

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ
И НАУКИ РФ
АССОЦИАЦИЯ СТРОИТЕЛЬНЫХ ВУЗОВ СНГ

**ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ
УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ**

СТРОИТЕЛЬСТВО

№ 11–12 (611–612)

Ноябрь–декабрь 2009 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

Ответственный секретарь Н. В. Биткина

Адрес редакции:

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

www.sibstrin.ru

E-mail: izvuz_str@sibstrin.ru

Свидетельство о регистрации № 993 от 28.11.90 г.

Подписано в печать 09.12.09. Формат 70×108¹/₁₆.
Усл. печ. л. 11,90+0,35. Тираж 350 экз. Заказ 632.

ООО «Партнеры Сибири», 630005,
г. Новосибирск, ул. Добролюбова, 16.

Издатель НГАСУ (Сибстрин), 2009

СОДЕРЖАНИЕ

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

- Белый Г. И., Михаськин В. В.** Влияние сварочных процессов на пространственные деформации и устойчивость усиленных элементов 3

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ

- Щукина Ю. В., Овчаренко Г. И., Селютин А. В.** Технология газобетона, твердеющего на морозе 12

- Козлов Г. А.** К вопросу о получении щелочных силикатов из опал-кristобалитовых кремнистых пород для производства пористых заполнителей 20

- Котляр В. Д., Лапунова К. А.** Технологические особенности опок как сырья для стеновой керамики 25

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ СТРОИТЕЛЬСТВА

АВТОМАТИЗАЦИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ СТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

- Суханов А. С.** Практическая реализация управляемого температурного режима выдерживания бетона с использованием системы автоматического управления при зимнем бетонировании монолитных каркасов зданий (на базе персонального компьютера) 32

ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО

Тарасевич В. В., Кушнерова О. Н. Расчет волны прорыва и зоны затопления в результате возможной аварии на дамбе хвостохранилища	47
---	----

САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА

Самарин О. Д. О приближенном расчете температурной эффективности аппаратов утилизации теплоты в системах механической вентиляции	53
Чертес К. Л., Быков Д. Е., Тупицына О. В., Самарина О. А., Истомина Е. В., Калинин В. А., Гришин Б. М., Бikuнова М. В. Очистка сточных вод накопителей нефтехимических отходов	57

СТРОИТЕЛЬСТВО АВТОМОБИЛЬНЫХ ДОРОГ И МОСТОВ

Дровалева О. В. Оценка усталостной долговечности асфальтобетона в условиях воздействия циклических нагрузок при интенсивном скоростном транспортном потоке	65
---	----

НАУЧНЫЕ ПРОБЛЕМЫ АРХИТЕКТУРЫ И ЭКОЛОГИИ

Гардер А. С. Некоторые принципы реконструкции исторической среды в крупных городах	72
---	----

НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

Зуйков А. Л. Устойчивость циркуляционно-продольного течения	77
Енджиевский Л. В., Фоменко Е. Ю. Исследование устойчивости внецентренно-сжатых перфорированных стальных элементов	87
Матус Е. П. Взаимодействие сталефибробетона с радиоволнами	97
Мигунов В. Н. Прогнозирование долговечности железобетонных конструкций с учетом образования продольных трещин	101
Сапожников А. И., Григорьев С. М. Влияние диафрагм жесткости на формирование напряженно-деформированного состояния каркасных зданий	108
Узунова Л. В., Захаров В. Ф. Эффективность использования деформационной модели для оценки несущей способности составных железобетонных стержней с высокопрочной арматурой	114

ВНЕДРЕНИЕ НАУЧНЫХ ДОСТИЖЕНИЙ В ПРОИЗВОДСТВО

Устинов В. П., Устинов Б. В. Исследование физико-механических характеристик композитных полимерных материалов (КПМ)	118
--	-----

НАШИ ЮБИЛЯРЫ

Выдающийся ученый, педагог, изобретатель (к 80-летию Наума Петровича Абовского)	126
УКАЗАТЕЛЬ статей, опубликованных в 2009 г. (с № 1 по № 12)	128

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

УДК 624.075.2.014.2:621.791.011.75

Г. И. БЕЛЫЙ, В. В. МИХАСЬКИН

ВЛИЯНИЕ СВАРОЧНЫХ ПРОЦЕССОВ НА ПРОСТРАНСТВЕННЫЕ ДЕФОРМАЦИИ И УСТОЙЧИВОСТЬ УСИЛИВАЕМЫХ ПОД НАГРУЗКОЙ СТЕРЖНЕВЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Рассмотрены основные принципы теоретического определения напряженно-деформированного состояния, пространственных деформаций и устойчивости несимметрично усиленных при помощи сварки стержневых элементов открытого профиля, нагруженных комплексом усилий, вызывающих нормальные напряжения, с учетом влияния тепловых напряжений и деформаций. Предложены алгоритмы расчета на прочность и пространственную устойчивость, учитывающие термическое влияние сварки. Приведены некоторые результаты численного исследования, характеризующие влияние сварки на пространственные деформации и устойчивость элементов...

сварка, тонкостенные стержни, пространственные деформации, устойчивость, прочность.

В процессе эксплуатации промышленных зданий и сооружений нередко появляется необходимость усиления отдельных стержневых элементов несущих стальных конструкций, находящихся под полной или частичной эксплуатационной нагрузкой. Наиболее часто усиление выполняется способом увеличения сечения и с использованием сварки. Возникающий при этом нагрев оказывает значительное воздействие на пространственные деформации и устойчивость усиливаемых элементов, в которых к тому же появляются дополнительные остаточные сварочные напряжения. Исчерпывающей оценки влияния указанных факторов на пространственную работу усиливаемых элементов до настоящего времени еще не дано, но известно, что их учет необходим.

1. Методика определения напряжений и деформаций в сечении усиленного элемента с учетом сварки. Алгоритм «Сечение». По сути, необходимо решить термодиформационную задачу по определению напряжений и деформаций в сечении элемента при тепловом воздействии в любой момент времени. Для удобства исследования поведения стержневых элементов в процессе сварки и роста нагрузки решение ведется в приращениях.

Считая справедливой гипотезу плоских сечений в сочетании с законом секториальных площадей, запишем выражение для приращения относительной деформации волокна в виде

$$\Delta \epsilon_k = \Delta \epsilon_0 - \Delta u'' x_k - \Delta v'' y_k - \Delta \theta'' \omega_k. \quad (1)$$

Влиянием касательных напряжений на развитие пластических деформаций в задачах устойчивости, как это было показано в [1], можно пренебречь. Поэтому в сечении рассматривается комплекс силовых факторов N, M_y, M_x, B_ω , при котором будем иметь по [2] выражения для

приращений усилий с учетом дополнительных членов и стесненного кручения [3]:

$$\begin{aligned}
\Delta N &= \Delta \varepsilon_0 \sum_{k=1}^m E_k \Delta A_k - \Delta u'' \sum_{k=1}^m x_k E_k \Delta A_k - \\
&\quad - \Delta v'' \sum_{k=1}^m y_k E_k \Delta A_k - \Delta \theta'' \sum_{k=1}^m \omega_k E_k \Delta A_k; \\
\Delta M_y &= \Delta \varepsilon_0 \sum_{k=1}^m x_k E_k \Delta A_k - \Delta u'' \sum_{k=1}^m x_k^2 E_k \Delta A_k - \\
&\quad - \Delta v'' \sum_{k=1}^m y_k x_k E_k \Delta A_k - \Delta \theta'' \sum_{k=1}^m x_k \omega_k E_k \Delta A_k; \\
\Delta M_x &= \Delta \varepsilon_0 \sum_{k=1}^m y_k E_k \Delta A_k - \Delta u'' \sum_{k=1}^m x_k y_k E_k \Delta A_k - \\
&\quad - \Delta v'' \sum_{k=1}^m y_k^2 E_k \Delta A_k - \Delta \theta'' \sum_{k=1}^m y_k \omega_k E_k \Delta A_k; \\
\Delta B_\omega &= \Delta \varepsilon_0 \sum_{k=1}^m \omega_k E_k \Delta A_k - \Delta u'' \sum_{k=1}^m x_k \omega_k E_k \Delta A_k - \\
&\quad - \Delta v'' \sum_{k=1}^m y_k \omega_k E_k \Delta A_k - \Delta \theta'' \sum_{k=1}^m \omega_k^2 E_k \Delta A_k.
\end{aligned} \tag{2}$$

Таким образом, зная в качестве исходных данных левые части (2), для произвольного сечения с учетом заданной диаграммы $\sigma - \varepsilon$ можно вычислить приращения относительной деформации оси $\Delta \varepsilon_0$, кривизн в двух плоскостях $\Delta u''$, $\Delta v''$ и второй производной угла закручивания $\Delta \theta''$ и по ним определить $\Delta \varepsilon_k$.

В случае термического воздействия (сварочная дуга) для ненагруженного сечения (начальные деформации и напряжения равны нулю, а также отсутствуют внешние закрепления) будем иметь нулевые усилия (левые части (2)), так как в данном случае напряжения являются самоуравновешенными. Деформации будут расти за счет изменения жесткости элемента в сечении. Для получения ненулевых перемещений по (2) необходимо задаться некоторыми фиктивными усилиями:

$$\begin{aligned}
\Delta N^f &= \sum_{k=1}^m \alpha(T_k) \cdot \Delta T_k \cdot E_k(T_k) \cdot \Delta A_k; \\
\Delta M_y^f &= \sum_{k=1}^m \alpha(T_k) \cdot \Delta T_k \cdot E_k(T_k) \cdot \Delta A_k \cdot x_k; \\
\Delta M_x^f &= \sum_{k=1}^m \alpha(T_k) \cdot \Delta T_k \cdot E_k(T_k) \cdot \Delta A_k \cdot y_k; \\
\Delta B_\omega^f &= \sum_{k=1}^m \alpha(T_k) \cdot \Delta T_k \cdot E_k(T_k) \cdot \Delta A_k \cdot \omega_k,
\end{aligned} \tag{3}$$

где k — номер волокна;
 m — количество волокон;
 $\alpha(T_k)$ — коэффициент линейного расширения;
 T_k — температура волокна;
 $E_k(T_k)$ — модуль упругости волокна;
 ΔA_k — размер площадки;
 x_k, y_k, ω_k — декартовы и секториальная координаты волокна.

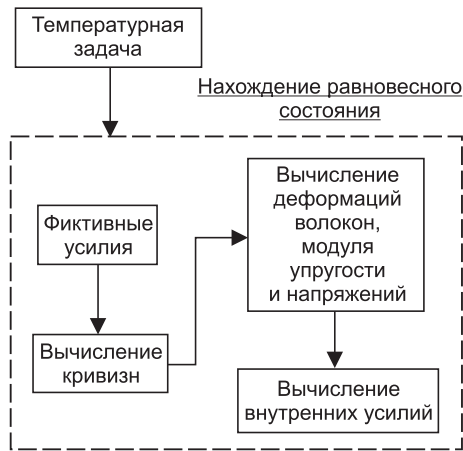


Рис. 1. Схема определения НДС от теплового действия сварки

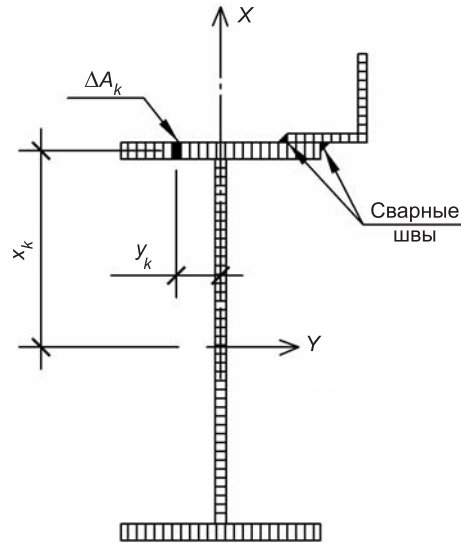


Рис. 2. Сечение усиленного стержня

Необходимо отметить, что в соответствии с гипотезой Н. О. Окерблома [4] упругопластические деформации при тепловом воздействии будут определяться иначе, чем при силовом, а именно разностью относительных (наблюдаемых деформаций) и свободных температурных:

$$\epsilon_k^c = \epsilon_k^t - \alpha \cdot (T_k - T_0). \quad (4)$$

Порядок определения напряженно-деформированного состояния несимметрично усиленного стержня в момент времени τ показан на блок-схеме рис. 1.

Особенно эффективным является размещение элемента усиления в наиболее напряженной зоне [3], которая предварительно определяется.

Сечение разбиваем на ряд малых площадок (рис. 2). В центре тяжести каждой из них будем определять температуры, приращения температуры, деформации и напряжения. При этом в каждый момент времени необходимо знать температуры волокон, приращения температур волокон и таким образом решать температурную задачу.

Методика определения НДС в сечении представляет собой алгоритм «Сечение», описанный в [3], который следует обобщить на случай учета тепловых деформаций. Имея значения температур волокон, вычисляем приращения усилий по (3). Затем вычисляем приращения компонентов деформаций $\Delta\epsilon_o$, $\Delta u''$, $\Delta v''$, $\Delta\theta''$ по (2). Далее определяем приращения относительных деформаций волокон по (1). Суммируя полученное приращение с деформацией к данному моменту времени, получаем полную деформацию волокна. Затем определяем собственные или упругопластические деформации по (4).

По ϵ_k^c и температуре волокна находим модуль упругости по известной диаграмме $\sigma - \epsilon$. Далее определяем напряжения

$$\sigma_k = \epsilon_k^c \cdot E_k. \quad (5)$$

На этом заканчивается первая итерация.

Вторую итерацию начинаем с определения внутренних усилий по напряжениям во втором приближении:

$$N^{1f} = \sum_{k=1}^m \sigma_k \cdot \Delta A_k; \quad M_y^{1f} = \sum_{k=1}^m \sigma_k \cdot \Delta A_k \cdot x_k;$$

$$M_x^{1f} = \sum_{k=1}^m \sigma_k \cdot \Delta A_k \cdot y_k; \quad B_\omega^{1f} = \sum_{k=1}^m \sigma_k \cdot \Delta A_k \cdot \omega_k. \quad (6)$$

Эти усилия не должны превышать наперед заданного малого числа; если превышают, продолжаем итерационный процесс, принимая в качестве исходных данных эти усилия.

Заметим, если сварка производится для элемента под нагрузкой, будут иметь место начальные деформации, содержащиеся в массиве наблюдаемых деформаций ε_k^T .

2. Пространственная устойчивость усиленных под нагрузкой при помощи сварки стержневых элементов конструкций. Алгоритм «Стержень». Рассмотрим усиленный при помощи сварки стержневой элемент, нагруженный продольной сжимающей силой N^0 , с двухосным эксцентриситетом e_x, e_y (рис. 3, а). Закрепление на опорах принято шарнирным в двух плоскостях, а закручивание концевых сечений отсутствует (вилочные опоры).

Работу элемента усиления, находящегося в наиболее напряженной зоне, будем рассматривать как действие растягивающей силы N^{yc} с эксцентриситетами относительно главных осей x, y неусиленного элемента e_x^{yc}, e_y^{yc} (рис. 3, б).

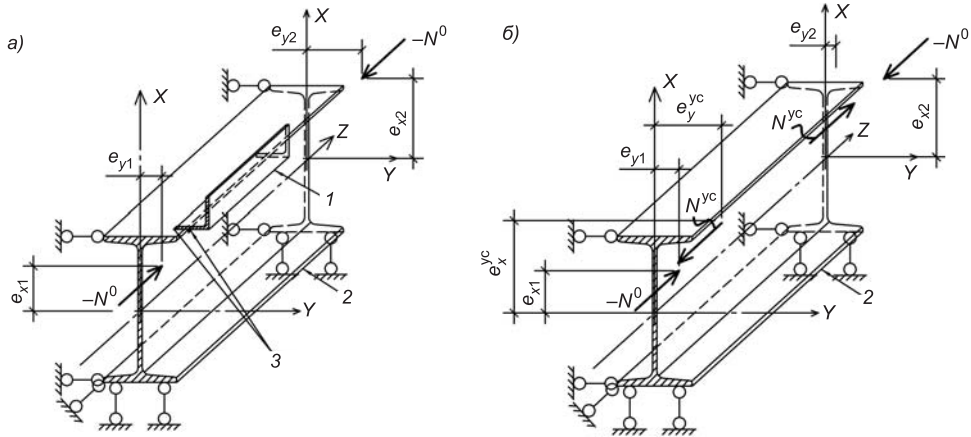


Рис. 3. Расчетная схема несимметрично усиленного стержня
1 — элемент усиления; 2 — основной элемент; 3 — сварные швы

Для решения поставленной задачи устойчивости по пространственно-деформированной схеме используем деформационную теорию расчета упругих стержней В. З. Власова¹, обобщенную Б. М. Броуде² и Е. А. Бейлиным³. Система дифференциальных уравнений применительно к неусиленному элементу, но с дополнительным действием N^{yc} после предварительного интегрирования первых двух уравнений примет вид³:

$$\begin{cases} EI_y u'' - (N^0 - N^{yc})u - (M_x^0 - M_x^{yc})\theta + (M_z^0 - M_z^{yc})u' = 0, \\ EI_x v'' - (N^0 - N^{yc})v + (M_y^0 - M_y^{yc})\theta - (M_z^0 - M_z^{yc})v' = 0, \\ EI_\omega \theta^{IV} - GI_k \theta'' + (M_x^0 - M_x^{yc})u'' - (M_y^0 - M_y^{yc})v'' + i_p^2 (N^0 - N^{yc})\theta'' = 0, \end{cases} \quad (7)$$

где x, y — главные оси сечения;

I_x, I_y — главные осевые моменты инерции;

¹ Власов В. З. Тонкостенные упругие стержни. М.: Физматлит, 1959. 568 с.

² Броуде Б. М. К теории тонкостенных стержней открытого профиля // Строит. механика и расчет сооружений. 1960. № 5. С. 6–11.

³ Бейлин Е. А. Общие уравнения деформационного расчета и устойчивости тонкостенных стержней // Строит. механика и расчет сооружений. 1969. № 5. С. 35–41.

I_ω — секториальный момент инерции;
 I_k — момент инерции при чистом кручении;
 E, G — модули линейной и сдвиговой деформации;
 $i_p = \sqrt{i_x^2 + i_y^2}$ — полярный радиус инерции;
 N^0 — продольная сила;
 M_z^0 — крутящий момент;
 $u(\bar{z}), v(\bar{z})$ — функции перемещений сечений вдоль осей x, y соответственно;
 $\theta(\bar{z})$ — угол закручивания сечений; $\bar{z} = \frac{z}{l}$; l — длина стержня;

M_x^0, M_y^0 — изгибающие моменты, полученные расчетом по недеформированной схеме.

Напомним, что все геометрические характеристики относятся к неусиленному, симметричному сечению.

Для решения (7) используем аналитически-численный метод⁴, в соответствии с которым общие пространственные деформации усиленного стержня вычисляются в виде линейной комбинации частных решений:

$$u = u_0 + u_n + u_y + u_{пл}, \quad v = v_0 + v_n + v_y + v_{пл}, \quad \theta = \theta_0 + \theta_n + \theta_y + \theta_{пл}, \quad (8)$$

где u_0, v_0, θ_0 — начальные перемещения и начальный угол закручивания сечений, определяемые по результатам обследования конструкции;

u_n, v_n, θ_n — перемещения и угол закручивания сечений, определяемые недеформационным расчетом;

$u_y = U_y \cdot \varphi_y(\bar{z}), v_y = V_y \cdot \psi_y(\bar{z}), \theta_y = \Theta_y \cdot \chi_y(\bar{z})$ — функции, вытекающие из решения бифуркационной задачи устойчивости, которые решаются с точностью до констант U_y, V_y, Θ_y , имеющих соответствующие перемещениям размерности;

$$\varphi_y(\bar{z}) = \psi_y(\bar{z}) = \chi_y(\bar{z}) = \sin(\pi \bar{z});$$

$u_{пл}, v_{пл}, \theta_{пл}$ — перемещения и угол закручивания, учитывающие развитие пластических деформаций и температурное влияние сварки, которые аппроксимируем в виде тригонометрических полиномов, удовлетворяющих граничным кинематическим условиям задачи⁵:

$$\begin{aligned}
 u_{пл}(\bar{z}) &= U_1 \cdot \varphi_1(\bar{z}) + \sum_{i_1=1}^4 U_{i_1} \cdot \varphi_{i_1}(\bar{z}) + \sum_{i_2=1}^4 U_{i_2} \cdot \varphi_{i_2}(\bar{z}), \\
 v_{пл}(\bar{z}) &= V_1 \cdot \eta_1(\bar{z}) + \sum_{i_1=1}^4 V_{i_1} \cdot \eta_{i_1}(\bar{z}) + \sum_{i_2=1}^4 V_{i_2} \cdot \eta_{i_2}(\bar{z}), \\
 \theta_{пл}(\bar{z}) &= \Theta_1 \cdot \xi_1(\bar{z}) + \sum_{i_1=1}^4 \Theta_{i_1} \cdot \xi_{i_1}(\bar{z}) + \sum_{i_2=1}^4 \Theta_{i_2} \cdot \xi_{i_2}(\bar{z}).
 \end{aligned} \quad (9)$$

Подставив (8) в (7), получим

$$\begin{cases}
 L_u \equiv EI_y u_y'' - (N^0 - N^{yc})u - (M_x^0 - M_x^{yc})\theta + (M_z^0 - M_z^{yc})u' = 0, \\
 L_v \equiv EI_x v_y'' - (N^0 - N^{yc})v + (M_y^0 - M_y^{yc})\theta - (M_z^0 - M_z^{yc})v' = 0, \\
 L_\theta \equiv EI_\omega \theta_y^{IV} - GI_k \theta_y'' + (M_x^0 - M_x^{yc})u'' - (M_y^0 - M_y^{yc})v'' + i_p^2 (N^0 - N^{yc})\theta'' = 0.
 \end{cases} \quad (10)$$

⁴ Белый Г. И. Расчет упругопластических тонкостенных стержней по пространственно-деформированной схеме // Строит. механика сооружений. Л., 1983. С. 40–48.

⁵ Белый Г. И., Родиков Н. Н. Деформационный расчет внецентренно-сжатых упругопластических двутавровых стержней // Исслед. по механике строит. конструкций и материалов. Л., 1985. С. 73–78.

Для решения системы (10) применим алгоритм метода Бубнова–Галеркина:

$$\int_0^1 L_u \varphi_y'' d\bar{z} = 0, \int_0^1 L_v \psi_y'' d\bar{z} = 0, \int_0^1 L_\theta v_y d\bar{z} = 0. \quad (11)$$

В результате получим систему трех алгебраических уравнений относительно неизвестных констант функций потери устойчивости U_y, V_y, Θ_y , решив которую будем иметь все компоненты полных перемещений (8). Зная их, можно определить деформационные усилия:

$$\begin{aligned} M_x &= (M_x^0 - M_x^{yc}) - (N^0 - N^{yc})v + (M_y^0 - M_y^{yc})\theta, \\ M_y &= (M_y^0 - M_y^{yc}) - (N^0 - N^{yc})u - (M_x^0 - M_x^{yc})\theta, \\ B_\omega &= -EI_\omega(\theta_n + \theta_y)'' - B_\omega^{yc}. \end{aligned} \quad (12)$$

Описанный алгоритм носит название «Стержень».

Порядок решения деформационной задачи показан на блок-схеме рис. 4.

Работу усиливаемого элемента разделим на три этапа.

1. До усиления. Пошаговое увеличение силы N^0 ведем до некоторого значения N_n^0 и соответствующего ему коэффициента начального нагружения $\beta = \frac{\sigma_{0, \max}}{R_y}$, где $\sigma_{0, \max}$ — напряжение в наиболее нагруженном

волокне неусиленного стержня. При этом дополнительные усилия $N^{yc}, M_x^{yc}, M_y^{yc}, M_z^{yc}$ равны нулю.

2. Во время усиления. Нагружение останавливаем и производим приварку элемента усиления при постоянной силе N_n^0 . Определение сварочных перемещений, возникающих вследствие ослабления сечения (уменьшения модуля упругости) и появления температурных деформаций, производим с помощью алгоритма «Сечение».

3. После усиления. Дальнейшее ступенчатое увеличение продольной силы N^0 до момента потери устойчивости.

