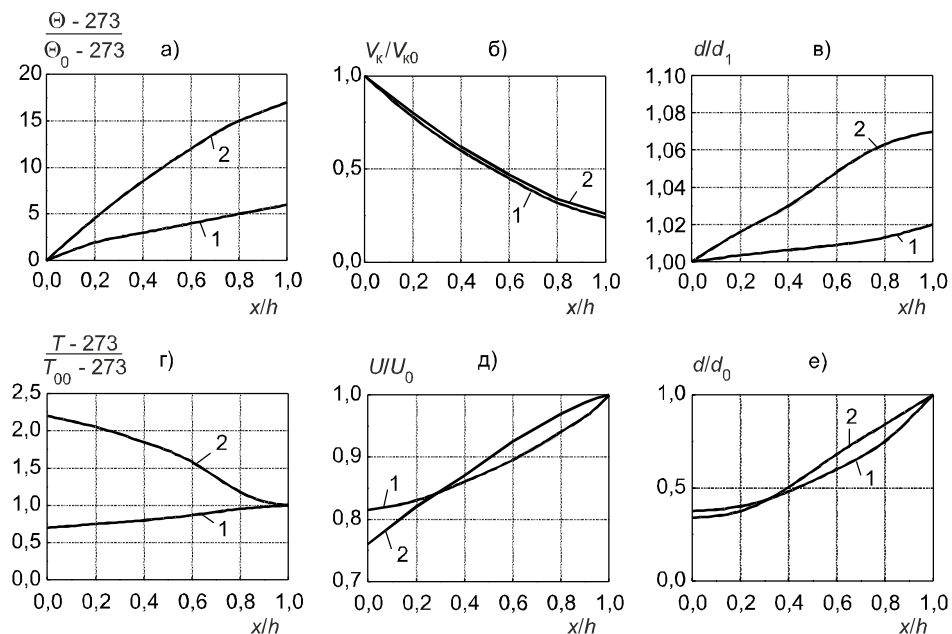


Рис. 3. Изменение параметров паровоздушного потока и капель вдоль оси вертикальной камеры высотой 2 м при $T_{00} = 378$ К, $\delta_{k0} = 700$ мкм, $q = 1$ л/м³, $\Theta_0 = 278$ К, $U_0 = 1,5$ м/с, $V_{k0} = 20$ м/с

a — температура капель, b — скорость капель, c — размер капель, d — температура паровоздушного потока, e — скорость паровоздушного потока, f — влажосодержание; 1 — $d_0 = 0,1$ кг/кг; 2 — $d_0 = 1$ кг/кг

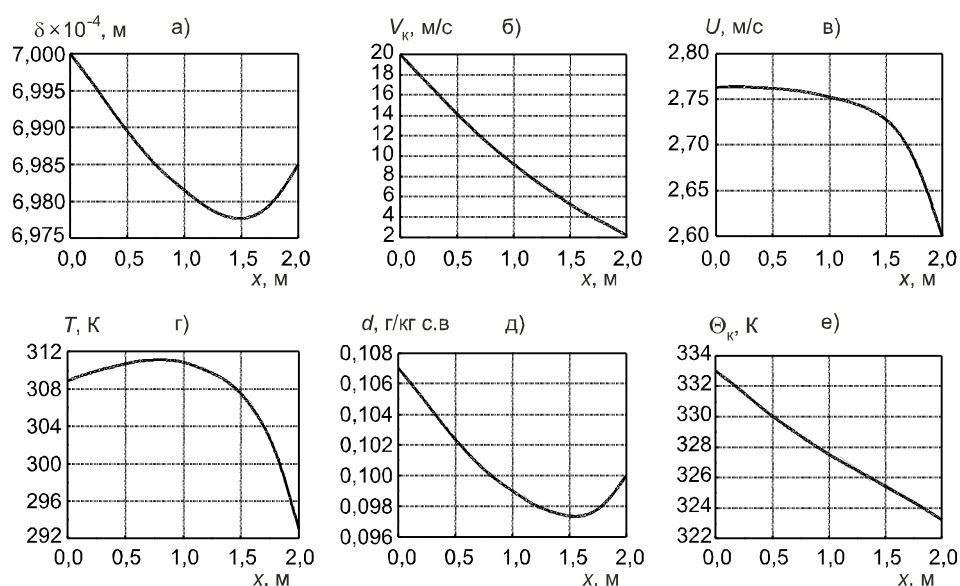


Рис. 4. Изменение параметров паровоздушного потока и капель вдоль оси вертикальной камеры высотой 2 м при $T_{00} = 293$ К, $\delta_{k0} = 700$ мкм, $q = 1$ л/м³, $\Theta_0 = 333$ К, $U_0 = 2,6$ м/с, $V_{k0} = 20$ м/с, $d_0 = 0,1$ кг/кг

a — размер капель, b — скорость капель, c — скорость паровоздушного потока, d — температура паровоздушного потока, e — влажность, f — температура капель

счет конденсации существенно ниже (порядка на 2,5%), температура парогазовой смеси повышается в 2,65 раза, что определяется в основном конвективной составляющей процесса теплообмена.

При определенных соотношениях параметров на входе при противотоке создаются условия зависания капель, о чем свидетельствует резкий рост их концентрации (рис. 5) и при больших значениях U_0 счет останавливается. Такие режимы могут быть численно установлены на основе представленной модели. Их определение имеет известный практический интерес.

Анализ модели для горизонтальных камер будет проведен в следующей работе.

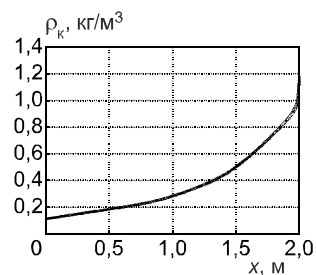


Рис. 5. Распределение плотности жидкой фазы по высоте камеры при параметрах, данных на рис. 4

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ш и л я е в М. И. Моделирование процесса тепломассообмена в оросительных камерах/М. И. Ш и л я е в, Е. М. Хромова//ТОХТ.— 2008.— Т. 42.— № 3.
2. Т а р а б а н о в М. Г. Тепломассоперенос в камерах орошения кондиционеров с форсунками распыления/М. Г. Тарабанов, Ю. В. Видин, Г. П. Бойков.— Красноярск: КрасПИ, 1974.
3. Ш и л я е в М. И. Методы расчета пылеуловителей/М. И. Ш и л я е в, А. М. Ш и л я е в, Е. П. Грищенко.— Томск: ТГАСУ, 2006.

© Ш и л я е в М. И., Хромова Е. М., Тумашова А. В., 2008

Получено 04.03.08

СТРОИТЕЛЬНЫЕ И ДОРОЖНЫЕ МАШИНЫ

УДК 621.878.001.24

Ф. Ф. КИРИЛЛОВ, канд. техн. наук, проф. (Томский государственный архитектурно-строительный университет)

ОСОБЕННОСТИ ВЫБОРА БЕСКОВШОВЫХ ТРАНШЕЕКОПАТЕЛЕЙ ДЛЯ ЭФФЕКТИВНОЙ РАЗРАБОТКИ ГРУНТОВЫХ СРЕД

Установлено оптимальное соотношение мощности двигателя к массе бесковшовых траншеекопателей с учетом конструктивных особенностей исполнительного органа и технологических параметров рабочего процесса разработки грунтовых сред. Предложено применение комбинированного цепного исполнительного органа, позволяющего существенно увеличить эффективность разработки грунтов бесковшовыми цепными траншеекопателями.

Известно большое количество бесковшовых многорезцовых траншеекопателей для разработки мерзлых и прочных грунтов, отличающихся конструкцией и размерами исполнительных органов [1, 2]. Все это разнообразие можно свести к двум группам машин: цепные и фрезерно-роторные траншеекопатели (рис. 1).

Определение наиболее совершенных и перспективных конструкций траншеекопателей, обеспечивающих наибольшую эффективность их применения при различных производственных условиях, возможно по критерию рационального выбора, комплексно показывающего наиболее совершенные конструкции исполнительных органов и схемы взаимодействия с разрушаемой средой, наименьшую энергоемкость разработки и наибольшую производительность при одинаковой мощности базового двигателя. Такой критерий может быть сформулирован из анализа тягового баланса траншеекопателя.

Уравнение тягового баланса имеет вид [2]

$$F_k = F_f + X + F_a + m \cdot \frac{dv}{dt}, \quad (1)$$

где F_k — касательная сила тяги, направленная параллельно поверхности пути, является движущей силой, вызывающей перемещение траншеекопателя;

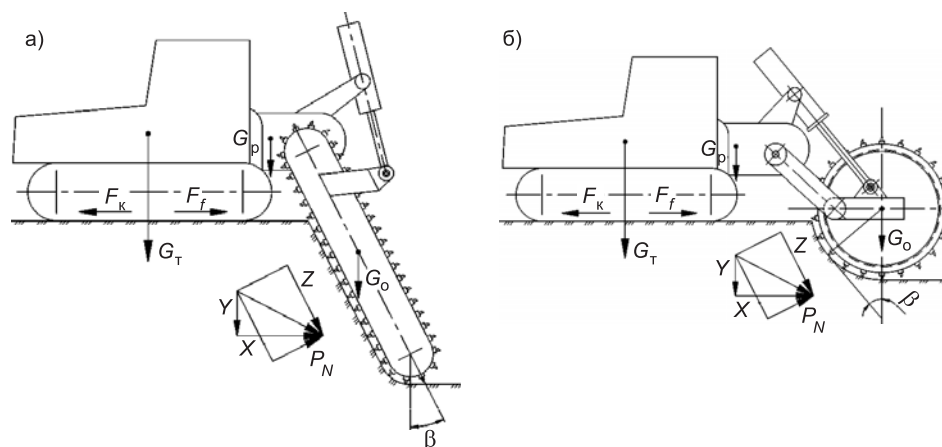


Рис. 1. Схема сил, действующих на цепной (а), фрезерно-роторный (б) траншеекопатели

F_f — горизонтальная составляющая тягового сопротивления;
 X — сила сопротивления исполнительного органа при взаимодействии с разрушаемой средой;
 F_α — сила сопротивления движению при подъеме или спуске;
 $m \cdot \frac{dv}{dt}$ — сила инерции при прямолинейном поступательном движении.

Касательная сила тяги F_k обусловлена реакцией поверхности грунта и имеет максимальное значение

$$F_k = \mu \cdot (G_t + G_p + G_o + Y), \quad (2)$$

где G_t — сцепной вес базовой машины (трактора);
 G_p — вес редуктора привода исполнительного органа;
 G_o — вес исполнительного органа;
 Y — вертикальная составляющая сил сопротивления резанию среды;
 μ — коэффициент сцепления движителя с поверхностью грунта.

Экспериментальные исследования показывают, что силы сопротивления движению X изменяются и носят случайный характер, представляющий периодические колебания, и определяются в основном неравномерностью работы движителя. Размах этих колебаний может быть значительным и оценивается коэффициентом возможной перегрузки K_g , представляющим собой отношение максимально возможного значения силы сопротивления движению рабочего органа X_{\max} к среднему значению этой силы $K_g = X_{\max} / X$. Для рассматриваемых типов траншеекопателей коэффициент K_g может принимать значения из диапазона от 1,2 до 1,5 [2, 3].

Временные перегрузки преодолеваются путем использования запаса кинематической энергии двигателя и движущихся масс траншеекопателя, и поэтому для обеспечения безостановочной работы траншеекопателя устанавливают коэффициент эксплуатационной нагрузки $\eta_s = 0,85 - 0,90$ [3].

Эксплуатационная масса траншеекопателя в условиях установившихся движения и процесса разработки грунта, исходя из условий равенства сил сопротивления и тяговых усилий базовой машины с учетом случайных перегрузок на горизонтальной поверхности, определяется с помощью формул (1), (2) из уравнения

$$\lambda_1 \cdot \mu \cdot (G_t + G_p + G_o + Y) = K_g \cdot X + f \cdot (G_t + G_p + G_o + Y), \quad (3)$$

где f — коэффициент сопротивления перекачиванию;
 λ_1 — коэффициент нагрузки ведущих колес, $\lambda_1 = 1$ для тракторов со всеми ведущими колесами и гусеничных тракторов [3].

С учетом того, что $m = G/g$, где g — ускорение свободного падения, уравнение (3) можно преобразовать к следующему виду:

$$m_t + m_p + m_o = \frac{K_g \cdot X + Y \cdot (f - \lambda_1 \cdot \mu)}{g \cdot (\lambda_1 \cdot \mu - f)}. \quad (4)$$

Горизонтальная X и вертикальная Y — составляющие сил резания зависят от большого числа факторов (см. рис. 1) и определяются из выражений

$$X = Z \cdot (\sin \beta + K_N \cdot \cos \beta), \quad (5)$$

$$Y = Z \cdot (\cos \beta - K_N \cdot \sin \beta), \quad (6)$$

где $K_N = P_N / Z$ — коэффициент, характеризующий отношение нормальной силы резания P_N к тангенциальной (окружной) силе резания Z ;
 β — угол между вертикалью и тангенциальной силой резания фрезерно-роторным исполнительным органом в точке приложения равнодействующей.

Силы Z и P_N зависят как от прочности разрабатываемой среды, так и от конструктивных особенностей исполнительного органа (плотности и

схемы установки резцов, состояния и размеров резцов) и технологических параметров процесса разработки грунтов (скорости резания, скорости передвижения траншеекопателя).

Уменьшение X и увеличение вертикальных сил Y снижает необходимую массу траншеекопателя, а это указывает, что в качестве базовой машины могут применяться более энергонасыщенные трактора. К изменению сил X и Y также приводит изменение угла β , который зависит от схемы взаимодействия исполнительного органа с разрабатываемой средой.

Учитывая, что мощность, расходуемая на перемещение траншеекопателя массой 20000 кг в рабочем режиме со скоростью подачи 60 м/ч, не превосходит 3 кВт, то окружное усилие можно определить по зависимости

$$Z = \frac{N_{\text{дв}} \cdot \eta_{\text{э}} \cdot \eta_{\text{р}}}{(1 + K_N \cdot f_{\text{ц}}) \cdot V_{\text{р}}}, \quad (7)$$

где $N_{\text{дв}}$ — номинальная мощность двигателя;

$\eta_{\text{р}}$ — КПД привода исполнительного органа;

$f_{\text{ц}}$ — коэффициент сопротивления цепи;

$V_{\text{р}}$ — скорость резания, м/с.

С учетом формул (5–7) выражение (4) может быть представлено в виде

$$\begin{aligned} m_{\text{т}} + m_{\text{р}} + m_{\text{о}} = \\ = \frac{N_{\text{дв}} \cdot \eta_{\text{э}} \cdot \eta_{\text{р}} \cdot [\sin \beta \cdot (K_{\text{г}} - K_N \cdot f + \lambda_1 \cdot \mu) + \cos \beta \cdot (K_{\text{г}} \cdot K_N + f - \lambda_1 \cdot \mu)]}{V_{\text{р}} \cdot g \cdot (1 + K_N \cdot f_{\text{ц}}) (\lambda_1 \cdot \mu - f)}. \end{aligned} \quad (8)$$

Уравнение (8) позволяет установить оптимальное соотношение мощности двигателя к массе траншеекопателя с учетом конструктивных особенностей исполнительного органа и технологических параметров рабочего процесса разработки грунтовой среды. Наибольшее влияние на это соотношение оказывают коэффициент K_N , угол β и тяговые возможности базовой машины, определяемые коэффициентом сцепления μ .

Коэффициент K_N зависит от толщины срезаемой стружки h , угла резания α , износа резцов на задней грани Δ и по нашим исследованиям изменяется от 0,2 до 2,3 (рис. 2), достигая наибольшего значения $\approx 3,0$ при $h = 0$.

Для наиболее распространенных условий эксплуатации бесковшовых цепных траншеекопателей ($\mu = 0,6$; $V_{\text{р}} = 2$ м/с; $f \approx 0,1$; $\lambda_1 = 1$; $K_{\text{г}} = 1,5$) на базе тракторов Т-130 с мощностью двигателя $N_{\text{дв}} = 118$ кВт и массой $m_{\text{т}} + m_{\text{р}} + m_{\text{о}} = 20000$ кг можно оценить целесообразность применения

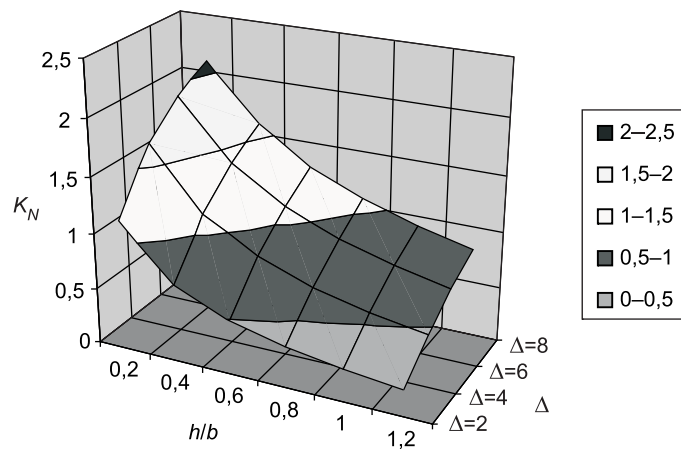


Рис. 2. Зависимость K_N от толщины срезаемой стружки h при ширине резца $b = 15$ мм и линейного износа Δ по задней грани

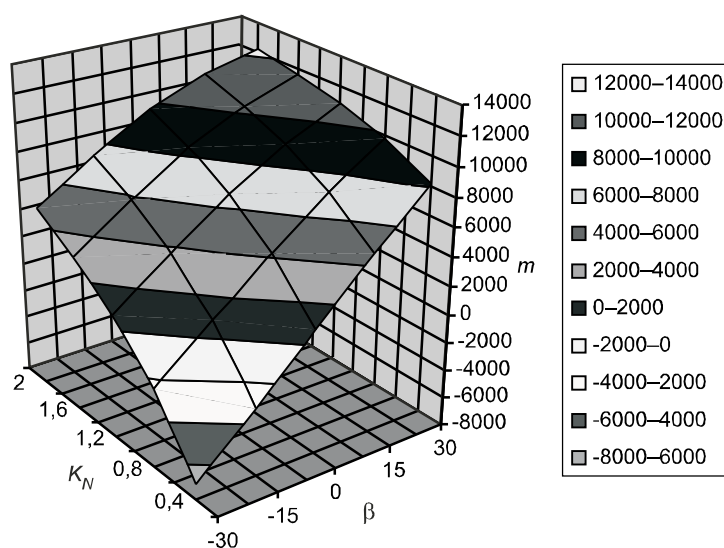


Рис. 3. Зависимость необходимой массы траншекопателя на гусеничном ходу (Т-130) от коэффициента K_N и угла β установки цепного исполнительного органа относительно вертикали

этих тракторов в качестве базовой машины для траншекопателей. Расчеты показывают, что при самых неблагоприятных условиях эксплуатации ($\beta = 30^\circ$; $K_N = 2$; $\Delta = 8$ мм) при отсутствии заштыбования исполнительного органа, когда производительность по выносу грунта из траншеи больше, чем производительность по отделению его от массива, массы трактора и массы рабочего органа достаточно для непрерывного процесса экскавации траншекопателем (рис. 3).

Иная ситуация возникает, когда в качестве базовой машины используется другой наиболее распространенный трактор на пневматическом ходу Т-150К с мощностью двигателя $N_{дв} = 121$ кВт и общей массой 10300 кг. В связи с тем, что масса трактора и масса рабочего оборудования значительно меньше, чем у траншекопателя на базе трактора Т-130, и коэффициент сцепления $\mu = 0,3$, то существующие траншекопатели могут эффективно работать только при определенных условиях (рис. 4).

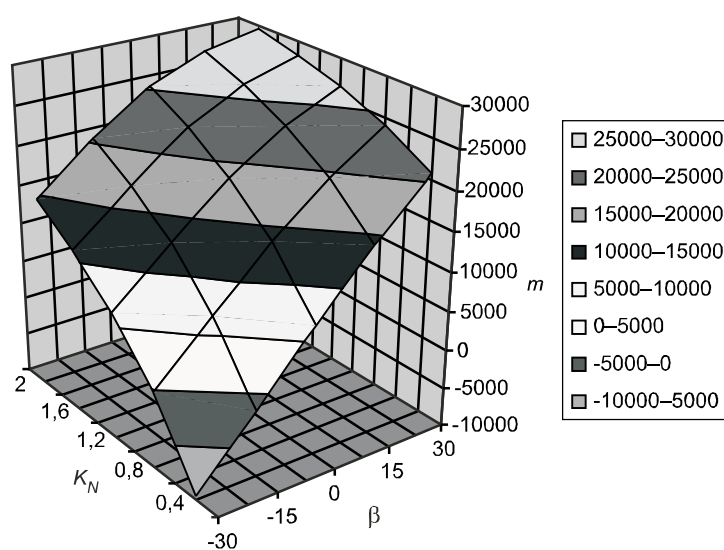


Рис. 4. Зависимость необходимой массы траншекопателя на базе колесного трактора Т-150К от K_N и β

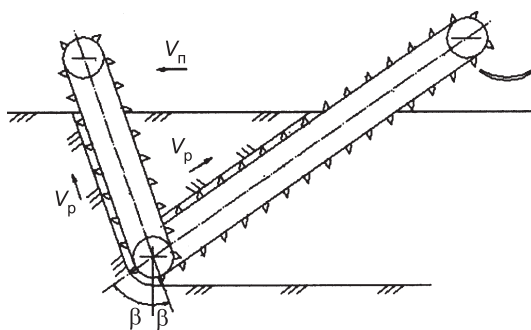


Рис. 5. Схема комбинированного исполнительного органа [5]

Значительно можно уменьшить массу траншеекопателя, если цепной исполнительный орган в рабочем положении развернуть в противоположном направлении относительно вертикали и задать отрицательные значения угла β , т. е. ведомую звездочку цепи установить впереди ведущей по ходу движения. Устойчивость исполнительного органа можно обеспечить установкой узких цепных исполнительных орга-

нов по бокам широкого центрального органа (рис. 5) [5]. Предлагаемый комбинированный исполнительный орган позволяет решить несколько сложных задач:

- обеспечить эффективный способ удаления грунта из траншеи, исключив заштыбование;
- уменьшить необходимое тяговое усилие и, следовательно, массу траншеекопателя;
- уменьшить скорость резания и создать наиболее эффективные условия отделения грунта от массива.

Фрезерно-ротаторный исполнительный орган в отличие от цепного имеет существенное ограничение по углу β . При угле контакта с забоем, равным $\varphi_k = 120^\circ$, значение β превышает 40° . Это означает, что даже при условии нахождения оси вращения фрезы ниже дневной поверхности требуются большие тяговые усилия и необходимая масса траншеекопателя при практически острых резцах, когда $K_N = 0,2 - 0,4$ и мощность двигателя колесного трактора 121 кВт, составляет около 30000 кг.

На основании изложенного выше можно сделать заключение о применимости выражения (8) в качестве критерия для выбора эффективных бесковшовых траншеекопателей, так как оно включает все основные факторы, определяющие совершенство исполнительных органов, технологические параметры рабочего процесса разработки грунтовой среды, массу траншеекопателей и мощность двигателя.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алимов О. Д. Баровые землерезные машины / О. Д. Алимов, И. Г. Басов, В. Г. Юдин. — Фрунзе: Илим, 1969. — 282 с.
2. Басов И. Г. Дискофрезерные машины для разработки мерзлого грунта / И. Г. Басов, Ф. Ф. Кириллов. — Томск: Изд-во Том. ун-та, 1974. — 124 с.
3. Тракторы: теория. Учебник / Под общ. ред. В. В. Гуськова. — М.: Машиностроение, 1988. — 376 с.
4. Рогожкин В. М. Эксплуатация машин в строительстве: Учеб. пособие / В. М. Рогожкин, Н. Н. Гребенникова. — М.: Изд-во Ассоциации строительных вузов, 2005. — 152 с.
5. Пат. РФ на полезную модель № 66753. Рабочее оборудование траншеекопателя / Ф. Ф. Кириллов, П. В. Анпилогов, А. Д. Кухаренко. — Оpubл. 27.09.2007; Бюл. № 27.

© Кириллов Ф. Ф., 2008

Получено 24.12.07

А. В. ТРЕГУБЕНКО, В. Э. ЛАДНОВ, аспиранты, Д. Э. АБРАМЕНКОВ, Э. А. АБРАМЕНКОВ, доктора техн. наук, профессора (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

ПНЕВМАТИЧЕСКОЕ УСТРОЙСТВО УДАРНОГО ДЕЙСТВИЯ С ДРОССЕЛЬНЫМ ВОЗДУХОРАСПРЕДЕЛЕНИЕМ С ПЕРЕПУСКОМ И ФОРСАЖЕМ

Предмет рассмотрения относится к области строительных машин ударного действия и может быть использован при создании тяжелых пневмоударных машин для разрушения скальных пород, мерзлых грунтов, проходки подземных скважин, а также при создании пневматических ручных машин для машиностроения.

Известно пневматическое устройство ударного действия с дроссельным воздухораспределением [1], содержащее сетевую камеру, полый цилиндр, размещенный в нем ударник с центральным каналом и разделяющий полость цилиндра на камеры холостого и рабочего ходов, трубку с дроссельным каналом, соединяющим постоянно сетевую камеру с камерой холостого хода, крышку с центральным сквозным отверстием для пропуска через нее трубки с зазором, образующим кольцевой дроссельный канал, соединяющий сетевую камеру с камерой рабочего хода, выпускные каналы в боковой стенке цилиндра и рабочий инструмент с хвостовиком. Между стенкой стакана и внешней боковой поверхностью цилиндра образована непроточная форсажная камера, а форсажные каналы, сообщающие периодически форсажную камеру с камерой рабочего хода, выполнены в стенке цилиндра в виде радиальных каналов.

Недостатки устройства [1] — значительный участок сжатия воздуха, отсеченного в камере рабочего хода после перекрытия ударником форсажного канала и воздуха, постоянно поступающего через кольцевой дроссель впуска в камеру, что создает высокое противодействие, тормозящее ударник, и снижает величину его рабочего хода; значительный участок сжатия воздуха, отсеченного в камере холостого хода, и воздуха, постоянно поступающего в камеру через дроссельный канал в трубке, что создает высокое противодействие, тормозящее ударник в конце рабочего хода, а следовательно, снижающего скорость соударения ударника с инструментом и кинетическую энергию единичного удара.

Недостатки устройства можно исключить, если часть воздуха из камеры рабочего хода в конце холостого хода ударника после перекрытия им канала форсажа перепустить в камеру холостого хода, снизив при этом противодействие воздуха в камере рабочего хода, а также в камере холостого хода за счет уменьшенного расхода воздуха, поступающего в нее по дроссельному каналу трубки из сети, повысив тем экономичность устройства, скорость соударения и сократив время движения ударника как при рабочем, так и холостом его ходе.

Конструктивно совершенствование [1] обеспечивается тем, что на трубке коаксиально установлена дополнительная трубка, кольцевой зазор между которыми образует перепускной канал, снабженный радиальными перепускными каналами, и так, что расстояния между наиболее удаленными кромками форсажного канала и радиального перепускного канала со стороны камеры рабочего хода и наиболее удаленные кромки форсажного канала и выпускного канала, а также наиболее удаленные кромки выпускного канала и радиального перепускного канала со стороны камеры холостого хода выполняются меньшими длинами ударника по его образующей.

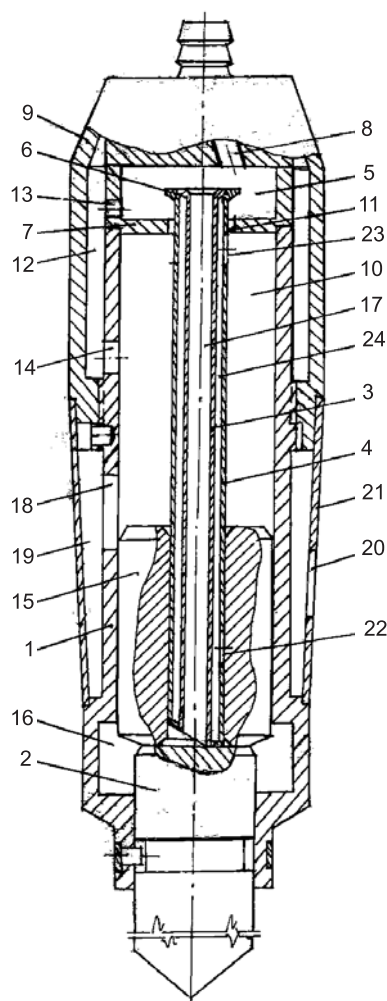


Рис. 1

На рис. 1 показано пневматическое устройство ударного действия с дроссельным воздухораспределением с частичным продольным разрезом, с коаксиально установленной дополнительной трубкой, с радиальными каналами перепуска со стороны камер рабочего и холостого ходов.

Пневматическое устройство ударного действия работает следующим образом.

При нажатии на обрабатываемую среду корпусом 1 до упора хвостовик 2 инструмента выталкивает сопряженные трубки 3 и 4 в сетевую предкамеру 5, уплотнительное седло буртика 6 трубки отходит от уплотнительного седла крышки 7 и при включении пускового устройства (на рис. 1 не показано) сжатый воздух поступает по каналу 8 в стакане 9 в сетевую предкамеру. Из предкамеры 5 сетевой воздух поступает в камеру рабочего хода по кольцевому впускному дроссельному каналу 11 и одновременно в непроточную форсажную камеру 12, через дроссельный калиброванный радиальный канал 13, а из форсажной камеры 12 поступает в камеру 10 через форсажный канал 14, если он не перекрыт ударником 15. Также из предкамеры 5 сетевой воздух поступает в камеру 16 холостого хода по впускному дроссельному каналу 17 в трубке 3.

Давление воздуха в камерах 10 и 12 будет оставаться практически равным атмосферному, так как выпускной канал 18, а также форсажный канал 14, имеющие

площади проходного сечения, превышающие площади впускного кольцевого дросселя 11 и дроссельного калиброванного радиального канала 13, открыты, то посредством канала 18 с выпускной камерой 19 и щелевого канала 20 в воздухоотбойном кольце 21 камеры 10 и 12 сообщены с атмосферой.

В камере 16 холостого хода, поскольку она разобщена с атмосферой, давление воздуха увеличивается, и ударник 15 начнет перемещаться по трубке 4 от хвостовика 2, совершая холостой ход.

При последующем перемещении ударник 15 перекроет своей боковой поверхностью выпускной канал 18, в результате чего начнется повышение давления воздуха, отсеченного в камерах 10 и 12, а также воздуха, вновь натекаемого в эти камеры через кольцевой впускной дроссельный канал 11 и через дроссельный калиброванный радиальный канал 13.

Перемещаясь в сторону камеры 10 рабочего хода, ударник 15 откроет радиальный перепускной канал 22 дополнительной трубки 4 и часть воздуха из камеры 10 рабочего хода поступит по радиальному перепускному каналу 23, продольному кольцевому каналу 24 перепуска и каналу 22 в камеру 16 холостого хода для повторного его использования в рабочем процессе со стороны этой камеры. При этом снижается противодавление в камере 10, обуславливая ударнику 15 большую величину потенциальной энергии его холостого хода, за счет приращения импульса давления воздуха.

После открытия ударником 15 выпускного канала 18 давление в камере 16 холостого хода будет снижаться до значения атмосферного давления, несмотря на поступление сетевого воздуха через впускной дроссельный канал 17 в трубке 3 из камеры 5. Поскольку проходное сечение выпускного канала 18 существенно больше проходного сечения впускного дроссельного канала 17, такому снижению давления воздуха способствует и открывающийся выпускной канал 18. Таким образом, отработавший воздух из камеры 16 выпускается в выпускную камеру 19 и через щелевой канал 20 в воздухоотбойном кольце 21 в атмосферу.

По мере совершения ударником холостого хода давление воздуха в камере 10 и сообщенной с ней посредством форсажного канала 14 камере 12 будет увеличиваться незначительно. При последующем перекрытии ударником 15 форсажного канала 14 давление воздуха в камере 12 будет интенсивно повышаться до уровня сетевого благодаря его непрерывному поступлению в камеру через дроссельный калиброванный радиальный канал 13 из сетевой предкамеры 5. Повышенное давление воздуха в камере 12 не сказывается на повышении противодействия в камере 10, поскольку они разобщены. При открытых радиальном перепускном канале 23 в зазоре 24 между сопряженными трубками 3 и 4, радиальном перепускном канале 22 воздух вытесняется ударником 15 из камеры 10 в камеру 16 и далее через открытый выпускной канал 18, выпускную камеру 19 и через щелевой канал 20 в воздухоотбойном кольце 21 в атмосферу. Таким образом, существенного противодействия воздуха на ударник 15 со стороны камеры 10 не оказывается. Под действием разницы импульсов давлений воздуха в камерах 10 и 16 ударник 15 будет затормаживать свое движение и останавливаться в расчетной точке.

При полном или частичном перекрытии радиального перепускного канала 23 и поступлении воздуха через кольцевой впускной дроссельный канал 11 со стороны камеры 10 создается достаточный импульс давления для обеспечения ускоренного движения ударника в сторону хвостовика 2, совершая рабочий ход.

По мере перемещения ударника 15 давление воздуха в камере 10 рабочего хода будет несколько снижаться. Это вызвано тем, что быстро увеличивающийся объем камеры 10 не успевает заполняться сетевым воздухом, поступающим из камеры 5 через кольцевой впускной дроссельный канал 11 при одновременном перепуске части воздуха из камеры 10 через каналы 23, 24 и 22, а также камеру 16, канал 18, камеру 19 и канал 20 в атмосферу. Поэтому при перекрытии ударником 15 канала 18 давление воздуха в камере 10 резко понижаться не будет, а при повышении давления воздуха в камере 16 часть воздуха начнет поступать через каналы 22, 24 и 23 в камеру 10, поддерживая в ней давление, снижая при этом противодействие воздуха в камере 16, что способствует ударнику 15 перемещаться при меньшем его торможении силами противодействия.

При дальнейшем перемещении ударника 15 его боковая поверхность откроет форсажный канал 14 и практически одновременно перекроет радиальный перепускной канал 22, вследствие чего накопленный в камере 12 воздух резко наполнит объем камеры 10 и повысит в ней давление, что существенно увеличит импульс давления воздуха рабочего хода и скорость перемещения ударника. Поскольку ударник 15 является подвижным, то на площадку крышки 15 приходится меньшая сила, нежели это было бы при неподвижном ударнике или его возрастном перемещении при сжатии воздуха в объеме камеры 10.

В камере 16 холостого хода при перекрытии канала 22 давление воздуха вследствие его поступления по каналу 17 из предкамеры 5 и сжатия меньшего объема его в камере повысится менее значительно, чем это

было бы при отсутствии перепускного канала 22, который позволил существенно уменьшить участок сжатия воздуха в камере. Это обстоятельство позволит существенно снизить импульс противодействия воздуха, действующий на ударник 15, и не уменьшит его предупредную скорость.

При дальнейшем перемещении ударника 15 его боковая поверхность откроет выпускной канал 18. Так как скорость ударника велика, а проходное сечение канала 18 не так велико, то резкого снижения давления воздуха в камерах 10 и 12 не произойдет, и давление в них будет поддерживаться расчетным.

После открытия боковой поверхности ударника выпускного канала 18 давление воздуха в камере 10 рабочего хода и в сообщенной с ней форсажной камере 12 резко упадет до величины атмосферного, так как камера 12 сообщается с камерой 10 посредством выпускного 18 и форсажного канала 14, то обе камеры соединены с выпускной камерой 19 и через щель 20 в воздухоотбойном кольце 21 с атмосферой.

Преодолевая уменьшенный импульс противодействия воздуха со стороны камеры 16 холостого хода под действием разницы импульсов давления воздуха со стороны камеры 10, 12 и 16, ударник 15 наносит удар по хвостовику 2 инструмента и описанный рабочий процесс будет повторяться с той лишь разницей, что холостой ход ударника будет формироваться также при участии импульса отскока ударника от хвостовика инструмента.

Физико-математическое описание рассматриваемого устройства представлено расчетной схемой (рис. 2) и системой уравнений, описывающей баро- и термодинамический процесс.

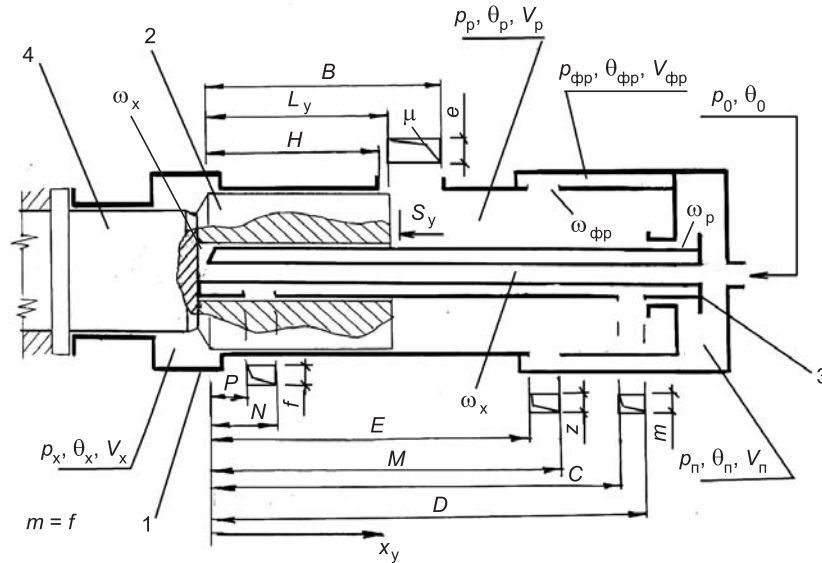


Рис. 2. Расчетная схема пневматического устройства
1 — корпус (цилиндр); 2 — ударник; 3 — трубка; 4 — хвостовик инструмента

В соответствии с описанием и расчетной схемой физико-математическое описание баро- и термодинамики рабочего процесса ДПУМ(Т) можно представить так:

$$\begin{cases} \frac{dp_n}{dt} = \frac{k}{V_n} [(\omega_{no}\varphi_{no} - \omega_{pn}\varphi_{pn} - \omega_{xn}\varphi_{xn} - \omega_{\phi n}\varphi_{\phi n})]; \\ \frac{dp_{\phi n}}{dt} = \frac{k}{V_{\phi n}} [W(\omega_{\phi n}\varphi_{\phi n} - (\omega_{p\phi}\varphi_{p\phi}) + \text{sign}(y_{p\phi}\psi_{p\phi}))]; \end{cases}$$

$$\begin{cases}
\frac{dp_p}{dt} = \frac{k}{V_p - x_y S_y} \left[W(\omega_{pn} \phi_{pn} - \mu_{ap} \varepsilon_{ap} + \text{sign}(y_{bp} \psi_{bp}) + \text{sign}(y_{yk} \psi_{yk}) + \right. \\
\left. + \text{sign}(y_{yt} \psi_{yt}) + (\omega_{p\phi} \phi_{p\phi})) + p_p \frac{dx_y}{dt} S_y \right]; \\
\frac{dp_x}{dt} = \frac{k}{V_x + x_y S_y} \left[W(\omega_{xp} \phi_{xp} - \mu_{ax} \varepsilon_{ax} + \text{sign}(y_{bx} \psi_{bx}) + \text{sign}(y_{yk} \psi_{yk}) + \right. \\
\left. + \text{sign}(y_{yt} \psi_{yt})) - p_x \frac{dx_y}{dt} S_y \right]; \\
\frac{d\theta_p}{dt} = \frac{\theta_p}{p_p V_p} [W(\omega_{po} \phi_{po} \Omega_{po} - \omega_{pn} \phi_{pn} \Omega_{pn} - \omega_{xp} \phi_{xp} \Omega_{xp} - \omega_{p\phi} \phi_{p\phi} \Omega_{p\phi})]; \\
\frac{d\theta_{p\phi}}{dt} = \frac{\theta_{p\phi}}{p_{p\phi} V_{p\phi}} [W(\omega_{p\phi} \phi_{p\phi} \Omega_{p\phi} - (\omega_{p\phi} \phi_{p\phi} \Omega_{p\phi}) + \\
+ \text{sign}(y_{p\phi} \phi_{p\phi} \Omega_{p\phi}))]; \\
\frac{d\theta_p}{dt} = \frac{\theta_p}{p_p (V_p - x_y S_y)} \left[W(\omega_{pn} \phi_{pn} \Omega_{pn} - \mu_{ap} \varepsilon_{ap} \Omega_{ap} + \text{sign}(y_{bp} \psi_{bp} \Omega_{bp}) + \right. \\
+ \text{sign}(y_{yk} \psi_{yk} \Omega_{yk}) + \text{sign}(y_{yt} \psi_{yt} \Omega_{yt}) + (\omega_{p\phi} \phi_{p\phi} \Omega_{p\phi})) + \\
\left. + (k-1) p_p \frac{dx_y}{dt} S_y \right]; \\
\frac{d\theta_x}{dt} = \frac{\theta_x}{p_x (V_x + x_y S_y)} \left[W(\omega_{xp} \phi_{xp} \Omega_{xp} - \mu_{ax} \varepsilon_{ax} \Omega_{ax} + \text{sign}(y_{bx} \psi_{bx} \Omega_{bx}) + \right. \\
\left. + \text{sign}(y_{yk} \psi_{yk} \Omega_{yk}) + \text{sign}(y_{yt} \psi_{yt} \Omega_{yt}) + (k-1) p_x \frac{dx_y}{dt} S_y \right].
\end{cases} \quad (1)$$

Система уравнений учитывает следующие технологии включения и выключения процессов:

1) вытеснение и перепуск из камер рабочего и холостого ходов по каналам вытеснения ($\text{sign}(y_{bp} \psi_{bp})$, $\text{sign}(y_{bp} \psi_{bp} \Omega_{bp})$, $\text{sign}(y_{bx} \psi_{bx})$, $\text{sign}(y_{bx} \psi_{bx} \Omega_{bx})$);

2) выпуск воздуха в камеру форсажа и выпуск из нее в камеру рабочего хода ($(\omega_{p\phi}, \phi_{p\phi})$, $(y_{p\phi}, \psi_{p\phi})$, $(\omega_{p\phi}, \phi_{p\phi}, \Omega_{p\phi})$, $(y_{p\phi}, \psi_{p\phi}, \Omega_{p\phi})$);

3) утечки между ударником и корпусом камерами форсажа и рабочего хода через зазор ($\text{sign}(y_{yk} \psi_{yk})$, $\text{sign}(y_{yk} \psi_{yk} \Omega_{yk})$, $\text{sign}(y_{p\phi}, \psi_{p\phi})$, $\text{sign}(y_{p\phi}, \psi_{p\phi}, \Omega_{p\phi})$);

4) утечки между ударником и трубкой через зазор ($\text{sign}(y_{yt} \psi_{yt})$, $\text{sign}(y_{yt} \psi_{yt} \Omega_{yt})$).

При целесообразности выключения утечек (п. 3, 4) из процесса осуществляется стирание их комплексов или присвоение нулевых значений параметрам: y_{yk} , y_{yt} , $y_{p\phi}$ или y_{yk} , y_{yt} , $y_{p\phi}$ или Ω_{yk} , Ω_{yt} , $\Omega_{p\phi}$.

Систему (1) дополним уравнениями движения подвижных частей ДПУМ(Т) в виде:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d^2 x_y}{dt^2} = \frac{S_y(p_x - p_p) + \text{sign}(F_{yt} + F_{yk})}{m_y} \quad \text{при } x_y > 0, \\ \left(\frac{dx_y}{dt} \right)_0 = -k_y \left(\frac{dx_y}{dt} \right)_y \quad \text{при } x_y \leq 0, \\ \frac{d^2 x_k}{dt^2} = \frac{(S_y - S_n) \cdot (p_x - p_p) + \text{sign}(F_{yt} + F_{yk}) - F_n}{m_k} \quad \text{при } x_k > 0, \\ \left(\frac{dx_k}{dt} \right)_0 = -k_k \left(\frac{dx_k}{dt} \right)_y \quad \text{при } x_k \leq 0, \\ \frac{d^2 x_t}{dt^2} = \frac{S_t \cdot (p_x - p_p) + \text{sign}(F_{yt})}{m_t} \quad \text{при } x_t > 0, \\ \left(\frac{dx_t}{dt} \right)_0 = -k_t \left(\frac{dx_t}{dt} \right)_y \quad \text{при } x_t \leq 0. \end{array} \right. \quad (2)$$

В (2) возможны следующие варианты выключения процессов в расчетной схеме:

- 1) трубка неподвижна в осевом направлении и подвижна только в радиальном направлении, при этом выключаются $\frac{d^2 \cdot x_t}{dt^2} = \dots$ и $\left(\frac{dx_t}{dt} \right)_0 = \dots$; выполнение выключения осуществляется стиранием их строк в (2) или приравниванием правой части равенства нулю при одновременном задании нулевого значения параметрам S_t, F_{yt}, F_{yk} для всей системы уравнений (2);
- 2) трубка подвижна в осевом направлении и неподвижна в радиальном, работают $\frac{d^2 \cdot x_t}{dt^2} = \dots$ и $\left(\frac{dx_t}{dt} \right)_0 = \dots$

В выражениях (1) и (2) приняты следующие обозначения:

$$W = \sqrt{\frac{2kR}{k-1}}; \quad \omega_p = \text{const}; \quad \omega_x = \text{const}; \quad \omega_t = \text{const};$$

R, k — газовая постоянная и показатель процесса;

$\rho_{по}, \rho_{рп}, \rho_{хп}, \rho_{фр}, \rho_{рф}$ — проходные сечения дросселей впуска в предкамеру камеры рабочего и холостого ходов, в камеру форсажа и из нее;

$p_{п}, p_{р}, p_{х}, p_{о}, p_{а}, p_{фр}$ — давления воздуха в предкамере, в камерах рабочего и холостого ходов, в сети и атмосфере, камере форсажа;

$V_{п}, V_{р}, V_{х}, V_{фр}$ — объемы предкамеры, камер рабочего и холостого ходов и форсажа;

$\Phi_{по}, \Phi_{рп}, \Phi_{хп}, \Phi_{фр}, \Phi_{рф}$ — функции впуска в предкамеру камеры рабочего и холостого ходов, в камеру форсажа и из нее;

$\alpha_{р}, \alpha_{х}$ — функции выпуска воздуха из камер рабочего и холостого ходов в атмосферу;

$\alpha_{р}, \alpha_{х}$ — функции проходных сечений каналов выпуска воздуха из камер рабочего и холостого ходов;

$\Omega_{по}, \Omega_{рп}, \Omega_{хп}, \Omega_{фр}$ — функции расхода воздуха в зависимости от изменения температуры со стороны предкамеры, камер рабочего и холостого ходов, камеры форсажа;

$\Omega_{ар}, \Omega_{ах}$ — функции расхода воздуха в зависимости от изменения температуры на выпуске в атмосферу из камер рабочего и холостого ходов;

$\Omega_{вр}, \Omega_{вх}$ — функции расхода воздуха в зависимости от изменения температуры за счет вытеснения из камер рабочего и холостого ходов;

$\Omega_{ук}, \Omega_{ут}, \Omega_{рф}$ — функции расхода воздуха в зависимости от изменения температуры за счет перетечек между ударником и корпусом, ударником и трубой через зазор, из камеры форсажа;

t, p, x, o, a, fr — температура воздуха в предкамере, в камерах рабочего и холостого ходов, в сети и атмосфере, камере форсажа;

$y_{вр}, y_{вх}$ — функции площадей проходного сечения, через которое осуществляется вытеснение между камерами рабочего и холостого ходов;

$y_{ук}, y_{ут}, y_{рф}$ — функции площадей проходного сечения, через которое осуществляются утечки между ударником и корпусом, ударником и трубой через зазор, между камерами форсажа и рабочего хода;

$p_{вр}, p_{вх}$ — функция баро- и термодинамических изменений в процессе вытеснения из камер рабочего и холостого ходов;

$p_{ук}, p_{ут}, p_{рф}$ — функция баро- и термодинамических изменений в процессе утечек между ударником и корпусом, ударником и трубой, из камеры форсажа;

k_y, k_k, k_t — коэффициенты «отскока» ударника и корпуса от буртика инструмента и трубки от крышки корпуса, рассчитываемые как отношения скоростей после $U_{oi} = \left(\frac{dx_i}{dt} \right)_0$ и до соударения $U_{yi} = \left(\frac{dx_i}{dt} \right)_y$ соответствен-

но для ударника, корпуса и трубки; $k_y = \frac{U_{oy}}{U_y}, k_k = \frac{U_{ок}}{U_k}, k_t = \frac{U_{от}}{U_t}$;

$F_{ук}, F_{ут}$ — силы трения ударника о корпус и трение трубки об ударник в направлении оси перемещения корпуса;

F_n — сила натяжения на корпус;

x_y, x_k, x_t — перемещение ударника, корпуса и трубки;

$S_y, S_n, S_t, S_{\text{ц}}$ — площади диаметральных сечений ударника, инструмента, трубки и цилиндра ($S_y = S_{\text{ц}} - S_t$);

t — время;

m_y, m_k, m_t — масса ударника, корпуса и трубки.