В первом приближении на этапе j пространственные деформации (8) принимаем с предыдущего шага нагружения $j-1$. Задаем продольной силе очередное приращение $N_j^0 = N_{j-1}^0 + \Delta N$. Вычисляем деформационные усилия (12) при нулевых значениях $N^{yc}, M_x^{yc}, M_y^{yc}, M_z^{yc}$ и устанавливаем их приращения:

$$\begin{aligned} \Delta M_x &= M_x^j - M_x^{j-1}; \\ \Delta M_y &= M_y^j - M_y^{j-1}; \\ \Delta B_\omega &= B_\omega^j - B_\omega^{j-1}. \end{aligned} \quad (13)$$

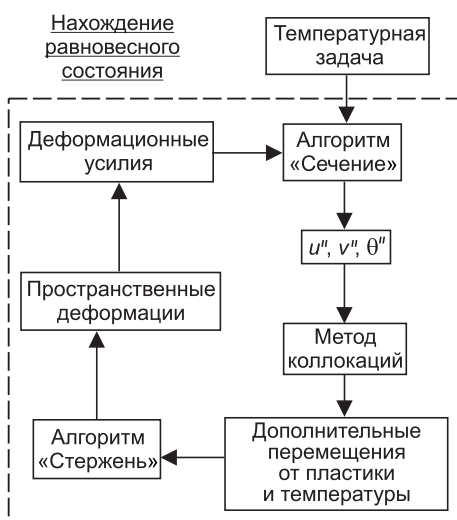


Рис. 4. Схема определения пространственных деформаций и устойчивости усиленного элемента

Ометим, что на втором этапе передаем в алгоритм «Сечение» вместо (13) приращения фиктивных усилий (3), предварительно решив температурную задачу. Обращаясь к алгоритму «Сечение» (п. 1), определяем приращения кривизн и второй производной угла закручивания для усиленного сечения. Далее, используя метод коллокаций и принятые аппроксимирующие функции

(9), определяем перемещения и угол закручивания, учитывающие развитие пластических деформаций ($u_{пл}, v_{пл}, \theta_{пл}$), а также тепловое влияние сварки на втором этапе.

Вычисляем усилия $N^{yc}, M_x^{yc}, M_y^{yc}, M_z^{yc}$ по напряжениям волокон элемента усиления, полученным в алгоритме «Сечение»:

$$\begin{aligned} N^{yc} &= \sum_{k=1}^n \sigma_k \cdot \Delta A_k, \quad M_y^{yc} = \sum_{k=1}^n \sigma_k \cdot \Delta A_k \cdot x_i, \\ M_x^{yc} &= \sum_{k=1}^n \sigma_k \cdot \Delta A_k \cdot y_i, \quad B_\omega^{yc} = \sum_{k=1}^n \sigma_k \cdot \Delta A_k \cdot x_i \cdot y_i. \end{aligned} \quad (14)$$

Решив систему (10), определим константы U_y, V_y, Θ_y , а следовательно, перемещения u_y, v_y, θ_y .

Определяем во втором приближении пространственные деформации (8) и деформационные усилия (12).

На этом заканчивается первая итерация алгоритма «Стержень». Итерационный процесс продолжаем до тех пор, пока разность между усилиями на двух соседних итерациях не будет находиться в пределах заданной точности.

3. Результаты численного исследования. На основе вышеизложенных алгоритмов разработана программа на языке C#, которая позволяет численно исследовать:

1. Распределение температур в свариваемых элементах при движении сварочной дуги с учетом заданной технологии сварки.

2. Напряженно-деформированное состояние элементов в сечении, нагруженных комплексом усилий, вызывающих нормальные напряжения, с учетом физической нелинейности и тепловых деформаций.

3. Пространственные деформации и устойчивость стержней, усиленных с помощью сварки.

Проиллюстрируем некоторые результаты численного исследования на примере пространственных деформаций и устойчивости двутаврового стержня I20Ш1 (рис. 5), несимметрично усиленного уголковым профилем L50×5 в наиболее напряженной зоне. Загружение осуществляется продольной силой с одинаковыми концевыми двухосными эксцентриситетами $e_{x1} = e_{x2} = 80$ мм, $e_{y1} = e_{y2} = 55$ мм. Соотношение площадей основного элемента и элемента усиления составляет $\frac{A_{yc}}{A_{oc}} = \frac{4,8}{38,95} \cdot 100 = 12\%$.

Гибкость усиливаемого двутаврового элемента $\lambda_x = 80$. Расчетные сопротивления элементов принимаются равными.

На рис. 6 показаны графики зависимости пространственных деформаций (перемещения в плоскости меньшей жесткости и угла закручивания) от нагрузки для усиленного стержня (коэффициент начального нагружения $\beta = \frac{\sigma_{0, \max}}{R_y} = 0,4$) с использованием болтов (штрихпунктирная линия) и сварки (сплошная линия). Деформации неусиленного элемента показаны штриховой линией.

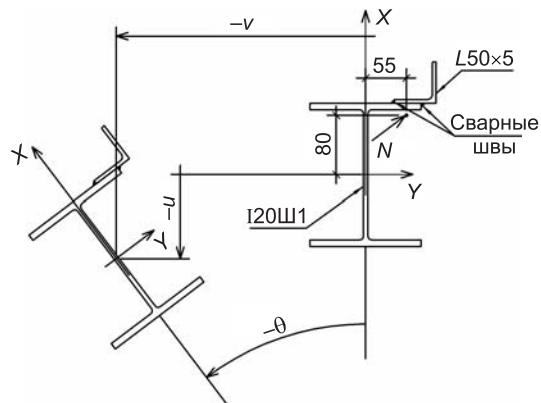


Рис. 5. Схема усиливаемого сечения

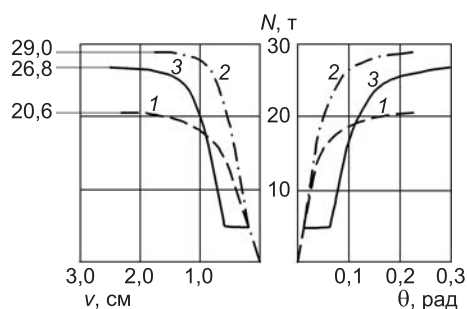


Рис. 6. Графики зависимости пространственных деформаций от способа усиления
1 — неусиленный элемент; 2 — элемент, усиленный на болтах; 3 — элемент, усиленный при помощи сварки

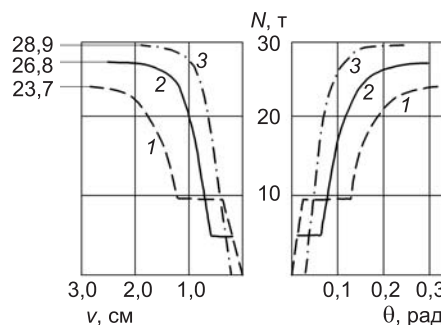


Рис. 7. Графики зависимости пространственных деформаций от уровня начального нагружения (коэффициент β)
1 — $\beta = 0,8$; 2 — $\beta = 0,4$; 3 — $\beta = 0$

Видно, что усиление с увеличением сечения на 12 % повышает устойчивость на 41 %, в то время как сварочные процессы существенно снижают эффект усиления до 30 %.

Влияние сварочных процессов на пространственные деформации и устойчивость при разных уровнях нагружения показано на рис. 7. Из графиков видно, что усиление под нагрузкой приводит к существенному снижению устойчивости на 13 и 22 % соответственно при $\beta = 0,4$ и $0,8$ по сравнению с изначально усиленным элементом ($\beta = 0$).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Сергеев, С. Н. Прочность двутавровых сечений при действии произвольного комплекса внешних усилий [Текст]/С. Н. Сергеев // Металлические конструкции и испытания сооружений.— Л., 1986.— С. 65–70.
2. Коломиец, В. П. Метод определения напряжений и деформаций в сечении балки при сложном нагружении с учетом действительной диаграммы ($\sigma - \epsilon$) [Текст]/В. П. Коломиец // Изв. вузов. Строительство и архитектура.— 1966. — № 1.— С. 63–72.
3. Белый, Г. И. Методика определения напряженно-деформированных и предельных состояний в сечениях усиленных стержневых элементов при общем случае нагружения [Текст]/Г. И. Белый // Докл.: Теорет. основы строительства.— М., 1998.— С. 103–108.
4. Оkerblom, Н. О. Сварочные деформации и напряжения/Н.О. Оkerblom.— М.: Машгиз, 1948.— 351 с.

БЕЛЫЙ Г. И., засл. деятель науки РФ, д-р техн. наук, проф.; E-mail: office@erkon.ru
Санкт-Петербургский государственный архитектурно-строительный университет
МИХАСЬКИН В. В., асп.; E-mail: mikhasvv81@rambler.ru
Санкт-Петербургский государственный архитектурно-строительный университет

Получено 29.09.09

Beliy G. I., honourable worker of science of the Russian Federation, doctor of technical sciences, professor; E-mail: office@erkon.ru, Sankt-Petersburg State University of Architecture and Civil Engineering, Russia

Mikhaskin V. V., post-graduate student; E-mail: mikhasvv81@rambler.ru, Sankt-Petersburg State University of Architecture and Civil Engineering, Russia

THE INFLUENCE OF WELDING PROCESSES ON SPATIAL DEFORMATIONS AND STABILITY OF ROD ELEMENTS STRENGTHENED UNDER LOADING

Main principles of theoretical definition of stress-deformed condition, spatial deformations and stability of rod elements of the open shape, loaded by a complex of efforts,

asymmetrically strengthened by means of welding, causing normal stresses, taking influence of thermal stresses and deformations into considerations, have been considered. Algorithms of calculation on durability and the spatial stability, considering thermal influence of welding, have been offered. Some results of the numerical research describing influence of welding on behaviour of compressed elements have been resulted...

welding, thin-walled rods, spatial deformations, stability, durability.

REFERENCES

1. Sergeev, S. N. Durability of profile sections with action of arbitrary complex of external efforts [Text]/S. N. Sergeev//Metal construction and structures testing.— Leningrad, 1986.— P. 65–70.
 2. Kolomiez, V. P. Method of definition of stresses and deformations in profile of beams with composite loading and real diagram ($\sigma - \epsilon$) [Text]/V. P. Kolomiez//News of Higher Educational Institutions. Construction and Architecture.— 1966.— N 1.— P. 63–72.
 3. Beliy, G. I. Methods of definition of stress-deformed and limited states in sections of strengthened rod elements with common case of loading [Text]/G. I. Beliy//Report: Theoretical principles of building.— Moscow, 1998.— P. 103–108.
 4. Okerblom, N. O. Welding deformations and stresses [Text]/N. O. Okerblom.— Moscow: Mashgiz, 1948.— 351 p.
-

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ

УДК 691.327:666.973.6

Ю. В. ЩУКИНА, Г. И. ОВЧАРЕНКО, А. В. СЕЛЮТИНА

ТЕХНОЛОГИЯ ГАЗОБЕТОНА, ТВЕРДЕЮЩЕГО НА МОРОЗЕ

Рассмотрена возможность производства неавтоклавного газобетона в неотапливаемых помещениях с последующим твердением на морозе. Установлено, что для данной технологии наиболее рациональной является сырьевая смесь, содержащая высококальциевые золы ТЭЦ от сжигания бурых углей и противоморозные химические добавки. Это позволяет одновременно сократить производственные затраты, а также улучшить технические характеристики неавтоклавного газобетона...

ячеистый бетон, твердение на морозе, химические добавки, фазообразование.

Ячеистый бетон применяется повсеместно в малоэтажном, гражданском и промышленном строительстве, так как является одновременно теплоизоляционным и конструкционным строительным материалом. Поэтому в последние годы из-за относительно небольших капиталовложений и низкой энергоемкости широкое распространение получило производство неавтоклавных газобетонных стеновых блоков, в том числе и малыми предприятиями.

Технология классического неавтоклавного газобетона на цементе и песке имеет как преимущества, так и недостатки перед автоклавным. Главным преимуществом является возможность организации производства практически в любых условиях без существенных капиталовложений. В качестве недостатков можно отметить длительность полного цикла в технологии без пропаривания, повышенную среднюю плотность блоков ($850...900 \text{ кг/м}^3$ вместо $650...700 \text{ кг/м}^3$) без помола песка, повышенную усадку материала при эксплуатации (до 3 мм/м). Устранения части этих недостатков можно добиться, осуществляя помол песка, а также тепло-влажностную обработку готовых изделий. В свою очередь это требует увеличения капитальных вложений, что для малых предприятий не всегда доступно.

Практически все отмеченные недостатки неавтоклавного газобетона и технологии его производства устраняются при использовании вместо немолотого песка высококальциевых зол ТЭЦ (ВКЗ).

Преимуществом ВКЗ является достаточно высокая удельная поверхность $2300...3100 \text{ см}^2/\text{г}$, содержание свободной открытой извести ($\text{CaO}_{\text{откр}}^{\text{св}}$) и проявление температурного эффекта ранней гидратации (ΔT). Это позволяет при меньшем расходе вяжущего и средней плотности газобетона $700...750 \text{ кг/м}^3$ добиться прочности $2,5...3,5 \text{ МПа}$. Весомым аргументом является то, что такой зольный газобетон набирает отпускную прочность уже после $3...5$ сут твердения в нормальных условиях. Также в процессе твердения наблюдается безусадочность блоков, изготовленных на основе золы. При использовании добавки сульфата и хлорида натрия

© Щукина Ю. В., Овчаренко Г. И., Селютина А. В., 2009

быстрее протекают обменные реакции по связыванию свободной извести зола, что уменьшает чрезмерные деформации расширения и стабилизирует их на отметке 1 мм/м [1].

Производство неавтоклавных газобетонных стеновых блоков малыми предприятиями в большинстве случаев организуется в многоместных стационарных формах в цехах с большой относительной производственной площадью без пропаривания. В соответствии с технологическими требованиями для изготовления и твердения изделий из ячеистых бетонов температура окружающего воздуха должна составлять не менее 18...20 °С. Поэтому существует проблема, связанная с низкой оборачиваемостью форм и размещением блоков до приобретения ими отпускной прочности, особенно в зимнее время года. Тепловая обработка изделий и отопление больших площадей значительно ухудшают экономические показатели производства. В связи с этим актуальной становится задача выбора сырьевых материалов и химических добавок, позволяющих адаптировать технологию к производству в неотапливаемых помещениях и обеспечить твердение композиции в условиях отрицательных температур без дополнительной тепловой обработки.

В работе использовался портландцемент ПЦ 400 Д 20 Искитимского цементного завода, электрофильтровая ВКЗ Барнаульской ТЭЦ-3 от сжигания бурого угля Канско-Ачинского месторождения с содержанием суммарной (открытая + закрытая различными фазами) свободной извести от 4,04 до 7,52 %, песок полевошпатовый из бассейна р. Оби с модулем крупности 1,2 и содержанием илистых частиц около 5 %, химические противоморозные добавки Na_2SO_4 , NaCl , K_2CO_3 , HCOONa , а также алюминиевая пудра ПАП-1. Выбор добавок обусловлен их значительным влиянием на процессы гидратации и твердения цемента, а также возможностью применения в технологии газобетона.

Противоморозные добавки по механизму действия условно можно разделить на две группы. К первой относятся вещества, понижающие температуру замерзания жидкой фазы бетона и являющиеся либо слабым ускорителем, либо слабым замедлителем схватывания и твердения бетона, т.е. практически не влияющие на скорость структурообразования. Такие добавки обеспечивают твердение бетона на морозе главным образом за счет сохранения в бетоне незамерзающей жидкой фазы. Ко второй группе противоморозных добавок относятся такие, которые сильно ускоряют схватывание и твердение, а их растворы имеют достаточно низкую эвтектическую температуру. Ускорение твердения бетона вызывается главным образом тем, что такие добавки изменяют растворимость силикатных составляющих цемента и образуют с продуктами его гидратации двойные или основные соли.

Кроме этого, все используемые добавки обеспечивают аналогичные процессы взаимодействия их с ВКЗ, как NaCl или Na_2SO_4 , детально описанные в [1].

Из калориметрического анализа гидратации вяжущих (рис. 1), применяемых для производства газобетона, было установлено, что при затворении портландцемента водой с температурой 45 °С (данная температура воды предусматривается в технологии газобетона) потеря тепла происходит достаточно интенсивно. Повышение температуры на 5 °С при твердении чисто зольного вяжущего объясняется гидратацией оксида кальция и клинкерных минералов, содержащихся в нем. При гидратации системы ПЦ + ВКЗ температурный эффект сохраняется немного дольше, чем у чисто цементной системы, и выравнивание температур с окружающей средой происходит более плавно. Добавка поташа в цементно-зольную систему способствует подъему температуры на 7 °С и

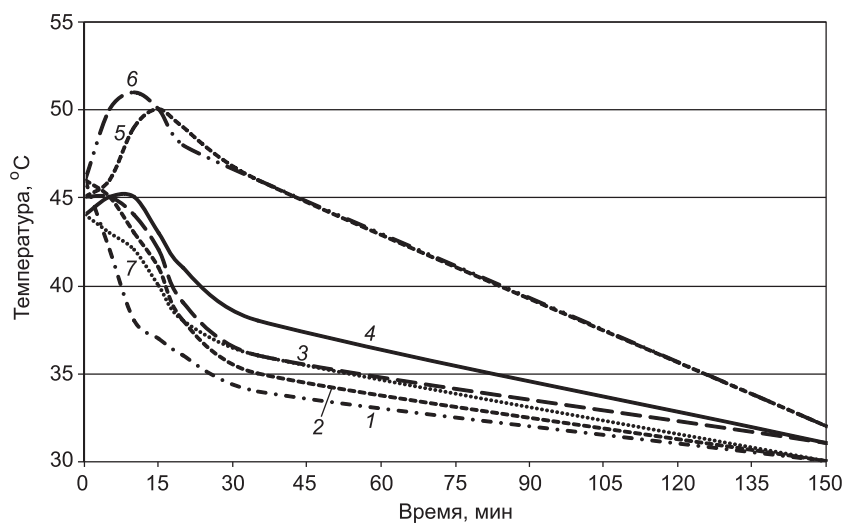


Рис. 1. Изменение температуры при гидратации композиций, затворенных водой, с $t = 45\text{ }^{\circ}\text{C}$

1 — ПЦ; 2 — ПЦ + ВКЗ; 3 — ПЦ + ВКЗ + сульфат натрия; 4 — ПЦ + ВКЗ + формиат натрия; 5 — ВКЗ; 6 — ПЦ + ВКЗ + поташ; 7 — ПЦ + ВКЗ + хлорид натрия

более длительному ее снижению. При этом кривая аналогична температурной кривой зольного вяжущего. Такие противоморозные добавки, как хлорид, сульфат и формиат натрия, увеличивают температурный эффект гидратации, но не так существенно, как поташ.

Выделение тепла при гидратации цементно-зольных вяжущих имеет большое значение при производстве неавтоклавного газобетона в цехах с пониженной температурой. Саморазогрев смеси позволяет сократить затраты для разогрева сырьевых материалов и форм, а также способствует сохранению необходимого тепла для набора пластической и ранней прочности в первые сутки при условии изоляции форм пенополистирольными плитами.

Для установления оптимального количества противоморозных добавок и влияния их на свойства цементно-зольного газобетона изготавливалась смесь плотностью $700\text{--}750\text{ кг/м}^3$. Противоморозные добавки вводились с водой затворения в процентном отношении от содержания ПЦ. Последовательность ввода компонентов: вода с растворенной добавкой — ВКЗ (либо ВКЗ + песок, либо песок) — ПЦ — алюминиевая суспензия. Вспученные образцы в формах, завернутых в полиэтиленовую пленку для исключения дополнительного влагонасыщения, через $1,5\text{--}2$ ч после заливки помещали в пропарочную камеру, где они подвергались обработке по режиму $3 + 6 + 3$ ч при $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ (моделирование саморазогрева изделий в формах при реальном производстве). После такой тепловой обработки образцы сразу помещали в морозильную камеру с температурой минус $16\text{--}18\text{ }^{\circ}\text{C}$, где они продолжали находиться в течение 28 сут. Часть образцов не пропаривалась и твердела в нормальных условиях под пленкой при $18\text{--}20\text{ }^{\circ}\text{C}$. Оптимальной дозировкой считалось то количество противоморозной добавки, при которой комплекс свойств газобетона имел наивысшие показатели.

Основными наблюдаемыми техническими характеристиками неавтоклавного газобетона являлись средняя плотность (кг/м^3), характеризующая вспучиваемость газобетонной смеси, и набор прочности (МПа) в нормальных условиях и при твердении в условиях отрицательных температур.

Исследования показали, что для бездобавочного неавтоклавного газозобетона оптимально $B/T = 0,42$. При использовании в качестве противоморозной добавки хлорида натрия $B/T = 0,36$. Добавка хлорида

натрия в различных количествах положительно влияет на порообразование, и плотность газобетона не превышает 750 кг/м^3 . Наибольшее вспучивание газобетонного массива при использовании сульфата и формата натрия наблюдается при водотвердом отношении 0,36 и 0,38 соответственно. Плотность газобетона при этом колеблется в пределах $650...700 \text{ кг/м}^3$. Средняя же плотность неавтоклавногазобетона при введении в его состав различного количества поташа существенно повышается до $750...800$ и достигает в некоторых случаях 850 кг/м^3 . Именно это обстоятельство не позволяет вводить рекомендуемые дозировки данной добавки, рассчитанные на определенные Руководством [2] температуры твердения. Поднятие газобетонного массива с поташом возможно только при $B/T = 0,44$.

В ходе эксперимента установлено, что цементно-песчаный газобетон, твердеющий как в нормальных условиях, так и в условиях отрицательных температур, не набирает требуемой прочности по достижении 28 сут. При этом составы такого газобетона с противоморозными добавками, твердеющие в нормальных условиях и на морозе, дают прирост прочности на 10...31 % и 50...114 % соответственно по сравнению с бездобавочным составом.

На рис. 2 приведены составы неавтоклавногазобетона, твердевшего на морозе, с таким количеством указанных противоморозных добавок, которое позволяет набирать необходимую прочность в данных условиях. Конечная прочность бездобавочного цементно-зольного и цементно-песчаного газобетона с добавкой сульфата натрия в среднем превышает на 50 % прочность цементно-песчаного, однако также не набирает требуемого минимального значения. Достичь марочной прочности при твердении на морозе позволяет цементно-зольный газобетон с химическими добавками. Набор прочностных характеристик происходит за счет антифризного и ускоряющего действия добавок. Превышение конечной прочности газобетона с добавками над прочностью бездобавочного материала составляет от 80 до 100 %. Использование этих добавок также положительно влияет и на прочность газобетона, твердевшего при нормальных

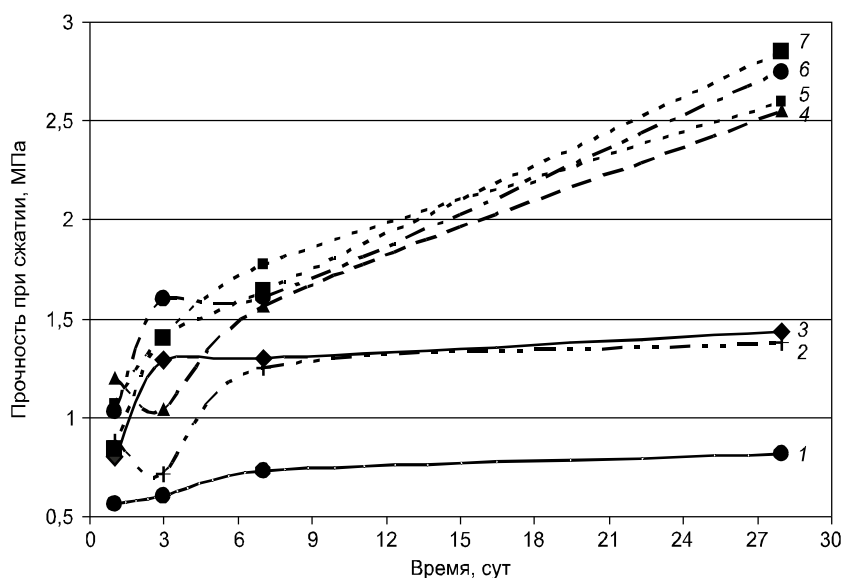


Рис. 2. Кинетика набора прочности неавтоклавногазобетона D 700, твердевшего при -18°C , в течение 28 сут

1 — ПЦ + песок; 2 — ПЦ + песок + Na_2SO_4 ; 3 — ПЦ + ВКЗ; 4 — ПЦ + ВКЗ + HCOONa ; 5 — ПЦ + ВКЗ + NaCl ; 6 — ПЦ + ВКЗ + Na_2SO_4 ; 7 — ПЦ + ВКЗ + K_2CO_3

условиях. В этом случае прирост прочности составил от 11 до 43 % с обеспечением требуемой минимальной прочности по ГОСТ 25485–89.

Положительного эффекта при твердении в условиях отрицательных температур можно также добиться при замене 25 % песка на ВКЗ. В данных составах, содержащих противоморозные добавки и твердеющих на морозе, наблюдается превышение прочности по сравнению с бездобавочным контрольным составом на 17...81 % в зависимости от вида добавки. Так, при введении в состав NaCl прочность образцов превысила контрольный состав в 1,8 раза, при введении K_2CO_3 — в 1,75 раза, $HCOONa$ — в 1,57 раза, Na_2SO_4 — в 1,31 раза.

В результате были построены статистические модели кинетики набора прочности газобетона от содержания в нем ВКЗ для каждой противоморозной добавки. Одна из таких моделей представлена на рис. 3:

$$z = (-0,00146) \cdot x \cdot x + y \cdot y (-0,47e - 3) + (0,418e - 3) \cdot x \cdot y + (0,056795) \cdot x + (0,4947) \cdot y + (0,476629).$$

Из рисунка видно, что в составе 50 % ПЦ + 25 % ВКЗ + 25 % песок + NaCl прочность ниже на 22,6 % по сравнению с 50 % ПЦ + 50 % ВКЗ + NaCl, но при этом обеспечивает 90 % от марочной прочности. При полной замене песка на ВКЗ прочность повышается на 207 %.

Особенности фазообразования при твердении цементно-зольного газобетона рассмотрены в [5].

Так как зола ТЭЦ имеет состав и свойства, колеблющиеся в довольно широких пределах, то требовалось более детально изучить свойства ВКЗ и газобетона с противоморозными химическими добавками на ее основе.

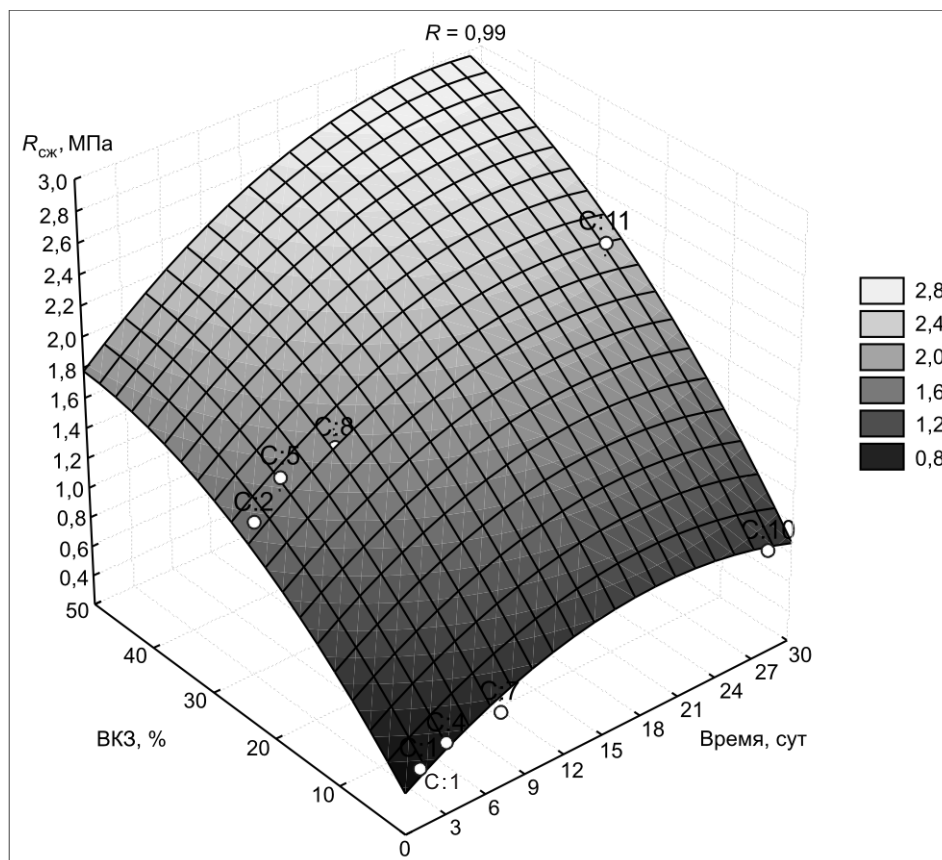


Рис. 3. Зависимость прочности при сжатии неавтоклавного газобетона D 700 с NaCl, твердеющего при $-18\text{ }^{\circ}\text{C}$, от содержания ВКЗ

Определенные в ходе эксперимента свойства зол, такие как свободный суммарный ($\text{CaO}_{\text{сум}}^{\text{св}}$) и открытый свободный оксид кальция ($\text{CaO}_{\text{сум}}^{\text{св}}$), температурный эффект ранней гидратации (ΔT), сроки схватывания, потери при прокаливании (П.п.п.) и тесто нормальной густоты (ТНГ) были использованы для выявления взаимосвязей между ними.

В результате проведенного эксперимента установлены достоверные статистические изменения основных характеристик газобетона от свойств ВКЗ. На рис. 4 представлена зависимость изменения прочности при сжатии неавтоклавного газобетона, твердеющего на морозе в течение 28 сут, от содержания $\text{CaO}_{\text{сум}}^{\text{св}}$ в ВКЗ и ее ΔT . Из рисунка видно, что с увеличением содержания извести и активности ВКЗ конечная прочность материала возрастает. Модель позволяет прогнозировать прочность материала, а также состав сырьевой смеси

$$z = (-0,4884)x^2 + (-0,04482)y^2 + (0,011852)xy + (5,34572)x + (0,878305)y + (-15,931).$$

При построении трехпараметрических моделей было выявлено, что на плотность газобетона, получаемого из цементно-золяного вяжущего, влияет $\text{CaO}_{\text{сум}}^{\text{св}}$, содержащийся в ВКЗ в пределах от 4,9 до 7,52 %. Повышение его количества приводит к более интенсивному схватыванию массива, что препятствует полному вспучиванию газобетонного массива.

Кроме этого, получены высокие коэффициенты корреляции (от 0,8 до 0,88) при построении взаимосвязей между средней плотностью материала,

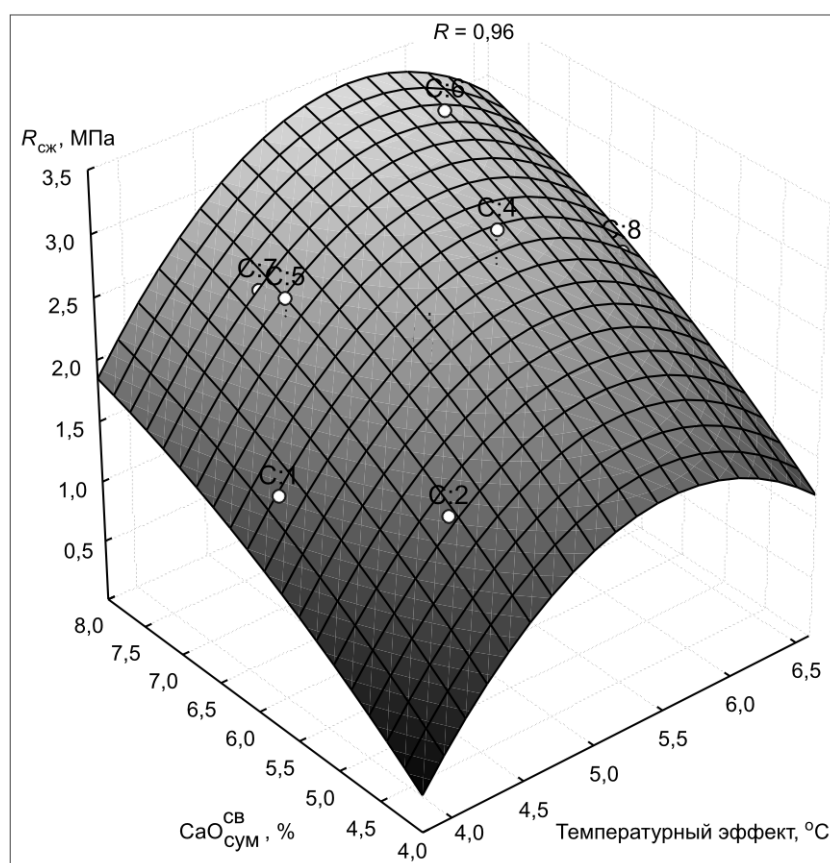


Рис. 4. Зависимость прочности неавтоклавного золяного газобетона с добавкой формиата натрия в возрасте 28 сут, твердевшего при $-18\text{ }^{\circ}\text{C}$, от содержания $\text{CaO}_{\text{сум}}^{\text{св}}$ и ΔT ВКЗ

температурным эффектом гидратации золы, содержанием свободной извести и остатком на сите № 008. Графические модели этих зависимостей показали, что плотность неавтоклавного газобетона возрастает с увеличением содержания в золе $\text{CaO}_{\text{сум}}^{\text{св}}$, ΔT и с уменьшением остатка на сите № 008.

Используя выявленные двухпараметрические модели, можно с известной степенью достоверности прогнозировать свойства газобетона на основе ВКЗ.

Таким образом, предлагаемый способ производства неавтоклавного газобетона позволяет решить целый комплекс экономических и технологических задач. Проведенные исследования показывают, что, изменяя вид и количество противоморозных добавок, состав сырьевой смеси, можно регулировать технические характеристики газобетона, при этом реальным становится производство блоков из неавтоклавного газобетона в холодное время года без дополнительной тепловой обработки с последующей выдержкой их в условиях отрицательных температур.

Для оценки экономической эффективности производства материала в таблице приведены сравнительные данные по себестоимости 1 м³

Затраты на производство	Единицы измерения	Технология производства	
		неавтоклавная цементно-песчаная	неавтоклавная цементно-золевая
Капитальные вложения	тыс.р./м ³	0,269	0,269
Статья: материалы	р./м ³	1975	1829
Статья: тепловая энергия зимой	р./м ³	73,0*	17,0**
Себестоимость материала	р./м ³	2048	1846

* Затраты включают отопление помещения для производства и складирования газобетона, а также подогрев технологической воды до 45 °С.

** Затраты на подогрев технологической воды до 45 °С для производства газобетона по предложенному способу.

цементно-золевого с химическими добавками и цементно-песчаного газобетонов. При этом плотность газобетона и расход составляющих компонентов брали с учетом обеспечения минимальной марки по прочности при сжатии В1,5. Все расчеты проведены по тарифам и стоимости сырьевых материалов в г. Барнауле на ноябрь 2008 г.

Технология внедрена на трех малых производствах газобетонных блоков г. Барнаула. В связи

с тем, что бурые угли Канско-Ачинского бассейна сжигаются на ТЭЦ Иркутской, Новосибирской, Кемеровской областей, Алтайского и Красноярского краев, данная технология может быть широко внедрена в условиях Сибирского региона.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Овчаренко, Г. И. Влияние высококальциевых зол и химических добавок на свойства неавтоклавного газобетона [Текст]/Г. И. Овчаренко, Ю. В. Щукина//Технология бетона.— 2007.— № 1.— С. 66–67.
2. Руководство по применению химических добавок в бетоне [Текст]/НИИЖБ Госстроя СССР.— М.: Стройиздат, 1980.— 55 с.

ЩУКИНА Ю. В., канд. техн. наук, ст. препод.; E-mail: yuliaschukina@mail.ru
Алтайский государственный технический университет им. И. И. Ползунова, г. Барнаул

ОВЧАРЕНКО Г. И., д-р техн. наук, проф.; E-mail: egogo1980@mail.ru
Алтайский государственный технический университет им. И. И. Ползунова, г. Барнаул

СЕЛЮТИНА А. В., асп.; E-mail: selyutina_anya@mail.ru
Алтайский государственный технический университет им. И. И. Ползунова, г. Барнаул

Получено после доработки 06.10.09

Schukina, Yu.V., candidate of technical sciences, senior specialist; E-mail: yuliaschukina@mail.ru, Altai State Technical University, Barnaul, Russia

Ovcharenko G. I., doctor of technical sciences, professor; E-mail: egogo1980@mail.ru, Altai State Technical University, Barnaul, Russia

Selyutina A. V., post-graduate student; E-mail: selyutina_anya@mail.ru, Altai State Technical University, Barnaul, Russia

TECHNOLOGY OF CELLULAR CONCRETE, HARDENING ON A FROST

Influence high calcium fly ashes from brown coal and chemical additives on characteristic non-autoclaved cellular concrete, hardening on a frost, are stated in the article. The offered way production non-autoclaved cellular concrete in condition of the freeze temperature, which will allow greatly to reduce the technological expenses and improve on characteristic of material...

cellular concrete, hardening on a frost, chemical additives, phases formation.

REFERENCES

1. Ovcharenko, G. I. Influence calcium fly ashes from Kansk-Achinsk brown coal and chemical additives on characteristic non-autoclaved cellular concrete [Text]/G. I. Ovcharenko, Yu. V. Schukina//Technology of concrete.— 2007.— N 1.— P. 66–67.
2. Manual application chemical additives of concrete [Text]/NIIGB State system SSSR.— Moscow: Building publication, 1980.— 55 p.

УДК 661.683.002.3

Г. А. КОЗЛОВ

**К ВОПРОСУ О ПОЛУЧЕНИИ ЩЕЛОЧНЫХ СИЛИКАТОВ
ИЗ ОПАЛ-КРИСТОБАЛИТОВЫХ КРЕМНИСТЫХ ПОРОД
ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ПОРИСТЫХ ЗАПОЛНИТЕЛЕЙ**

Существующие требования к качеству жидкого стекла, предусмотренные нормативными документами иногда противоречат потребностям технологии производства материалов. Сырьем для получения щелочных силикатов гидротермальным способом могут стать опал-кристобалитовые кремнистые породы с высоким содержанием опалового кремнезема. Силикатный модуль получаемых композиций от 1,68 до 2,7 позволяет прогнозировать хорошую вспучиваемость гранул на их основе. Концентрация SiO_2 более 160 г/л предполагает хорошую структурную прочность обожженного гранулята...

трепел, жидкое стекло, пористый наполнитель.

Производство ряда строительных материалов связано с использованием жидкого стекла — силиката натрия. Существующие требования к качеству жидкого стекла, предусмотренные нормативными документами, не всегда оправданны. Так, образующиеся в процессе производства жидкого стекла примеси, присутствующие в исходном сырье, могут быть как вредными, так и целенаправленно вводимыми добавками в состав масс. Например, примеси соединений железа, алюминия и щелочно-земельных металлов, с точки зрения товарного жидкого стекла, вредны, так как заметно снижают устойчивость щелочных силикатов при продолжительном хранении и транспортировке, вызывая их преждевременное загустевание, вплоть до образования студня [1].

Однако в ряде производств строительных материалов эти соединения целенаправленно вводят в состав масс с той же целью, например, при производстве искусственных пористых заполнителей на основе силикат-натриевых композиций. Свежеотформованному грануляту для его дальнейшей транспортировки по технологической линии требуется скоротечная коагуляция структуры после его формирования и т.д. [2].

Кроме того, накладываемые ограничения сужают сырьевую базу для производства щелочных силикатов и приводят к существенному удорожанию столь необходимого для строительных нужд материала.

Применение технологии гидротермальной переработки кремнеземистого сырья в щелочные силикаты позволит снизить себестоимость продукции и сделать ее доступной для многих технологий производства строительных материалов. Применяемый ныне метод спекания компонентов и последующего растворения силикат-глыбы в автоклавах является экономически затратным и в отдельных случаях нецелесообразным.

Несмотря на кажущуюся простоту и его малую энергоемкость, гидротермальный метод получения щелочных силикатов не нашел широкого практического использования в промышленности. Щелочные силикаты по этому способу получают обработкой кремнеземистого сырья растворами NaOH или Na_2CO_3 в процессе совместного помола в течение 1...8 ч при температурах от 50 до 95 °С.

Сырьем для получения щелочных силикатов гидротермальным способом могут стать опал-кристобалитовые кремнистые породы. Однако их практическое использование незначительно, что связано со слабой технологической изученностью. Кроме того, большинство месторождений были разведаны в 1950–60-е гг., и оценка качества сырья проводилась по ныне отмененным ГОСТам, вследствие чего все они нуждаются в переоценке.

Пригодность опал-кристобалитового кремнистого сырья (диатомиты, опоки и трепела) для получения силикат-натриевых композиций объясняется высоким содержанием в их составе доступной к извлечению формы кремнезема, присутствующего в виде легкорастворимых аморфных частиц или кристобалита. Содержание растворимого кремнезема в них весьма значительно: от 40 до 89 % по массе. Сопутствующие примеси довольно устойчивы к действию щелочных растворов. Усредненный химический состав опок, диатомитов, трепелов и суглинков представлен в табл. 1.

Таблица 1

Усредненный химический состав кремнистых пород, мас. %

Порода	П.п.п.	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃ + + FeO	CaO	MgO	SO ₃ общ.	K ₂ O	Na ₂ O	SiO ₂ , раствори- мый в 5 % KOH
Опоки	1,7– 17,6	62,3– 89,8	3,2 – 16,5	1,0 – 7,6	0,1– 22,8	0,03– 5,6	0,0– 0,55	0,6– 3,08	0,02– 1,79	12,0– 76,0
Диатомиты	2,6– 13,0	62,2– 93,6	2,1– 21,8	0,4– 6,7	0,2– 6,8	0,04– 2,4	0,1– 1,9	0,1– 1,45	0,16– 1,8	58,8– 89,0
Трепела	1,8– 22,6	66,2– 84,7	2,7– 18,6	0,2– 5,6	0,24– 22,1	0,1– 1,8	0,01– 1,6	0,4– 1,5	0,12– 0,9	12,2– 86,4

В силу этих причин в работе данное сырье подверглось исследованию на предмет получения щелочных силикатов для производства пористых заполнителей. Состав трепела исследованного месторождения характеризуется содержанием реакционноспособного аморфного кремнезема до 76 %, что свидетельствует о его пригодности для этих целей [3].

Немаловажным достоинством этого сырья для производства пористых заполнителей является возможность его использования без удаления нерастворимых остатков после приготовления щелочного силиката, что делает производство безотходным. Дело в том, что большинство нерастворимых остатков, содержащихся в кремнистых породах, не только не являются «вредными», а наоборот, являются модифицирующими компонентами, придающими щелочным силикатам специальные свойства для производства пористых заполнителей. Эти факты лишней раз подтверждают, что к выбору способа производства щелочных силикатов на основе кремнистых пород следует подходить с учетом области его конкретного использования, что позволит существенно снизить его себестоимость и сделать производство более рентабельным и безотходным. Использование таких суспензий исключит из технологии трудоемкую и длительную операцию — отделение труднофильтрующихся нерастворимых остатков, что значительно снизит себестоимость получаемого продукта.

В данной работе рассматривается вопрос получения щелочных силикатов методом гидротермального выщелачивания трепела Успенского месторождения. Получение силикат-натриевой композиции по данному способу основано на взаимодействии аморфного кремнезема, содержащегося в кремнистой породе, с раствором едкой щелочи при температуре 95–100 °С в реакции



Соотношение между кремнистой породой и щелочью было принято следующее: 2:0,5; 2:1 и 2:1,5 по сухому веществу.

Компоненты смешивались в мельнице мокрого помола в течение 1 ч, где осуществлялся их совместный помол. Далее суспензию подвергали нагреванию в закрытых сосудах при атмосферном давлении.

С целью изучения влияния временного фактора на основные показатели силикатной фазы полученной суспензии продолжительность термообработки варьировалась от 1 до 8 ч. Анализировались модуль и конечная концентрация SiO_2 . Результаты испытаний приведены в табл. 2.

Таблица 2

Свойства силикатных композиций

Соотношение компонентов трепел/щелочь	Характеристики силикатной композиции в зависимости от времени термообработки при $t = 95...100^\circ\text{C}$, ч							
	концентрация SiO_2 , г/л				силикатный модуль			
	1	4	6	8	1	4	6	8
2/0,5	136	139	141	147	1,68	1,75	1,87	1,95
2/1	160	161	166	161	2,45	2,5	2,55	2,6
2/1,5	179	183	187	194	2,5	2,6	2,65	2,7

Анализируя полученные данные, можно констатировать, что избыток щелочного компонента повышает выход SiO_2 , одновременно снижая силикатный модуль получаемой композиции, следовательно, он нежелателен. Недостаток щелочного компонента также нежелателен, так как снижаются и выход SiO_2 , и силикатный модуль получаемой композиции.

Из данных табл. 2 следует, что продолжительность термообработки суспензий на основе успешного трепела от 1 до 8 ч независимо от соотношения компонентов трепел/щелочь незначительно увеличивает силикатный модуль и концентрацию кремнезема. Повышение времени упаривания более 1 ч существенных положительных результатов не дает, поэтому оптимальным временем упаривания композиции является 1 ч.

Изучив химический состав полученных по такой технологии щелочных силикатов на основе кремнистых пород, можно определить их область применения без отделения нерастворимого остатка в области производства искусственных пористых заполнителей. Композиции без отделения нерастворимого остатка имеют сметанообразную консистенцию, вполне пригодную для производства пористых заполнителей на их основе. Силикатный модуль 2,45 позволяет прогнозировать хорошую вспучиваемость гранул на их основе. Концентрация SiO_2 более 160 г/л предполагает хорошую структурную прочность обожженного гранулята.

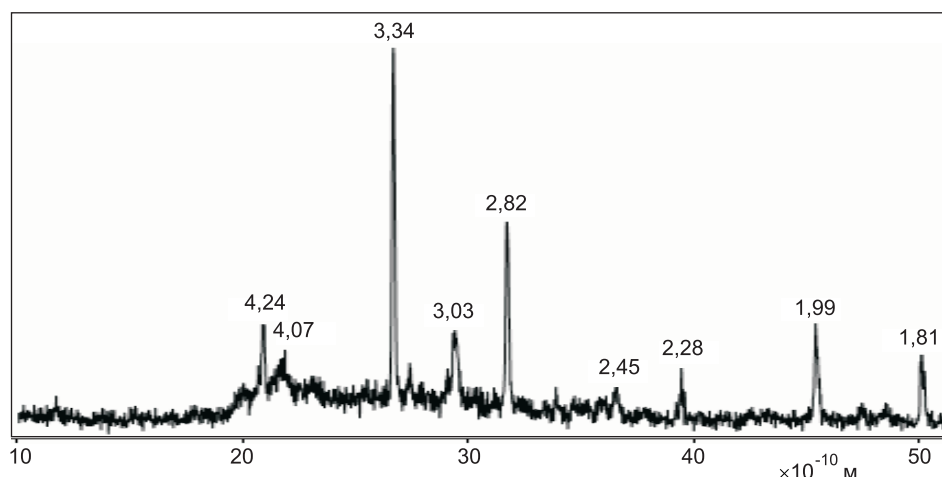
В процессе обработки трепела раствором щелочи протекают различные химические реакции, связанные, прежде всего с образованием силикатов натрия на основе опалового кремнезема, как наиболее реакционно-активной разновидности SiO_2 . Химический состав исходной обезвоженной суспензии представлен в табл. 3.

Анализ данных рентгенофазового структурного анализа показывает, что основная масса материала представлена аморфными силикатами на

Таблица 3

Химический состав исходной обезвоженной суспензии, мас. %

Наименование	П.п.п.	SiO_2 общий	SiO_2 аморф- ный	Al_2O_3	Fe_2O_3 общий	CaO	MgO	SO_3 общий	K_2O	Na_2O	P_2O_5	TiO_2
Силикат- натриевая композиция	9,58	62,7	27,66	1,65	1,00	4,89	1,34	0,14	0,67	16,4	0,03	0,18



Алюмосиликатная композиция без термообработки
(межплоскостные расстояния указаны в 10^{-10} м)

трия, о чем свидетельствует широкое галло в области углов от 18 до 40°. В меньшей степени аморфная фаза представлена опалом, не вступившим в реакцию со щелочью. Небольшой и нечетко выраженный пик кристобалита $4,07 \cdot 10^{-10}$ м свидетельствует о низкой степени структурного совершенства. На рентгенограмме четко наблюдаются пики кварца 3,34, 4,24, $2,28 \cdot 10^{-10}$ м, не вступившего в реакцию со щелочью, что является закономерным, учитывая его малую реакционную способность.

Данные рентгеноструктурного анализа представлены на рисунке.