Баро- и термодинамические функции ϕ, ψ, Ω : впуска в предкамеру, камеры рабочего и холостого ходов, выпуска из камер, перетечек и вытеснения базируются на зависимости Сен-Венана–Вантцеля и имеют одинаковый формализованный вид с соответствующими индексами, широко используемый рядом авторов, например [2–4].

Функции координат каналов выпуска и вытеснения, согласно рис. 2 и описанию, имеют вид:

$$\mu_{ар} = \begin{cases} (x_y + L_y) > H, & 0, \\ B \geq (x_y + L_y) > H, & (B - (x_y + L_y)) \cdot e, \\ (x_y + L_y) \leq H, & (B - H) \cdot e; \end{cases}$$

$$\mu_{ах} = \begin{cases} x_y < H, & 0, \\ H < x_y \leq B, & (x_y - H) \cdot e, \\ x_y > B, & (B - H) \cdot e; \end{cases}$$

$$\omega_{рф} = \begin{cases} (x_y + L_y) > M, & 0, \\ M \geq (x_y + L_y) > E, & (M - (x_y + L_y)) \cdot z, \\ (x_y + L_y) \leq E, & (M - E) \cdot z; \end{cases}$$

$$y_{\text{вх}} = \begin{cases} x_y \leq P, & 0, \\ x_y > N, & (N - P) \cdot f, \\ N > x_y > P, & (N - P + x_y) \cdot f; \end{cases}$$

$$y_{\text{вр}} = \begin{cases} (x_y + L_y) \geq 0, & 0, \\ (x_y + L_y) < C, & (D - C) \cdot m, \\ C < (x_y + L_y) < D, & (D - C) - (x_y - L_y) \cdot m, \\ N > x_y > P, & ((N - P) - x_y) \cdot m. \end{cases}$$

Предварительную оценку функциональных возможностей ДПУМ(Т) целесообразно выполнять без учета утечек, что существенно упростит решение (1).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пат. РФ 2256544. Пневматический молоток с дроссельным воздухораспределением / Д. Э. Абраменков, Э. А. Абраменков, Ю. Н. Боровских и др. — Оpubл. 2005; Бюл. № 20.
2. Абраменков Д. Э. Пневматический механизм ударного действия с продувкой и форсажем камеры рабочего хода / Д. Э. Абраменков, Э. А. Абраменков, И. А. Горшков и др. // Изв. вузов. Строительство. — 2004. — № 9. — С. 74–82.
3. Виговская Т. Ю. Баро- и термодинамика дроссельных пневмоударных механизмов с форсажем и камерой пневматического буфера для строительных ручных машин: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — Омск, 2002. — 23 с.
4. Абраменков Э. А. Создание ручных машин ударного действия с дроссельным воздухораспределением: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. — Новосибирск, 1989. — 48 с.

© Трегубенко А. В., Ладнов В. Э., Абраменков Д. Э., Абраменков Э. А., 2008

Получено 05.02.08

НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

УДК 624.131

П. В. ЗУБАЧЕВ, асп. (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

ВЛИЯНИЕ АРМИРОВАННОГО ОТКОСА НА ВЕЛИЧИНУ СМЕЩЕНИЙ И ВНУТРЕННИХ УСИЛИЙ В ШПУНТОВОМ ОГРАЖДЕНИИ

Выявлен рациональный способ расположения армирующих элементов в грунтовом откосе, поддержанном шпунтовым ограждением. Установлены размеры и местоположение пластических областей при различном характере распределения армирующих элементов. Полученные результаты могут быть использованы при выполнении работ нулевого цикла в стесненных условиях строительства.

В стесненных условиях городской застройки, при невозможности возведения новых зданий и сооружений в котлованах с естественными откосами обычно применяют шпунтовые ограждения. При большой высоте ограждения и невозможности устройства распорок подкрепление гибких ограждений осуществляется с помощью анкеров. Удерживающая способность анкеров сравнительно невелика, так что анкерные тяги приходится крепить к дополнительным анкерующим устройствам — плитам или свайным конструкциям.

Величина бокового давления грунта на ограждение при установленных его размерах существенно зависит от способа заанкеривания ограждения. В ряде случаев оказалось возможным отказаться от применения анкерующих устройств, уменьшая боковое давление грунта на ограждение путем применения так называемого нагельного крепления откоса [1–3]. С целью выявления оптимальных условий применения этого метода, основой которого является армирование грунтового откоса, проведены соответствующие расчеты напряженно-деформированного состояния системы «грунтовой массив — ограждение».

Расчеты выполнены с использованием модели бездилатансионного упругоидеальнопластического грунтового массива с дискретизацией последнего треугольными конечными элементами. Система «грунтовой массив — ограждение» исследована с применением расчетно-вычислительной программы «Plaxis» [4].

Исходные данные для расчетов приняты реальными в соответствии с условиями на одной из строительных площадок в г. Новосибирске [2, 3]. Основанием строительной площадки служили четвертичные грунты, перекрытые трехметровым слоем насыпных (ИГЭ-1). Под насыпными грунтами залегает слой песка мощностью 12 м (ИГЭ-2), ниже — твердый суглинок установленной мощности 5 м (ИГЭ-3). Грунтовые воды в пределах исследованной толщи не обнаружены. Физико-механические характеристики названных грунтов приведены в таблице.

Котлован протяженной формы имел ширину 20 м и глубину 8 м. Шпунтовое ограждение запроектировано из буронабивных свай, заглубленных ниже дна котлована на 7 м. Расчеты выполнены для шпунтового ограждения, эквивалентного толщине ограждающей стенки 0,2 м, 0,3 м, 0,4 м, 0,5 м.

Рассмотрены варианты армирования грунтового откоса «стержнями» (пластинами). Размеры укрепляемого откоса прямоугольного вертикального сечения во всех случаях одинаковы: ширина сечения — 6 м, высота — 8 м (по высоте откоса). Рассмотрены случаи независимого положения «стержней» в грунте (без связи с ограждением) и случай со стержнями, связанными с ограждением. Изгибная жесткость и жесткость армирующих грунт элементов на растяжение-сжатие соответствовали эквивалентной жесткости пластин толщиной 0,05; 0,10; 0,15 и 0,20 м. «Стержни» (пластины) в расчетах железобетонные, коэффициент трения по поверхности «стержней» равен тангенсу угла внутреннего трения грунта. Шаг «стержней» по высоте 1 м, интенсивность пригрузки на поверхности откоса — $q = 10 \text{ кН/м}^2$.

В расчетах приняты следующие варианты армирования откоса:

- 1 — откос не армирован;
- 2 — откос армирован горизонтальными элементами, не связанными с ограждением;
- 3 — откос армирован вертикальными элементами;
- 4 — откос армирован горизонтальными элементами, связанными с ограждением;
- 5 — откос армирован наклонными (под углом 45° к вертикали) элементами, не связанными с ограждением;
- 6 — откос армирован так же, как в варианте 5, угол наклона элементов равен — 45° (отклонение от вертикали — по ходу часовой стрелки).

Наименование грунта	Удельный вес грунта $\gamma, \frac{\text{кН}}{\text{м}^3}$	Угол внутреннего трения φ°	Сцепление, $C, \frac{\text{кН}}{\text{м}^2}$	Модуль деформации $E, \text{МПа}$	Коэффициент Пуассона ν
ИГЭ-1	16	30	1	8	0,25
ИГЭ-2	17	34	1	30	0,25
ИГЭ-3	17	29	8	20	0,30

Расчетами установлены значения максимальных горизонтальных смещений Δ ограждений при различных вариантах усиления грунтового откоса; максимальные внутренние усилия в опасных сечениях ограждающей конструкции; местоположение и размеры областей пластических деформаций в грунтовом массиве откоса.

Влияние способа армирования откоса на смещения верхней точки ограждающей конструкции (Δ), изгибающий момент (M) и поперечную силу (Q) показано на рис. 1 (t — толщина ограждения; 1–6 — варианты расчетов). Жесткость «стержней» на растяжение-сжатие и изгибная жесткость их соответствуют пластине толщиной 0,15 м. Влияние армирования откоса с иными значениями жесткости «стержней» здесь не обсуждается.

Наиболее эффективным является армирование откоса горизонтальными элементами, соединенными с ограждением (см. рис. 1, вариант 4). Максимальные смещения ограждающей конструкции при этом, по сравнению с другими вариантами армирования откоса, уменьшаются во много раз. Вариант 2 — армирование откоса горизонтальными «стержнями», не связанными с ограждением, менее эффективен по сравнению с вариантом 4, однако существенно выигрывает по сравнению с другими вариантами. Отмеченные различия увеличиваются с уменьшением толщины «стержней».

Откос, не усиленный арматурными «стержнями», при любой толщине ограждающей конструкции t приводит к ее смещению Δ , которое во много раз превышает смещения аналогичных ограждений, поддерживающих усиленный откос. Исключением является лишь вариант армирования откоса «стержнями», параллельными направлению потенциальной поверхности скольжения откоса, удерживаемого ограждением; арматурные «стержни» в этом случае практически не оказывают никакого влияния ни на величину смещений ограждения, ни на величины внутренних усилий в нем (M и Q).

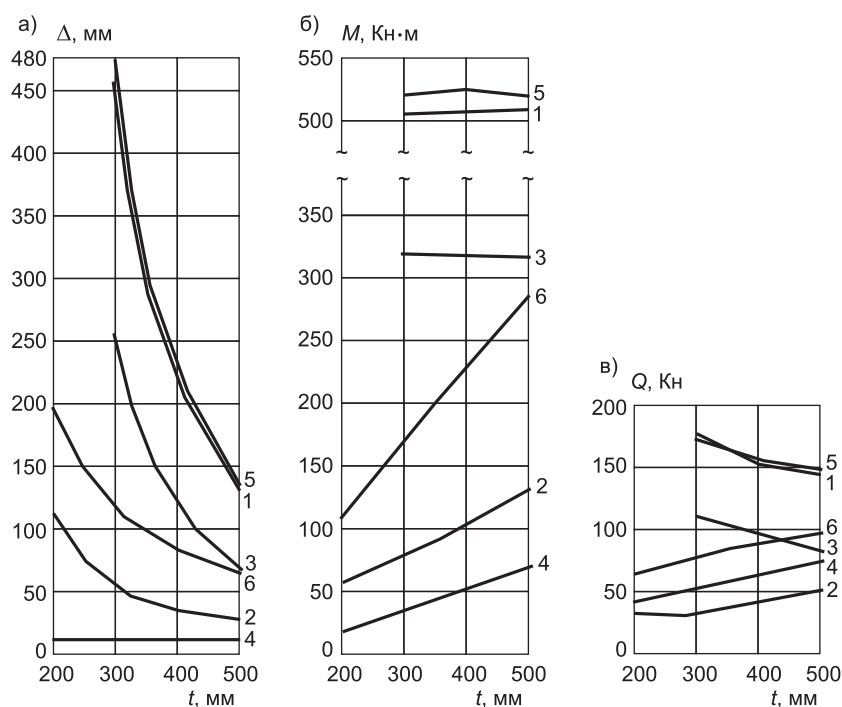


Рис. 1. Графики максимальных горизонтальных смещений и внутренних усилий в шпунтовом ограждении

Столь же четко, как и в оценке смещений (Δ), преимущества вариантов 4 и 2 сказываются на величинах внутренних усилий (M и Q). Изгибающие моменты в конструкции ограждения, связанного со «стержнями», во много раз меньше, чем у свободно стоящих ограждений, поэтому потребный расход арматуры в конструкциях ограждения в этом случае заметно уменьшается. В несколько меньшей степени это относится к ограждениям, не связанным с горизонтально расположенной арматурой (вариант 2). Однако следует отметить технологические преимущества варианта 2 по сравнению с вариантом 4 — исключение в варианте 2 сложных и трудоемких работ по закреплению концов «стержней» в ограждающей конструкции. Что касается сопоставления величин поперечных сил, то вариант 2 несколько предпочтительнее «лидера» — варианта 4.

Отмеченные выше результаты объясняются особенностями напряженно-деформированного состояния неармированного и армированного различными способами грунтового откоса. Специфика напряженно-деформированного состояния неармированного откоса и откоса, армированного горизонтальными, не связанными с ограждением «стержнями», рассмотрена нами ранее [2]. При этом установлено, что армированная часть откоса представляет собой своеобразную подпорную стенку. Грунт во внутренней области этой «стенки» не находится в предельном по прочности состоянии, а призма обрушения, аналогичная таковой в случае неармированного откоса, отодвигается в глубь откоса, за пределы области армирования. Подобное «территориальное смещение» призмы обрушения приводит к увеличению устойчивости системы «грунтовой откос — ограждение» за счет появления дополнительного усилия — трения по подошве грунтово-арматурной «стенки». Этим обстоятельством и объясняется уменьшение (в 3 раза) смещений ограждения с армированным откосом (и внутренних усилий в нем) по сравнению со смещениями (и внутренними усилиями) ограждения в случае неармированного откоса.

Упомянутые особенности поведения грунтового откоса после его армирования проявляются более отчетливо, если «стержни» связаны с ограждением (рис. 2, вариант 4). Если между «стержнями» и ограждением, не связанными друг с другом, возможны взаимные смещения с образованием в грунте площадок сдвигов, то во взаимно связанных элементах системы такие смещения невозможны, поэтому грунт в грунтово-армированной «стенке» в условиях варианта 4 находится целиком в допредельном состоянии. Силы трения на подошве «стенки» в этом случае (при прочих равных условиях) по величине превышают аналогичные силы под «стенкой» варианта 2, а область сдвигов формируется лишь за «стенкой», со стороны грунтового откоса; размеры этой области значительно меньше,

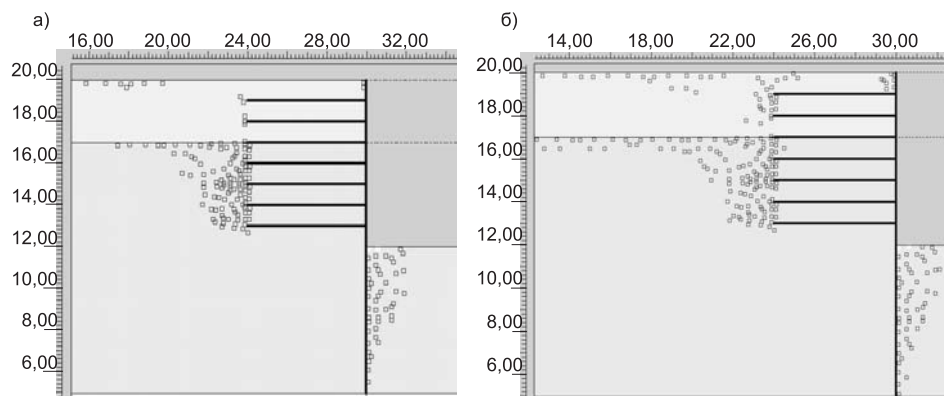


Рис. 2. Области пластических деформаций в грунтовом массиве (вариант 4), толщина ограждения $t = 0,3$ м (а) и $0,5$ м (б)

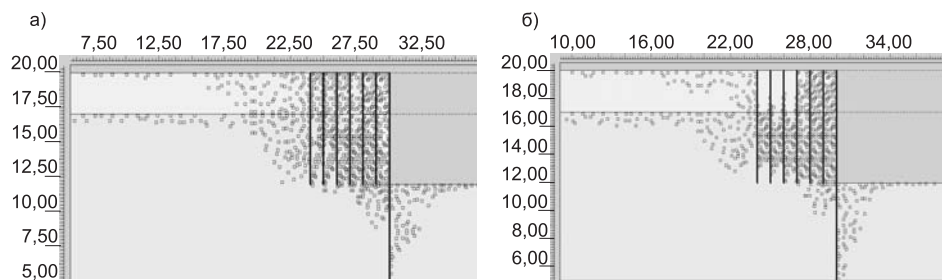


Рис. 3. Области пластических деформаций в грунтовом массиве (вариант 3), толщина ограждения $t = 0,3$ м (а) и $0,5$ м (б)

чем в условиях варианта 2, а в напластованиях насыпного грунта (ИГЭ-1) предельное состояние его вообще не возникает. Увеличение жесткости ограждающей конструкции на местоположение и размеры областей предельного состояния практически не влияет.

При вертикальном армировании откоса (вариант 3) размеры и местоположение областей пластических деформаций мало отличаются от таковых в случае неармированного откоса; подобная схема армирования малоэффективна с точки зрения возможности уменьшения горизонтальных смещений ограждения и внутренних усилий в нем.

Как видно на рис. 3, вертикальное армирование откоса слабо препятствует появлению сдвигов в области, примыкающей непосредственно к ограждению. С увеличением жесткости ограждающей конструкции наблюдается уменьшение размеров пластических областей, особенно в верхней части откоса (в насыпном грунте ИГЭ-1).

Армирование откоса наклонными «стержнями» (рис. 4, варианты 5, 6), направление которых близко к положению поверхностей скольжения первого и второго семейств (по терминологии В. В. Соколовского [3]), практически не приводит к изменению очертаний и размеров пластических областей по сравнению с аналогичными показателями варианта 1 (неармированный откос), хотя горизонтальные размеры пластических зон в расчетах по варианту 6 получились несколько меньше, чем в варианте 5.

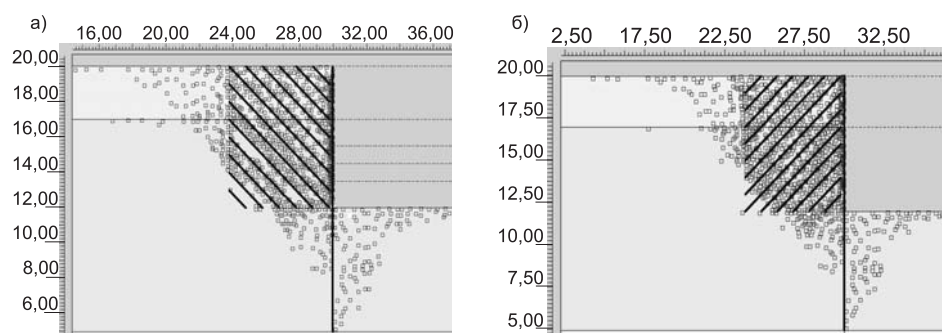


Рис. 4. Области пластических деформаций в грунтовом массиве (варианты 5, 6), толщина ограждения $t = 0,3$ м (а, б)

Выводы. 1. Ориентация элементов, армирующих грунтовый откос, существенно влияет на величину смещений и внутренних усилий в гибком ограждении. Наибольший эффект от армирования откоса возникает в случае горизонтального расположения армирующих элементов, связанных с ограждением. Наименьший эффект, выражающийся в увеличенных смещениях ограждения и появлении наибольших внутренних усилий в ограждении, установлен при расположении армирующих элементов по направлению, совпадающему с направлением нижней границы призмы обрушения за ограждением.

2. Величина смещений ограждения и величины внутренних усилий, возникающих в ограждении, при горизонтальном положении армирующих элементов, не связанных с ограждением, в 1,5–2 раза превышают эти показатели по сравнению с откосом, усиленным такими же элементами, связанными с ограждением.

3. С уменьшением изгибной жесткости ограждения его горизонтальные смещения интенсивно увеличиваются, в то время как внутренние усилия (изгибающие моменты и поперечные силы) — уменьшаются. Полученные результаты могут быть использованы при выполнении работ нулевого цикла в стесненных условиях строительства.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Стандарт предприятия. Нагельное крепление котлованов и откосов в транспортном строительстве. СТП 013-2001 Корпорация «Трансстрой». — М., 2001. — 40 с.
2. Зубачев П. В. Шпунтовое ограждение армированного грунтового откоса / П. В. Зубачев, А. П. Криворотов // Изв. вузов. Строительство. — 2006. — № 9. — С. 83–86.
3. Зубачев П. В. Оценка прочности и деформируемости шпунтового ограждения армированного грунтового откоса / П. В. Зубачев, А. П. Криворотов // Изв. вузов. Строительство. — 2007. — № 10. — С. 98–102.
4. Plaxis. Finite Element code for soil and Rock Analyses. Руководство пользователя. Версия 8. — Нидерланды: Дельфтский технологический университет, 2002.
5. Соколовский В. В. Статика сыпучей среды / В. В. Соколовский. — М.: Физматгиз, 1960. — 240 с.

© Зубачев П. В., 2008

Получено 11.01.08

УДК 528.48

Ю. А. КРАВЧЕНКО, канд. техн. наук (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

ОЦЕНКА СЛОЖНОСТИ ПЛОСКИХ КРИВЫХ И ТОПОГРАФИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

При производстве инженерно-геодезических изысканий для строительства возникает проблема оценки сложности реальной земной поверхности, поскольку от указанной сложности зависят трудоемкость и сложность выполняемых работ. Предлагается формальный критерий сложности представления плоских кривых и топографических поверхностей. Использование предлагаемой меры сложности кривых и поверхностей позволяет объективно оценивать трудоемкость и стоимость топографических и картографических работ, создания информационных моделей земной поверхности.

В процессе моделирования кривых и поверхностей возникает вопрос об их сложности. В топографии и картографии ее оценку принято осуществлять с помощью эталонов в виде изображений рельефа разного типа с указанием категории сложности (от 1 до 10). Определение сложности конкретной поверхности производится визуальным сравнением с эталонами, и расхождения в оценке иногда составляют две категории. Поэтому проблема объективной оценки сложности информационных моделей земной поверхности имеет практическое значение.

Поскольку не ясно, что может служить *мерой сложности* кривых и поверхностей, постольку ее определение целесообразно начать с желательных или «разумных» свойств. Очевидно, что мера сложности кривой должна обладать следующими свойствами, которые могут рассматриваться как *аксиомы сложности кривых*.

1. Мера сложности C кривой должна быть независимой от размера (масштаба) и ориентации кривой, т. е. должны выполняться равенства

$$C(x, y) = C(kx, ky); \quad C(x, y) = C(X, Y),$$

где

$$\left. \begin{aligned} X &= x \cos \alpha - y \sin \alpha \\ Y &= x \sin \alpha + y \cos \alpha \end{aligned} \right\}.$$

2. Сложность кривой или ее участка не может быть отрицательной величиной:

$$C \geq 0; \quad C_j \geq 0 \quad (j = 1, \dots, n),$$

где C_j — сложность j -го участка кривой.

3. Сложность j -го участка кривой не может быть больше сложности кривой:

$$C_j \leq C.$$

4. Мера сложности должна обладать *аддитивностью*; сложность кривой в целом должна равняться сумме значений сложности ее участков:

$$C = \sum_{j=1}^n C_j.$$

5. Мера сложности должна быть применимой для оценки гладких и негладких кривых.

6. За нулевое значение сложности может быть принята сложность вырожденной кривой — точки, т. е.

$$C(P) = 0.$$

7. За единицу можно принять значение сложности кривой L , представляющей собой отрезок прямой:

$$C(L) = 1.$$

Равенство значений сложности любых отрезков прямой следует из свойства 1, но вопрос о конкретном значении сложности прямолинейных отрезков при этом остается открытым. Следовательно, данная аксиома является дополнением к аксиоме 1.

8. Сложность n кривых является суммой

$$C = \sum_{k=1}^n C_k,$$

где C_k — сложность отдельной кривой.

После формулировки свойств меры сложности можно обратиться к выбору самой меры. На рис. 1 изображены две кривые. Интуитивно кривая b представляется более сложной, чем кривая a . Эта интуиция основывается на смутном ощущении связи сложности кривой с ее кривизной. Следовательно, в качестве меры сложности кривой можно было бы избрать интеграл кривизны

$$C = \int_0^t \frac{|f''(t)|}{(1 + (f'(t))^2)^{3/2}} dt,$$

где t — некоторый параметр, например, длина кривой.

Но при таком решении возникает проблема оценки сложности негладких кривых, так как кривизна кривой в точке излома равна бесконеч-



Рис. 1. Кривые разной сложности

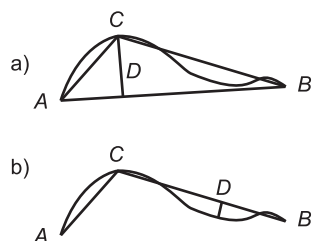


Рис. 2. Отклонение от прямой

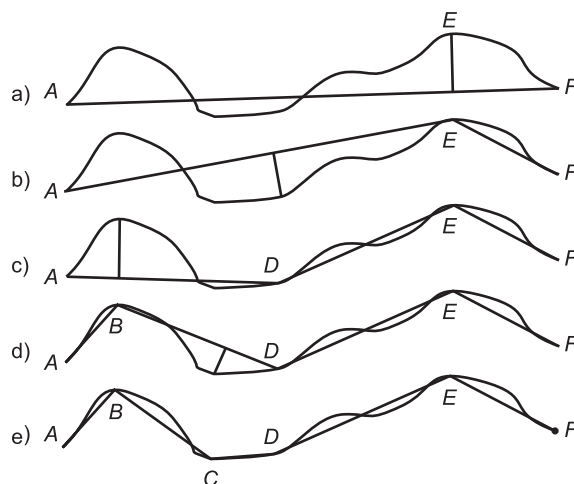


Рис. 3. К определению сложности кривой

ности. Чтобы избавиться от этого недостатка, можно считать отдельной кривой каждый гладкий кусок кривой. Но тогда возникает следующая проблема: если изображение представляет собой множество прямолинейных отрезков и интеграл кривизны каждого из них равен нулю, то суммарная сложность также будет равна нулю, с чем нельзя согласиться. По этой причине, а также в соответствии с аксиомой 8 можно предположить, что сложность кривой может быть выражена формулой

$$C = 1 + \int_0^t \frac{|f''(t)|}{(1 + (f'(t))^2)^{3/2}} dt.$$

При выполнении топографических или картографических работ аналитическое представление кривых неизвестно. Необходимо найти некоторое приближение к интегралу кривизны либо замену ему, а точнее говорить не о сложности кривой, а о *сложности ее представления*.

В качестве эталона для оценки сложности кривой подсознательно используется образ прямой: кривая тем сложнее, чем больше она отличается от прямой. Поэтому можно попытаться выразить сложность кривой через отклонение от прямой (рис. 2). Первоначально кривую можно заменить замыкающей AB или ломаной линией. Максимальное отклонение Δ кривой от ломаной можно расценивать как приращение сложности представления кривой. Каждый отрезок ломаной можно последовательно заменять двумя отрезками (см. рис. 2), считая, что сложность представления кривой на каждом шаге увеличивается на соответствующее отклонение Δ_i . Но такое решение вызывает сомнения, поскольку Δ характеризует в большей степени *точность представления* кривой, а не ее сложность.

Пусть имеется некоторая разомкнутая плоская кривая AF (рис. 3), которую нужно представить в виде ломаной с точностью не хуже Δ — максимального отклонения кривой от аппроксимирующей ломаной на всем ее протяжении. В первом приближении кривую можно заменить замыкающей AF . Изменим масштаб (систему координат) таким образом, чтобы длина замыкающей AF была равной 1. Для этого достаточно изменить прямоугольные координаты X , Y по формулам

$$\left. \begin{aligned} x &= X / L \\ y &= Y / L \end{aligned} \right\},$$

где $L = \sqrt{(X_n - X_1)^2 + (Y_n - Y_1)^2}$ — длина замыкающей AF .

Нормируя кривую AF , получаем возможность сравнивать кривые разной длины, но отклонение Δ также должно быть нормировано: $\delta = \Delta / L$, где δ — относительная ошибка представления кривой.

С практической точки зрения вызывает интерес не столько сложность кривой сама по себе, сколько сложность кривой при необходимой точности ее представления. Предположим, что точность представления на рис. 3, а неудовлетворительна и наибольшее отклонение от замыкающей AF кривая имеет в точке E . Поэтому заменим отрезок прямой AF ломаной AEF (рис. 3, б). Сложность C_{AEF} ломаной AEF выше сложности C_{AF} отрезка AF и может быть представлена как сумма C_{AF} и некоторого приращения

$$C_{AEF} = C_{AF} + c_{AEF}. \quad (1)$$

Приращение сложности c_{ijk} при замене произвольного отрезка IK ломаной IJK представим в виде выражения

$$c_{ijk} = C_{ij} + C_{jk} - C_{ik}. \quad (2)$$

Тогда сложность двух отрезков IJ и JK будет равна

$$C_{ijk} = C_{ik} + (C_{ij} + C_{jk} - C_{ik}) = C_{ij} + C_{jk}.$$

В качестве значения сложности произвольного отрезка IJ ломаной, представляющей кривую, примем нормированную длину этого отрезка

$$C_{ij} = l_{ij} = L_{ij} / L.$$

Следовательно, увеличение сложности будет равно приращению относительной длины ломаной при замене одного отрезка двумя другими

$$c_{ijk} = l_{ij} + l_{jk} - l_{ik}.$$

Чтобы объяснить такое решение, рассмотрим два примера. На рис. 4, а сложность ломаной ACB интуитивно представляется выше, чем ломаной ADB , поскольку точка C отстоит от отрезка AB на большее расстояние, чем точка D .

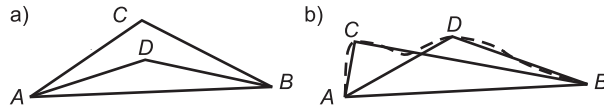


Рис. 4. Ломаные разной сложности

На рис. 4, б точки C и D удалены от AB на одинаковое расстояние, но ACB более изломана, поэтому она «сложнее».

Слева и справа ломаные ACB более искривлены и имеют большую длину, чем ADB . Естественно принять, что чем больше искривлена кривая, тем выше ее сложность. Но чем больше кривизна кривой, тем больше ее длина. Нормированная длина ломаной позволяет судить о сложности аппроксимируемой кривой. Поэтому есть основания считать, что увеличение сложности представления кривой может быть выражено относительным приращением длины при замене отрезка двумя отрезками (см. рис. 4).

Если на прямолинейном отрезке IJ поставить дополнительную точку K , то найдем приращение сложности

$$c_{ijk} = l_{ik} + l_{kj} - l_{ij}. \quad (3)$$

Но $l_{ik} + l_{kj} = l_{ij}$, поэтому $c_{ijk} = 0$. Таким образом, данное решение не противоречит здравому смыслу.

Вернемся к представлению разомкнутой кривой на рис. 2. Если точность ее аппроксимации по-прежнему недостаточна, то, последовательно заменяя каждый отрезок ломаной двумя, можно достичь заданной точно-

сти представления кривой. Оценка сложности кривой на каждом таком шаге производится по формуле

$$C_i = C_{i-1} + c_i, \quad (4)$$

где C_{i-1} и C_i — соответственно предыдущее и текущее значение сложности представления кривой;

c_i — приращение сложности, вычисляемой по формуле (2).

Пусть дана замкнутая кривая и две точки на ней A и B такие, что AB — наибольший диаметр. Тогда задача оценки сложности замкнутой кривой сводится к задаче оценки сложности двух разомкнутых кривых L_1 и L_2 . Вычислим значение сложности замкнутой кривой

$$C_{12} = C_1 + c_{12}, \quad (5)$$

где C_{12} — сложность замкнутой кривой;

C_1 — сложность кривой L_1 ;

c_{12} — приращение сложности при добавлении кривой L_2 к L_1 .

Но значение приращения сложности равно

$$c_{12} = C_2,$$

поэтому сложность замкнутой кривой может быть представлена выражением

$$C_{12} = C_1 + C_2, \quad (6)$$

которое может использоваться для вычисления сложности суммы двух кривых.

Ошибка Δ представления кривой в виде ломаной уменьшается при увеличении числа n звеньев ломаной. Если $n \rightarrow \infty$, то $\Delta \rightarrow 0$ и

$$C = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n c_i = l, \quad (7)$$

где l — нормированная длина кривой.

Сложность кривой может быть сопоставлена с информацией о кривой, если придерживаться разнообразной трактовки информации, когда количество информации служит мерой многообразия, сложности. Очевидно, что количество информации, содержащееся в ломаной, аппроксимирующей кривую, не может быть больше, чем количество информации в самой кривой. Если с этой точки зрения посмотреть на оценку сложности ломаных, то можно согласиться с тем, что возможна трактовка сложности ломаной как количества информации о представлении аппроксимируемой кривой.

При оценке сложности поверхностей будем рассматривать только поверхности, не обязательно выпуклые, гомеоморфные сфере. Такое решение дает возможность ввести на сфере систему криволинейных координат (u, v) и выражать пространственное положение произвольной точки через криволинейные координаты и высоту точки — расстояние от данной точки до сферы.

Подход к оценке сложности представления кривых может быть распространен на оценку сложности поверхностей. Произвольный участок поверхности в первом приближении может быть представлен плоскостью, проходящей через три точки, принадлежащие поверхности и не лежащие на одной прямой. Поэтому в качестве простейшей геометрической фигуры, представляющей поверхность, выберем треугольник. При добавлении новой точки к трем имеющимся (вершинам треугольника) поверхность и ее сложность могут изменяться. При более точном представлении поверхности путем добавления точек одновременно с усложнением поверхности происходит увеличение ее площади. Поэтому можно счи-

тать, что приращение сложности поверхности связано с увеличением ее площади

$$C_n = C_{n-1} + c_n, \quad (8)$$

где C_{n-1} — сложность поверхности до добавления n -й точки;

C_n — сложность поверхности, представленной n точками;

c_n — приращение сложности при добавлении n -й точки.

Представлением поверхности при этом является многогранник, не обязательно выпуклый, каждая грань которого — треугольник. Давая оценку сложности кривых (одномерных геометрических объектов), выбираем в качестве меры их сложности нормированную длину. Поэтому будет логично при оценке сложности поверхностей (двумерных объектов) в качестве меры сложности использовать нормированную площадь поверхности.

За единицу сложности примем сложность проекции моделируемой поверхности на «поверхность относимости», т. е. площадь области определения функции, представляющей оцениваемую поверхность. Тогда сложность поверхности оценивается следующим образом.

Предположим, что исследуемая имеющая конечную площадь поверхность S задана в трехмерном евклидовом пространстве и может быть представлена функцией $z = f(x, y)$, с областью определения D . Пусть на поверхности S задана некоторая триангуляция, проекция которой на координатную плоскость xy с достаточной точностью представляет область определения D .

Обозначим площадь проекции триангуляции S_0 . Сложность C_i каждого треугольника на поверхности представим как отношение его площади S_i к площади его проекции s_i на координатную плоскость

$$C_i = S_i / s_i. \quad (9)$$

Определим сложность C всей поверхности в целом

$$C = \frac{1}{S_0} \sum_{i=1}^n S_i. \quad (10)$$

Сложность нескольких поверхностей может быть получена суммированием значений сложности для каждой отдельной поверхности. Сложность замкнутой поверхности может приниматься равной сумме двух незамкнутых поверхностей, т. е. поверхностей с краем.

Не исключено, что можно установить разные меры сложности кривых и поверхностей. В данной статье предлагается один из возможных вариантов.

© Кравченко Ю. А., 2008

Получено после доработки 26.02.08

А. В. САВИНОВ, канд. техн. наук (Саратовский государственный технический университет);

Н. Н. МЕЛЬНИЧУК, канд. техн. наук (Воронежский государственный архитектурно-строительный университет)

МОДЕЛИРОВАНИЕ СТАТИЧЕСКОГО НАГРУЖЕНИЯ СВАИ МАЛОГО ДИАМЕТРА ОСЕВОЙ СИЛОЙ

Показана пригодность осесимметричной версии упругопластической модели теории пластического течения грунтов проф. Д. М. Шапиро для численной имитации статического испытания свай вдавливания малого диаметра при известных значениях механических характеристик грунта после уплотнения. Получено удовлетворительное сходство диаграмм «нагрузка-осадка» по данным статических испытаний и расчетного моделирования одиночных свай вдавливания.

На основании экспериментальных и расчетных исследований предложен новый критерий оценки несущей способности свай по величине осадки.

При современной плотности городской застройки неизбежно растет доля свайных фундаментов, выполняемых с применением безударных технологий. Примером могут служить сваи вдавливания малого диаметра, широко внедряемые при строительстве в стесненных и сложных грунтовых условиях, а также при реконструкции зданий и сооружений [1].

Широкое применение этого типа свай сдерживается отсутствием достоверного метода расчета по несущей способности и деформациям с использованием прямых прочностных и деформационных характеристик основания. Поэтому применение вдавливаемых свай сопровождается, как правило, дорогостоящими и трудоемкими натурными испытаниями, дающими объективное представление о поведении свай под воздействием возрастающих статических вдавливающих нагрузок.

Моделирование работы основания свай может быть успешно произведено численными методами. Однако точность таких расчетов сильно зависит от правильного выбора модели грунта и закономерностей распределения уплотненных зон основания в околосвайном пространстве, в первую очередь, вокруг нижнего конца свай.

В настоящей статье приведены результаты сопоставления расчетов свайного основания по несущей способности и деформациям численным методом (МКЭ) с использованием упругопластической модели грунта в соответствии с описанием [2] и по данным статических испытаний.

При усилении ленточных фундаментов здания Академии Права (г. Саратов) устраивалась сплошная железобетонная ребристая плита на естественном основании, через технологические отверстия которой на глубину 6,1 м вдавливались металлические трубчатые сваи диаметром 159 мм с плоским нижним концом. На площадке реконструкции производились комплексные исследования грунтового основания консолидированного четвертичного суглинка лабораторными и полевыми методами (прессиометрия, статическое зондирование) в природном состоянии и после погружения свай, а также испытания свай статическими вдавливающими и выдергивающими нагрузками по ГОСТу 5686-94.

В табл. 1 приведены расчетные параметры инженерно-геологических элементов (ИГЭ), слагающих исходное грунтовое основание. Деформационные характеристики приняты по результатам прессиометрических испытаний, прочностные — по лабораторным данным. Параметр дилатансии для всех суглинков принят $\Lambda = \alpha / 2 = (\sin \varphi) / 6$ [2].

На рис. 1, а изображена расчетная область, показано геологическое строение основания, членение расчетной области на конечные элементы.

Таблица 1

Расчетные характеристики грунтов

Номер ИГЭ	Наименование ИГЭ	E , МПа	c , кПа	φ , град	
1	Суглинок обводненный	17,0	17,0	21	0,35
2		17,0	19,0	16	0,35

Примечание. E — модуль деформации грунта, c — удельное сцепление, φ — угол внутреннего трения, — коэффициент Пуассона

Таблица 2

Расчетные характеристики грунтов уплотненной зоны

Номер области в соответствии с рис. 1, б	E , МПа	c , кПа	φ , град
1	61,0	65,0	21
2	45,0	50,0	21
3	30,0	35,0	21
4	20,0	25,0	21

Используются кольцевые осесимметричные конечные элементы треугольного сечения: упругие, представляющие на расчетной схеме сваю, и упругопластические, моделирующие грунтовую среду.

На рис. 1, б показаны принятые в расчетах области уплотненного основания вокруг нижнего конца сваи, измененные характеристики которых представлены в табл. 2.

Нагрузка на сваю прикладывалась ступенями по 0,03 МН, максимальная вдавливающая сила ограничена величиной 0,27 МН. В расчетах учитывалось изменение характеристик грунта под нижним концом сваи, получаемое в результате вдавливания.

На боковой поверхности сваи касательные напряжения ограничивались полученной экспериментально максимальной величиной 27–31 кПа, ступенчато возрастающей с глубиной (ступени по 2,0 кПа на каждые два метра глубины).

По результатам расчетов определены области с предельным напряженным состоянием под нижним концом сваи, представленные на рис. 2.

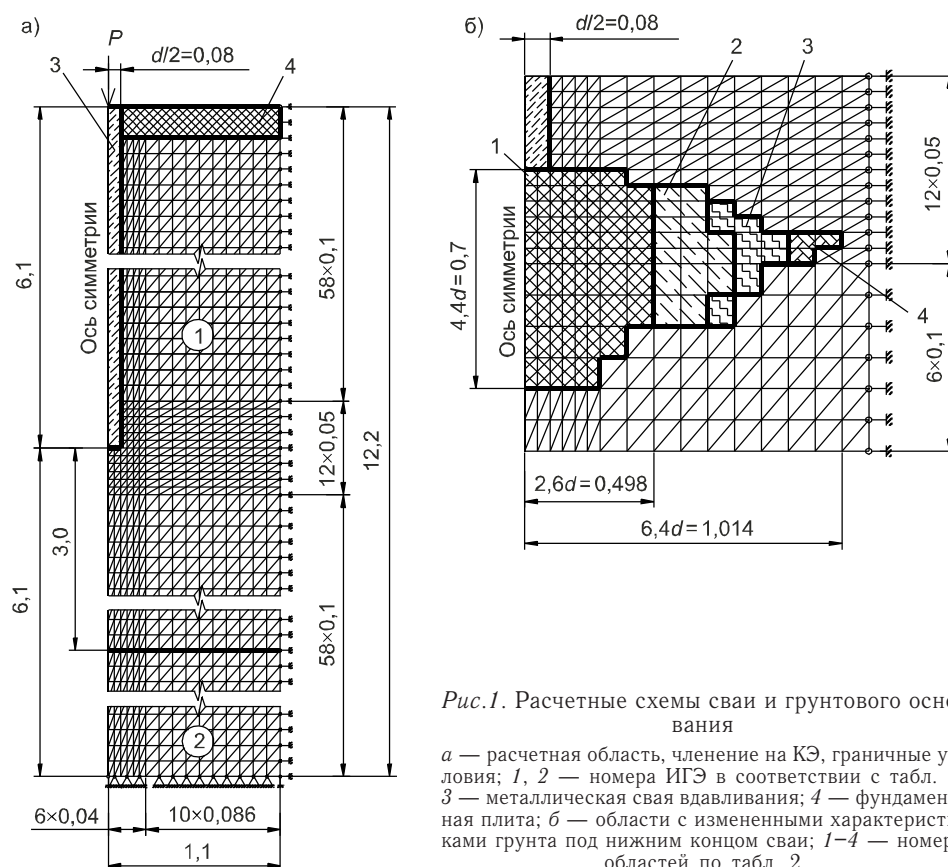


Рис. 1. Расчетные схемы сваи и грунтового основания

а — расчетная область, членение на КЭ, граничные условия; 1, 2 — номера ИГЭ в соответствии с табл. 1; 3 — металлическая свая вдавливания; 4 — фундаментная плита; б — области с измененными характеристиками грунта под нижним концом сваи; 1–4 — номера областей по табл. 2

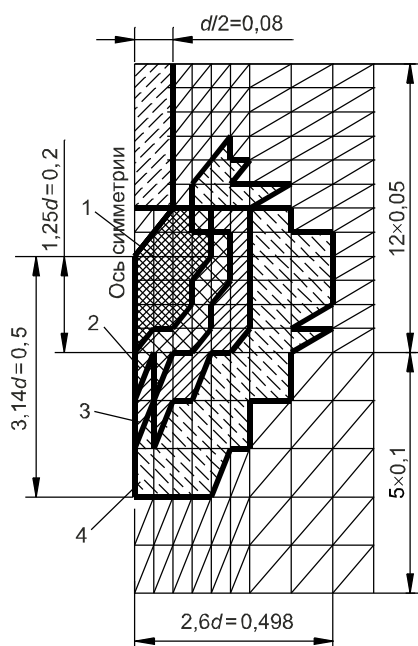


Рис. 2. Области предельного напряженного состояния под нижним концом сваи
1-4 — при нагрузке P соответственно 0,09; 0,12; 0,15 и 0,18 МН

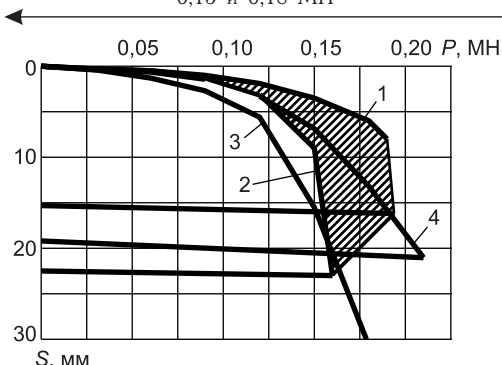


Рис. 3. Графики зависимости «нагрузка-осадка» $S = f(P)$

1, 2 — по данным испытаний свай статической вдавливающей нагрузкой; 3 — по результатам упруго-пластического расчета без учета уплотнения грунта около сваи; 4 — то же, с учетом уплотнения грунта (табл. 2)

На рис. 3 приведены экспериментальные зависимости «нагрузка-осадка» $S = f(P)$, а также аналогичные расчетные графики, полученные для исследуемых свай при исходных и измененных параметрах грунтового основания.

Следует отметить, что расчетная кривая зависимости $S = f(P)$ остается плавной на всем протяжении, несмотря на образование областей предельного напряженного состояния под нижним концом сваи.

На рис. 4 показано изменение касательных напряжений на боковой поверхности сваи в зависимости от величины вдавливающей силы. Из анализа приведенной диаграммы видно, что касательные напряжения вначале достигают своих максимальных значений только у нижнего конца сваи и лишь затем постепенно достигают максимумов по всей боковой поверхности.