Исходя из того, что содержание кварца составляет около 5 %, а содержание аморфного кремнезема, по данным химического анализа, — 27,66 % и предполагая, что практически весь щелочной компонент вступил в реакцию с опалом, силикатный модуль композиции будет составлять около 1,8...2,0. Не вступивший в реакцию опал оказывает положительное влияние на формирование структуры гранул в процессе термообработки, расширяя температурный интервал вспучивания гранулята. На рентгенограмме четко диагностируется кальцит (CaCO_3), находящийся в исходной породе (пик $3,03 \cdot 10^{-10}$ м) и не участвующий в химической реакции со щелочью. Кристаллическим новообразованием в обезвоженной композиции является хлористый натрий, диагностируемый по пикам $1,99 \cdot 10^{-10}$ и $2,82 \cdot 10^{-10}$ м, образовавшийся за счет реакции обмена между NaOH и CaCl_2 . Содержание хлорида натрия не превышает 2...3 %, однако даже при невысоком содержании пики NaCl на рентгенограммах четко выражены. Относительно высокая активность пика $2,82 \cdot 10^{-10}$ м может быть связана с образованием натролита — гидроалюмосиликата натрия $\text{Na}_2[\text{Al}_2\text{Si}_3\text{O}_{10}] \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ и наложением на него пика хлористого натрия.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Корнеев, В. И. Производство и применение растворимого стекла [Текст]/ В. И. Корнеев, В. В. Данилов. — Л., 1991. — 446 с.
2. Дре в к о, И. Б. Теплоизоляционные материалы на основе модифицированного жидкого стекла с повышенной водостойкостью: Дис. ... — Саратов, 2003. — 137 с.
3. К о з л о в, Г. А. Особенности получения эффективного пористого заполнителя на основе кремнистых пород Ростовской области [Текст]/ Г. А. Козлов, В. Д. Котляр, А. В. Козлов // Строительные материалы. — 2009. — № 6.

КОЗЛОВ Г. А., асн.; E-mail: Skrudge_k@mail.ru
Ростовский государственный строительный университет

Получено 06.10.09

Kozlov G. A., post-graduate student; E-mail: Skrudge_k@mail.ru, Rostov State Building University, Russia

TO THE QUESTION OF GETTING ALKALINE SILICATE'S FROM OPAL-CRISTOBALITE SILICEOUS ROCKS FOR POROUS FILL'S MANUFACTURE

The requirements to the quality of liquid glass, which are envisaged by normative documents, are not always authorized, and even sometimes contradict to requirements of material manufacture's technology. Opal-cristobalite siliceous, comprising silica, which is like highly soluble amorphous particle of cristobalite, may become the raw material for getting of alkaline silicate by hydrothermal way. Silicate module of suspension is from 1,68 to 2,7, allows to suggest quite good heave of granules on their base. The concentration SiO_2 higher than 160g/l is suggested good structural strength burnt chip...

tripoli powder, liquid glass, porous fill.

REFERENCES

1. Korneev, V. I. Manufacture and usage of soluble glass [Text]/V. I. Korneev, V. V. Danilov.— Leningrad, 1991.— 446 p.
2. Drevko, I. B. The heat-insulated materials on the base of modified liquid glass with high water resistance: Dissertation...— Saratov, 2003.— 137 p.
3. Kozlov, G. A. The features of manufacture of effective porous fiil on the base of siliceous rocks of Rostov district [Text]/G. A. Kozlov, V. D. Kotlyar, A. V. Kozlov//Building materials.— 2009.— N 6.

УДК 691.42.002.3

В. Д. КОТЛЯР, К. А. ЛАПУНОВА

**ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ОПОК
КАК СЫРЬЯ ДЛЯ СТЕНОВОЙ КЕРАМИКИ**

Приводится краткая характеристика вещественного состава типичных опок, относящихся к группе кремнистых опал-кristобалитовых пород. Приведены результаты исследований по определению технологических особенностей опок как сырья для стеновой керамики. Описаны особенности прессования порошкообразных масс на основе опок. Дана характеристика керамического черепка, полученного на основе данного вида сырья, обладающего низкой плотностью ($1250...1450 \text{ кг/см}^3$) при достаточной прочности ($15...30 \text{ МПа}$). Показана высокая перспективность использования опок как сырья для производства стеновой керамики с улучшенными теплотехническими свойствами...

кремнистые породы, опока, прессование, пресс-порошок, керамический кирпич, уплотняемость, усадка.

Расширение сырьевой базы промышленности стеновой керамики при условии повышения ее эффективности для многих регионов России является актуальной задачей. К важнейшим мероприятиям, повышающим эффективность изделий стеновой керамики, относятся: улучшение теплотехнических свойств, достигаемое за счет придания пустотности и большей пористости изделиям; повышение механических показателей; ускорение технологического процесса и снижение производственных затрат; улучшение внешнего вида. Одна из главных проблем для реализации данных мероприятий — отсутствие во многих регионах России качественного глинистого сырья. Проводимые на протяжении последних лет исследования показали, что опоки, входящие в группу кремнистых опал-кristобалитовых пород, — вполне пригодное сырье для получения керамического кирпича пониженной плотности [1 и др.].

Опока — легкая плотная микропористая порода, сложенная в основном мельчайшими (менее $0,005 \text{ мм}$) частицами опал-кristобалитового кремнезема. В различном количестве присутствуют обломочный (преимущественно кварцевый) и глинистый материалы. Органические остатки (панцири диатомей, раковины радиолярий, спикулы губок) редки и плохой сохранности. Цвет от желтого, светло-серого, буровато-серого до темно-серого и даже черного. Объемная масса составляет $1,1...1,8 \text{ т/м}^3$, пористость до 55 % (обычно 30...40 %). Прочность «нормальных» разностей от 5 до 20 МПа, выветрелых (трепеловидных) — от 3 до 7 МПа, крепких кремнеподобных — до 150 МПа, в некоторых разностях (обычно слабокарбонатных) присутствует цеолитовый компонент (до 10...20 %) [2]. Типичными или опоками, «нормальными» по У. Г. Дистанову, являются опоки, содержащие в своем составе 54...80 % опалового кремнезема, 5...20 % глинистых минералов и до 10 % песчаных частиц в виде кварца и в меньшей мере полевых шпатов [3].

По химическому составу опоки принципиально не отличаются от других видов кремнистых пород — диатомитов, трепелов, радиоляритов. Общее содержание кремнезема у типичных разновидностей опок колеблет-

ся от 70 до 85 %. Большим содержанием SiO_2 отличаются опоки кремне-
вые, которые в чистом виде не могут служить исходным сырьем для
производства стеновой керамики. Меньшее количество кремнезема со-
держится в глинистых, карбонатных, глинисто-карбонатных разновидно-
стях опок. Содержание глинозема составляет обычно от 4 до 8 %. По ко-
личеству глинозема косвенно можно судить о содержании глинистых ми-
нералов. Умножая количество Al_2O_3 на 2,5...3,5 (в среднем на 3), получим
примерное количественное содержание глинистых минералов. Выделить
и оценить количественно содержание глинистых минералов в кремни-
стых породах, а также их вид, — весьма трудная задача в силу того, что
глинистые минералы находятся в достаточно прочном контакте с опало-
вым кремнеземом и проявляют свои пластические свойства только при
измельчении исходной породы. Количество оксидов щелочных элементов
(K_2O и Na_2O) у «нормальных» разновидностей опок составляет 2...4 % и нахо-
дится в прямой зависимости от содержания глинистого материала. Пре-
обладающим является оксид калия, так как чаще всего глинистая состав-
ляющая опок представлена гидрослюдистыми и смешанослойными обра-
зованиями. Присутствие щелочей в определенной мере — показатель
интенсивности процесса спекаемости. Содержание Fe_2O_3 колеблется от 2
до 5 %, FeO — не превышает 0,7 %. Оксид железа присутствует в соста-
ве глинистых минералов и железистых — гетит, гематит и др. Присут-
ствие оксидов железа также обеспечивает интенсификацию спекания.
Содержание оксида кальция у типичных разновидностей опок составляет от де-
сятых процента до 2...3 %. У карбонатных разновидностей содержание
оксида кальция может достигать 20...25 %.

Опоки и их разновидности (опоковидные породы), являющиеся наи-
более распространенными в своей группе пород, имеют широкое распро-
странение в России — в Западной Сибири, районах Поволжья и Дона,
восточных и южных склонах Уральского хребта, в центральных и запад-
ных областях России, Ленинградской области, Дальнем Востоке, на
о. Сахалин, Камчатке, Кольском полуострове, Северном Кавказе и в
других районах [3].

До настоящего времени опоки в качестве сырья для стеновой керами-
ки геологами, к сожалению, практически не рассматриваются. Хотя гор-
но-технические условия (большие мощности, выдержанный состав и мно-
гое другое) этому благоприятствуют. ГОСТом 530–2007 («Кирпич и ка-
мень керамические. Общие технические условия») в качестве сырья для
производства керамического кирпича из кремнеземистых пород указыва-
ются лишь трепел и диатомит. Причинами того, что опоки не рассматри-
ваются данным нормативным документом как сырьевой источник для сте-
новой керамики являются, на наш взгляд, недостаточная их изученность
в данном направлении и особенности технологических свойств. Диатоми-
ты и трепелы хорошо размокают в воде. Опоки плохо или совсем не раз-
мокают в воде и в естественном виде не обладают пластичностью [4]. Ме-
жду тем накоплен достаточно большой опыт производства керамического
кирпича на основе непластичного и малопластичного сырья — аргилли-
тов, туфоаргиллитов, глинистых сланцев, отходов угледобычи и углеобо-
гащения.

Для определения технологических особенностей опок типичных ли-
тологических разновидностей и свойств обожженного черепка на их ос-
нове были изучены опоки ряда месторождений Поволжья и юга Рос-
сии — Сенгилеевское, Вольское (участок «Красный Октябрь»), Авило-
Федоровское, Степан-Разинское и др. Химический состав опок
некоторых из исследованных месторождений представлен в таблице.

Исследованные опоки, имеющие желтую, желтовато-зеленоватую,
сероватую окраску, являются массивными и неяснослоистыми, невысо-

Химический состав некоторых из исследованных месторождений опок

Месторождение опок	П.п.п.	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃ общ.	CaO	MgO	SO ₃ общ.	K ₂ O	Na ₂ O	P ₂ O ₅	TiO ₂
Сенгилеевское	4,80	80,1	6,80	4,17	1,45	0,71	0,22	1,14	0,35	0,05	0,17
Вольское	4,41	79,41	8,03	3,82	1,03	1,05	0,35	1,29	0,42	0,10	0,10
Авилово-Федоровское	5,42	74,67	7,51	5,24	3,42	0,87	0,43	1,56	0,59	0,18	0,21
Степан-Разинское	4,96	76,03	8,15	5,49	1,22	1,34	0,31	1,53	0,61	0,04	0,33

кой прочности. Микротекстура иногда слабослоистая за счет намечающейся параллельной ориентировки составляющих компонентов и неравномерной сортировки терригенной примеси алевритовой размерности. Основная масса опок в шлифах сложена зеленовато-желтовато-серым веществом кремнисто-глинистого состава. Кремнистое вещество имеет коллоидно-микрозернистое строение и опал-халцедоновый состав. Глинистая составляющая выражена удлинёнными пластинками гидрослюд. Терригенный материал представлен в основном мелко — среднеалевритовыми (0,01...0,05 мм) зёрнами угловатого и слабоокатанного кварца. В большинстве случаев в опоках присутствует глауконит (1...4 %) в виде округлых бледно-зелёных зёрен с агрегатной поляризацией. Карбонатный материал (опока Авилово-Федоровского месторождения) выражен мелкими (0,02...0,1 мм) раковинками фораминифер, внешние стенки которых сложены тонкопластинчатым кальцитом, а внутренние — опалом. Кроме биогенного присутствуют мелкие комочки пелитоморфного кальцита (0,03...0,08 мм). Встречаются редкие сферические остатки спикул губок и диатомей плохой сохранности. Выполнены они опалом.

Расшифровка данных рентгеновского анализа опок выявила полиминеральный состав изученных образований (рис. 1). Особенностью их в большинстве случаев является рефлекс кристобалита (4,05...4,09 Å), часто осложнённый тридимитовым рефлексом (4,27...4,30 Å). Кроме отмеченных рефлексов, наблюдается отражение в области 2,49...2,51 Å. Такое сочетание рефлексов соответствует опал-кристобалиту. Опаловый кремнезём Степан-Разинской опоки практически не раскристаллизован в кристобалит. Присутствие терригенной примеси кварца фиксируется рефлексами 3,34, 2,45, 2,12, 1,81 Å. Характерный для кварца рефлекс 4,24 Å сливается с рефлексом тридимита и наблюдается лишь при медленном повороте препарата. Присутствие кальцита (Авилово-Федоровская опока) подтверждается его отражениями 3,03, 2,85 Å и др. Часто в карбонатных разностях обнаруживается присутствие цеолитов.

На термограммах исследованных образцов наблюдается три или четыре эндотермических эффекта. Первый из них фиксируется при температуре 120 °С. Он сопровождается потерей веса на 4,50...7,33 % и связан с выделением адсорбированной воды. При более высокой температуре в интервале 515...675 °С наблюдается второй эндотермический эффект с потерей веса в пределах 3,25...4,70 %. Этому интервалу соответствует выделение гидроксильной воды, находящейся в структуре опала и глинистых минералов. Следующий эндотермический эффект, наблюдаемый во всех образцах, отмечается при температуре 573 °С, который не сопровождается потерей веса и сохраняет свою интенсивность также на кривой охлаждения и повторного нагрева. Этот эффект связан с — трансформацией кварца. Последний эндотермический эффект находится в интервале температур 775...810 °С и связан с термической диссоциацией кальцита в карбонатных разностях опок.

Опоки, в силу вещественного состава и структурных особенностей, в значительной степени отличаются по своим технологическим свойствам от размокаемых глинистых пород. Так, для опок при испытаниях сырья не

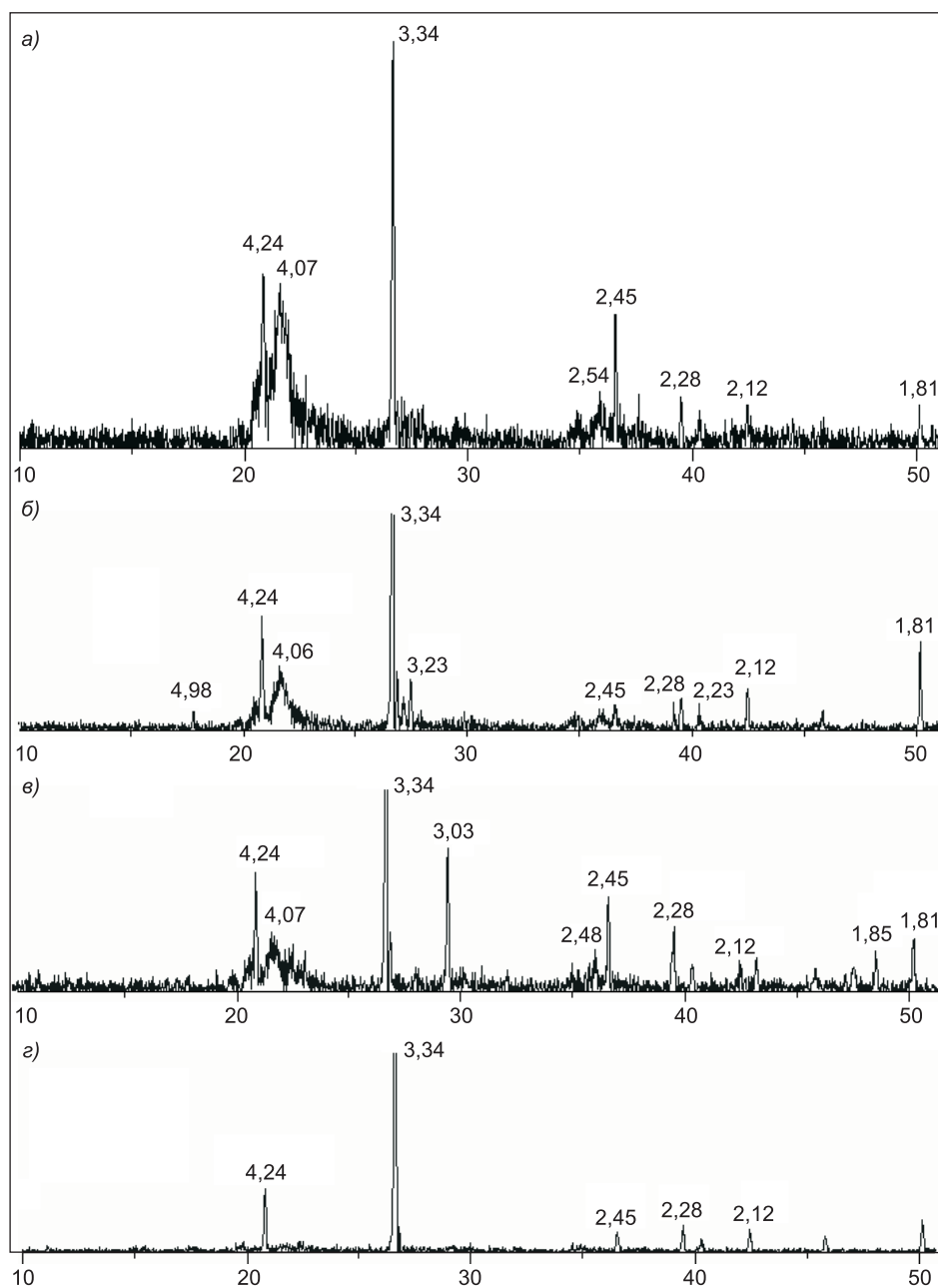


Рис. 1. Рентгенограммы опок
 а — Сенгилеевская; б — Вольская; в — Авилово-Федоровская; з — Степан-Разинская.
 Межатомные расстояния даны в Å

представляется возможным определение содержания крупнозернистых включений, гранулометрического состава, пластичности без предварительного измельчения. Пластичность опок, помимо вещественного состава, в сильной мере зависит от степени измельчения сырья и, как правило, опоки малопластичны и являются умереннопластичным сырьем. Однако этот показатель для опок не отражает реальных свойств формовочных масс, так как на основе опок они обладают малой связностью, зыбкостью, неудовлетворительной формуемостью. В то же время за счет высокой микропористости сырья они малочувствительны к сушке и обладают низкой воздушной усадкой. Исходя из технологических свойств опок, более предпочтительны для них способ прессования изделий и сухой (полусу-

хой) способ подготовки пресс-порошка. Степень измельчения исходного сырья должна составлять менее 2,5...0,5 мм.

Важнейшей технологической операцией при производстве прессованного кирпича, от которой во многом зависят свойства готового изделия, является собственно процесс прессования. Дефекты прессования — недопрессовка, трещины расслаивания, выпрессовочные трещины и т.д. в высокой степени ухудшают свойства изделий и обесценивают положительные свойства сырья. Проведенные работы показали, что свойства керамических порошков на основе опок в значительной мере отличаются от свойств глинистых порошков. Особенности прессуемости порошкообразных масс на основе кремнистых пород — опок связаны, в первую очередь, с высокой микропористостью исходного сырья. Определение оптимальных параметров прессования — залог выпуска качественных изделий.

Интервал формовочной влажности пресс-порошков на основе опок гораздо шире, чем для глинистых порошков, и для типичных опок составляет 10...30 %. Данное обстоятельство существенно облегчает определение оптимальных параметров прессования для получения бездефектных изделий. Максимальная уплотняемость в пересчете на твердую фазу достигается при определенной влажности в интервале 20...30 % (рис. 2).

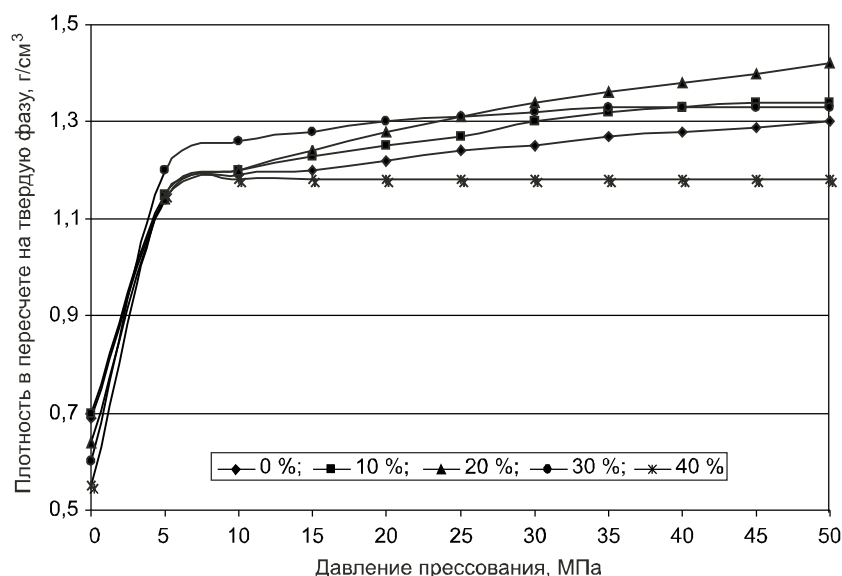


Рис. 2. Влияние давления прессования на плотность прессовок из порошка различной влажности на основе опки Авиллово-Федоровского месторождения

При этом следует отметить, что максимальной уплотняемости соответствует максимальная прочность прессовки и, как правило, плотность и прочность обожженных образцов (рис. 3, 4). При повышенной влажности наблюдается дополнительное небольшое уплотнение образцов за счет воздушной усадки при сушке (до 1 %). В интервале давлений прессования от 15 до 30 МПа (в зависимости от формовочной влажности) плотность прессовок начинает превышать среднюю плотность сырья (плотность в куске). Это свидетельствует о разрушении первичных зерен исходного порошка. При этом более резко проявляется отрицательное влияние упругих деформаций.

Как показали результаты экспериментов, керамический черепок на основе опок обладает низкой плотностью (1250...1450 кг/см³) при достаточной прочности (15...30 МПа). Интервал обжига составляет 1000...1100 °С. При этом следует отметить повышенную огневую усадку для данного вида сырья — до 3...5 %. Прочностные характеристики позволяют, как подтвер-

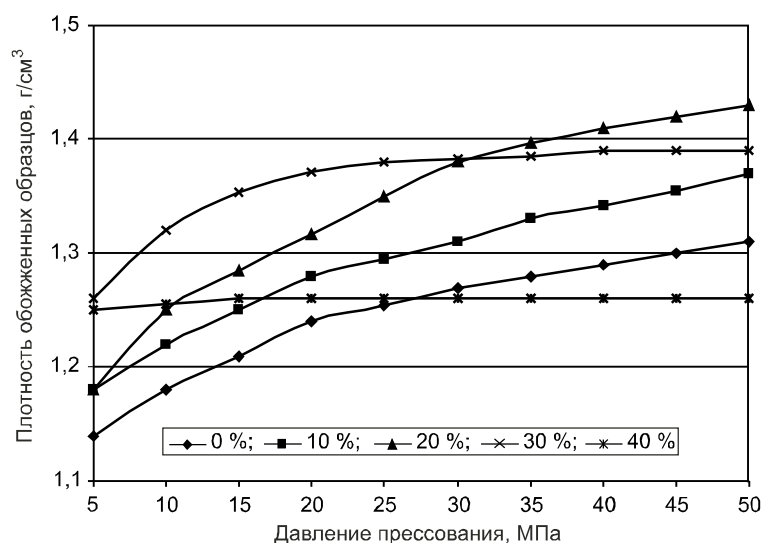


Рис. 3. Влияние давления прессования на плотность черепка из порошка различной влажности на основе опоки Авилово-Федоровского месторождения при температуре обжига 1040 °С

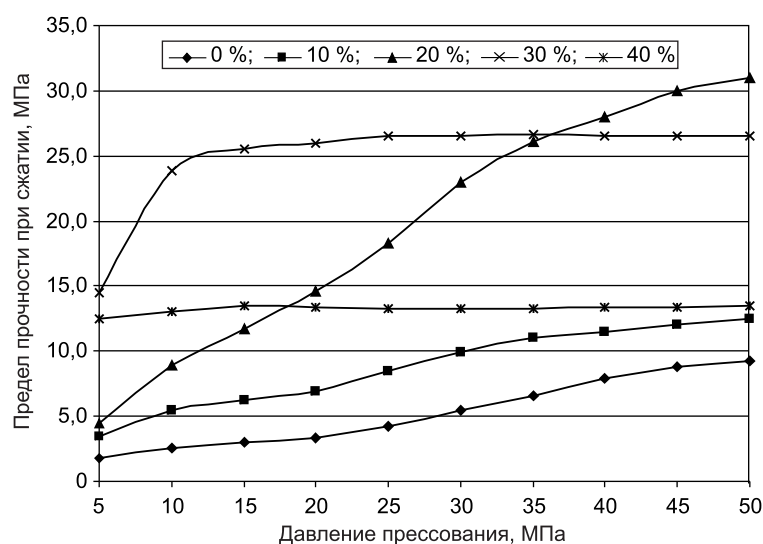


Рис. 4. Влияние давления прессования на предел прочности при сжатии образцов из порошка различной влажности на основе опоки Авилово-Федоровского месторождения при температуре обжига 1040 °С

дили ползаводские испытания, выпускать пустотелый кирпич, относящийся к классам по средней плотности 1,0 и 1,2. Пустотелый кирпич, кроме того, отвечает требованиям по морозостойкости.