Только при достижении максимальных значений касательных напряжений по всей длине ствола (при величине вдавливающей силы $P = 0,15$ МН) произошло полное исчерпание несущей способности грунта по боковой поверхности. На рис. 3 хорошо заметен перелом графиков при расчетных «сдвиговых» осадках в 6–8 мм.

При выполнении расчетного моделирования нагружения свай после «отдыха» ступенчато возрастающей осевой силой критерием исчерпания несущей способности F_d служило достижение осадки $S = 0,05d$. В данном случае $S = 7,95$ мм, что хорошо согласуется с экспериментальными значениями величин «сдвиговых» осадок.

Косвенным критерием исчерпания несущей способности сваи может служить несходящаяся

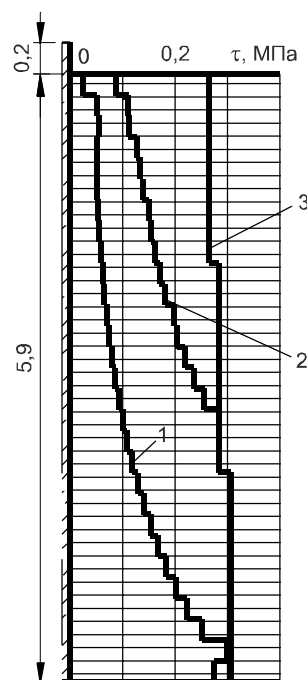


Рис. 4. Изменение касательных напряжений τ на боковой поверхности сваи в зависимости от нагрузки P
1-3 — при нагрузке P соответственно 0,06; 0,12; 0,15 МН

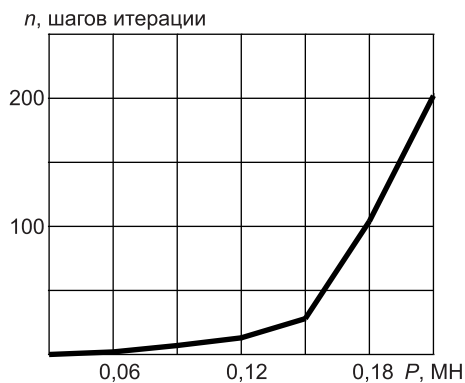


Рис. 5. Диаграмма зависимости числа шагов итерации n от нагрузки P

итерация при заданной норме невязки (в условиях данной задачи итерация считается несходящейся при норме невязки 0,03 и числе шагов итерации n более 50). В ходе исследований отмечена хорошая сходимость итерационного процесса при нагрузках менее 0,15 МН и резкое увеличение числа шагов итерации при большей нагрузке. На рис. 5 показана диаграмма зависимости числа шагов итерации n от нагрузки P .

В табл. 3 представлены показатели несущей способности исследуемой сваи по условиям ограниче-

ния ее осадки величиной $S = 0,05d$ и исчерпания несущей способности сваи по боковой поверхности, приводится сравнение с результатами статических испытаний.

Таблица 3

Несущая способность сваи F_d , МН

Предельное условие	F_d , МН
Осадка сваи $S = 0,05d$	0,144
Исчерпание несущей способности по боковой поверхности	0,150
Исчерпание несущей способности по результатам испытаний: по боковой поверхности (перелом графика при «сдвиговой» осадке) под нижним концом (при «срыве» всей сваи)	0,135–0,173 0,141–0,191

Выводы. 1. Выполненное исследование показало пригодность осесимметричной версии упругопластической модели теории пластического течения грунтов для численной имитации статического испытания свай вдавливания малого диаметра при известных значениях механических характеристик грунта после уплотнения. Получено удовлетворительное сходство диаграмм «нагрузка-осадка» по данным статических испытаний и расчетного моделирования одиночных свай вдавливания.

2. При статическом испытании и расчетном моделировании исследуемой сваи достижение касательными напряжениями максимальных значений по всей высоте боковой поверхности сваи получено близким к исчерпанию несущей способности.

3. На основании экспериментальных и расчетных исследований предлагается в качестве критерия несущей способности свай исследуемого типа достижение сваей осадки $S = 0,05d$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Савинов А. В. Применение свай, погружаемых вдавливанием, для усиления и устройства фундаментов в условиях реконструкции исторической застройки г. Саратова / А. В. Савинов. — Саратов: СГТУ, 2000. — 124 с.
2. Шапиро Д. М. Расчетное моделирование нагружения буронабивных свай осевой силой / Д. М. Шапиро, Н. Н. Мельничук // Проблемы механики грунтов и фундаментостроения в сложных условиях: Тр. междунар. науч.-техн. конф. — Уфа, 2006. — Т. 1. — С. 155–164.

© Савинов А. В., Мельничук Н. Н., 2008

Получено 17.01.08

Е. Я. МАКАРОВ, канд. физ.-мат. наук, доц., Г. Д. СЛАБОЖАНИН, Е. П. ЛАШКИВСКИЙ, кандидаты техн. наук, доценты, Д. Г. СЛАБОЖАНИН, асп. (Томский государственный архитектурно-строительный университет), И. Е. МАКАРОВ, инж. (ООО «Ремхолодсервис», г. Томск)

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ПОЛЯ, ВОЗМУЩЕННОГО ПЛОСКОЙ КОЛЕБЛЮЩЕЙСЯ ПЛАСТИНОЙ

На основании экспериментальных данных по измерению параметров гидродинамического поля, созданного колебаниями пластины, находящейся в жидкости, сформулированы математические зависимости, описывающие поле пульсаций скорости. При выводе зависимостей использовались классические подходы механики жидкостей и газов. Полученные зависимости позволяют оценить энергию пульсаций в жидкости, возмущенной указанным способом.

В работе [1] представлены результаты эксперимента по исследованию гидродинамических полей, созданных в жидкости колебаниями плоской пластины. Задача о поведении несжимаемой жидкости, соприкасающейся с колеблющейся неограниченной плоской поверхностью, описана в [2].

Уравнение, моделирующее данный процесс, имеет вид

$$\frac{\partial v}{\partial t} = \nu \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} \quad (1)$$

с граничными условиями

$$v|_{x=0} = u_0 e^{-i\omega t}, \quad v|_{x=\infty} = 0, \quad (2)$$

где v — скорость жидкости (направлена параллельно скорости колеблющейся поверхности), м/с;

ν — кинематическая вязкость жидкости, м²/с;

u_0 — амплитудная скорость, м/с;

a , — амплитуда и круговая частота колебаний твердой поверхности, м, Гц;

x — координата вдоль оси, направленной перпендикулярно колеблющейся поверхности;

t — время, с; $i = \sqrt{-1}$.

Решение данного уравнения в вещественных величинах представляется в виде

$$v = u_0 e^{-x/\delta} \cos(x/\delta - \omega t), \quad (3)$$

где $\delta = \sqrt{2\nu/\omega}$ — параметр, определяющий глубину проникновения волны, возникающей в направлении оси ox . Здесь интенсивность колебаний под действием молекулярной вязкости падает вдоль оси ox по экспоненте.

В рассмотренной модели предполагается ламинарный режим движения жидкости, а само движение — безынерционным.

На практике при исследовании поведения жидкости необходимо учитывать наличие ограничивающих движение твердых шероховатых стенок, присутствие неоднородностей в реальной жидкости, отклонение от идеального плоского движения твердой поверхности и т.д. Перечисленные факторы, как правило, порождают пульсации жидкости, трансформируют их многократными отражениями от стенок и влиянием дефектов структуры жидкости, так что общая картина может рассматриваться исключительно как результат случайных событий. Более того, авторы [3]

рассматривая в идеальной постановке процесс вовлечения неподвижной жидкости в движение с помощью колеблющейся в своей плоскости поверхности и учитывая тангенциальные разрывы скоростей, показывают, что это ведет к появлению нормальных по отношению к твердой поверхности составляющих скоростей жидкости и в конечном итоге неустойчивости течения.

Поэтому для описания процессов, в которых существенно проявляется влияние факторов, нарушающих устойчивость жидкости, естественно использовать выражения, связанные с турбулентными течениями.

С учетом общих представлений о возмущениях в жидкости, а также результатов экспериментов, представленных в работе [1], сформулируем задачу о поведении поля, возмущенного колеблющейся плоской пластиной, и построим упрощенную математическую модель, описывающую данный процесс.

Пусть плоская пластина, соприкасающаяся своей поверхностью с жидкостью (водой), находящейся в емкости в виде параллелепипеда, колеблется вдоль горизонтальной плоскости параллельно вертикальным стенкам емкости. Расположим декартову прямоугольную систему координат таким образом, чтобы ось ox была направлена вниз перпендикулярно поверхности пластины, а оси oy и oz находились на поверхности, соприкасающейся с жидкостью, причем ось oy совпадала с направлением колебаний. Для описания данного процесса будем использовать в качестве математической модели уравнения гидродинамики в форме Рейнольдса.

Считая процесс квазиустановившимся, пренебрегая молекулярной вязкостью по сравнению с турбулентной псевдовязкостью, а также исключая возможные циркуляционные течения (полагая, что средняя скорость течения равна нулю), можно записать уравнение

$$-\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \overline{u'_i u'_j}) + X_i = 0, \quad (4)$$

где \bar{p} — среднее по времени статическое давление жидкости, Па;

— плотность жидкости, кг/м³;

u'_i, u'_j — составляющие пульсационной скорости жидкости, м/с;

X_i — приведенные к объему массовые силы, Н/м³.

Как обычно, по повторяющемуся индексу производится суммирование. В проекции на ось ox соотношение (4) будет иметь вид:

$$-\frac{\partial \bar{p}}{\partial x} - \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho \overline{u'^2_x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left(\rho \overline{u'_x u'_y} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left(\rho \overline{u'_x u'_z} \right) + \rho g = 0. \quad (5)$$

Учитывая многократность отражений пульсационных колебаний от стенок, а также симметрию возмущающего воздействия с достаточной для практических оценок точностью, можно говорить о постоянстве средних турбулентных напряжений вдоль осей oy и oz , т.е.

$$\frac{\partial}{\partial y} \left(\rho \overline{u'_x u'_y} \right) = 0; \quad \frac{\partial}{\partial z} \left(\rho \overline{u'_x u'_z} \right) = 0. \quad (6)$$

Тогда уравнение (5) перепишется в виде

$$-\frac{\partial \bar{p}}{\partial x} - \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho \overline{u'^2_x} \right) + \rho g = 0 \quad (7)$$

или, переходя к обыкновенной производной:

$$\frac{d}{dx} \left(\bar{p} + \rho \overline{u_x'^2} \right) = \rho g. \quad (8)$$

После интегрирования получим

$$\bar{p} + \rho \overline{u_x'^2} = \rho g x. \quad (9)$$

Используя экспериментальные показания давления \bar{p} в зависимости от расстояния до пластины вдоль оси ox [1], можно получить подобную зависимость для величины $\overline{u_x'^2}$.

Естественно возникает вопрос об области применения вышеприведенных зависимостей, тем более что на границе с твердой поверхностью происходят плоские колебательные движения жидкости. Как показал эксперимент, пространственная турбулентность (наличие составляющих пульсаций вдоль оси ox) возникает уже на расстоянии нескольких миллиметров от поверхности пластины. При оценке влияния поля на находящуюся в нем частицу этот участок, естественно, необходимо учитывать. С другой стороны, плоское движение на границе с твердой поверхностью позволяет получить удельное значение кинетической энергии движущейся жидкости при значении $x = 0$.

В данной задаче можно предположить, что уменьшение интенсивности турбулентных пульсаций происходит только в направлении ox . Тогда кинетическая энергия турбулентных пульсаций в объеме экспериментальной установки равна

$$E = AB \int_0^C 3\rho \frac{\overline{u_x'^2}}{2} dx,$$

где A, B — горизонтальные размеры емкости, в которой проводился эксперимент, м;

C — глубина жидкости в емкости, м.

Зависимость $\rho \frac{\overline{u_x'^2}}{2} = \varphi(x)$ можно получить из решения (9), используя экспериментальные данные по измерению среднего статического давления на различных расстояниях от колеблющейся пластины.

Следует иметь в виду, что в точке $x = 0$ с учетом условия прилипания

$$\varphi(x) \Big|_{x=0} = \rho \frac{V_0^2}{2},$$

где $V_0 = 2\pi f a$ — амплитудная скорость, м/с;

f — частота колебаний пластины, 1/с;

a — амплитуда колебаний пластины, м.

Полученная с использованием экспериментальных данных зависимость интенсивности турбулентных пульсаций от расстояния до колеблющейся пластины позволит рассчитать значения силы турбофореза, действующей на одиночную частицу, находящуюся в данном поле [4].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Макаров Е. Я. Перемещение твердой частицы в жидкой среде, возмущенной механическим воздействием / Е. Я. Макаров, Г. Д. Слабожанин, Д. Г. Слабожанин и др. // Изв. вузов. Строительство. — 2005. — № 11–12. — С. 92–94.
2. Ландау Л. Д. Гидродинамика. Теоретическая физика / Л. Д. Ландау, Е. М. Лившиц. — М.: Наука, 1986. — 244 с.

3. Монин А. С. Статистическая гидромеханика / А. С. Монин, А. М. Яглом. — Ч. I. — М.: Наука, 1965. — 640 с.
4. Медников Е. П. Турбулентный перенос и осаждение аэрозолей / Е. П. Медников. — М.: Наука, 1981. — 176 с.

© Макаров Е. Я., Слабожанин Г. Д., Лашкинский Е. П., Слабожанин Д. Г., Макаров И. Е., 2008

Получено после доработки 01.02.08

УДК 698.3:536.2

Д. А. ХАРЛАМОВ, препод., А. Д. КРИВОШЕИН, канд. техн. наук, доц. (Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия, г. Омск)

ИНЖЕНЕРНАЯ МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПРИВЕДЕННОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ТЕПЛОПЕРЕДАЧЕ СВЕТОПРОЗРАЧНЫХ КОНСТРУКЦИЙ С УЧЕТОМ КРАЕВЫХ ЗОН

Изложены основные положения инженерной методики расчета приведенного сопротивления теплопередаче светопрозрачных конструкций, основанной на использовании известных характеристик профильных систем и стеклопакетов, с введением линейного коэффициента теплопередачи краевой зоны, позволяющего учитывать особенности теплового режима остекления в краевых зонах. Проанализированы факторы, влияющие на значение линейного коэффициента теплопередачи краевой зоны, приведены примеры расчетов.

Приведенное сопротивление теплопередаче является одним из определяющих показателей современных светопрозрачных конструкций. Требуемая величина этого показателя изменяется в достаточно широких пределах [1] и зачастую предопределяет выбор того или иного конструктивного решения.

В настоящее время оценка приведенного сопротивления светопрозрачных конструкций производится в основном по результатам испытаний в климатической камере согласно ГОСТу 26602.1-99 [2]. Расчетные методы ограничиваются либо пересчетом результатов испытаний с учетом отношения площади остекления к площади оконного блока [2, 3], либо моделированием температурного режима конструкций с применением специальных компьютерных программ расчета двух- или трехмерных температурных полей [3, 4].

Вместе с тем на практике достаточно часто возникает необходимость оперативной оценки теплозащитных качеств светопрозрачных конструкций различного конструктивного решения, анализа эффективности применения тех или иных профильных систем, стеклопакетов, дистанционных рамок и т.п.

Известен ряд работ в этой области [5–7]. Однако некоторые из них ограничиваются рассмотрением только светопрозрачной части (стеклопакетов), другие не позволяют учесть весь комплекс факторов, влияющих на теплозащитные качества светопрозрачных конструкций.

Ситуация осложняется еще и тем, что испытания профильных систем, стеклопакетов и оконных блоков имеют определенные методические особенности, затрудняющие прямое использование результатов испытаний при проведении расчетов. В частности, при проведении испытаний профильных систем согласно [2] светопрозрачная часть оконного блока заменяется теплоизоляционной плитой. Соответственно полученные результаты приведенного сопротивления теплопередаче или непрозрачной

части оконного блока (профильной системы) получаются несколько выше, чем при аналогичных испытаниях со стеклопакетом.

В свою очередь, результаты испытаний стеклопакетов, оконных блоков существенно зависят от их размеров, формы, типа и материала дистанционных рамок, глубины посадки стеклопакета в переплетах. Не говоря уже о различных вариантах заполнения непрозрачной части балконных дверей.

Цель данной статьи — изложение основных положений инженерной методики расчета приведенного сопротивления теплопередаче светопрозрачных конструкций, основанной на использовании известных характеристик профильных систем и стеклопакетов, с введением линейного коэффициента теплопередачи краевой зоны Ψ , Вт/(м·°C), позволяющего учитывать особенности теплового режима остекления в краевых зонах.

Методика базируется на выполненных ранее исследованиях температурного режима краевых зон [8] и известных зависимостях [4, 7].

Сложность расчета приведенного сопротивления теплопередаче любой светопрозрачной конструкции заключается в ее теплотехнической неоднородности, обусловленной наличием теплопроводных включений (армирующих профилей, дистанционных рамок, замкнутых воздушных прослоек и пр.) и сложной пространственной формы.

В общем случае величина потерь тепла через светопрозрачную конструкцию $Q_{ок}$ прямо пропорциональна разности температур по ее стороны, площади конструкции $F_{ок}$ и обратно пропорциональна ее сопротивлению теплопередаче R_0

$$Q_{ок} = \frac{t_{int} - t_{ext}}{R_0^{ок}} F_{ок}, \quad (1)$$

где t_{int} , t_{ext} — расчетные температуры наружного и внутреннего воздуха, °C;

$F_{ок}$ — площадь оконного блока, м²;

$R_0^{ок}$ — приведенное сопротивление теплопередаче оконного блока, м²·°C/Вт.

Если рассмотреть распределение тепловых потоков и температур по площади оконного блока (рис. 1), можно условно выделить: потери тепла

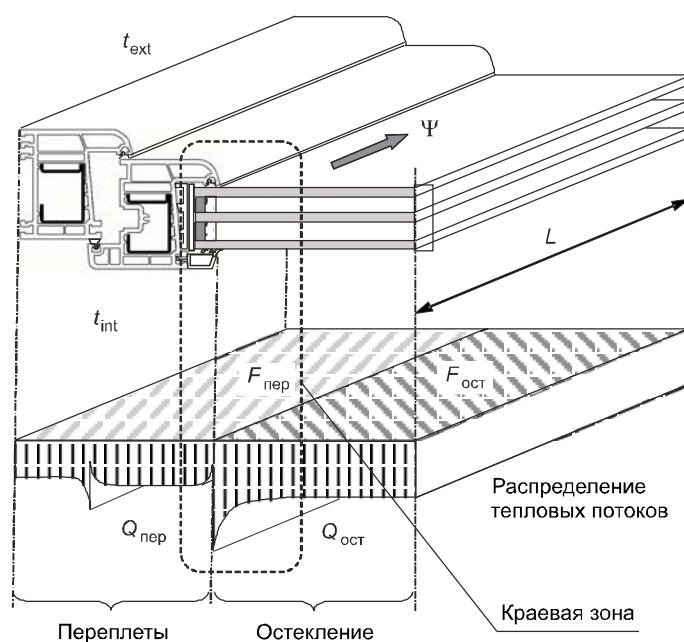


Рис. 1. Распределение тепловых потоков по площади оконного блока с одинарными переплетами и стеклопакетом

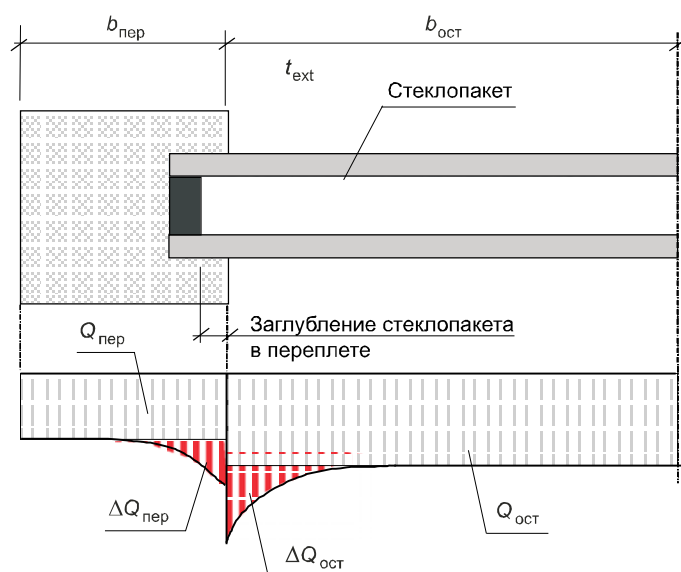


Рис. 2. Упрощенная схема распределения тепловых потоков в краевой зоне оконного блока с одинарными переплетами (для определения величин $\Delta Q_{кр}$ и Ψ)

через переплеты (непрозрачную часть) $Q_{пер}$; потери тепла через светопрозрачную часть $Q_{ост}$; дополнительные потери тепла в краевых зонах — на участках сопряжения переплетов с заполнением светопрозрачной части $\Delta Q_{кр}$ (рис. 2).

Суммарные потери тепла через оконный блок в этом случае можно представить в виде суммы отдельных теплопотерь

$$Q_{ок} = Q_{пер} + Q_{ост} + \Delta Q_{кр}. \quad (2)$$

Поскольку сопряжение остекления и переплетов оказывает влияние как на переплеты, так и остекление, то величину $\Delta Q_{кр}$ можно представить в виде

$$\Delta Q_{кр} = \Delta Q_{кр}^{пер} + \Delta Q_{кр}^{ост}, \quad (3)$$

где $\Delta Q_{кр}^{пер}$ — дополнительные потери тепла в краевой зоне переплетов, Вт; $\Delta Q_{кр}^{ост}$ — дополнительные потери тепла в краевой зоне остекления, Вт.

В данном случае под словом «дополнительные» понимаются повышенные потери тепла в краевой зоне по сравнению с центральной частью стеклопакета и с потерями тепла через переплеты при отсутствии остекления (в соответствии с ГОСТом 26602.1-99 при проведении испытаний профильных систем светопрозрачная часть заменяется теплоизоляционной плитой).

Такой подход открывает возможности очень простого решения задачи расчета приведенного сопротивления теплопередаче оконного блока любой формы и размеров на основе известных данных по профильным системам ($R_0^{пер}$ — в соответствии с [2]) и стеклопакетам ($R_0^{ост}$ — по центральной термически однородной зоне).

Если расписать выражение (2) в виде

$$Q = \frac{t_{int} - t_{ext}}{R_0^{ок}} \cdot F_{ок} = \frac{t_{int} - t_{ext}}{R_0^{пер}} \cdot F_{пер} + \frac{t_{int} - t_{ext}}{R_0^{ост}} \cdot F_{ост} + \frac{t_{int} - t_{ext}}{\Psi \cdot L}, \quad (4)$$

после несложных преобразований можно получить

$$R_0^{\text{ок}} = \frac{F_{\text{ок}}}{\frac{F_{\text{пер}}}{R_0^{\text{пер}}} + \frac{F_{\text{ост}}}{R_0^{\text{ост}}} + \Psi \cdot L}, \quad (5)$$

где Ψ — линейный коэффициент теплопередачи краевой зоны, Вт/(м·°C);
 L — длина краевой зоны, м.

Под краевой зоной понимается линейный участок (зона) сопряжения заполнения светопрозрачной части оконного блока с переплетами.

Физический смысл Ψ — увеличение коэффициента теплопередачи стеклопакетов и переплетов в краевых зонах, отнесенное к их линейным размерам.

В общем случае (см. рис. 2) величина Ψ может быть представлена в виде

$$\Psi = \Delta Q_{\text{кр}} / [(t_{\text{int}} - t_{\text{ext}}) \cdot L]. \quad (6)$$

Сложность реализации вышеизложенного подхода заключается в необходимости установления зависимости величины Ψ от типа стеклопакетов, переплетов, материала дистанционных рамок, глубины посадки стеклопакетов в переплетах и пр.

Решение этой задачи было получено на основании серии расчетов оконных блоков по компьютерной программе «TEMPER-3D» при варьировании ряда параметров. В частности:

- коэффициента теплопроводности материала дистанционных рамок;
- типов стеклопакетов (одно- и двухкамерных);
- глубины посадки стеклопакетов в переплетах;
- конструктивного решения переплетов (одинарные, отдельные, спаренные и т.п.);
- материала переплетов.

Методика определения величины Ψ заключалась в следующем (рис. 3):

- для оконного блока определенного конструктивного решения определялись потери тепла $Q_{\text{ок}}$ в целом с учетом дополнительных теплопотерь в краевых зонах;

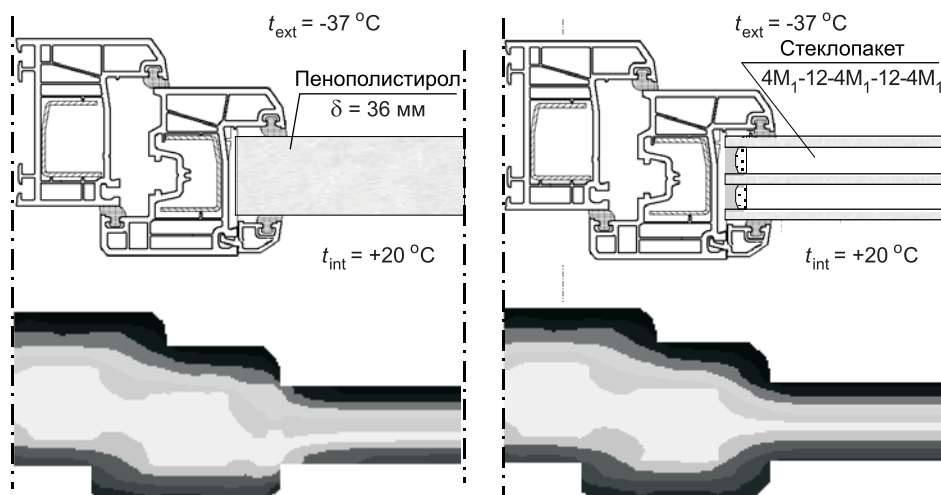


Рис. 3. Пример расчета температурного режима оконного блока из ПВХ-профилей по программе «TEMPER-3D» с определением величины Ψ :

$$Q_{\text{пер}} = 0,0124 \text{ Вт}; \Delta Q_{\text{ост}} = 0,0119 \text{ Вт}; \Delta Q_{\text{кр}} = 0,0124 + 0,0119 = 0,0243 \text{ Вт}; \Psi = 0,0243 / [20 - (-37)] \cdot 0,01 = 0,0426$$

— отдельным расчетом определялись потери тепла через переплеты $Q_{\text{пер}}$ при заполнении светопрозрачной части теплоизоляционной плитой с коэффициентом теплопроводности $0,035 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C})$;

— определялись потери тепла через светопрозрачную часть оконного блока $Q_{\text{ост}}$ при сопротивлении теплопередаче остекления, равного сопротивлению теплопередаче центральной зоны;

— по разности $(Q_{\text{ок}} - Q_{\text{пер}} - Q_{\text{ост}})$ вычислялась величина дополнительных потерь в краевых зонах $\Delta Q_{\text{кр}}$;

— по формуле (6) рассчитывалась величина Ψ .

Такой подход позволил исключить необходимость определения ширины краевых зон и степени взаимного влияния стеклопакетов и переплетов.

При проведении расчетов задавались нормативные граничные условия ($\lambda_{\text{int}} = 8,0 \text{ Вт}/\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ и $\lambda_{\text{ext}} = 23,0 \text{ Вт}/\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$) согласно ГОСТу 26602.1-99.

Значения Ψ для некоторых стеклопакетов при различном коэффициенте теплопроводности дистанционных рамок и их различном заглублении в переплетах, полученные на основании серии расчетов температурных полей, представлены в таблице, на рис. 4, 5.

Анализ результатов расчетов позволил сделать следующие выводы:

— на величину Ψ существенное влияние оказывают тип дистанционной рамки, коэффициент теплопроводности материала, из которого она изготовлена, тип стеклопакета и глубина его посадки в переплетах;

— незначительное влияние на величину Ψ оказывает материал переплетов (ПВХ или древесина), ширина воздушных прослоек в стеклопакетах, количество камер ПВХ-профилей, сочетания «рама-створка», «рама-импост»; этими переменными можно пренебречь;

— в оконных блоках с отдельными, отдельно-спаренными или спаренными переплетами с применением листового стекла, а также при заполнении оконных переплетов теплоизоляционными плитами $\Psi \approx 0$.

Расчет приведенного сопротивления теплопередаче оконного или дверного балконного блока по вышеизложенной методике может быть выполнен в следующей последовательности:

— определяются (задаются) исходные данные (размеры и конфигурация рассчитываемой конструкции, характеристика заполнения светопро-

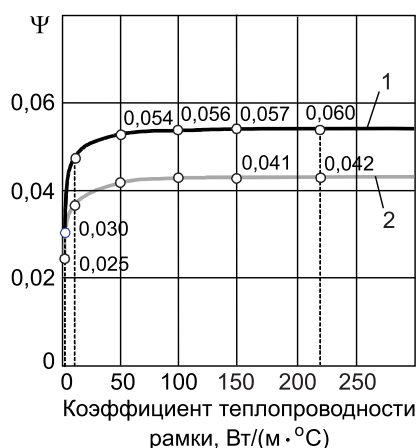


Рис. 4. Изменение величины Ψ в зависимости от коэффициента теплопроводности материала дистанционной рамки стеклопакета

1 — глубина посадки стеклопакета $b = 0 \text{ мм}$;
2 — глубина посадки стеклопакета $b = 10 \text{ мм}$

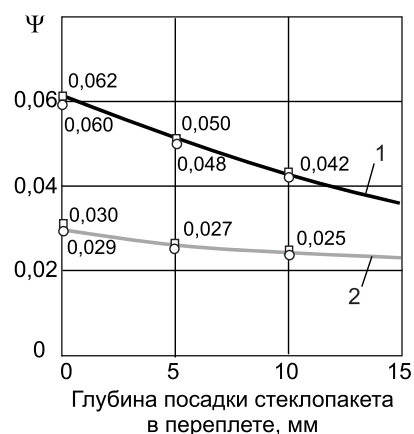


Рис. 5. Изменение величины Ψ в зависимости от глубины посадки двухкамерного стеклопакета в переплетах

□ для трехкамерных и ○ пятикамерных ПВХ-профилей; 1 — дистанционные рамки из алюминия; 2 — дистанционные рамки «TPS»

Значения линейного коэффициента теплопередачи для однокамерных и двухкамерных стеклопакетов с различными типами дистанционных рамок

Величина заглубления стеклопакета в переплете, мм	Линейный коэффициент теплопередачи краевой зоны, Вт/м · °С				
	Двухкамерные, мм			Однокамерные, мм	
	32	36	40	18	24
<i>Дистанционные рамки — алюминий</i>					
0	0,060	0,062	0,075	0,049	0,056
5	0,048	0,051	0,062	0,038	0,043
10	0,041	0,044	0,052	0,029	0,032
<i>Дистанционные рамки — ПВХ</i>					
0	0,023	0,025	0,033	0,026	0,019
5	0,023	0,026	0,029	0,024	0,019
10	0,022	0,026	0,029	0,022	0,019
<i>Дистанционные рамки — TPS</i>					
0	0,030	0,033	0,039	0,026	0,025
5	0,027	0,029	0,033	0,023	0,023
10	0,025	0,027	0,032	0,022	0,020

Примечание. Данные соответствуют стеклопакетам из обычного стекла с коэффициентом эмиссии 0,8 при заполнении межстекольного пространства воздухом.

зрачной части, тип дистанционных рамок, конструктивное решение переплетов, глубина посадки стеклопакета в переплете);

— по справочным данным или протоколам испытаний определяются приведенное сопротивление теплопередаче профильной системы (переплетов) $R_0^{\text{пер}}$ и центральной части остекления $R_0^{\text{ост}}$;

— по справочным таблицам определяется величина Ψ ;

— в соответствии с исходными данными рассчитываются L , $F_{\text{ок}}$, $F_{\text{ост}}$, $F_{\text{пер}}$;

— по формуле (5) рассчитывается величина $R_0^{\text{ок}}$.

ПРИМЕР 1. Определить приведенное сопротивление теплопередаче оконного блока из ПВХ-профилей фирмы «Plafen» серии «S-Line» ОП ОСП 12-8 ГОСТ 30674-99 с двухкамерными стеклопакетами из обычного стекла СПД 4М₁-12-4М₁-12-4М₁ ГОСТ 24866-99 (рис. 6, а). Дистанционные рамки стеклопакетов — из алюминия.

Приведенное сопротивление теплопередаче профильной системы — по результатам испытаний в климатической камере в соответствии с

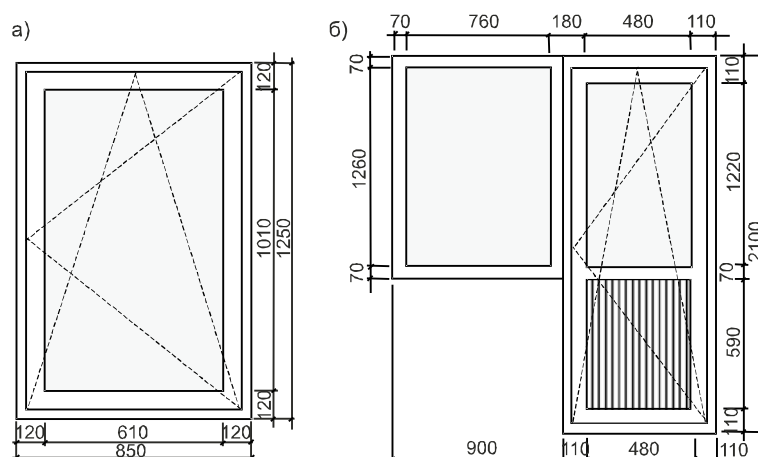


Рис. 6. Основные размеры оконного блока из ПВХ-профилей «Plafen» серии «S-Line» (а) для примера 1 и дверного балконного блока (б) для примера 2

ГОСТом 26602.1-99 — $R_0^{\text{пер}} = 0,84 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}$. Приведенное сопротивление теплопередаче центральной зоны стеклопакетов — $R_0^{\text{ост}} = 0,53 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}$.

В соответствии с исходными данными (см. рис. 6) определяем: $F_{\text{ок}} = 1,063 \text{ м}^2$; $F_{\text{ост}} = 0,616 \text{ м}^2$; $F_{\text{пер}} = 0,447 \text{ м}^2$; $L = 3,24 \text{ м}$.

По таблице принимаем для двухкамерного стеклопакета с дистанционными рамками из алюминия $\approx 200 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C})$ при глубине посадки стеклопакета в переплетах $b = 5 \text{ мм}$, $\Psi = 0,05$.

Рассчитываем величину приведенного сопротивления теплопередаче оконного блока в целом:

$$R_0^{\text{ок}} = \frac{1,063}{\frac{0,447}{0,84} + \frac{0,616}{0,53} + 0,05 \cdot 3,24} = 0,57 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}.$$

По результатам испытаний аналогичного оконного блока в климатической камере величина приведенного сопротивления теплопередаче составила: $R_0^{\text{ок, исп}} = 0,59 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}$. Расхождение с результатами расчетов $\Delta = 3,4\%$.

ПРИМЕР 2. Определить приведенное сопротивление теплопередаче дверного балконного блока из ПВХ-профилей фирмы «Plafen» серии «S-Line» с двухкамерными стеклопакетами СПД 4М₁-12-4М₁-12-4М₁ ГОСТ 24866-99. Нижняя часть балконной двери заполнена теплоизоляционной плитой «Stadur» толщиной 36 мм (см. рис. 6, б).

Приведенное сопротивление теплопередаче профильной системы — $R_0^{\text{пер}} = 0,84 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}$; стеклопакетов — $R_0^{\text{ост}} = 0,53 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}$; теплоизоляционной плиты «Stadur» — $R_0^{\text{зап}} = 1,26 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}$.

В соответствии с исходными данными определяем: $F_{\text{б, бл}} = 2,730 \text{ м}^2$; $F_{\text{ост}} = 1,543 \text{ м}^2$; $F_{\text{пер}} = 0,904 \text{ м}^2$; $F_{\text{зап}} = 0,283 \text{ м}^2$; $L_{\text{ост}} = 7,44 \text{ м}$; $L_{\text{зап}} = 2,14 \text{ м}$.

По таблице для двухкамерного стеклопакета с дистанционными рамками из алюминия при глубине посадки стеклопакета в переплетах $b = 5 \text{ мм}$, $\Psi = 0,05$. Для теплоизоляционной плиты в нижней части балконной двери $\Psi = 0$.

Рассчитываем величину приведенного сопротивления теплопередаче балконного блока в целом:

$$R_0^{\text{ок}} = \frac{2,73}{\frac{0,904}{0,84} + \frac{1,543}{0,53} + \frac{0,283}{1,26} + 0,05 \cdot 7,44} = 0,60 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}.$$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. СНиП 23-02-2003. Тепловая защита зданий/Госстрой России.— М., 2004.— 36 с.
2. ГОСТ 26602.1-99. Блоки оконные и дверные. Методы определения сопротивления теплопередаче/Госстрой России.— М.: ГУП ЦПП, 2000.— 28 с.
3. СП 23-101-2004. Проектирование тепловой защиты зданий/Госстрой России.— М., 2004.— 141 с.
4. Рекомендации по расчету светопрозрачных конструкций зданий с учетом светотехнических, теплотехнических, звукоизоляционных качеств и технико-экономических показателей/НИИСФ.— М.: Стройиздат, 1986.— 87 с.
5. Могутов В. А. Новые принципы теплотехнических расчетов светопрозрачных конструкций/В. А. Могутов//Светопрозрачные конструкции.— 1999.— № 1, 2.— С. 46–49.
6. EN ISO 10077-1:2000. Berechnung des Warmedurchgangskoeffizienten. Teil 1: Vereinfachtes Verfahren.
7. Квель И. Малая деталь с большим значением/И. Квель//Bauelemente Bau.— 2005.— № 2.— С. 55–59.

8. Кривошеин А. Д. К вопросу об улучшении температурного режима современных окон в краевых зонах / А. Д. Кривошеин, Д. А. Харламов // Светопрозрачные конструкции. — 2005. — № 1.

© Харламов Д. А., Кривошеин А. Д., 2008

Получено после доработки 19.02.08

УДК 624.072.014.2

А. И. САПОЖНИКОВ, д-р филос., проф., **А. И. МИШИЧЕВ**, д-р техн. наук, проф. (Астраханский инженерно-строительный институт)

УСТОЙЧИВОСТЬ И НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ДВУТАВРОВОЙ МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ БАЛКИ С ОТВЕРСТИЯМИ В СТЕНКЕ ПРИ ДЕЙСТВИИ ПОПЕРЕЧНОЙ РАСПРЕДЕЛЕННОЙ НАГРУЗКИ

Рассмотрены устойчивость и напряженно-деформированное состояние двутавровой балки, ослабленной вырезами, расположенными вдоль балки по ее осевой линии. Наибольшее влияние на прочность и устойчивость стенки балки оказывают отверстия вблизи ее опор, в зоне максимальных касательных напряжений.

Металлические балки двутавровой или коробчатой конструкции широко используются в строительстве и перекрывают значительные пролеты. Их стенка, хотя может иметь высоту до 2–3 м, остается тонкой, способной терять устойчивость при нагрузках, намного меньших предельных для балки в целом. Тем не менее существует необходимость устройства технологических отверстий в стенке в различных местах по ее поверхности [1], вызывающих еще большее снижение устойчивости и прочности балки.

Пластина вокруг отверстий в нижней или верхней части стенки балки высокого сечения испытывает растяжение или сжатие, а при расположении отверстий по осевой линии балки — оба вида воздействия одновременно. Вблизи опор область стенки вокруг отверстия попадает одновременно под действие главных растягивающих и сжимающих напряжений, что не может не вызвать заметного изменения НДС стенки. В данной работе приведена серия численных экспериментов по анализу устойчивости и прочности сварной двутавровой шарнирно опертой балки с малыми и большими отверстиями, а также при их разном количестве и без них; кроме того, при наличии и отсутствии поперечных ребер по длине балки.

Примем для исследования двутавровую балку из малоуглеродистой стали с параметрами: длина балки $L = 12$ м, общая высота $h_{\text{ст}} = 1160$ мм, толщина стенки $t_{\text{ст}} = 10$ мм, ширина и толщина полок $B_{\text{п}} = 380$ мм и $t_{\text{п}} = 20$ мм. Балка шарнирно оперта на опоры в виде плоских торцовых ребер традиционной конструкции. На балку действовала вертикальная погонная нагрузка $q = 150,0$ кН/м. Горизонтальному смещению верхней полки препятствует предполагаемый горизонтальный настил. В силу симметрии конечно-элементная модель (КЭМ) строилась для половины длины балки. Центры окружностей отверстий расположены по длине на расстояниях 1, 3 и 5 м от опор балки.

Малые отверстия в стенке выполнялись $R = 0,125$ м, большие — $R = 0,3$ м; они располагались по оси балки. Поперечные ребра сечением $h \times b = 356 \times 16$ мм жестко закреплялись между отверстиями на расстояниях 1,8 и 3,8 м от торца балки. КЭМ для балки с отверстиями строи-

№ п.п	$R_{\text{отв}},$ м	Поперечные ребра	Число отверстий на $1/2 L$	Параметр устойчивости	Данные статических расчетов		
					$\nu_M, \text{ МПа}$	$TT_U, \text{ мм}$	$\sigma_{\text{ж}}, \text{ МПа}$
1	0,125	Нет	3(6)	1,206	239,58	14,7	176,7
2	0,30	Нет	3(6)	1,001	358,54	16,6	170,3
3	0,30	Есть	3(6)	1,087	346,40	16,6	169,7
4	0,30	Есть	2(4)	1,291	293,76	15,6	171,9

Примечание. ν_M — наибольшие напряжения по Мизесу в стенке; $\sigma_{\text{ж}}$ — наибольшие сжимающие напряжения в полках; TT_U — наибольшие суммарные перемещения центрального сечения; в четвертой позиции ближайшие к опорам отверстия отсутствуют, в скобках указано число отверстий по всей длине балки.

лась с использованием линейных элементов BAR и плоских PLATE. Решение задач проводилось в рамках линейных теорий упругости и устойчивости деформирования МКЭ в САЕ-системе FEMAP-NASTRAN [3, 4]. Размеры и тип конечных элементов, особенности разбиения области на КЭ, в том числе на участках предполагаемых высоких градиентов напряжений, принимались из соображений близости значений средних и максимальных напряжений в элементах.

В первую очередь был произведен подбор погонной нагрузки, отталкиваясь от исходной $q_{\text{исх}} = 150 \text{ кН/м}$, соответствующей расчетному напряженному состоянию. При этом принималось, что отверстия в балке отсутствуют. Расчет на устойчивость показал, что параметр устойчивости $= 0,92$, т.е. устойчивость деформирования не обеспечена. Следовательно, для статического анализа прочности необходимо было снизить уровень погонной нагрузки. В намеченной серии численных экспериментов наиболее слабой являлась конструкция с большими отверстиями без поперечных ребер. Анализ показал, что критический уровень устойчивости ≥ 1 для этой конструкции обеспечен при $q = 107,1 \text{ кН/м}$. Дальнейшие расчеты были проведены именно для этого уровня нагрузки и отражены в табли-

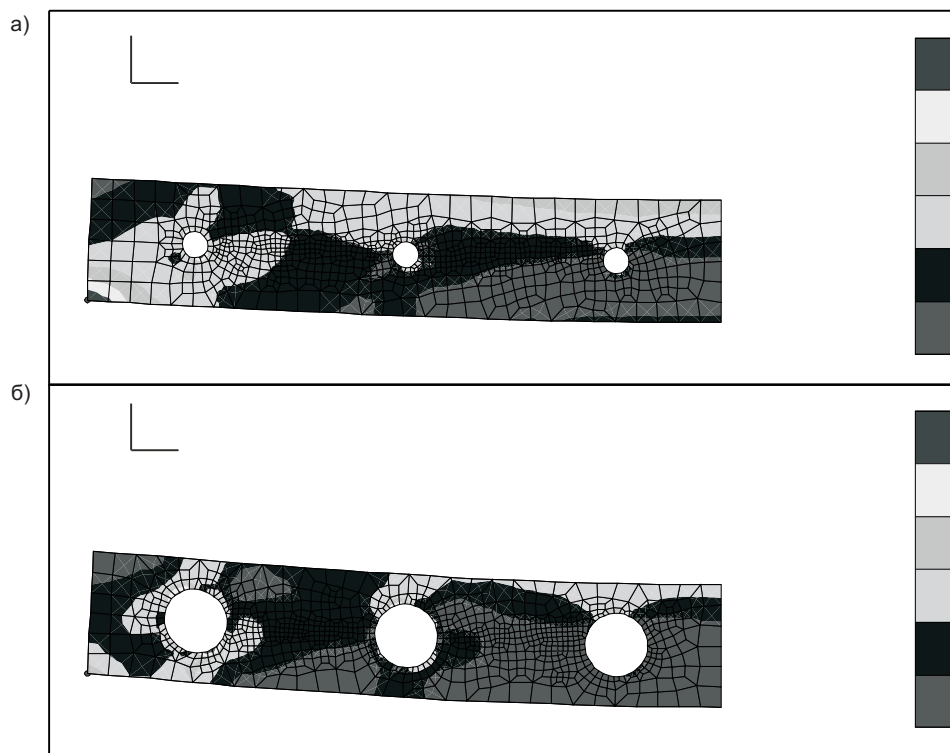


Рис. 1. Поля напряжений по Мизесу на деформированной поверхности стенки балки
а — при отверстиях с радиусом $R = 0,125 \text{ м}$; б — при отверстиях с радиусом $R = 0,3 \text{ м}$

це. При этом следует отметить, что при исходной нагрузке установка поперечных ребер с параметрами, приведенными выше, обеспечила устойчивость балки без отверстий ($\lambda = 1,05$), но оказалась недостаточной для балки с отверстиями.

Картина напряженного состояния стенки вокруг отверстий показана на рис. 1. Поле суммарных перемещений балки при потере устойчивости представлено на рис. 2. Параметр устойчивости определяет величину критической нагрузки по формуле $q_{кр} = \lambda q$. В первую очередь выполнялся расчет устойчивости и при ее обеспечении ($\lambda \geq 1$) проводился анализ статики.