Использование опок в качестве сырья для стеновой керамики, как показали результаты проведенных работ, имеет большую перспективу. В настоящее время разработаны оптимальные технологические линии для производства керамического кирпича на основе опок, новизна которых подтверждена патентами, а также спроектирован и построен кирпичный завод, работающий на данном виде сырья.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Котляр, В. Д. Опоки — перспективное сырье для стеновой керамики [Текст] / В. Д. Котляр, Б. В. Талпа // Строительные материалы. — 2007. — № 2. — С. 31–33.

2. Методические рекомендации по применению классификации запасов месторождений и прогнозных ресурсов твердых полезных ископаемых. Кремниевые породы [Текст].— М., 2007; Разработаны Фед. гос. учрежд. «Государственная комиссия по запасам полезных ископаемых» (ФГУ ГКЗ) по заказу Мин. природ. ресурс. РФ. Утвержд. распоряжением МПР России от 05.06.2007 г.; № 37.
3. Дистанов, У. Г. Кремнистые породы СССР [Текст]/У. Г. Дистанов.— Татарское кн. изд-во, 1976.— 412 с.
4. Рекомендации по совершенствованию технологии производства керамического кирпича полусухого прессования [Текст].— М.: ВНПО стеновых и вяжущих материалов, 1988.— 38 с.

*КОТЛЯР В. Д., канд. техн. наук, доц.
Ростовский государственный строительный университет
ЛАПУНОВА К. А., ассист.
Ростовский государственный строительный университет*

Получено 12.08.09

Kotlyar V. D., candidate of technical sciences, assistant professor, Rostov State Civil University, Russia
Lapunova K. A., assistant, Rostov State Civil University, Russia

TECHNICAL FEATURES OF FLASKS AS RAW MATERIAL FOR WALL CERAMICS

The article provides a brief description of material composition of typical flask belonging to the group of siliceous opal-cristobalit rocks. The results of investigations to determine the technological characteristics of flask as a raw material for wall ceramics. Peculiarities pressing powdery masses on the basis of flask. Characteristics of ceramic smithereens derived from this type of material that has a low density ($1250\text{--}1450\text{ kg/sm}^3$) with sufficient strength (15–30 МПа). The high prospects of using flask, as a raw material for production of wall ceramics with improved thermal properties...

siliceous rocks, flask, pressing, press-powder, ceramic bricks, compactibility, shrinkage.

REFERENCES

1. Kotlyar, V. D. Flask — a promising raw material for ceramic wall [Text]/V. D. Kotlyar, B. V. Talpa//Building Materials.— 2007.— N 2.— P. 31–33.
2. Guidelines for the Application of the Classification of joint stock-deposits and projected resources of useful solid mineral resources. Silicon breed [Text].— Moscow, 2007; Developed the Federal government agency «State commission on mineral resources» for the Ministry of Natural Resources of the Russian Federation. Approved by order of the Ministry of Natural Resources of Russia from 05.06.2007; N 37.
3. Distanov, U. G. Siliceous rocks USSR [Text]/U. G. Distanov.— Tatar Book Publishing House, 1976.— 412 p.
4. Recommendations to improve the production technology of ceramic brick semi-pressing [Text].— Moscow: VNPO wall and binding materials, 1988.— 38 p.

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ СТРОИТЕЛЬСТВА АВТОМАТИЗАЦИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ СТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

УДК 693.547.3.001.24

А. С. СУХАНОВ

ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ УПРАВЛЯЕМОГО ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМА ВЫДЕРЖИВАНИЯ БЕТОНА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СИСТЕМЫ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ ПРИ ЗИМНЕМ БЕТОНИРОВАНИИ МОНОЛИТНЫХ КАРКАСОВ ЗДАНИЙ (на базе персонального компьютера)

Описываются устройство для автоматического управления тепловой обработкой бетона на базе персонального компьютера и управляющие программные продукты для цифрового автоматического регулятора мощности (ЦАРМ) (основной узел системы автоматического управления). Описан процесс синхронного бетонирования двух смежных колонн и глухой диафрагмы при прогреве с использованием нагревательных проводов и электродного прогрева. Обеспечивается автоматический контроль температуры бетона, скорости перестройки температурного поля, процесса набора прочности бетона. Достигается существенное (до 50 %) энергосбережение за счет полезного использования тепловой инерции бетона, автоматического учета суточной динамики температуры воздуха, скорости и направления ветра, а также за счет исключения человеческого фактора...

система автоматического управления тепловой обработкой бетона при зимнем бетонировании, управляемые температурные режимы, автоматический контроль температуры бетона, электродный прогрев бетона, процесс набора прочности бетона.

В современном жилищном, гражданском и промышленном строительстве бетон и железобетон являются основными строительными материалами. Несмотря на то, что современная технология строительного производства располагает целым арсеналом методов зимнего бетонирования монолитных строительных конструкций, положение дел в этой области строительства нельзя оценивать однозначно. С одной стороны, имеются серьезные научные разработки, приоритет в которых принадлежит отечественным ученым (А. С. Арбеньеву, А. А. Афанасьеву, И. Н. Ахвердову, Ю. М. Баженову, А. И. Гныре, С. Г. Головневу, Н. Н. Данилову, И. Б. Заседателю, В. И. Зубкову, Л. М. Колчеданцеву, А. В. Лагойде, Б. А. Крылову, С. А. Миронову, Б. С. Мосакову, В. Н. Сизову, В. Д. Топчому и др.), с другой — требования нормативных документов, разработанных по результатам исследований этих ученых, далеко не всегда можно практически реализовать по техническим причинам. Особенно это касается температурных ограничений действующей нормативной базы. Так, инструмен-

тальные измерения скорости повышения температуры бетона после включения нагревателей и скорости снижения температуры после выключения нагревателей в двух-трех термометрических точках не дают представления о динамике перестройки температурного поля во всех узлах объемной координатной сетки, в том числе в слоях бетона, примыкающих к нагревателям, а также в местах теплового примыкания свежееуложенного бетона к ранее забетонированным конструкциям. В то же время, превышение предельно допустимой скорости перестройки температурного поля из-за различия коэффициента объемного расширения стальной арматуры и цементного камня приводит к необратимым изменениям структуры цементного камня, что в свою очередь существенно снижает конечную прочность бетона. В случае же превышения предельно допустимой температуры бетона в зоне расположения нагревателей из-за необратимых изменений капиллярно-пористой структуры цементного камня имеет место недобор бетоном 30...40 % проектной прочности.

Как показывает опыт производства зимних бетонных и железобетонных работ в г. Новосибирске, методы производства таких работ, как правило, принимаются безальтернативно в соответствии с накопленным опытом в той или иной строительной организации. При этом параметры выбранного способа производства работ часто не имеют должного расчетного обоснования. Задача эта не такая простая, как кажется, а ее решение должно включать следующие этапы:

- 1) предварительный выбор метода зимнего бетонирования, исходя из гарантированного набора бетоном проектной прочности в заданные сроки;
- 2) расчетное подтверждение правильности выбранного метода зимнего бетонирования;
- 3) расчет необходимой суммарной мощности нагревателей (в случае применения прогревных методов) с учетом интенсивности теплообмена всех граней конструкции и температуры окружающего воздуха;
- 4) расчет электрической сети нагревателей;
- 5) расчет температурного поля в прогреваемом бетоне с целью выявления возможных непрогретых или перегретых мест уже на стадии проектирования;
- 6) расчет прогноза набора бетоном проектной прочности.

Нередки случаи, когда при применении прогревных методов ограничиваются только 4-м пунктом, а при использовании беспрогревных методов (противоморозных добавок) не учитывают, что проектная прочность бетона при низких температурах воздуха набирается только через 60...90 дней. И уж совсем не учитываются жесткие ограничения при применении противоморозных добавок в сочетании с прогревом бетона.

Вся теоретическая база, которая легла в основу действующих нормативных документов, условно подразделяется на две части: методы расчетного обоснования температурного режима выдерживания бетона, основанные на интегральном учете теплового баланса бетона, и методы, основанные на аналитическом решении краевых задач. Ни первая, ни вторая группа методов не позволяли обосновать управляемый температурный режим тепловой обработки бетона: первая группа из-за интегрального характера учета теплового баланса, вторая из-за ограниченного характера аналитического решения ввиду большого количества принципиально важных допущений. Поэтому в НГАСУ (Сибстрин) научно обоснован управляемый ступенчатый температурный режим разогрева и остывания бетона (рис. 1).

Решить задачу для контроля выполнения температурных ограничений можно двумя путями:

— *на стадии проектирования* — с помощью пакета программных продуктов, разработанных в НГАСУ (Сибстрин) и позволяющих прогно-

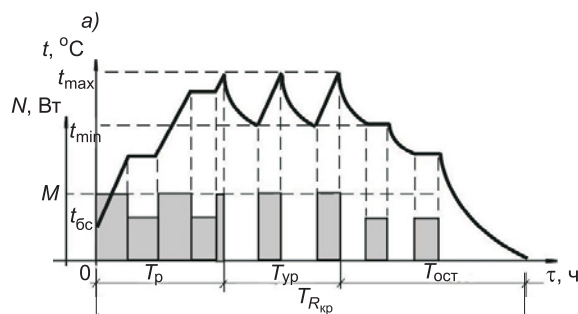


Рис. 1. Управляемый температурный режим (а) при разогреве и остывании бетона и его алгоритмический диспетчер (б)

$t_{бс}$ — температура уложенной бетонной смеси; T_p , $T_{ост}$ и $T_{Rкр}$ — продолжительность периодов соответственно разогрева, остывания и времени набора бетоном критической прочности; $T_{ур}$ — продолжительность периода с управляемым температурным режимом; M — суммарная мощность нагревателей на масштабном графике

б)

$$\left\{ \begin{array}{l} N = M, \\ \tau \in T_p \wedge \frac{\partial t}{\partial \tau} < \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right)_{\max}, \\ N = M - \Delta M, \\ \tau \in T_p \wedge \frac{\partial t}{\partial \tau} \geq \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right)_{\max}, \\ N = 0, \\ \tau \in T_{ост} \wedge \text{abs} \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right) < \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right)_{\max}, \\ N = M - \Delta M, \\ \tau \in T_{ост} \wedge \text{abs} \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right) \geq \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right)_{\max}. \end{array} \right.$$

зировать скорость перестройки температурного поля в бетоне при характерных значениях расчетной температуры окружающего воздуха.

Разработанный пакет программных продуктов дает возможность обособить энергосберегающую (до 30 %) технологию зимнего бетонирования монолитных конструкций с выполнением всех температурных ограничений СНиП 3.03.01–87*;

— на стадии производства зимних бетонных работ — с помощью разработанной и научно обоснованной в НГАСУ (Сибстрин) совместно с Конструкторско-технологическим институтом вычислительной техники СО РАН (КТИ ВТ СО РАН) и ООО «Евросити» системы автоматического управления (САУ) тепловой обработки бетона для реализации управляемого температурного режима тепловой обработки бетона.

Основной аппаратный элемент САУ — это цифровой автоматический регулятор мощности (ЦАРМ) (рис. 2), является устройством для автоматического управления процессом тепловой обработки бетона на базе персонального компьютера. Патентный поиск показал отсутствие аналогов для управляемого режима тепловой обработки бетона. При этом процесс тепловой обработки бетона производится с учетом и на основании показаний температурных датчиков на контакте опалубки с бетоном на всех гранях конструкции, которые четко фиксируются в ЦАРМ, и анализа динамики температурного и прочностного полей с использованием программного элемента САУ.

Основной программный элемент САУ — это пакет нестандартного (управляющего) программного обеспечения ЦАРМ для реализации управляемого ступенчатого температурного режима при разогреве и остывании бетона, расчета и контроля динамики температурного поля конструкции, величины средневзвешенной по объему конструкции температуры бетона и процесса набора его прочности.

Технической задачей, решаемой ЦАРМ, являются существенное снижение энергозатрат и техническая возможность управления скоростью перестройки температурного поля после включения или выключения нагревателей в соответствии с температурными ограничениями действующих нормативных документов.

Устройство для автоматического регулирования температурного режима при тепловой обработке монолитных железобетонных конструкций включает опалубку, термодатчики, нагреватели и компьютер. Термодатчики установлены в опалубке, нагреватели уложены и закреплены на ар-

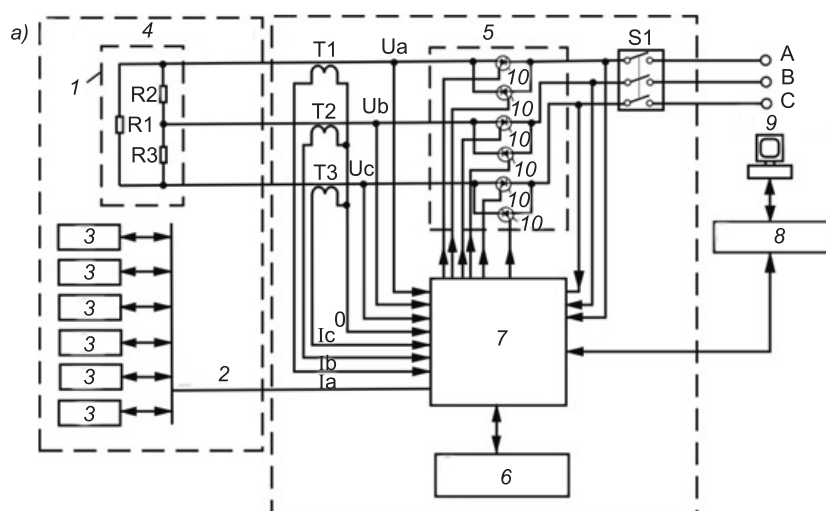


Рис. 2. Принципиальная схема (а) и общий вид (б) цифрового автоматического регулятора мощности

1 — нагреватели; 2 — шина; 3 — температурные датчики; 4 — объект контроля и управления; 5 — цифровой автоматический регулятор мощности; 6 — блок индикации и управления; 7 — блок цифровой регулирующий; 8 — преобразователь интерфейса; 9 — управляющий компьютер; 10 — тиристоры

матурном каркасе монолитной железобетонной конструкции; выводы нагревателей, термодатчики соединены с цифровым автоматическим регулятором мощности, соединенным через преобразователь сигналов с управляющим компьютером.

Процесс автоматизации управления прогревом бетона основывается на нестандартном (управляющем) программном обеспечении САУ, в котором описываются: характеристики бетонируемой конструкции и бетона, метод, режим прогрева и нормативные температурные ограничения СНиП 3.03.01–87*, которые следует контролировать. Программное обеспечение на основании показаний температурных датчиков, считываемых ЦАРМ с заданной дискретностью, и на основании заданных границ температурного диапазона управляющего режима с помощью цифрового регулирующего блока ЦАРМ автоматически управляет величиной напряжения, подаваемого на нагревательные элементы бетонируемой конструкции, исходя из рассчитанной динамики температурного и прочностного полей бетона.

В настоящее время автором разрабатываются нестандартные (управляющие) программы САУ для строительных конструкций, наиболее часто применяющихся при возведении жилых и гражданских зданий (конструктивных элементов монолитных каркасов, внутренних, наружных стен и плит перекрытий надземной части зданий в монолитном исполнении и др.). Рассмотрим решение этой задачи на примере зимнего бетонирования двух смежных колонн и глухой диафрагмы с последующим бетонированием сопрягаемой с ними плиты перекрытия.

Синхронное бетонирование двух смежных колонн и глухой диафрагмы, примыкающих к ранее забетонированной плите перекрытия

Физическая модель. В соответствии с расчетной схемой (рис. 3) синхронно бетонлируемые колонны и глухая диафрагма опираются на ранее забетонированную плиту перекрытия и через нее — на нижерасположенные ранее забетонированные колонны и диафрагму. Теплообмен свежесуложенного бетона с ранее забетонированными конструкциями происходит по закону граничных условий (ГУ) IV рода. Теплоотдача утепленного бетона сверху и через вертикальные утепленные или не утепленные боковые щиты опалубки происходит по закону ГУ III рода.

Размеры бетонлируемых колонн $A \times B \times H$. Ширина диафрагмы B_{g1} . Толщина ранее возведенной плиты перекрытия $\delta_{пл}$.

Размеры зон теплового влияния свежесуложенного бетона на ранее забетонированные конструкции:

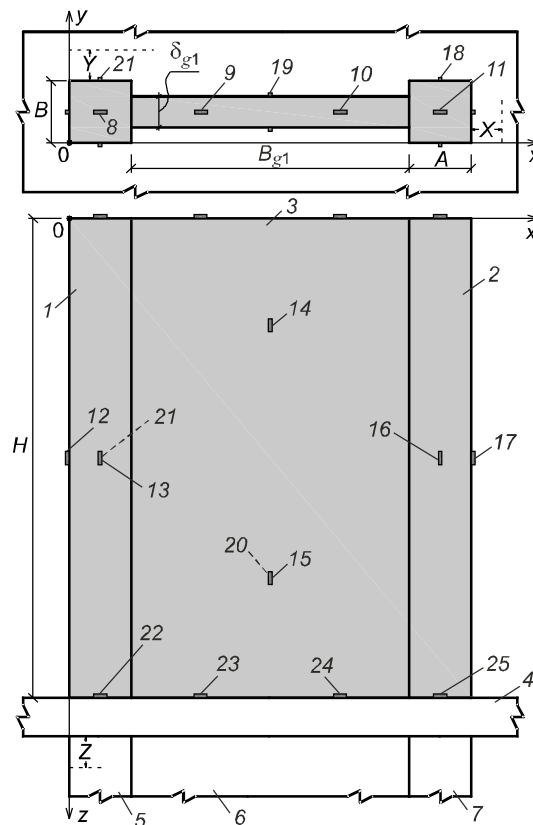


Рис. 3. Типовая расчетная схема синхронного бетонирования двух смежных колонн и диафрагмы, примыкающих к ранее забетонированной плите перекрытия

1 — бетонлируемая первая колонна; 2 — то же, вторая; 3 — бетонлируемая диафрагма; 4 — ранее забетонированная плита перекрытия; 5, 6, 7 — ранее забетонированные соответственно две смежные колонны и диафрагма; 8 — термометчик t_1 с координатами $x = A/2 \wedge y = B/2 \wedge z = 0$; 9 — термометчик t_2 с координатами $x = A + B_{g1}/4 \wedge y = B/2 \wedge z = 0$; 10 — термометчик t_3 с координатами $x = A + 3 \cdot B_{g1}/4 \wedge y = B/2 \wedge z = 0$; 11 — термометчик t_4 с координатами $x = 3 \cdot A/2 + B_{g1} \wedge y = B/2 \wedge z = 0$; 12 — термометчик t_5 с координатами $x = 0 \wedge y = B/2 \wedge z = H/2$; 13 — термометчик t_6 с координатами $x = A/2 \wedge y = 0 \wedge z = H/2$; 14 — термометчик t_7 с координатами $x = A + B_{g1}/2 \wedge y = (B - g_1)/2 \wedge z = H/4$; 15 — термометчик t_8 с координатами $x = A + B_{g1}/2 \wedge y = (B - g_1)/2 \wedge z = 3 \cdot H/4$; 16 — термометчик t_9 с координатами $x = 3 \cdot A/2 + B_{g1} \wedge y = 0 \wedge z = H/2$; 17 — термометчик t_{10} с координатами $x = 2 \cdot A + B_{g1} \wedge y = 0 \wedge z = H/2$; 18 — термометчик t_{11} с координатами $x = 3 \cdot A/2 + B_{g1} \wedge y = B \wedge z = H/2$; 19 — термометчик t_{12} с координатами $x = A + B_{g1}/2 \wedge y = g_1 + (B - g_1)/2 \wedge z = H/4$; 20 — термометчик t_{13} с координатами $x = A + B_{g1}/2 \wedge y = (B - g_1)/2 \wedge z = 3 \cdot H/4$; 21 — термометчик t_{14} с

координатами $x = A/2 \wedge y = B \wedge z = H/2$; 22 — термометчик t_{15} с координатами $x = A/2 \wedge y = B/2 \wedge z = H$; 23 — термометчик t_{16} с координатами $x = A + B_{g1}/4 \wedge y = B/2 \wedge z = H$; 24 — термометчик t_{17} с координатами $x = A + 3 \cdot B_{g1}/4 \wedge y = B/2 \wedge z = H$; 25 — термометчик t_{18} с координатами $x = 3 \cdot A/2 + B_{g1} \wedge y = B/2 \wedge z = H$

а) на нижерасположенную, ранее забетонированную плиту перекрытия по оси $x - X$ от нижней поверхности бетонируемых смежных колонн и диафрагмы;

б) на нижерасположенную, ранее забетонированную плиту перекрытия по оси $y - Y$ от нижней поверхности бетонируемых смежных колонн и диафрагмы;

в) на нижерасположенную, ранее забетонированную колонну через ранее забетонированную плиту перекрытия по оси $z - Z$ от нижней поверхности бетонируемых смежных колонн и диафрагмы.

На всех боковых гранях, в местах примыкания к ранее забетонированным конструкциям и сверху бетонируемой колонны расположены температурные датчики $t_1, t_2, t_3, \dots, t_{18}$. Тогда теплообмен свежееуложенного бетона на соответствующих гранях конструкции происходит по закону ГУ I рода (показания температурных датчиков), поэтому необходимости учитывать зоны теплового влияния.

Бетон плиты, на которую опираются бетонируемые колонны и диафрагма, а также расположенные ниже ранее забетонированные колонны и диафрагма, успел принять температуру, равную температуре наружного воздуха Θ . Температура уложенной бетонной смеси t_{6c} . Для указанных ранее забетонированных конструкций источник тепла экзотермического типа $\omega_{\text{экз}} = 0$.

Для качественной оценки процесса набора прочности бетоном целесообразно воспользоваться компьютерной аппроксимацией экспериментальных номограмм ЦНИИОМТП Госстроя РФ, достоверность которых подтверждена большим объемом экспериментальных исследований. Аппроксимация выполнена с помощью математического пакета MathCAD 2001i Professional. Объемно распределенный источник тепла экзотермического типа $\omega_{\text{экз}}(\tau)$ может быть найден с помощью зависимости В. И. Зубкова [1], полученной им на основании обобщения результатов исследований А. А. Гвоздева:

$$\omega_{\text{экз}}(\tau) = K_{20} \cdot f(t^\tau) \cdot q_{\text{ц.сут}} \cdot \Pi \cdot \exp(k \cdot \tau), \quad (1)$$

где K_{20} — коэффициент интенсивности тепловыделения цемента при температуре 20 °С;

$$f(t^\tau) = 2^p, \quad \text{где } p = (t^\tau - 20) / \Sigma; \quad \Sigma = 8 + 0,13 \cdot t^\tau;$$

$q_{\text{ц.сут}}$ — экзотермия цемента в суточном возрасте, Вт·ч/кг;

Π — расход цемента, кг/м³;

$k = 0,04 \cdot t$ — константа скорости реакции гидратации;

t — средневзвешенная по объему конструкции температура бетона (°С) на момент времени (ч).

Рассмотрим искусственные объемно распределенные источники тепла в бетоне колонн и глухой диафрагмы для двух альтернативных прогревных методов.