Рассмотрение данных таблицы и полей НДС показывает, что с увеличением радиуса отверстия с 125 до 300 мм существенно повышается уровень НДС и уменьшается устойчивость балки. Установка поперечных ребер практически не изменяет значений наибольших параметров НДС, хотя

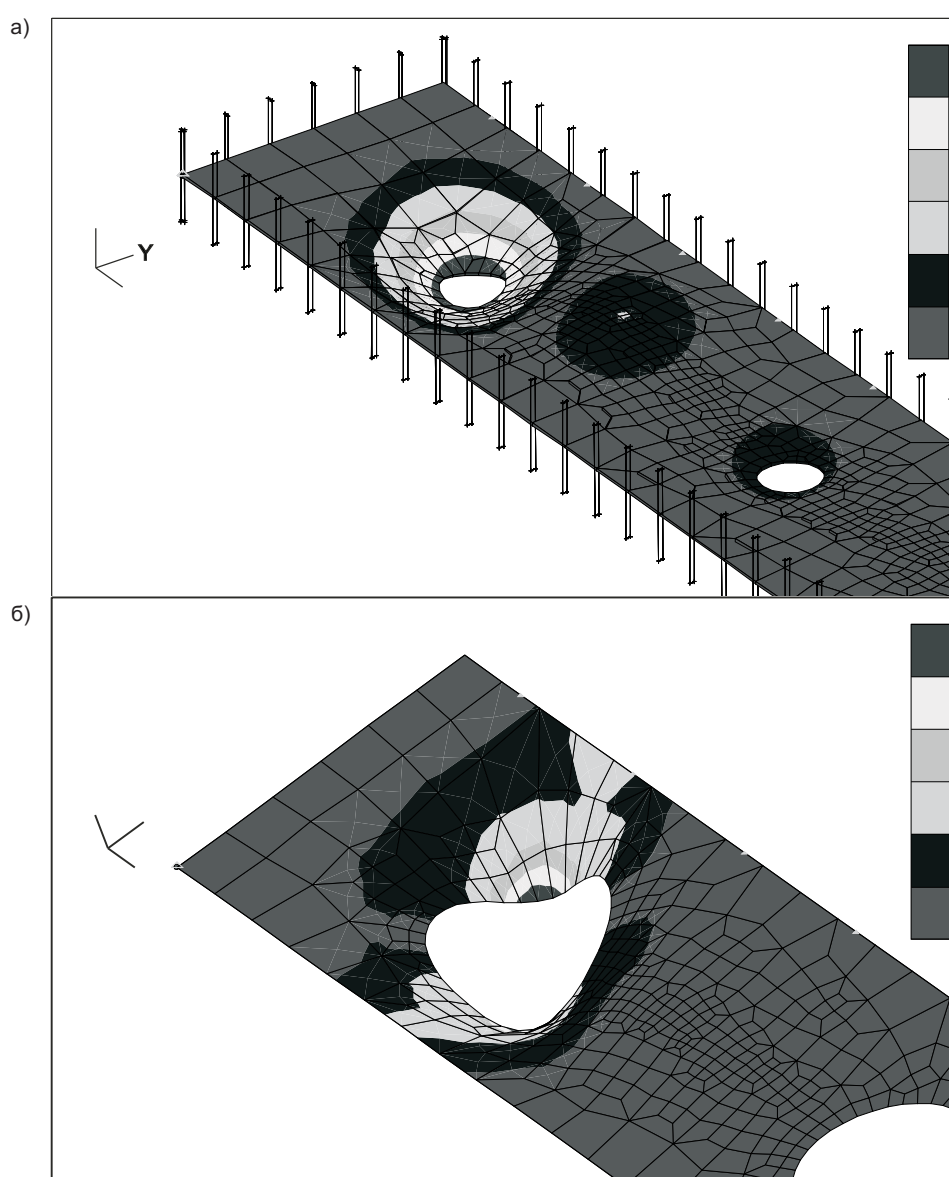


Рис. 2. Поля суммарных перемещений для стенки балки при потере устойчивости
 а — в балке с отверстиями $R = 125$ мм; б — в балке с отверстиями $R = 300$ мм

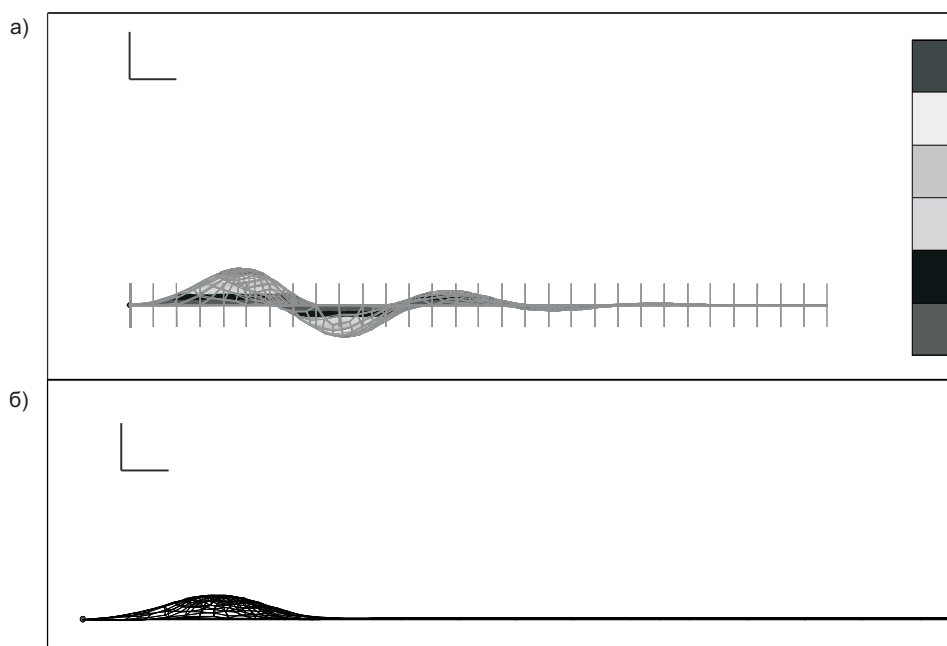


Рис. 3. Картина деформирования стенки балки без отверстий при потере устойчивости
а — балки без поперечных ребер; б — балки с ребрами

приводит к перераспределению напряжений в балке. При закрытии двух крайних отверстий (т.е. при наличии только двух отверстий на полудлине балки) имеет место существенное улучшение ситуации как в части статической прочности, так и в отношении устойчивости. Отметим также, что при отсутствии первого отверстия напряжение вокруг второго отверстия несколько увеличивается, а вокруг третьего, наоборот, снижается.

Известно, что в двутаврах, коробчатых конструкциях, имеющих тонкую стенку и развитые полки, существует реальная угроза появления значительных сдвиговых деформаций в стенке вблизи от опор, где касательные напряжения имеют максимальные, близкие к предельным значения из-за незначительной ее толщины. По этой причине ослабление стенки технологическими отверстиями в этой части балки должно вызвать значительное ослабляющее влияние на конструкцию, гораздо большее того влияния, которое оказывают на нее отверстия в центральной части балки. Численный анализ подтвердил это предположение. Из расчетов (см. таблицу, № 2, 3) следует, что вокруг отверстий, расположенных вблизи опор, необходима установка подкрепления, например, в виде колец [3].

По результатам рассмотрения картины деформирования при потере устойчивости стенкой балки с поперечными ребрами (рис. 3, б) и без них (рис. 3, а) можно отметить, что уровень деформации балки при установке ребер, вопреки существующим представлениям об их значительном влиянии на устойчивость стенки, снизился лишь незначительно.

Выводы. 1. Увеличение размера отверстий с 0,125 до 0,3 м приводит к снижению устойчивости стенки в 1,2 раза, повышению напряжений в 1,5 раза.

2. Установка поперечных ребер не привела к существенному увеличению устойчивости и не вызвала значительного снижения напряженного состояния стенки балки.

3. Наиболее загруженным оказался участок балки вокруг отверстия, расположенного около опоры, в зоне наибольших сдвиговых деформаций.

4. В центре балки, где сдвиговые деформации минимальны, отверстие почти не повлияло на напряженное состояние балки.

5. При ликвидации отверстия, расположенного около опоры, напряжения вокруг следующего отверстия увеличились.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Харт Ф. Атлас стальных конструкций/Ф. Харт, В. Хенн, Х. Зонтаг.— М.:Стройиздат, 1997.— 351 с.
2. Беленя Е. И. Металлические конструкции/Е. И. Беленя.— М.: Стройиздат, 1985.— 560 с.
3. Сапожников А. И. Численный анализ напряженного состояния и деформирования пластины с вмятиной при растяжении/А. И. Сапожников, А. И. Мишичев// Изв. вузов. Строительство.— 2007.— № 12.— С. 95–100.
4. Мишичев А. И. Решение задач линейной статики и устойчивости МКЭ в САЕ-системе FEMAP-NASTRAN/А. И. Мишичев.— Астрахань: АГТУ, 2005.— 104 с.

© Сапожников А. И., Мишичев А. И., 2008

Получено после доработки 08.11.07

УДК 624.073

Р. П. МОЙСЕЕНКО, канд. техн. наук, доц. (Томский государственный архитектурно-строительный университет)

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕБРИСТОЙ ПЛАСТИНЫ ПРИ ВЫНУЖДЕННЫХ КОЛЕБАНИЯХ

Показано, что алгоритмы, разработанные для оптимизации ребристых пластин с заданной первой частотой собственных колебаний, достаточно эффективны как средство оптимизации при вынужденных колебаниях, если ограничение по частоте является активным ограничением, а ограничения по прочности — пассивными. При определенных условиях оптимальный проект, имея минимум веса, без увеличения числа ребер обладает большей прочностью по сравнению с неоптимальным проектом.

В статьях [1, 2] приводятся разработанные автором алгоритмы оптимизации ребристых пластин при ограничении первой частоты собственных колебаний. Прикладное значение оптимизации конструкций в режиме собственных колебаний обосновано в работах [3, 4]. Однако область применения разработанных в [1, 2] алгоритмов расширяется, если их использовать для оптимизации ребристых пластин при вынужденных колебаниях. Такая возможность отмечается в [5]: «Метод, позволяющий избежать точки, соответствующей резонансным явлениям, часто эффективен при проектировании конструкций, подверженных периодическому нагружению».

Ниже представлена постановка задачи оптимизации ребристой пластины при вынужденных колебаниях, учитывающая особенности постановки задачи оптимизации в режиме собственных колебаний [1, 2].

Постановка задачи. При вынужденных колебаниях задача оптимизации может быть поставлена следующим образом: для пластины заданной постоянной толщины h_0 , подкрепленной прямолинейными ребрами, определить минимум веса при ограничении величины первой частоты собственных колебаний ($\omega_1 = \bar{\omega}$, где $\bar{\omega}$ — заданное значение) и выполнении условий прочности. Ребра имеют прямоугольное поперечное сечение с заданной одинаковой высотой h_r .

В такой постановке минимум веса ребристой пластины сводится к минимуму суммы толщин поперечного сечения ребер b_r^i . Ограничение по первой частоте собственных колебаний вводится для того, чтобы обеспечить отсутствие резонанса. Величина первой частоты назначается в соответствии с заданной частотой вынужденных колебаний. Если условия прочности выполняются с запасом, то это означает, что в рамках поставленной задачи оптимизации условия прочности выполняются в виде неравенств. В таких случаях разработанные алгоритмы оптимизации в режиме собственных колебаний [1, 2] без изменений применяются в задаче оптимизации при вынужденных колебаниях. Такой подход соответствует рекомендации, данной в [5]: «При решении практических задач оптимального проектирования требуется получить проект конструкции, которая обладала бы весом, близким к минимальному, а не проект, который бы точно удовлетворял математическим критериям оптимальности. Этого можно, вообще говоря, достигнуть, спроектировав конструкцию с учетом одного или двух наиболее важных ограничений и проверив, насколько проект удовлетворяет остальным ограничениям».

Если же условия прочности нарушаются, то оптимизацию можно проводить по двум направлениям в зависимости от технологических условий. Первое направление связано с тем, что выполнение условий прочности осуществляется в виде равенств, а ограничение первой частоты переходит в разряд пассивных ограничений. В этом случае алгоритмы оптимизации, разработанные в [1, 2], применить невозможно. Второе направление основано на технологической возможности увеличения числа ребер, что позволяет увеличить несущую способность. При увеличении несущей способности ограничение по частоте собственных колебаний переходит в разряд активных ограничений, поэтому оптимизация проводится по упомянутым алгоритмам [1, 2].

В примерах показаны варианты оптимизации с выполнением ограничения по первой частоте собственных колебаний в виде равенства, а ограничения по прочности в виде неравенств.

ПРИМЕР 1. Рассматривается прямоугольная пластина со следующими исходными данными. Опоры — шарнирные. Соотношение сторон — $l_y/l_x = 0,1$. Восемь ребер расположены на одинаковом расстоянии параллельно оси y . $\lambda_1 = \lambda_9^0 = 32761$, где λ_1 — первое собственное значение пластины с ребрами, λ_9^0 — девятое собственное значение пластины без ребер, $\lambda = \rho h_0 l_x^4 \omega^2 / D$. Относительная высота ребер $H = h_r / h_0 = 2$. Динамическая нагрузка — равномерно распределенная q с частотой вынужденных колебаний $\omega = 1/2$.

Относительная ширина сечения ребер ($B_i = b_r^i / l_x$) оптимальной пластины определена по алгоритму, представленному в [1]. В данном примере ширина всех ребер оптимальной системы одинакова — $B = 0,01618533$. Функция цели равна $F = \sum_i B_i = 0,1294$.

При симметричной нагрузке наибольшие изгибающие моменты возникают в сечении с координатой $y = 0,5l_y$:

$$M_x^{\max} = 0,02135 (8ql_x^2 / \pi^4), \quad M_y^{\max} = 0,02623 (8ql_x^2 / \pi^4).$$

Если по условиям прочности эти моменты требуется уменьшить, то, используя возможности разработанных алгоритмов оптимизации, можно ввести девятое ребро. Параметры оптимальной системы: $m_1 = m_9 = 0,909$, $m_2 = m_8 = 1,05924$, $m_3 = m_7 = 1,00204$, $m_4 = m_6 = 1,022692$, $m_5 = 1,014041$; $B = 0,0123213$; функция цели вычисляется по формуле $F = B \sum_i m_i = 0,1108918$. Изгибающие моменты уменьшаются:

$$M_x^{\max} = 0,0186 (8ql_x^2 / \pi^4); \quad M_y^{\max} = 0,02108 (8ql_x^2 / \pi^4).$$

Сравнение функций цели F показывает, что экономия материала при увеличении числа ребер составляет около 15% с одновременным уменьшением расчетных изгибающих моментов: M_x на 12,88%, M_y на 19,63%.

ПРИМЕР 2. Рассматривается пластина с заземленными кромками: $x = 0$, $y = 0$, $y = l_y$. Кромка $x = l_x$ — свободна. Пластина с девятью ребрами при ограничении ($\lambda_1 = \lambda_{10}^0 = 7990379,1073$). Относительная высота сечения ребер $H = 1,5$. Ребра расположены по узловым линиям десятой формы собственных колебаний. Относительные координаты этих узловых линий: $\xi_1 = 0,12194$, $\xi_2 = 0,226$, $\xi_3 = 0,32963$, $\xi_4 = 0,43353$, $\xi_5 = 0,53794$, $\xi_6 = 0,643$, $\xi_7 = 0,7487$, $\xi_8 = 0,8545$, $\xi_9 = 0,9585$. Нагрузка — в виде сосредоточенной силы, расположенной посередине седьмого ребра. Частота вынужденных колебаний равна $\omega = \omega_1/2$.

Параметры оптимальной пластины: $m_1 = 0,4382$, $m_2 = 0,9855$, $m_3 = 1,1088$, $m_4 = 0,9226$, $m_5 = 0,5253$, $m_6 = 0,7979$, $m_7 = 1,2809$, $m_8 = 1,5827$, $m_9 = 1,3579$; $B = 0,0149$. Вес оптимальной пластины на 10% меньше веса пластины с одинаковыми ребрами.

Изгибающие моменты в сечении с координатой $y = 0,5 l_y$ в точке приложения силы для пластины с ребрами одинаковой ширины: $M_x = 0,021F_0$, $M_y = 0,052F_0$, где F_0 — амплитудное значение динамической силы. Изгибающие моменты оптимальной пластины: $M_x = 0,018F_0$, $M_y = 0,046F_0$. В оптимальной пластине момент M_x уменьшился на 14,28%, момент M_y на 11,54%.

По результатам расчета установлено, что оптимальный проект может иметь большую несущую способность по сравнению с неоптимальным проектом. В данном примере это объясняется тем, что сила расположена на ребре, имеющем коэффициент $m_7 = 1,2809 > 1$ ($B_7 = m_7 B$). Если сила располагается на ребре с коэффициентом $m_i < 1$, то несущая способность оптимальной пластины меньше, чем пластины с одинаковыми ребрами. Тогда при необходимости увеличения несущей способности можно увеличить количество ребер, как показано в примере 1.

Выводы. Согласно приведенным примерам сформулированная задача оптимизации ребристой пластины при вынужденных колебаниях имеет достаточное практическое обоснование. Если требуется увеличить несущую способность оптимального проекта, то используются конструктивные приемы направленного характера, вытекающие из разработанной автором теории оптимизации ребристых пластин при собственных колебаниях [6]. Расчеты показывают, что в некоторых случаях достигается исключительный результат — повышение несущей способности при уменьшении веса ребристой пластины.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Моисеенко Р. П. Свойства ребристых пластин минимального веса при заданной первой частоте собственных колебаний/Р. П. Моисеенко//Изв. вузов. Строительство.— 2003.— № 2.— С. 16–19.
2. Моисеенко Р. П. Уравнение частот собственных колебаний как ограничение в задачах оптимизации ребристых пластин/Р. П. Моисеенко//Изв. вузов. Строительство.— 2006.— № 7.— С. 7–11.
3. Тернер М. Проектирование конструкций минимального веса, имеющих заданные собственные частоты/М. Тернер//Ракетная техника и космонавтика.— 1967.— Т. 5.— № 3.— С. 27–35.
4. Цейтлин А. И. Определение параметров систем с заданными частотами/А. И. Цейтлин, Ю. Г. Плотников, Л. И. Ким//Строительная механика и расчет сооружений.— 1983.— № 6.— С. 36–41.
5. Андерсон М. С. Новые направления оптимизации в строительном проектировании/М. С. Андерсон, Ж.-Л. Арман, Дж. С. Арора и др.— М.: Стройиздат, 1989.— 592 с.
6. Моисеенко Р. П. Оптимизация ребристых тонких пластин при заданной первой частоте собственных колебаний/Р. П. Моисеенко.— Томск: Изд-во Том. гос. архит.-строит. ун-та, 2007.— 142 с.

© Моисеенко Р. П., 2008

Получено 21.04.08

ВНЕДРЕНИЕ НАУЧНЫХ ДОСТИЖЕНИЙ В ПРОИЗВОДСТВО

УДК 628.132.34

Е. Л. ВОЙТОВ, канд. техн. наук, **Ю. Л. СКОЛУБОВИЧ**, д-р техн. наук,
А. Ю. СКОЛУБОВИЧ, асп. (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

ОЧИСТКА МАЛОМУТНЫХ ВЫСОКОЦВЕТНЫХ ПРИРОДНЫХ ВОД В РЕАКТОРЕ-ОСВЕТИТЕЛЕ

Рассмотрены проблемы очистки маломутных высокоцветных природных вод из подземных и поверхностных источников для питьевого водоснабжения. Предложено новое сооружение водоподготовки — реактор-осветлитель, позволяющий интенсифицировать очистку воды от железа, марганца, органических соединений, обуславливающих цветность воды. Представлены результаты работы реактора-осветлителя в производственных условиях.

Поверхностные воды большую часть года характеризуются низкими температурами. Органический состав воды многих поверхностных источников водоснабжения формируется при участии почвенного и торфяного гумуса, болотного питания рек; разложения планктона, высшей водной и почвенной растительности в водохранилищах и озерах. Органические коллоиды в природных водах и, прежде всего, гумусовые вещества придают воде цветность — желтоватую окраску различной интенсивности. Так, цветность воды р. Омь в г. Куйбышеве Новосибирской области достигает 500 град. при мутности менее 3 мг/л.

Кроме того, поверхностные воды зачастую характеризуются повышенным содержанием железа (до 20 мг/л), марганца (до 4 мг/л) и других примесей природного и антропогенного происхождения. Железо и марганец присутствуют в природных водах в форме минеральных или органических комплексных соединений гуминовых или некоторых жирных кислот. Во втором случае это воды с повышенной окисляемостью, имеющие агрессивный характер. В частности, в воде р. Омь содержание железа достигает 3 мг/л, марганца — 1 мг/л, значение перманганатной окисляемости — 50 мг/л.

Традиционные двухступенчатые технологии подготовки природной воды для питьевого водоснабжения не рассчитаны для очистки маломутных высокоцветных вод [1, табл. 15]. Степень пересыщения маломутной воды продуктами гидролиза при обычных дозах вводимого коагулянта соответствует метастабильной зоне и является недостаточной для возникновения зародышей твердой фазы в свободном объеме отстойников. Кроме того, при обработке цветных вод гуминовые вещества, сорбируемые на поверхности коагулирующей гидроокиси, придают ей устойчивость, препятствуя сорбции. Эффективность процесса коагуляционной очистки отстаиванием еще более снижается при низкой температуре воды, когда замедляются скорости движения взаимного соударения и агрегации образовавшихся частиц гидроксидов. При малой мутности воды процесс пространственного структурообразования затруднен также в осветлителях со взвешенным слоем, вследствие непрерывного движения в них отдельных рыхлых хлопьев осадка.

Применение контактных осветлителей с одноступенчатой схемой очистки или контактных префильтров перед скорыми фильтрами по двухступенчатой схеме обработки высокоцветных вод в связи с высокими дозами коагулянта связано с их частыми промывками и большим расходом промывной воды, что снижает полезную производительность водоочистных сооружений.

Проблему предварительной очистки низкотемпературных маломутных высокоцветных вод частично решает применение осветлителей-рециркуляторов, в которых часть сформированного осадка из взвешенного слоя эжектируется в исходную воду и хлопья которого служат дополнительными центрами конденсации продуктов гидролиза. Это позволяет повысить производительность осветлителей на 30–60% и обрабатывать воду с цветностью до 300 град. Однако при низких температурах и мутности исходной воды до 20 мг/л скорость восходящего потока очищаемой жидкости не превышает 0,8 мм/с и производительность осветлителя-рециркулятора остается невысокой [2].

Ускорению коагуляции способствует добавление в воду искусственных замутнителей, частицы которых играют роль дополнительных центров конденсации продуктов гидролиза. Усиливается также флокулирующее действие полиэлектролитов. Замутнение обрабатываемой воды приводит к утяжелению хлопьев коагулированной взвеси, увеличению их гидравлической крупности и повышению эффекта очистки воды. Однако поставка материала, отвечающего санитарным и техническим требованиям, сложность приготовления, дозирования суспензии замутнителя, удаления и утилизации большой массы образующегося фитошлама значительно увеличивают стоимость эксплуатации водоочистных сооружений.

С целью повышения эффективности работы и усовершенствования сооружений для предварительной реагентной очистки низкотемпературных маломутных высокоцветных поверхностных, а также железо-марганецсодержащих подземных вод для питьевого и технического водоснабжения на принципе контактной коагуляции в НГАСУ (Сибстрин) разработаны реакторы-осветлители новой конструкции [3].

Реактор-осветлитель (РО) для очистки воды работает следующим образом (рисунок). По трубопроводу подачи воды на освещение 3 исходная вода, обработанная реагентами, подается в воздухоотделитель 15, который предотвращает попадание пузырьков воздуха во взвешенный слой контактной массы, и по опускной трубе 16 равномерно распределяется по площади зоны освещения устройства. Затем осветляемая вода проходит снизу вверх через слой контактной массы 2 со скоростью, обеспечивающей ее минимальное псевдооживление. При этом устраняются застойные зоны, присутствующие вблизи мест касания частиц в неподвижном состоянии слоя, и повышается пористость загрузки. В качестве контактной массы используется кварцевый песок или любой другой мелкозернистый материал, удовлетворяющий требованиям по механической прочности и химической стойкости. За

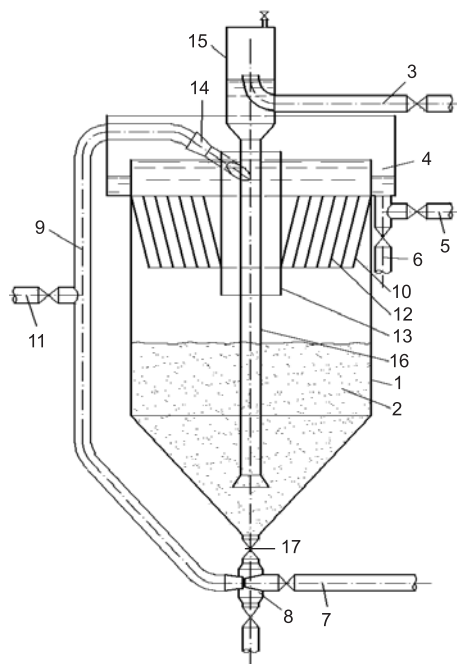


Схема реактора-осветлителя

1 — корпус реактора-осветлителя; 2 — контактная взвешиваемая масса; 3 — трубопровод исходной воды; 4 — сборный желоб осветленной и промывной воды; 5 — трубопровод осветленной воды; 6 — трубопровод отведения промывной воды; 7 — трубопровод подачи промывной воды к гидроэлеватору; 8 — гидроэлеватор; 9 — трубопровод транспортировки пульпы контактной массы; 10 — коническая диафрагма; 11 — трубопровод выпуска пульпы контактной массы; 12 — конический тонкослойный модуль; 13 — полупогружной цилиндр; 14 — воздушный эжектор тангенциального ввода пульпы в полупогружной цилиндр; 15 — воздухоотделитель; 16 — опускная распределительная труба; 17 — трубопровод подачи контактной массы в гидроэлеватор

счет повышения объемной концентрации твердой фазы во взвешенном слое осветлителя происходит автокаталитическое ускорение процесса гидролиза коагулянта, контактная коагуляция продуктов гидролиза, адсорбция гидроксидов металлов зернами взвешенной контактной массы и образование в слое осадка, который сам является сорбентом для примесей воды. Часть хлопьев осадка выносятся из слоя, задерживаются тонкослойным модулем 12, сползает по наклонным стенкам его колец вниз и оседает на поверхность контактной массы. В результате достигается высокий эффект очистки воды, снижение расхода реагентов, повышается производительность устройства. Осветленная вода собирается желобом 4 и выводится трубопроводом 5 из устройства. По истечении времени защитного действия взвешенной контактной массы и ухудшении качества осветляемой воды производится промывка контактной массы в следующей последовательности. Задвижка на трубопроводе отведения промывной воды 6 открывается, а на трубопроводе отведения осветленной воды 5 закрывается. Открываются задвижки на трубопроводе 17, соединяющем эжектор подачи пульпы 8 с нижней частью корпуса устройства и на трубопроводе 7 подачи к эжектору 8 промывной воды. Подача осветляемой воды по трубопроводу 3 через воздухоотделитель 15 и опускную трубу 16 в контактную массу 2 при этом продолжается. Подается промывная вода в эжектор 8. Загрязненная контактная взвешиваемая масса в виде пульпы по трубопроводу 17 из нижней части корпуса устройства подсасывается в эжектор подачи пульпы 8, транспортируется в верхнюю часть корпуса устройства по трубопроводу 9 и через воздушный эжектор 14 тангенциально вводится в полупогружной цилиндр 13 ниже уровня воды под углом к ее поверхности. Поступление контактной массы в эжектор 8 регулируется с помощью задвижки, установленной на трубопроводе 17. Вводимый в пульпу с помощью эжектора 14 воздух выделяется в воду в виде пузырьков и происходит водовоздушная промывка контактной массы, усиленная разделением частиц осадка и зерен контактной массы в поле центробежных сил в центральном цилиндре-сепараторе 13. Промытые зерна контактной массы осаждаются во взвешенный слой, а осадок отводится с отработанной промывной водой. Вынос контактной массы в сборный желоб 4 предотвращается тонкослойным модулем. После промывки перекрываются задвижки на трубопроводах 17, 7, 6. При этом прекращается подача промывной воды в эжектор подачи пульпы 8 и устройство вновь продолжает очищать воду. Контактная взвешиваемая масса используется в процессе очистки многократно. При необходимости замены контактной взвешиваемой массы или опорожнении устройства для очистки воды пульпа выпускается из него по трубопроводу 11.

Экспериментальные исследования по очистке поверхностных вод на реакторах-осветлителях проводилась на водоочистой станции г. Куйбышева Новосибирской области. Очистке подвергалась высокоцветная маломутная вода р. Омь. Экспериментальная установка включала в себя модель реактора-осветлителя, скорого фильтра, сорбционного фильтра, баки и насосы реагентного хозяйства. Осветлитель был загружен контактной массой из дробленой горелой породы фракции 0,5 мм, высотой плотного слоя 1,05 м. Рабочая скорость восходящего потока осветляемой воды составляла 2,5 мм/с, высота взвешенного слоя составила 1,4 м. Результаты исследований эффективности очистки речной воды приведены в таблице. Природная вода характеризовалась высокой цветностью (до 270 град.), окисляемостью (до 17 мг/л), малой мутностью (до 16 мг/л), повышенным содержанием железа (до 3 мг/л), марганца (до 0,2 мг/л). В качестве реагентов исследовались в сравнении коагулянты оксихлорид алюминия и сульфат алюминия, флокулянты полиакриламид и Праестол, для обеззараживания воды гипохлорит

Результаты экспериментальных исследований

Место и время проведения исследований	Точки отбора проб	Показатели качества воды					
		Мутность, мг/л	Цветность, град.	Fe _{общ} , мг/л	Mn, мг/л	Ж _{общ} , ммоль/л	Фенолы, мг/л
НФС речных вод, г. Куйбышев Новосибирской обл.	Исходная вода из реки	13–15	250–270	0,6–0,7	0,1–0,2	7,6–8,1	<0,001
	Очищенная вода	0,3–0,5	15–18	0,2–0,3	0,07–0,1	7,2–7,5	<0,001

натрия электролитический и химический. В слое псевдоожиженной контактной массы реактора-осветлителя при введении коагулянта и флокулянта происходило образование и выделение из воды основной части осадка гидроксида алюминия, сорбция на осадке гумусовых и других частиц, предварительное обесцвечивание и очистка воды. Осветленная вода, содержащая мелкие хлопья желтого осадка, из устройства поступала для окончательной очистки на скорые зернистые и сорбционные фильтры. Достигнуто нормативное качество питьевой воды. Коагулянт вводился в обрабатываемую воду дважды: перед реактором-осветлителем и перед скорым фильтром. Общая доза оксихлорида алюминия составила 14 мг/л. Дозы сульфата алюминия были в 2 раза выше. Однако продолжительности фильтроциклов с применением сульфата алюминия для скорого фильтра увеличивались при этом также в 2 раза (до 2 сут) за счет образования в его фильтрующей загрузке более плотной структуры осадка. Эжекторная промывка обеспечивала эффективную регенерацию и многократное использование контактной массы осветлителя без накопления в ней остаточных загрязнений. В целом применение реакторов-осветлителей для предварительной очистки воды позволило сократить расходование реагентов до 50%. Основная масса хлопьев гидроксидов и примесей воды задерживается в реакторе-осветлителе, что позволяет сократить нагрузку по загрязнениям на скорые фильтры и вдвое увеличить их производительность.

На основании полученных в результате технологического моделирования параметров работы реактора-осветлителя произведены расчет и оптимизация его конструктивных и технологических параметров. Результаты исследования использованы для конструирования производственных реакторов-осветлителей в качестве сооружений первой ступени очистки высокоцветных речных вод при разработке проекта реконструкции насосно-фильтровальной станции г. Куйбышева.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. СНиП 2.04.02-84. Водоснабжение. Наружные сети и сооружения/Госстрой СССР.— М.: Стройиздат, 1986.— 136 с.
2. Рекомендации по применению технологии очистки воды на осветлителях со взвешенным слоем рециркулируемого осадка.— Л.: Минжилкомхоз РСФСР, Ленинградский НИИ ордена Трудового Красного Знамени Академии коммун. хоз-ва им. К. Д. Панфилова, 1985.— 10 с.
3. Пат. 2307075, РФ, МКИ С 02 F 1/52. Устройство для очистки воды/Е. Л. Войтов, Ю. Л. Сколубович.— Оpubл. 27.09.2007; Бюл. № 27.
4. Сколубович Ю. Л. Исследования по подготовке питьевой воды из подземного источника с повышенным содержанием солей жесткости/Ю. Л. Сколубович, Е. Л. Войтов//Изв. вузов. Строительство.— 2002.— № 1–2.— С. 22–26.
5. Сколубович Ю. Л. Очистка высокоцветных маломутных речных вод/Ю. Л. Сколубович, Е. Л. Войтов, М. В. Чиликин и др.//Тр. IX междунар. науч.-практ. конф. «Водоснабжение и водоотведение: качество и эффективность».— Кемерово, 2005.— С. 47–48.

© Войтов Е. Л., Сколубович Ю. Л., Сколубович А. Ю., 2008

Получено 10.03.08

ПАМЯТИ УЧЕНОГО-ЭКОНОМИСТА



2 мая 2008 года на 78-м году ушел из жизни Анатолий Григорьевич Кузьминский — доктор экономических наук, профессор кафедры экономики строительства и инвестиций Новосибирского государственного архитектурно-строительного университета (Сибстрин), действительный член Международной академии инвестиций и экономики строительства, Международной академии науковедения.

Выпускник Новосибирского инженерно-строительного института им. В. В. Куйбышева, он более 50 лет проработал в Сибстрине, в разные годы возглавляя кафедру организации и экономики строительства и факультеты — строительный и заочный.

Известный ученый, авторитетный специалист в области сметного нормирования и ценообразования в строительстве, А. Г. Кузьминский опубликовал свыше 150 печатных работ, в том числе 10 монографий, книг и учебных пособий, успешно вел подготовку кандидатов наук через аспирантуру и соискательство. Профессор А. Г. Кузьминский активно сотрудничал с редакцией журнала «Известия вузов. Строительство» — регулярно рецензировал статьи по вопросам экономики строительства и опубликовал в журнале более 20 собственных работ.

КОЛЛЕГИ, СОРАТНИКИ И УЧЕНИКИ СКОРБЯТ ПО БЕЗВРЕМЕННО
УШЕДШЕМУ УЧЕНОМУ

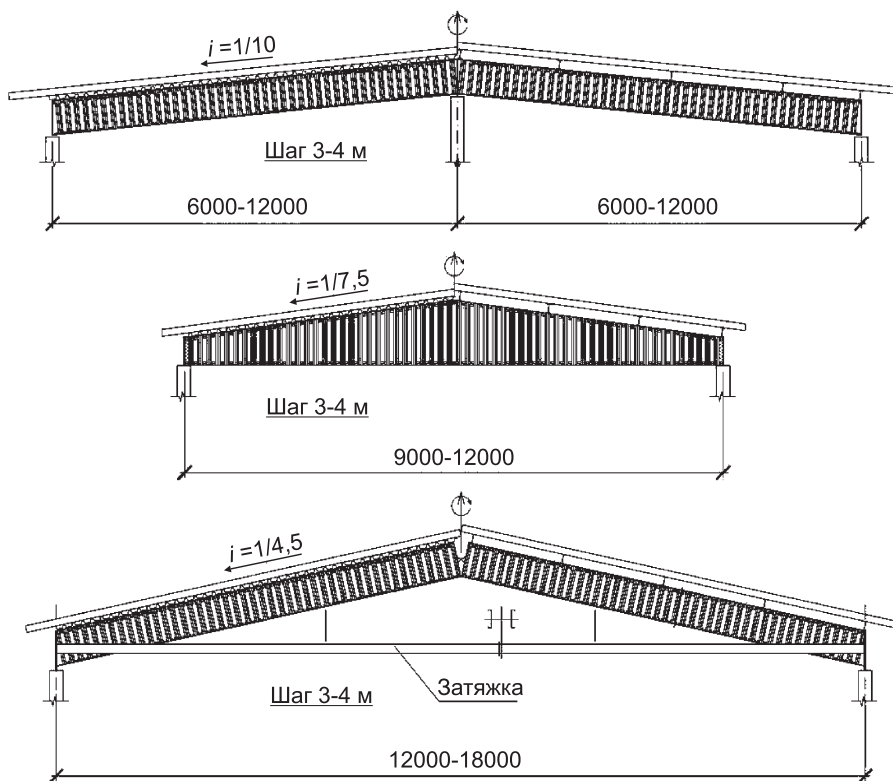
ИЗ ОПЫТА ПРОЕКТИРОВАНИЯ СТРОИТЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ НА ОСНОВЕ ТОНКОСТЕННЫХ ОЦИНКОВАННЫХ ПРОФИЛЕЙ

Сотрудниками кафедры металлических и деревянных конструкций НГАСУ (Сибстрин) разработаны строительные металлические конструкции, состоящие из оцинкованных профилей. Благодаря новой конструктивной форме материал используется более эффективно, чем в обычных конструкциях. К дополнительной экономии приводят низкие транспортные расходы, расходы на изготовление и монтаж. Благодаря цинковому покрытию в обычных условиях эксплуатации конструкции не подвержены коррозии в течение десятков лет. Применение разработки позволяет проектировать и возводить экономичные здания различного назначения пролетами от 6 до 18 м. На конструкции получены патенты РФ.

Область применения:

- производственные, складские и сельскохозяйственные здания;
- здания спортивного, торгового назначения;
- гаражи и здания тех. обслуживания транспорта;
- надстройки (мансарды) существующих жилых домов;
- одно-, двухэтажные жилые и нежилые здания.

Конструктивные схемы покрытий



Надежность методики расчета подтверждена в ходе многолетних научных исследований:

- теоретическими разработками, включая численные исследования;
- испытаниями балок с целью изучения особенностей их работы (проведены испытания крупномасштабных моделей балок пролетом 3,2 м и натурной балки пролетом 9 м);
- опытом проектирования, строительства и эксплуатации конструкций.

В качестве несущих соединений элементов используются так называемые фрикционные болтовые соединения, которые обладают значительно лучшими эксплуатационными и технико-экономическими характеристиками по сравнению с обычно применяемыми в оцинкованных конструкциях соединениями на самонарезающих винтах. Работоспособность и надежность таких соединений проверена экспериментальными исследованиями.

Одним из последних зданий с применением представленной разработки является животноводческий комплекс в Новосибирской области общей площадью 8 тыс. м², в котором благодаря новым конструктивным решениям значительно (до 25%) снижена стоимость несущих конструкций. При проектировании были использованы экспериментальные данные, проверенная методика расчета, компьютерное моделирование. Изготовление конструкций производится на строительной площадке с применением электроинструмента. Используемые гнутые оцинкованные профили предварительно подготавливаются предприятием-изготовителем для минимизации работ по сборке конструкций.

Авторы разработки:

КРЫЛОВ И. И., профессор, канд. техн. наук, **КРЕТИНИН А. Н.**, ассистент

Адрес: 630008, г. Новосибирск, ул. Ленинградская, 113, Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

E-mail: ntio-ngasu@yandex.ru

Internet: www.sibstrin.ru

Тел./факс: 8-(383)-266-28-89

ИЗ ПРАВИЛ ПОДГОТОВКИ РУКОПИСИ

3. Иллюстрации представляются в редакцию в виде файлов, созданных в программах Corel Draw или Microsoft Word, записанных с расширением *.cdr (предпочтительно) или *.doc, фотографии — TIFF или JPEG. Надписи и цифры набрать шрифтом Arial. Линии чертежа — не тоньше 1 пт. Иллюстрации, в том числе фотографии, должны быть черно-белыми с хорошей проработкой деталей.

Рисунки должны быть выполнены так, чтобы их можно было отредактировать (внести изменения, исправления, т.е. изменить шрифт, исправить возможные орфографические ошибки).

Иллюстрации должны быть распечатаны в двух экземплярах, а фото присылать в оригинале. Размер иллюстрации не должен превышать 20 30 см, их общее число, как правило, не более 4. На обратной стороне каждой из них простым карандашом проставляются порядковый номер и фамилии авторов.

Рисунки не следует вставлять в текст статьи, но на полях текста указать место вставки рисунка.

ПРАВИЛА ПОДГОТОВКИ РУКОПИСИ (исправленные и дополненные)

1. К рукописи, представляемой в редакцию, необходимо приложить:
— сопроводительное письмо руководства организации, откуда исходит рукопись;

к сопроводительному письму должна быть приложена гарантия оплаты публикации статьи из расчета 550 рублей за 1 журнальную страницу объема статьи (включая иллюстрации, таблицы и список литературы) за подписью автора или руководителя представляющей статью организации. Гарантийное письмо не требуется, если статья представляется организацией, осуществляющей целевые взносы на издание нашего журнала

— рекомендацию соответствующей кафедры вуза (заверенную выписку из протокола заседания кафедры);
— экспертное заключение о возможности опубликования, оформленное в организации, откуда исходит рукопись;

— разрешение Роспатента на открытую публикацию материалов по заявке на изобретение;
— аннотацию, кратко излагающую основное содержание рукописи, объемом до 0,3 страницы текста;
— название статьи и фамилии авторов на английском языке.

2. Рукопись должна готовиться на компьютере и представляться в редакцию распечатанной в двух экземплярах с приложением ее записи на дискете 3,5" или CD (3", 5"). Текст рукописи набирают шрифтом Times New Roman Cyr размером 14 пт. с межстрочным интервалом 1,5. Число знаков в строке — до 70, строк на странице — до 38. Объем рукописи — до 10 страниц. Обязательна нумерация страниц.

- Порядок оформления титульной части статьи (см. в нашем журнале):
 - индекс УДК;
 - инициалы, фамилии, ученые степени и звания авторов (звания в негосударственных академиях наук не указывать); наименование учреждения, в котором работают авторы;
 - название статьи;
 - аннотация.
- На полях рукописи простым карандашом указываются места рисунков и таблиц.
- Статья должна быть тщательно отредактирована и подписана всеми авторами (с указанием даты отправки статьи). Приводятся точные почтовые адреса, телефоны и e-mail авторов.

3. Иллюстрации представляются в редакцию в виде файлов, созданных в программах Corel Draw или Microsoft Word, записанных с расширением *.cdr (предпочтительно) или *.doc, фотографии — TIFF или JREG. Надписи и цифры набирать шрифтом Arial. Линии чертежа — не тоньше 1 пт. Иллюстрации, в том числе фотографии, должны быть черно-белыми с хорошей проработкой деталей.

Рисунки должны быть выполнены так, чтобы их можно было отредактировать (внести изменения, исправления, т.е. изменить шрифт, исправить возможные орфографические ошибки).

Иллюстрации должны быть распечатаны в двух экземплярах, а фото присылать в оригинале. Размер иллюстрации не должен превышать 20×30 см, их общее число, как правило, не более 4. На обратной стороне каждой из них простым карандашом проставляются порядковый номер и фамилии авторов. Подписи к иллюстрациям печатаются на отдельном листе.

4. Таблицы печатаются каждая на отдельном листе. Все наименования в них даются полностью, без сокращения слов.

5. Формулы следует набирать на компьютере шрифтом Times New Roman размером 14 пт. Русские и греческие буквы и индексы, а также цифры, аббревиатуры и стандартные функции (Re, cos) набираются прямым шрифтом. Латинские буквы набирать курсивом. Во избежание смешения сходных изображений прописных и строчных букв: V и v, S и s, O и o, K и k и др., а также трудноразличимых букв l, e, 1 (цифра), n и п, I и J и т.п. пояснения в необходимых случаях выполняются простым карандашом на полях. В статье должен быть необходимый минимум формул. Все второстепенные и промежуточные математические преобразования выносятся в приложение к статье (для рецензента).

6. Следует применять физические величины, соответствующие стандарту СТ. СЭВ 1052—78 (СН 528—80).

7. Библиографический указатель под названием «Список литературы» помещается в конце статьи. Источники располагаются в нем в порядке последовательности ссылок в тексте. Ссылки на литературу (номера источников в списке) в тексте заключаются в квадратные скобки. Список литературы составляется в соответствии с ГОСТ 7.1-03 и ГОСТ 7.80-2000. В список литературы вносятся только те работы, которые опубликованы в печати.

Примеры оформления можно найти на INTERNET-сайте НГАСУ (Сибстрин) по адресу <http://www.sibstrin.ru/izv.html>

8. Если статья была или будет направлена в другое издание, или же была ранее опубликована, необходимо обязательно сообщить об этом редакции. Материалы уже публиковавшихся работ к рассмотрению не принимаются.

9. Рецензентов для статей редакция назначает по своему усмотрению. При доработке статьи после рецензии на первой странице указывается ее редакционный номер, число, месяц, год и пометка «рукопись после доработки». Доработанную статью необходимо присылать в двух экземплярах с приложением ее записи в электронном виде. К доработанной рукописи обязательно прикладывать ответы на все замечания рецензента. Датой поступления статьи считается момент получения редакцией ее окончательного текста.

10. Рукописи, не принятые к опубликованию, авторам не высылаются. Редакция имеет право производить сокращения и редакционные изменения текста рукописей. *Корректур статей авторам не предоставляется.*

11. Гонорар за опубликованные статьи не выплачивается.

12. Рукописи, не удовлетворяющие изложенным требованиям, отправляются авторам на доработку, что замедляет срок их опубликования.

ПРИНИМАЕТСЯ ПОДПИСКА

на 2-е полугодие 2008 г.

НА НАУЧНО-ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

ИЗВЕСТИЯ

ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

«СТРОИТЕЛЬСТВО»

МИНИСТЕРСТВА ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РФ
АССОЦИАЦИИ СТРОИТЕЛЬНЫХ ВУЗОВ СНГ
НОВОСИБИРСКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО
АРХИТЕКТУРНО-СТРОИТЕЛЬНОГО УНИВЕРСИТЕТА
(Сибстрин)

Издается с марта 1958 года

Журнал рассчитан на профессорско-преподавательский состав, аспирантов, а также студентов старших курсов строительных вузов и факультетов, работников соответствующих научно-исследовательских и проектных институтов, инженерно-технический персонал строительных организаций и предприятий.

Объем журнала до 10 печатных листов

Журнал имеет разделы

Строительные конструкции
Теория инженерных сооружений
Строительные материалы и изделия
Экономика и организация строительства
Автоматизация и технология строительного производства
Гидротехническое строительство
Санитарная техника

Строительство автомобильных дорог и мостов
Строительные и дорожные машины
Научные проблемы архитектуры и экологии
Научно-методический
В лабораториях вузов
Внедрение научных достижений в производство
Научная информация

В ЖУРНАЛЕ ПУБЛИКУЮТСЯ:

статьи о результатах научных исследований, сообщения о передовом отечественном и зарубежном опыте в строительстве, работы по автоматике и автоматизации производственных процессов, материалы межвузовских научных конференций и совещаний, отдельные разделы диссертаций, материалы о внедрении в производство законченных научных работ, а также обзорные статьи, статьи научно-методического характера, предложения по расчету и проектированию строительных конструкций и инженерных сооружений.

Каталожная цена за 6 месяцев — 540 р.

Цена отдельного номера — 90 р.

Подписка принимается с любого месяца без ограничения всеми агентствами Респечати и отделениями связи. Индекс 70377.

Журнал издается Новосибирским государственным архитектурно-строительным университетом (Сибстрин).

Адрес редакции: 630008, Новосибирск, Ленинградская, 113,
тел./факс (8-383) 266-28-59; e-mail: izvuz_str@sibstrin.ru