1. При электродном прогреве бетонируемых колонн и диафрагмы колонны прогревают с помощью одного по сечению (колонны квадратного сечения) или двух (колонны прямоугольного сечения) струнных электродов [2], а диафрагму — с помощью полосовых электродов:

$$\frac{Q(\tau)}{C} = \frac{Q_{\text{эл}}^{\text{кол1}}(\tau)}{C_{\text{кол1}}} + \frac{Q_{\text{эл}}^{\text{кол2}}(\tau)}{C_{\text{кол2}}} + \frac{Q_{\text{эл}}^{\text{диаф}}(\tau)}{C_{\text{диаф}}} \quad (2)$$

а) для колонн квадратного сечения с *четырьмя стержнями арматурного каркаса в его углах* прогрев осуществляется в деревянной опа-

лубке; струну устанавливают по оси конструкции и подключают к одной фазе, а арматурные стержни — к другой или к нулевому проводу; удельная электрическая мощность $Q_{эл}^{кол}(\tau) = Q_{эл}^{кол1}(\tau) = Q_{эл}^{кол2}(\tau)$ определяется по формуле

$$Q_{эл}^{кол}(\tau) = \frac{6,28 \cdot U^2}{\rho(\tau) \cdot B^2 \cdot \ln\left(\frac{2 \cdot b}{d}\right) \cdot \sqrt[4]{\frac{b}{2 \cdot d}}}; \quad (3)$$

б) для таких же колонн, но с *часто расположенными арматурными стержнями* по периферии сечения и с *одним (по сечению) струнным электродом* $Q_{эл}^{кол}(\tau)$ рассчитывается по формуле

$$Q_{эл}^{кол}(\tau) = \frac{6,28 \cdot U^2}{\rho(\tau) \cdot B^2 \cdot \ln\left(\frac{b}{d}\right)}; \quad (4)$$

в) для колонн прямоугольного сечения с *двумя (по сечению) струнными электродами*, установленными в бетоне и подключенными к разным фазам, формула для $Q_{эл}^{кол}(\tau)$ принимает вид

$$Q_{эл}^{кол}(\tau) = \frac{3,14 \cdot U^2}{\rho(\tau) \cdot b \cdot \left[\alpha \cdot \ln(B / (\pi \cdot d)) + \pi \cdot \frac{b}{B} \right]}; \quad (5)$$

г) для диафрагмы *двухсторонний периферийный прогрев* полосовыми электродами на боковых инвентарных накладных щитах опалубки с утеплением диафрагмы $Q_{эл}^{диаф}(\tau)$ рассчитывается по формуле

$$Q_{эл}^{диаф}(\tau) = \frac{0,785 \cdot U^2}{\rho(\tau) \cdot b \cdot \ln\left(2,54 \cdot \frac{b}{a}\right) \cdot \delta_{з.сл}}; \quad (6)$$

где $\delta_{з.сл}$ — толщина защитного слоя;

U — напряжение тока, В;

$\rho(\tau)$ — изменяющееся в процессе выдерживания бетона его удельное электрическое сопротивление (Ом·м), вычисляемое с помощью предварительно найденного уравнения регрессии;

— коэффициент, равный 1,5 при трехфазном токе и 2 — при однофазном.

В формулах (3)–(5): B — размер стороны квадратного сечения колонны (3) и (4) или размер меньшей грани сечения, м (5);

b — расстояние от осей арматурных стержней в углах арматурного каркаса до оси струны (3) или от оси струны до арматурного каркаса, равное $(b_1 + b_2)/2$, где b_1 — кратчайшее расстояние от струны по нормали к грани конструкции и b_2 — расстояние до угла арматурного каркаса (4) или расстояние между струнами, м (5);

d — диаметр струны, м.

В формуле (6): b — расстояние между разноименными электродами, м;

a — ширина электрода, м.

2. При прогреве бетона электрическими нагревательными проводами:

а) нагревательные провода укладывают вертикально и закрепляют на арматурных каркасах с расчетным шагом между его отдельными нитями; монтируют выводы и отводы от нагревательных проводов;

б) устанавливают, закрепляют и раскрепляют опалубку колонн и диафрагмы;

в) бетонируют колонны и диафрагму;

г) подают напряжение на нагревательные провода и начинают прогрев бетона до момента набора им критической прочности.

При этом тепловая мощность рассчитывается по формуле

$$\frac{Q(\tau)}{C} = \frac{Q_{\text{пр}}^{\text{кол1}}(\tau)}{C_{\text{кол1}}} + \frac{Q_{\text{пр}}^{\text{кол2}}(\tau)}{C_{\text{кол2}}} + \frac{Q_{\text{пр}}^{\text{диаф}}(\tau)}{C_{\text{диаф}}}, \quad (7)$$

где

$$Q_{\text{пр}}^{\text{кол}}(\tau) = Q_{\text{пр}}^{\text{кол1}}(\tau) = Q_{\text{пр}}^{\text{кол2}}(\tau) = \frac{q_{\text{пр}}^{\text{кол}}(\tau)}{l_{\text{кол}}}; \quad (8)$$

$$Q_{\text{пр}}^{\text{диаф}}(\tau) = \frac{q_{\text{пр}}^{\text{диаф}}(\tau)}{l_{\text{диаф}}}; \quad (9)$$

$$q_{\text{пр}}^{\text{кол}}(\tau) = \frac{q_l^{\text{кол}} \cdot L^{\text{кол}}}{F^{\text{кол}}}; \quad (10)$$

$$q_{\text{пр}}^{\text{диаф}}(\tau) = \frac{q_l^{\text{диаф}} \cdot L^{\text{диаф}}}{F^{\text{диаф}}}. \quad (11)$$

В (8) и (9): $q_{\text{пр}}^{\text{кол}}(\tau)$ и $q_{\text{пр}}^{\text{диаф}}(\tau)$ — соответственно интенсивность теплового потока от нагревательных проводов на рассматриваемой грани колонн и диафрагмы ($\text{Вт}/\text{м}^2$) площадью соответственно грани колонн $F^{\text{кол}}$ и диафрагмы $F^{\text{диаф}}$ (м^2);

$L^{\text{кол}}$ и $L^{\text{диаф}}$ — соответственно суммарная длина нагревательного провода на грани колонн и диафрагмы, м;

$q_l^{\text{кол}}$ и $q_l^{\text{диаф}}$ — соответственно погонное тепловыделение провода колонн и диафрагмы, $\text{Вт}/\text{м}$;

$l_{\text{кол}}$ и $l_{\text{диаф}}$ — соответственно шаг численного интегрирования по оси, нормальной к рассматриваемой грани колонн и диафрагмы, м.

Зона действия искусственных тепловых источников:

$Q_{\text{эл}}^{\text{кол}}(\tau)$ — по всей толщине бетона колонн ввиду его сквозного прогрева;

$Q_{\text{эл}}^{\text{диаф}}(\tau)$ — ввиду отражения электрического поля вся тепловая мощность выделяется в защитном слое арматуры, т.е. имеет место периферийный прогрев бетона;

$Q_{\text{пр}}^{\text{кол}}(\tau)$ и $Q_{\text{пр}}^{\text{диаф}}(\tau)$ — в месте установки нагревательных проводов на арматурном каркасе, т.е. имеет место периферийный прогрев бетона в защитном слое арматуры.

Математическая модель динамики температурного поля и прочности бетона для бетонируемых колонн и глухой диафрагмы имеет вид:

$$1. \left. \begin{aligned} \frac{\partial t(x, y, z, \tau)}{\partial \tau} &= \frac{\lambda}{C} \cdot \left[\frac{\partial^2 t(x, y, z, \tau)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t(x, y, z, \tau)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t(x, y, z, \tau)}{\partial z^2} \right] + \\ &+ \frac{\omega_{\text{экз}}(\tau)}{C} + \frac{Q(\tau)}{C}, \quad x \in 2 \cdot A + B_{g1} \wedge y \in B \wedge z \in H \wedge \tau \in T_{R70\%}; \\ &\left(\begin{aligned} t(x = A/2, y = B/2, z = 0, \tau) &= t_1; \\ t(x = A + B_{g1}/4, y = B/2, z = 0, \tau) &= t_2; \\ t(x = A + 3 \cdot B_{g1}/4, y = B/2, z = 0, \tau) &= t_3; \end{aligned} \right) \end{aligned} \right\}$$

$$\left. \begin{aligned}
& t(x=3 \cdot A/2 + B_{g1}, y=B/2, z=0, \tau)=t_4; \\
& t(x=0, y=B/2, z=H/2, \tau)=t_5; \\
& t(x=A/2, y=0, z=H/2, \tau)=t_6; \\
& t(x=A+B_{g1}/2, y=(B-\delta_{g1})/2, z=H/4, \tau)=t_7; \\
& t(x=A+B_{g1}/2, y=(B-\delta_{g1})/2, z=3 \cdot H/4, \tau)=t_8; \\
& t(x=3 \cdot A/2 + B_{g1}, y=0, z=H/2, \tau)=t_9; \\
& t(x=2 \cdot A+B_{g1}, y=0, z=H/2, \tau)=t_{10}; \\
2. \left\{ \begin{aligned}
& t(x=3 \cdot A/2 + B_{g1}, y=B, z=H/2, \tau)=t_{11}; \\
& t(x=A+B_{g1}/2, y=\delta_{g1}+(B-\delta_{g1})/2, z=H/4, \tau)=t_{12}; \\
& t(x=A+B_{g1}/2, y=(B-\delta_{g1})/2, z=3 \cdot H/4, \tau)=t_{13}; \\
& t(x=A/2, y=B, z=H/2, \tau)=t_{14}; \\
& t(x=A/2, y=B/2, z=H, \tau)=t_{15}; \\
& t(x=A+B_{g1}/4, y=B/2, z=H, \tau)=t_{16}; \\
& t(x=A+3 \cdot B_{g1}/4, y=B/2, z=H, \tau)=t_{17}; \\
& t(x=3 \cdot A/2 + B_{g1}, y=B/2, z=H, \tau)=t_{18};
\end{aligned} \right\}, \quad (12) \\
3. t(x, y, z, \tau=0)=t_{6c}; \\
4. R^{\tau=0} = 0; R^{\tau+\Delta\tau} = R^{\tau} + \Delta R; \\
5. \left\{ \begin{aligned}
& \left. \begin{aligned}
& N=M, \tau \in T_p \wedge \frac{\partial t}{\partial \tau} < \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right)_{\max}, \\
& N=M-\Delta M, \tau \in T_p \wedge \frac{\partial t}{\partial \tau} \geq \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right)_{\max},
\end{aligned} \right\} \\
& \left. \begin{aligned}
& N=0, \tau \in T_{\text{ост}} \wedge \text{abs}\left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right) < \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right)_{\max}, \\
& N=M-\Delta M, \tau \in T_{\text{ост}} \wedge \text{abs}\left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right) \geq \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} \right)_{\max}.
\end{aligned} \right\}
\end{aligned} \right\}$$

где 12.1 — дифференциальное уравнение теплопроводности бетона бетонируемых колонн и глухой диафрагмы с двумя объемно распределенными источниками тепла; 12.2 — ГУ I рода — показания температурных датчиков t_1, \dots, t_{18} ; 12.3 — начальное условие; 12.4 — формализация процесса учета приращения прочности свежееуложенного бетона, где $R^{\tau=0}$, $R^{\tau+\Delta\tau}$ и R — средневзвешенная по объему конструкции прочность бетона в % от R_{np} на момент времени соответственно $\tau=0$, $\tau+\Delta\tau$ и τ ; ΔR — приращение прочности бетона на очередном шаге численного интегрирования по времени в % от R_{np} ; 12.5 — алгоритмический диспетчер, управляющий температурным режимом разогрева и остывания бетона; λ и C — соответственно коэффициент теплопроводности (Вт/(м·град)) и объемная теплоемкость (Вт·ч/(м³·град)) бетона бетонируемых колонн и диафрагмы.

Численная реализация математической модели. Математическая модель аппроксимирована по неявной разностной схеме дробных шагов, предложенной акад. Н. Н. Яненко. Эта разностная схема является абсолютно устойчивой и сходимой.

Так как рассматривается трехмерная конструкция, то в соответствии с алгоритмом реализации неявной разностной схемы на каждом шаге интегрирования по времени необходимо выполнить три прогонки по пространственным осям координат. В свою очередь, на каждой пространственной оси координат производятся две прогонки: в прямом направлении вычисляются прогоночные коэффициенты, в обратном — температура бетона в узлах конструкции.

Неявная разностная схема дробных шагов акад. Н. Н. Яненко

$$\left. \begin{aligned} 1. \frac{t^{n+1/3}(i, j, k) - t^n(i, j, k)}{\Delta\tau \frac{1}{3}} &= \frac{\lambda}{C} [\Lambda_{zz}[t^{n+1/3}(i, j, k)] + \\ &+ \Lambda_{xx}[t^n(i, j, k)] + \Lambda_{yy}[t^n(i, j, k)] + W^{n+1/3} + Q^{n+1/3}; \\ 2. \frac{t^{n+2/3}(i, j, k) - t^{n+1/3}(i, j, k)}{\Delta\tau \frac{1}{3}} &= \frac{\lambda}{C} [\Lambda_{zz}[t^{n+1/3}(i, j, k)] + \\ &+ \Lambda_{xx}[t^{n+2/3}(i, j, k)] + \Lambda_{yy}[t^n(i, j, k)] + W^{2/3} + Q^{n+2/3}; \\ 3. \frac{t^{n+1}(i, j, k) - t^{n+2/3}(i, j, k)}{\Delta\tau \frac{1}{3}} &= \frac{\lambda}{C} [\Lambda_{zz}[t^{n+1/3}(i, j, k)] + \\ &+ \Lambda_{xx}[t^{n+2/3}(i, j, k)] + \Lambda_{yy}[t^{n+1}(i, j, k)] + W^{n+1} + Q^{n+1}; \end{aligned} \right\}, \quad (13)$$

где Λ_{zz} , Λ_{xx} , Λ_{yy} — центрально-разностные операторы, равные

$$\left. \begin{aligned} \Lambda_{zz}[t(i, j, k)] &= \frac{t(i+1, j, k) - 2t(i, j, k) + t(i-1, j, k)}{\Delta z^2} \\ \Lambda_{xx}[t(i, j, k)] &= \frac{t(i, j+1, k) - 2t(i, j, k) + t(i, j-1, k)}{\Delta x^2} \\ \Lambda_{yy}[t(i, j, k)] &= \frac{t(i, j, k+1) - 2t(i, j, k) + t(i, j, k-1)}{\Delta y^2} \end{aligned} \right\}, \quad (14)$$

W — теплота, внесенная в конструкцию за счет экзотермии цемента, град/ч, равная

$$W = \frac{\omega_{\text{экз}}(\tau)}{C_{\text{кол}}}, \quad (15)$$

где $\omega_{\text{экз}}(\)$ — удельная мощность объемного источника теплоты (экзотермия цемента), Вт/м³;

$C_{\text{кол}}$ — объемная теплоемкость бетонной смеси, Вт·ч/(м³·град);

Q — теплота, внесенная в конструкцию за счет прогрева нагревательными элементами, град/ч.

Преобразовывая уравнения системы (13) к виду

$$\left. \begin{aligned} 1. & t^{n+1/3}(i+1, j, k) \cdot A_1 - t^{n+1/3}(i, j, k) \cdot B_1 + t^{n+1/3}(i-1, j, k) \cdot C_1 = -F^n; \\ 2. & t^{n+2/3}(i, j+1, k) \cdot A_2 - t^{n+2/3}(i, j, k) \cdot B_2 + t^{n+2/3}(i, j-1, k) \cdot C_2 = -F^{n+1/3}; \\ 3. & t^{n+1}(i, j, k+1) \cdot A_3 - t^{n+1}(i, j, k) \cdot B_3 + t^{n+1}(i, j, k-1) \cdot C_3 = -F^{n+2/3}. \end{aligned} \right\}, \quad (16)$$

где

$$\left. \begin{aligned} A_1 &= \frac{\lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta z^2}; \quad B_1 = \frac{2 \cdot \lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta z^2} + 1; \quad C_1 = \frac{\lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta z^2}; \\ F^n &= t^n(i, j, k) + \frac{\lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta x^2} [t^n(i, j+1, k) - 2 \cdot t^n(i, j, k) + t^n(i, j-1, k)] + \\ &+ \frac{\lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta y^2} [t^n(i, j, k+1) - 2 \cdot t^n(i, j, k) + t^n(i, j, k-1)] + \frac{W^n \cdot \Delta \tau}{3} + \frac{Q^n \cdot \Delta \tau}{3}; \\ A_2 &= \frac{\lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta x^2}; \quad B_2 = \frac{2 \cdot \lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta x^2} + 1; \quad C_2 = \frac{\lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta x^2}; \\ F^{n+1/3} &= t^{n+1/3}(i, j, k) + \frac{\lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta z^2} [t^{n+1/3}(i+1, j, k) - \\ &- 2 \cdot t^{n+1/3}(i, j, k) + t^{n+1/3}(i-1, j, k)] + \\ &+ \frac{\lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta y^2} [t^n(i, j, k+1) - 2 \cdot t^n(i, j, k) + t^n(i, j, k-1)] + \\ &+ \frac{W^{n+1/3} \cdot \Delta \tau}{3} + \frac{Q^{n+1/3} \cdot \Delta \tau}{3}; \\ A_3 &= \frac{\lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta y^2}; \quad B_3 = \frac{2 \cdot \lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta y^2} + 1; \quad C_3 = \frac{\lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta y^2}; \\ F^{n+2/3} &= t^{n+2/3}(i, j, k) + \frac{\lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta z^2} [t^{n+1/3}(i+1, j, k) - \\ &- 2 \cdot t^{n+1/3}(i, j, k) + t^{n+1/3}(i-1, j, k)] + \\ &+ \frac{\lambda \cdot \Delta \tau}{3 \cdot C \cdot \Delta x^2} [t^{n+2/3}(i, j+1, k) - 2 \cdot t^{n+2/3}(i, j, k) + t^{n+2/3}(i, j-1, k)] + \\ &+ \frac{W^{n+2/3} \cdot \Delta \tau}{3} + \frac{Q^{n+2/3} \cdot \Delta \tau}{3}. \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

Решение уравнений системы (16) предположим соответственно в виде

$$\left. \begin{aligned} t^{n+1/3}(i, j, k) &= \alpha(i, j, k) \cdot t^{n+1/3}(i+1, j, k) + \beta(i, j, k); \\ t^{n+2/3}(i, j, k) &= \delta(i, j, k) \cdot t^{n+2/3}(i, j+1, k) + \gamma(i, j, k); \\ t^{n+1}(i, j, k) &= \varphi(i, j, k) \cdot t^{n+1}(i, j, k+1) + \psi(i, j, k). \end{aligned} \right\}. \quad (18)$$

По аналогии с (18) запишем систему уравнений

$$\left. \begin{aligned} t^{n+1/3}(i-1, j, k) &= \alpha(i-1, j, k) \cdot t^{n+1/3}(i, j, k) + \beta(i-1, j, k); \\ t^{n+2/3}(i, j-1, k) &= \delta(i, j-1, k) \cdot t^{n+2/3}(i, j, k) + \gamma(i, j-1, k); \\ t^{n+1}(i, j, k-1) &= \varphi(i, j, k-1) \cdot t^{n+1}(i, j, k) + \psi(i, j, k-1). \end{aligned} \right\}. \quad (19)$$

Подставив уравнения системы (18) соответственно в уравнения системы (19), находим

$$\left. \begin{aligned} t^{n+1/3}(i-1, j, k) &= \alpha(i, j, k) \cdot \alpha(i-1, j, k) \cdot t^{n+1/3}(i+1, j, k) + \\ &+ \beta(i, j, k) \cdot \alpha(i-1, j, k) + \beta(i-1, j, k); \\ t^{n+2/3}(i, j-1, k) &= \delta(i, j, k) \cdot \delta(i, j-1, k) \cdot t^{n+2/3}(i, j+1, k) + \\ &+ \gamma(i, j, k) \cdot \delta(i, j-1, k) + \gamma(i, j-1, k); \\ t^{n+1}(i, j, k-1) &= \varphi(i, j, k) \cdot \varphi(i, j, k-1) \cdot t^{n+1}(i, j, k+1) + \\ &+ \psi(i, j, k) \cdot \varphi(i, j, k-1) + \psi(i, j, k-1). \end{aligned} \right\}. \quad (20)$$

После аналогичной подстановки (20) в (16) получим:

$$\left. \begin{aligned} t^{n+1/3}(i, j, k) &= \frac{A_1 + C_1 \cdot \alpha(i, j, k) \cdot \alpha(i-1, j, k)}{B_1} \cdot t^{n+1/3}(i+1, j, k) + \\ &+ \frac{C_1 \cdot \beta(i, j, k) \cdot \alpha(i-1, j, k) + C_1 \cdot \beta(i-1, j, k) + F^n}{B_1}; \\ t^{n+2/3}(i, j, k) &= \frac{A_2 + C_2 \cdot \delta(i, j, k) \cdot \delta(i, j-1, k)}{B_2} \cdot t^{n+2/3}(i, j+1, k) + \\ &+ \frac{C_2 \cdot \gamma(i, j, k) \cdot \delta(i, j-1, k) + C_2 \cdot \gamma(i, j-1, k) + F^{n+1/3}}{B_2}; \\ t^{n+1}(i, j, k) &= \frac{A_3 + C_3 \cdot \varphi(i, j, k) \cdot \varphi(i, j, k-1)}{B_3} \cdot t^{n+1}(i, j, k+1) + \\ &+ \frac{C_3 \cdot \psi(i, j, k) \cdot \varphi(i, j, k-1) + C_3 \cdot \psi(i, j, k-1) + F^{n+2/3}}{B_3}. \end{aligned} \right\}. \quad (21)$$

Сравнивая уравнения систем (21) и (18), находим прогоночные коэффициенты

$$\left. \begin{aligned} \alpha(i, j, k) &= \frac{A_1}{B_1 - C_1 \cdot \alpha(i-1, j, k)}; \\ \beta(i, j, k) &= \frac{C_1 \cdot \beta(i-1, j, k) + F^n}{B_1 - C_1 \cdot \alpha(i-1, j, k)}; \\ \delta(i, j, k) &= \frac{A_2}{B_2 - C_2 \cdot \delta(i, j-1, k)}; \\ \gamma(i, j, k) &= \frac{C_2 \cdot \gamma(i, j-1, k) + F^{n+1/3}}{B_2 - C_2 \cdot \delta(i, j-1, k)}; \\ \varphi(i, j, k) &= \frac{A_3}{B_3 - C_3 \cdot \varphi(i, j, k-1)}; \\ \psi(i, j, k) &= \frac{C_3 \cdot \psi(i, j, k-1) + F^{n+2/3}}{B_3 - C_3 \cdot \varphi(i, j, k-1)}. \end{aligned} \right\}. \quad (22)$$

Рассчитываются промежуточные температуры по системе (18) при помощи прогоночных коэффициентов, которые определяются по системе уравнений (22).

Программная реализация математической модели. Управляющая программа ЦАРМ для каждой конкретной монолитной конструкции обязательно должна включать: 1) блок предварительного обоснования сум-

марной мощности нагревателей для ожидаемой температуры воздуха во время производства работ; 2) блок обоснования оптимальной амплитуды температурного диапазона $t \in (t_{\min}, t_{\max})$ и средней температуры выдерживания бетона $t_{\text{ср}} = (t_{\min} + t_{\max}) / 2$ из условия набора бетоном критической прочности в заданные сроки. При этом сама управляющая программа должна предусмотреть возможность применения двух альтернативных методов: электродного прогрева бетона и его прогрева электрическими нагревательными проводами.

В качестве блока предварительного обоснования суммарной мощности нагревателей могут быть использованы стандартные программные продукты, разработанные в НГАСУ (Сибстрин).

В процессе тепловой обработки бетона в оптимальном температурном диапазоне управляющие программы ЦАРМ обеспечивают:

1) считывание показаний температурных датчиков t_1, t_2, \dots, t_6 с заданной дискретностью Δt независимо от того, включены нагреватели или выключены;

2) расчет температурного поля $t(x, y, z, t + \Delta t)$ и средневзвешенной по объему температуры бетона $t^+_{\Delta t}$;

3) контроль процесса нарастания прочности бетона $R^+_{\Delta t}$; автоматическое прекращение тепловой обработки бетона при $R^+_{\Delta t} \geq R_{\text{кр}}$;

4) выключение нагревателей при $t^+_{\Delta t} \geq t_{\max}$ и их включение при $t^+_{\Delta t} \leq t_{\min} \wedge Q_{\text{эл}}(\tau) = 0$;

5) автоматическое переключение напряжения тока на более высокое при $t^+_{\Delta t} \leq t_{\min} \wedge Q_{\text{эл}}(\tau) > 0$;

6) при необходимости снижение скорости перестройки температурного поля после включения или выключения нагревателей.

При помощи численной аппроксимации, приведенной выше, была разработана алгоритмическая реализация математической модели (12).

Разработана управляющая программа на алгоритмическом языке Borland Builder C++ для рассматриваемой конструкции синхронно бетонированных двух смежных колонн и диафрагмы, примыкающих к ранее забетонированной плите перекрытия (см. рис. 3). Результатом работы управляющего программного обеспечения ЦАРМ является график средневзвешенной по объему конструкции температуры бетона с представлением ступеней корректировки несовпадения фактической и требуемой по расчету температуры конструкции (рис. 4, а). Также представлен график динамики нарастания прочности бетона, после достижения 70 % проектной прочности конструкции происходит прекращение прогрева конструкции и затем бетон набирает прочность за период остывания (рис. 4, б). На графике (рис. 4, в) показаны удельные энергозатраты на прогрев бетонированной конструкции.

Производственные испытания экспериментального образца ЦАРМ, проведенные 18–22 марта 2006 г. на одном из строительных объектов ООО «Евросити», позволили впервые в строительной практике обеспечить «мягкий» температурный режим при перестройке температурного поля после включения и выключения нагревателей с выполнением всех температурных ограничений СНиП 3.03.01–87*.

Дополнительными преимуществами разработанного конструкторско-технологического решения, документально подтвержденными в процессе производственных испытаний ЦАРМ, явились:

1) повышение надежности технологического процесса зимнего бетонирования монолитных конструкций путем исключения человеческого фактора и гарантированного выполнения всех температурных ограничений, а также нейтрализацией блоком ЦАРМ возможных ошибок в расче-

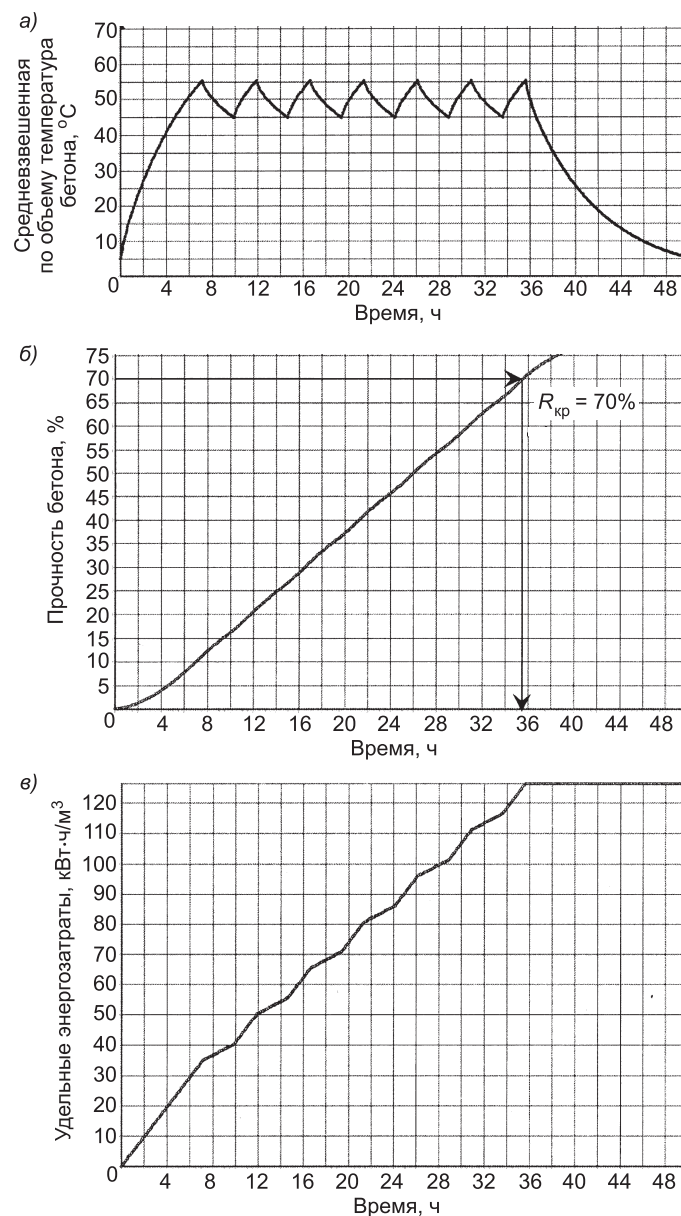


Рис. 4. Результаты работы управляющего программного обеспечения ЦАРМ

а — средневзвешенная по объему конструкции температура бетона, °C; б — прочность бетона, %; в — удельные энергозатраты, кВт·ч/м³

те электрической сети нагревателей и последствий несовпадения расчетной и фактической температур воздуха;

2) энергосбережение до 50 % за счет полезного использования тепловой инерции бетона.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Зубков, В. И. Проектирование технологии бетонирования в зимних условиях: учебное пособие [Текст]/В. И. Зубков, П. Н. Бондаренко, В. В. Молодин.— Новосибирск: Изд-во НИСИ, 1989.— 88 с.
2. Руководство по производству бетонных работ в зимних условиях в районах Дальнего Востока, Сибири и Крайнего Севера [Текст]/ЦНИИОМТП Госстроя СССР.— М.: Стройиздат, 1982.— 213 с.

3. Я н е н к о, Н. Н. Метод дробных шагов решения многомерных задач математической физики [Текст]/Н. Н. Яненко.— Новосибирск: Изд-во НГУ, 1966.— 364 с.
4. П о п о в, Ю. А. Управляемые режимы тепловой обработки бетона [Текст]/Ю. А. Попов, В. В. Молодин, Ю. А. Лунев, А. С. Суханов//Бетон и железобетон.— 2006.— № 5.— С. 10–12.

СУХАНОВ А. С., инж.

Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

Получено 01.10.09

Suhanov A. S., engineer, Novosibirsk State University of Architectural and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

**PRACTICAL IMPLEMENTATION AUTOMATIC MONITORING
OF TEMPERATURE OF CONCRETE IS FEATURED
AT WARM-UP WITH USAGE AUTOMATIC CONTROL SYSTEM
HEAT PROCESSING OF CONCRETE AT A WINTER CONCRETING
OF BULK CONCRETE STRUCTURES
(on basis of Personal Computer)**

In paper the device for automatic control of heat processing of concrete on the basis of a PC and operated software products for a digital selfregulation device of power (DSDP) (the fundamental assembly of an automatic control system) is featured. Process of a synchronized heating of concrete two adjoining columns and filled diaphragm is featured at warm-up with usage of heating wires and an electrode heating. The automatic monitoring of temperature of concrete, rate of modification of a temperature field, process of a rising of strength of concrete is ensured. It is reached essential (up to 50 %) an energy-saving due to useful usage of a thermal inertia of concrete, the self-acting checking of circadian dynamics of an air temperature, rate and a wind direction, and as due to exception of the human factor...

automatic control system heat processing of concrete at a winter concreting, operated temperature modes, an automatic monitoring of temperature of concrete, an electrode heating of concrete, process of a rising of strength of concrete.

REFERENCES

1. Z u b k o v, V. I. Designing technology concreting in winter conditions: a tutorial [Text]/V. I. Zubkov, P. N. Bondarenko, V. V. Molodin.— Novosibirsk: Izd. NISI, 1989.— 88 p.
2. Guidelines for the production of concrete work in winter conditions in the Far East, Siberia and the Far North [Text]/TSNIIOMTP USSR State Construction.— Moscow: Stroyizdat, 1982.— 213 p.
3. Y a n e n k o, N. N. The method of fractional steps for solving multidimensional problems of mathematical physics [Text]/N. N. Yanenko.— Novosibirsk: Izd. NGU, 1966.— 364 p.
4. П о п о в, Ю. А. Guided modes of heat treatment of concrete [Text]/Yu. A. Popov, V. V. Molodin, Yu. A. Lunev, A. S. Sukhanov//Concrete and reinforced concrete.— 2006.— N 5.— P. 10–12.

ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО

УДК 627.6.001.4

В. В. ТАРАСЕВИЧ, О. Н. КУШНЕРОВА

РАСЧЕТ ВОЛНЫ ПРОРЫВА И ЗОНЫ ЗАТОПЛЕНИЯ В РЕЗУЛЬТАТЕ ВОЗМОЖНОЙ АВАРИИ НА ДАМБЕ ХВОСТОХРАНИЛИЩА

Рассмотрена математическая модель потока жидкости, движущегося по сухому склону, возникающего в результате разрушения дамбы хранилища или отстойника. По математической модели произведен расчет параметров волны прорыва при разрушении дамбы существующего хранилища промышленных отходов. Получены результаты, позволяющие оценить последствия аварийной ситуации на накопителях промышленных отходов...

волна прорыва, затопление, математическая модель, сухое русло, уравнение неразрывности, уравнение движения, уравнения Сен-Венана, хвостохранилище.

При аварии на гидротехнических сооружениях наиболее опасным последствием является прорыв напорного фронта и возникновение непредвиденного половодья в нижнем бьефе гидроузла, что в свою очередь может привести к большим экономическим, экологическим и социальным последствиям, а также человеческим жертвам.

Серьезный вред экологии и народному хозяйству могут причинить аварии на хвостохранилищах или накопителях жидких отходов.

Так, 2 ноября 1999 г. произошла авария на хвостохранилище ОАО Качканарский ГОК «Ванадий» (г. Качканар, Свердловская обл.). В результате прорыва дамбы и аварийного выброса воды были затоплены близлежащие окрестности и поселки, разрушены плотины и ЛЭП, размыты мосты и дороги. Киргизия, 1958 г., Майлуу-Суу; на хвостохранилище № 7 (ГОК вырабатывал уран) в результате аварии около 600 тыс. кубометров радиоактивной пульпы было выброшено в р. Майлуу-Суу и распространилось вниз по течению на десятки километров. Во время радиоактивного селя были человеческие жертвы, разрушены промышленные и гражданские здания в пойме реки. Самое же страшное — загрязнение обширных площадей в нижнем течении реки. В 2000 г. в Румынии в местечке Байа Маре в результате аварии на хвостохранилище 100 тыс. т жидких отходов и 20 тыс. т ила, содержащих цианид, медь и тяжелые металлы, попали в р. Тису, а затем в р. Дунай, загрязнив источник питьевой воды для 2,5 млн человек. В том же году крупные аварии произошли на рудниках в Галливаре (Швеция), Гуангчи (Китай), Каямарка (Перу), Толюкума (Папуа Новая Гвинея), Сычуань (Китай) и Борса (Румыния).

Из сотни аварий, начиная с 1975 г., приблизительно 75 % случались из-за разрушения дамб хвостохранилищ.

Во избежание таких ситуаций необходим постоянный мониторинг гидротехнических сооружений, а также своевременный сбор информации о предстоящих половодьях, уровнях воды в водоемах. Необходима также оценка возможных последствий при распространении волны про-

рыва, возникающей при внезапном разрушении дамбы хранилища жидких отходов. Для оценки возможных последствий гидродинамической аварии предложена математическая модель рассматриваемого процесса.

При разрушении глухих дамб хвостохранилищ возникает волна прорыва, распространяющаяся, как правило, по сухому руслу. Математически это явление описывается задачей со свободной границей и переменной (расширяющейся) областью определения для уравнений Сен-Венана [1].

Для описания движения по склону потока, возникающего в результате разрушения ограждающей хвостохранилища дамбы, принимается система уравнений однослойной мелкой воды, которая в одномерном приближении и в консервативной форме имеет вид [2]:

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \frac{\partial Q}{\partial x} = 0, \quad (1)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(g y_c \omega + \frac{\alpha_0 Q^2}{\omega} \right) = g \omega \left(i - \frac{|V|V}{C^2 R} \right) + g \left[\frac{\partial (y_c \omega)}{\partial x} \right]_h. \quad (2)$$

Здесь y_c — глубина погружения центра тяжести поперечного сечения;

C — коэффициент Шези, $\text{м}^{0.5}/\text{с}$;

$R = \frac{\omega}{\chi}$ — гидравлический радиус, м;

$\omega(x, t) = \omega(x, h(x, t))$ — площадь сечения потока, м^2 ;

$\chi(x, t)$ — длина смоченного периметра, м;

$\left[\frac{\partial (y_c \omega)}{\partial x} \right]_h$ — производная по x (по длине) при фиксированном значении

h , учитывающая нецилиндричность русла;

g — ускорение свободного падения, $\text{м}/\text{с}^2$;

$\zeta = h + z$, где $h(x, t) = \zeta(x, t) - z(x)$ — глубина потока, м; $z(x)$ — отметка дна русла, м БС;

B — ширина потока, м;

$\omega(x, t) = \omega(x, h(x, t))$ — площадь сечения потока, м^2 ;

$V(x, t) = Q / \omega$ — средняя по поперечному сечению скорость частиц жидкости, $\text{м}/\text{с}$.

Здесь $\tau \chi$ — удельная сила трения (на единицу длины потока),

где

$\tau = \frac{\rho \cdot g |V|V}{C^2} = \frac{\rho g \omega Q |Q|}{\chi K^2}$ — касательные напряжения на твердой поверх-

ности;

K — модуль расхода.

Движение начинается из состояния покоя при заданной глубине наполнения хвостохранилища на момент времени, непосредственно предшествующий аварии.

Численное решение системы уравнений (1)–(2) с использованием конечно-разностных схем сопряжено со значительными алгоритмическими трудностями, связанными со сложностью построения динамически изменяющейся сетки.

Поэтому для численного решения рассматриваемой задачи применена одна из модификаций метода частиц, известного также как метода подвижных конечных элементов, который, применительно к теории мелкой воды, изложен в работе [3]. Метод оперирует с двумя группами подвижных объектов — «частицами массы» и «частицами импульса». Расчет на каждом шаге по времени производится в два этапа: на первом рассчиты-

вается перемещение частиц, а на втором осуществляется корректировка положения и размеров частиц с учетом их взаимодействия. Преимуществом такого подхода является, во-первых, гарантированная консервативность применяемого метода, т.е. в процессе счета не происходит счетной диссипации массы или импульса. Во-вторых, метод естественным образом учитывает подвижность границ области определения и позволяет весьма просто рассчитывать положение фронта волны прорыва и ее параметры.

В одномерном случае частицы имеют форму прямоугольников. Важным моментом является тот факт, что частицы-прямоугольники соприкасаются друг с другом (они не перекрывают друг друга и не образуют пустот между собой). Середины основания прямоугольников служат координатами частиц. Отметим важное свойство метода частиц — его консервативность, которая следует из способа построения.

Пусть имеется набор частиц с координатами $x_i(t)$, $i = 1, \dots, N$. Решение задачи сводится к последовательному решению уравнений:

$$\frac{dx_i(t)}{dt} = V(x_i(t), t), \quad i = 1, \dots, N, \quad (3)$$

$$\left(\frac{\partial(\omega V)}{\partial t} \right)_i = \left(-\frac{\partial}{\partial x}(g\omega y_c) + g\omega \left(i - \frac{|V|V}{C^2 R} \right) + g \left[\frac{\partial(\omega y_c)}{\partial x} \right]_h \right)_i, \quad i = 1, \dots, N, \quad (4)$$

где ω_0 — коэффициент Буссинеска принят равным 1.

Алгоритм решения состоит в следующем. На каждом шаге по времени:

1) решается уравнение (3) по схеме Эйлера:

$$x_i^{n+1} = x_i^n + \tau V_i^n, \quad i = 1, \dots, N;$$

2) с целью выполнения условия соприкасаемости производится перестройка частиц, аппроксимирующих функции (ω и V), с сохранением их «масс» (т.е. с сохранением площади частиц-прямоугольников). Это приводит к изменению параметров частиц (размеров прямоугольников при постоянной площади);

3) вычисляются новые значения масс частиц (площади прямоугольников), аппроксимирующих функцию $Q = \omega V$ (решается уравнение (4));

4) вычисляется новое поле скоростей (искомая функция V).

С помощью полученной математической модели определялся трансформированный расход волны прорыва по ходу ее продвижения в зависимости от объема хвостохранилища, уклона и сечения долины, прорывного расхода и удаленности от дамбы.

Расчет включает определение параметров волны прорыва в различных створах.

Рассматривалась самая неблагоприятная ситуация — мгновенное разрушение дамбы на всю глубину и по всему фронту, что может произойти в результате оползания низового откоса. Цифровая модель ложа хвостохранилища и прилегающего к нему лога представлена на рис. 1.

По представленной математической модели производился расчет параметров волны прорыва для конкретного гидротехнического объекта. В результате расчетов получены следующие данные:

- максимальные расходы воды в расчетных створах Q , м³/с;
- максимальные отметки воды H , м;
- максимальные скорости течения V , м/с;
- время прихода волны в створах t , с;
- продолжительность затопления t , с;
- максимальная высота волны в расчетных створах $H_{\text{вол}}$, м.

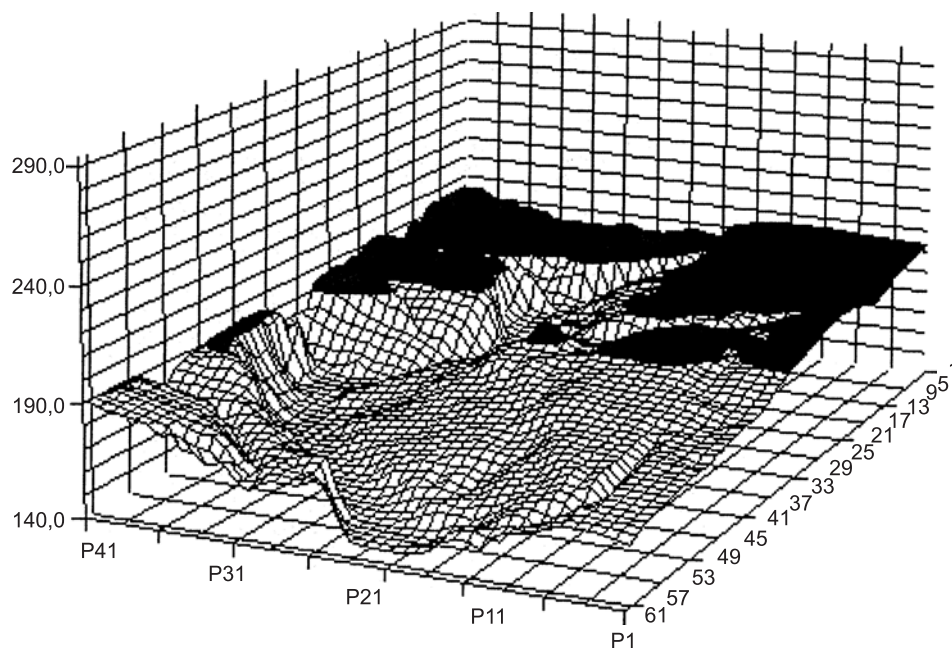


Рис. 1. Цифровая модель ложа хвостохранилища с прилегающим логом

На рис. 2–5 представлены результаты расчетов. На основе полученных данных также определена площадь территории, затапливаемой в процессе распространения волны прорыва.

На рис. 2 представлен график распределения максимальных расходов вдоль лога. Наибольший максимальный расход наблюдается в створе разрушенной плотины (створ «0»), слева и справа от нулевого створа наблюдается уменьшение расхода потока.

На рис. 3 представлен график распределения максимальных скоростей потока, распространяющегося по сухому логу. Наибольшее значение скорости потока наблюдается в первом створе на расстоянии 100 м от нулевого створа. Далее, при распространении потока вдоль лога, происходит уменьшение его скорости.

На рис. 4 приведен график максимальных уровней свободной поверхности при прохождении прорывного потока по сухому руслу.

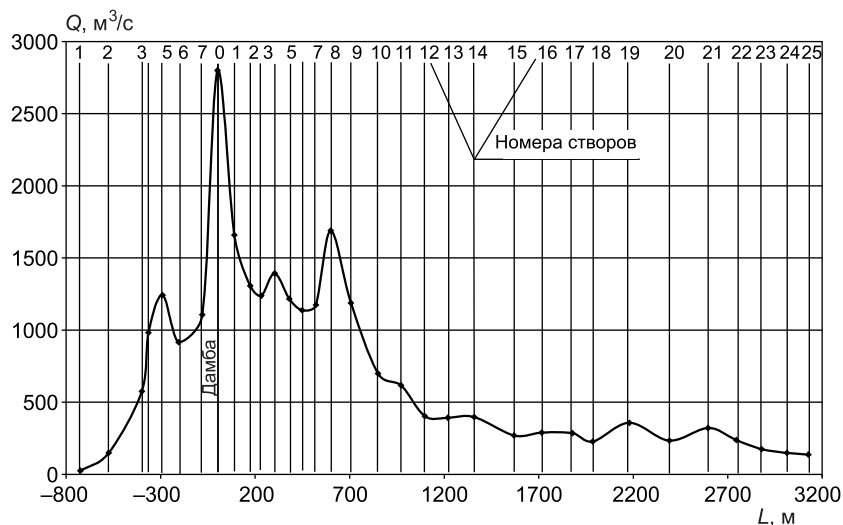


Рис. 2. Максимальные расходы прорывного потока

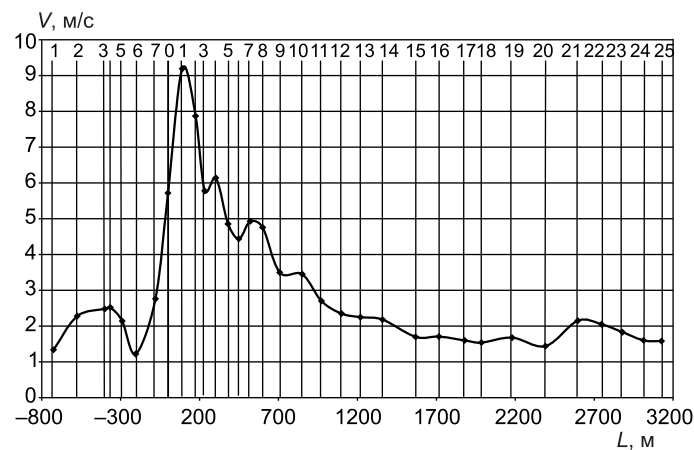


Рис. 3. Максимальные скорости прорывного потока

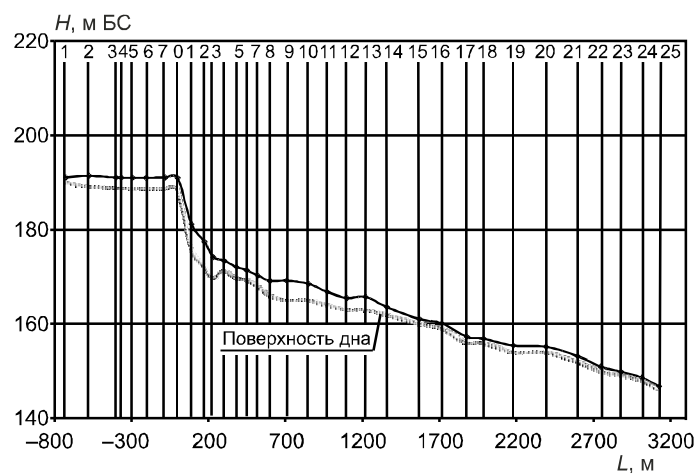


Рис. 4. Максимальные отметки уровня свободной поверхности

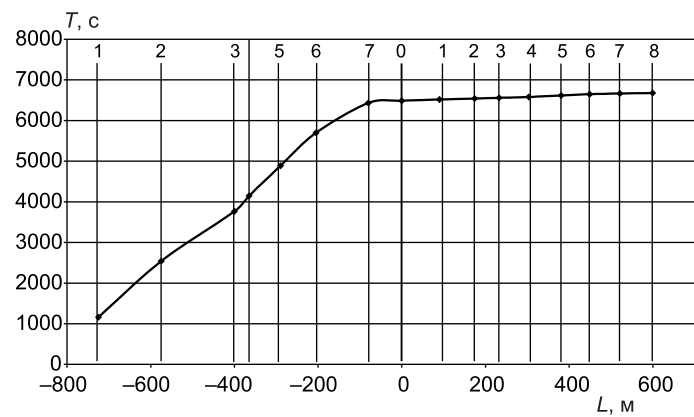


Рис. 5. Продолжительность затопления в расчетных створах

На рис. 5 показана продолжительность затопления (время ухода волны минус время прихода волны), распространяющегося вдоль сухого русла.

Таким образом, вышеописанная методика расчета достаточно эффективна и является точным инструментом для исследования волн прорыва, особенно при прохождении волны по сухому руслу, позволяет определить параметры волны прорыва, а также представить полную картину ее последствий.

Полученная информация дает возможность проанализировать процесс распространения волны прорыва по сухому руслу. Для каждого расчетного створа можно определить время прохождения и высоту волны прорыва, получить информацию по продолжительности затопления в створах и времени полного опорожнения накопителя жидких отходов. Также возможно определить положение водной поверхности (верхней и нижней границы) в любой расчетный период.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Стокер, Дж. Дж. Волны на воде. Математическая теория и приложения [Текст]/Дж. Дж. Стокер.— М.: ИЛ, 1959.— 617 с.
2. Эглит, М. Э. Неустановившиеся движения в руслах и на склонах [Текст]/М. Э. Эглит.— М.: МГУ, 1986.— 96 с.
3. Богомолов, С. В. Моделирование волн на мелкой воде методом частиц [Текст]/С. В. Богомолов, Е. В. Захаров, С. В. Зеркаль//Математическое моделирование.— 2002.— Т. 14, № 3.— С. 103–116.
4. Грушевский, М. С. Неустановившееся движение воды в реках и каналах [Текст]/М. С. Грушевский.— Л.: Гидрометеиздат, 1982.— 288 с.

ТАРАСЕВИЧ В. В., канд. физ.-мат. наук, доц.

Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

КУШНЕРОВА О. Н., асп.

Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

Получено 13.07.09

Tarasevich V. V., candidate of physical mathematical sciences, assistant professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

Kushnerova O. N., post-graduate student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

CALCULATION OF A WAVE OF BREACH AND ZONE OF FLOODING AS A RESULT OF POSSIBLE FAILURE ON A TAILINGS DAM

A mathematical model of the fluid stream, motion on a dry slope, as a result of failure on a tailings dam. According to the mathematical model calculated parameters of the waves break at the destruction of the existing dam storage of industrial waste. The results to assess the effects of an emergency at the storage of industrial waste...

flooding, dry slope, the equation of continuity of, the equation of motion, equations of Saint-Venant, mathematical model, soil area, wave of breach.

REFERENCES

1. Stoker, J. J. Water Waves. The mathematical theory and applications [Text]/J. J. Stoker.— Moscow: Publishing House of Foreign. lit., 1959.— 617 p.
2. Eglit, M. E. Unsteady movement of beds and on hillsides [Text]/M. E. Eglit.— Moscow: University Publishing House, 1986.— 96 p.
3. Bogomolov, S. V. Modeling waves in shallow water using particle [Text]/S. V. Bogomolov, E. V. Zakharov, S. V. Zerkal// Mathematical modeling.— 2002.— V. 14, № 3.— P. 103–116.
4. Hrushevskiy, M. S. Inconsistent movement of water in rivers and canals [Text]/M. S. Hrushevskiy.— L.: Gidrometeoizdat, 1982.— 288 p.

САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА

УДК 697.921.252

О. Д. САМАРИН

О ПРИБЛИЖЕННОМ РАСЧЕТЕ ТЕМПЕРАТУРНОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ АППАРАТОВ УТИЛИЗАЦИИ ТЕПЛОТЫ В СИСТЕМАХ МЕХАНИЧЕСКОЙ ВЕНТИЛЯЦИИ

Рассмотрены процессы теплообмена в пластинчатых перекрестноточных аппаратах утилизации теплоты для систем механической вентиляции. Предложена приближенная инженерная формула для оценки температурной эффективности таких аппаратов с использованием безразмерных параметров. Дан анализ полученной зависимости и показана возможность ее распространения на схему теплоутилизации с промежуточным теплоносителем...

теплоутилизатор, теплоноситель, температурная эффективность, число единиц переноса теплоты.

Как известно [1], для утилизации теплоты вытяжного воздуха в системах механической вентиляции и кондиционирования применяются теплообменные аппараты различных конструкций, в том числе пластинчатые перекрестноточные и регенеративные с вращающимся ротором, а также схемы с промежуточным теплоносителем. Основной характеристикой, отражающей теплотехническое совершенство теплообменника, являются его коэффициенты температурной эффективности. В общем случае для греющего и нагреваемого теплоносителей эти коэффициенты различны и могут быть определены по следующим соотношениям [1]:

$$\varepsilon_{\text{г}} = \frac{t_{1\text{г}} - t_{2\text{г}}}{t_{1\text{г}} - t_{1\text{х}}}, \quad \varepsilon_{\text{х}} = \frac{t_{2\text{х}} - t_{1\text{х}}}{t_{1\text{г}} - t_{1\text{х}}},$$

где $t_{1\text{г}}$ и $t_{2\text{г}}$ — температуры греющего теплоносителя на входе и выходе из аппарата;

$t_{1\text{х}}$ и $t_{2\text{х}}$ — то же, для нагреваемого.

Таким образом, $\varepsilon_{\text{г}}$ и $\varepsilon_{\text{х}}$ — безразмерные параметры, представляющие собой отношение изменения температуры соответствующего потока вдоль поверхности теплообмена к максимальной разности температур в теплообменнике $t_{1\text{г}} - t_{1\text{х}}$. Их удобнее всего использовать при поверочном расчете аппаратов теплоутилизации, когда определяется фактическая температура приточного воздуха после подогрева, особенно в переменных режимах в течение отопительного сезона.

Максимально возможная эффективность теплоутилизации при прочих равных условиях достигается при одинаковых расходах притока и вытяжки. В этом случае коэффициенты $\varepsilon_{\text{х}}$ и $\varepsilon_{\text{г}}$ будут равны одной и той же величине, которую можно обозначить как ε . В работе [2] на основании результатов численного решения системы дифференциальных уравнений

переноса теплоты в пластинчатом теплоутилизаторе автором было получено выражение для ϵ , которое в рассматриваемых условиях может быть записано так:

$$\epsilon = 0,98[1 - \exp(-NTU)] \cdot \exp[0,11 \cdot NTU^2 - 0,39 \cdot NTU]. \quad (1)$$

Здесь безразмерный комплекс $NTU = \frac{3,6 \cdot KF}{Gc_b}$ — это число единиц пе-

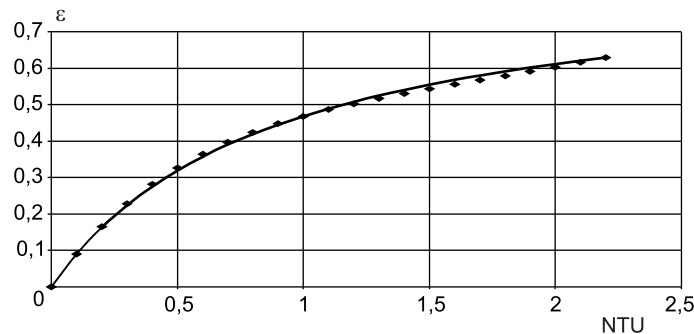
реноса теплоты для греющего и нагреваемого теплоносителей, где G — массовые расходы этих теплоносителей, т.е. в данном случае потоков приточного и вытяжного воздуха, кг/ч; $c_b = 1,005$ кДж/(кг·К) — удельная теплоемкость воздуха, K — коэффициент теплопередачи теплообменника, Вт/(м²·К); F — его поверхность теплообмена, м².

Формула (1) отражает физическую сущность задачи и в целом не является сложной. Однако можно найти еще более простое выражение в той же форме, которая приводится в источниках [1, 3] для обычных противоточных аппаратов и была также получена автором в [4] для схемы с промежуточным теплоносителем (с другим числовым коэффициентом). Решение здесь сводится к подбору параметра, исходя из условия наилучшего совпадения результата с данными вычислений по соотношению (1). Можно показать, что наибольшая точность при этом достигается, если окончательная формула будет иметь вид (2):

$$\epsilon = \frac{NTU}{1 + NTU / 0,88} = \frac{NTU}{1 + 1,137 \cdot NTU}. \quad (2)$$

Как показывает рис. 1, наибольшее расхождение между (1) и (2) не превышает 2 % во всем рассматриваемом диапазоне изменения NTU от 0 до 2,25, что с учетом погрешности исходной зависимости (1), которая также составляет около 2 %, статистически незначимо и, разумеется, заведомо лежит в рамках, допустимых для инженерного расчета. Заметим, что в соответствии с [1, 3], для противотока числовой коэффициент при NTU в знаменателе для рассматриваемого режима равен единице. Следовательно, при прочих равных условиях температурная эффективность схемы с перекрестным током всегда будет ниже, поскольку при любом $NTU > 0$ знаменатель (2) будет больше, чем это имело бы место для противоточного аппарата.

Из формулы (2) несложно получить и выражение для требуемого значения NTU в зависимости от проектной величины ϵ , которое можно использовать в конструкторском расчете теплообменника. Легко убедиться, что оно должно выглядеть следующим образом:



Зависимость ϵ от NTU для пластинчатых перекрестноточных теплоутилизаторов
точки — по (1); линия — по (2)

$$NTU = \frac{1}{1/\varepsilon - 1/0,88} = \frac{1}{1/\varepsilon - 1,137}. \quad (3)$$

В принципе, найти величину NTU через ε можно и с помощью графика, приведенного на рис. 1. Аналогичную процедуру можно осуществить также с формулой (4) [4], позволяющей определить температурную эффективность при использовании схемы с промежуточным теплоносителем:

$$\varepsilon = \frac{NTU}{NTU + 2}. \quad (4)$$

В этом случае результирующее соотношение для NTU будет иметь такой же вид, как и (3), но с другими числовыми коэффициентами:

$$NTU = \frac{2}{1/\varepsilon - 1}. \quad (5)$$

По сравнению с (2) и (3) область применимости выражений (4) и (5) является более ограниченной, а именно при условии $NTU < 1,6$ [4]. Одновременно из (4) и (5) следует, что эффективность этой схемы при прочих равных условиях будет еще ниже, а необходимый уровень NTU и соответственно поверхность теплообмена — выше, чем даже у пластинчатых аппаратов. В целом данный вывод согласуется с данными [1] и других аналогичных источников.

В качестве примера рассмотрим оценку температурной эффективности блока теплоутилизаторов с пластинчатым теплообменником для приточной камеры типа КЦКП-10 производства ООО «ВЕЗА». Принимаем объемный расход воздуха, соответствующий номинальному, $L = 10000 \text{ м}^3/\text{ч}$, тогда массовый G будет равен примерно $10000 \cdot 1,2 = 12000 \text{ кг/ч}$. Здесь $1,2$ — плотность воздуха, кг/м^3 , при температуре $+20 \text{ }^\circ\text{C}$ [3]. Поверхность теплообмена F для используемого в установке КЦКП-10 утилизатора рассматриваемого типа составит около 210 м^2 . Можно также определить, что при указанных в каталоге ООО «ВЕЗА» геометрических размерах аппарата и возникающих в данном случае скоростях воздушных потоков коэффициент теплопередачи K при его расчете по данным [3] будет иметь значение порядка $24,6 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Тогда фактический уровень параметра NTU окажется равным $3,6 \cdot 24,6 \cdot 210 / (12000 \cdot 1,005) = 1,54$. Эта величина лежит в пределах применимости зависимости (2). Следовательно, $\varepsilon = 1,54 / (1 + 1,137 \cdot 1,54) = 0,56$, что дает нам подогрев притока после утилизатора примерно до $-1 \text{ }^\circ\text{C}$ при условии, что расчетная температура наружного воздуха для Москвы по действующим нормам равна $-28 \text{ }^\circ\text{C}$, а уходящий из помещения воздух имеет температуру $+20 \text{ }^\circ\text{C}$. Это вполне соответствует рекомендациям [1]. Для сравнения при чисто противоточной схеме движения теплоносителей $\varepsilon = 1,54 / (1 + 1,54) = 0,61$, а в схеме с промежуточным теплоносителем $\varepsilon = 1,54 / (2 + 1,54) = 0,44$.

Таким образом, мы получили чрезвычайно простые соотношения между параметрами NTU и ε для пластинчатых перекрестноточных теплообменников и схем утилизации теплоты с промежуточным теплоносителем при равных расходах приточного и вытяжного воздуха. Эти выражения пригодны для конструктивного и поверочного расчета таких аппаратов, а также для исследования переменных режимов их функционирования в течение отопительного периода, по крайней мере, на стадии оценочных вычислений.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Белова, Е. М. Центральные системы кондиционирования воздуха в зданиях [Текст]/Е. М. Белова.— М.: Евроклимат, 2006.— 640 с.
2. Самарин, О. Д. О расчете температурной эффективности пластинчатых перекрестноточных теплоутилизаторов [Текст]/О. Д. Самарин.// «Инженерные системы. АВОК-Северо-Запад».— 2009.— № 1.— С. 30–33.
3. Леонтьев, А. И. Теория тепломассообмена [Текст]/А. И. Леонтьев и др.— М.: Изд-во МГТУ, 1997.— 684 с.
4. Самарин, О. Д. Теплофизика. Энергосбережение. Энергоэффективность [Текст]/О. Д. Самарин.— М.: Изд-во АСВ, 2009.— 296 с.

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

Получено 06.10.09

Samarin O. D., candidate of technical sciences, assistant professor, Moscow State University of Civil Engineering

ON APPROXIMATED CALCULATION OF TEMPERATURE EFFICIENCY OF HEAT REGENERATORS IN MECHANICAL VENTILATION SYSTEMS

The processes of heat exchange in flap-type cross-flow heat regenerators for mechanical ventilation systems are reviewed. The approximated engineering formula for an estimation of temperature efficiency of such devices with usage of dimensionless parameters is offered. The analysis of the obtained relation is given and a capability of its distribution on the heat recovery scheme with intermediate heat carrier also is shown...

hear regenerator, heat carrier, temperature efficiency, the number of heat transfer units.

REFERENCES

1. Belova, E. M. Central air condition systems in buildings [Text]/E. M. Belova.— Moscow: Euroclimate, 2006. — 640 p.
2. Samarin, O. D. On calculation of temperature efficiency of flap-type cross-flow heat regenerators [Text]/O. D. Samarin.// «Engineering systems. AVOK-NW».— 2009.— N 1.— P. 30–33.
3. Leontyev, A. I. Theory of heat and mass exchange [Text]/A. I. Leontyev etc.— Moscow: MGTU Publishers, 1997.— 684 p.
4. Samarin, O. D. Thermal physics. Energy saving. Energy efficiency [Text]/O. D. Samarin.— Moscow: ASV Publishers, 2009.— 296 p.

УДК 628.54:665.6

**К. Л. ЧЕРТЕС, Д. Е. БЫКОВ, О. В. ТУПИЦЫНА, О. А. САМАРИНА,
Е. В. ИСТОМИНА, В. А. КАЛИНЮК, Б. М. ГРИШИН, М. В. БИКУНОВА****ОЧИСТКА СТОЧНЫХ ВОД НАКОПИТЕЛЕЙ
НЕФТЕХИМИЧЕСКИХ ОТХОДОВ**

Приведены сведения по решению проблемы ликвидации накопителей жидких нефтехимических отходов с использованием биохимических реакторов. Даны основные уравнения кинетики ферментативных реакций окисления органических загрязнений сточных вод. Представлены результаты исследований на промышленном оборудовании по обработке концентрированных сточных вод в условиях очистных сооружений нефтехимического предприятия. Разработана технологическая схема пилотной и крупнотоннажной установки по очистке сточных вод накопителей нефтехимических отходов. Представлены результаты исследований по обработке концентрированных сточных вод на пилотном биореакторе в условиях очистных сооружений нефтехимического предприятия...

накопители нефтехимических отходов, очистка сточных вод, биореакторы.

На подавляющем большинстве очистных сооружений предприятий нефтехимического комплекса имеет место нерешенность вопросов обработки сточных вод накопителей жидких отходов. С течением времени из накопителей происходит постоянный перенос токсичных загрязнений в водоемы в концентрированном виде. Методы обработки нефтесодержащих сточных вод, образующихся в накопителях жидких отходов, требуют значительных затрат тепловой и электрической энергии, химических реагентов, а также разнообразного оборудования. Совершенствование, упрощение и интенсификация технологических процессов очистки сточных вод накопителей отходов нефтехимических предприятий (НХП) является важной экологической задачей.

В ведении НХП располагается большое количество бездействующих накопителей жидких отходов. На рис. 1 в качестве примера представлена агломерация накопителей нефтехимического комплекса г. Новокуйбышевска. Здесь суммарная площадь земель, отторгаемых под объекты размещения отходов, составляет около 50 га.

Необходимость ликвидации бездействующих накопителей требует удаления и очистки концентрированного водного слоя.

Водный слой в выемках накопителей НХП образовался в результате многолетнего накопления атмосферных осадков и занимает до 95 % пространства, заполненного отходами. Он представляет собой сточную воду, содержащую широкий спектр загрязнений сложной органической природы (табл. 1).

Анализ показывает, что загрязнения водного слоя идентичны по составу производственным сточным водам, сбрасываемым на станции биологической очистки (СБО) предприятия — собственника накопителя. Однако концентрации загрязнений водного слоя на 2–3 порядка выше, чем в заводском стоке. Неорганизованный залповый сброс концентрированного водного слоя на заводские СБО может повлечь ингибирование активного ила и общее ухудшение очистки. В связи с этим необходимо

осуществлять сброс токсичного стока накопителя с учетом допустимой степени его разбавления основным потоком станции аэрации.

Производственный эксперимент по сбросу на СБО НХП (ЗАО «Новокуйбышевская нефтехимическая компания») показал, что минимальные значения объемной кратности разбавления в системе «водный слой — заводской сток» должны быть не менее 1:4000. В условиях СБО производительностью от 50 до 100 тыс. м³/сут (наиболее распространенный для российских НХП диапазон мощностей заводских очистных сооружений), кратности разбавления 1:4000 соответствуют расходы сброса водного слоя от 12,5 до 25 м³/сут, не более. При таких незначительных расходах объем накопленных нефтехимических отходов 37 тыс. м³ может быть ликвидирован не менее чем за 5...10 лет (без учета времени рекультивации).

Сброс концентрированного водного слоя на СБО требует адаптации биоценоза активного ила к ингибирующему воздействию токсикантов.



Многочисленные исследования [1–4] доказывают, что при описании процессов биохимического окисления органических загрязнений сточных вод могут быть использованы уравнения ферментативных реакций.

Кинетика ферментативных реакций основана на предположении о существовании ферментативного комплекса. При этом предполагается, что комплекс образуется мгновенно, и его концентрация определяется термодинамическим равновесием между ферментом, субстратом и данным комплексом. Зависимость скорости биохимической реакции от концентрации субстрата (концентрация органических веществ) описывается уравнением Михаэлиса — Ментена

$$V = V_{\max} \cdot \frac{S}{S + K_S}, \quad (1)$$

где V_{\max} — максимальная скорость реакции, достигаемая при полном насыщении фермента субстратом;

S — концентрация субстрата;

K_S — константа Михаэлиса, при условии $K_S = S$ скорость окисления

$$V = \frac{1}{2} V_{\max}.$$

При биохимической очистке сточных вод, содержащих токсичные соединения, наблюдается торможение биохимических процессов, которые принято называть субстратным ингибированием. Причиной торможения ферментативных реакций под действием высокой концентрации субстрата является взаимодействие промежуточных соединений еще с одной (или несколькими) молекулой субстрата, в результате чего образуется неактивное соединение. Кинетическое уравнение для субстратного ингибирования имеет вид

$$V = \frac{V_{\max}}{1 + \frac{S}{\alpha \cdot K_S} + \frac{K_S}{S}}, \quad (2)$$

где α — коэффициент торможения ферментативной реакции.

Рис. 1. Градопромышленная агломерация г. Новокуйбышевска с объектами размещения отходов нефтеперерабатывающего и нефтехимического комплекса

1 — накопитель жидких и пастообразных нефтеотходов в выемке отработанного карьера; 2 — шламонакопитель ЗАО «ННК»; 3 — площадка складирования нефтеотходов 2...4-го классов опасности ЗАО «ННК»; 4 — накопитель нефтеотходов АО «НК НПЗ»; 5 — илошламонакопитель АО «НК НПЗ»; 6 — шламонакопители жидких отходов нефтехимического производства АО «Этанол»; 7 — накопители жидких и пастообразных промотходов 2...4-го классов опасности АО «Этанол»; 8 — илонакопитель АОЗТ «Новокуйбышевская фабрика трикотажного полотна»; 9 — шламонакопитель Новокуйбышевской ТЭЦ-2; 10 — шламонакопитель Новокуйбышевской ТЭЦ-1; 11 — шлакозолоотвал Новокуйбышевской ТЭЦ-1; 12 — аварийный пруд АО «НК НПЗ»; 13 — заброшенные накопители отходов нефтехимических производств; 14 — котлованы нефтеотходов Новокуйбышевской пропарочной станции

Таблица 1

Диапазон концентраций загрязнений в водном слое накопителей жидких отходов нефтехимического производства

Показатель	Концентрация, мг/л
Взвешенные вещества	10000–20000
ХПК	5000–8000
БПК _{полн}	1200–2500
Нефтепродукты	1000–2000
Фенолы	3000–8000
Диметилформамид	110–250
Диметилпентан	90–140
n-Трибутилфенол	30–60
Дифенил оксид	20–50
Полиизобутилен	30–55
Циклогексанон	26–29

С увеличением торможение уменьшается до тех пор, пока совсем не исчезнет при $K_i = \infty$. В этом случае ингибирующий комплекс вообще не образуется, и уменьшения скорости реакции при больших концентрациях субстрата не происходит, а уравнение субстратного ингибирования принимает вид уравнения Михаэлиса–Ментена. Экспериментальное определение величины коэффициента торможения представляет большой практический интерес, поскольку позволяет оценить истинную степень и характер влияния токсичных веществ на величину K_S и на значение максимальной скорости реакции V_{\max} , что в свою очередь дает возможность определить пути исключения этого торможения при разработке схемы и технологических параметров процессов биохимической очистки сточных вод, содержащих токсичные компоненты.

Существенно снизить величину коэффициента торможения α можно, используя в процессе биохимической очистки адаптированные к конкретному субстрату биоценозы. Применительно к очистке водного слоя накопителей актуально создание на территории СБО биореакторов на основе аборигенных, свободно плавающих микроорганизмов и выращенных на их основе адаптированных иммобилизованных поликультур.

Технической реализации проекта по очистке водного слоя накопителей в условиях реконструированных СБО предшествовали исследования на пилотном биореакторе, схема и общий вид которого представлены на рис. 2.

Водный слой накопителей через мерник 1.1 объемом 20 л самотеком направлялся в сборный резервуар 2 на основе цилиндрической полимерной емкости объемом 60 л. Для разбавления водного слоя и создания питательной среды (субстрата) для микрофлоры через мерник 1.2 объемом

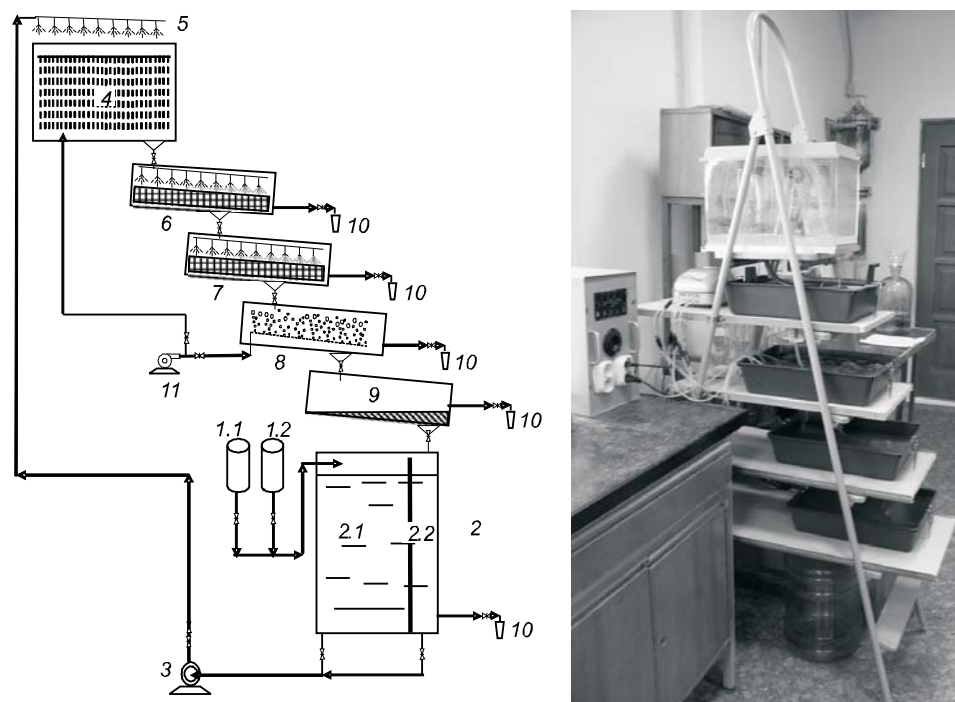


Рис. 2. Технологическая схема и общий вид пилотного биохимического реактора очистки водного слоя накопителей жидких отходов нефтехимического комплекса

1.1, 1.2 — мерные емкости водного слоя и разбавляющего стока СБО; 2 — сборный резервуар (2.1 — секция исходного стока, 2.2 — секция очищенного стока); 3 — перистальтический насос; 4 — биотенк с загрузкой из полимерной ткани; 5 — капельный ороситель; 6 — биофильтр первой ступени; 7 — биофильтр второй ступени; 8 — аэротенк; 9 — отстойник; 10 — пробоотборники; 11 — компрессор

20 л в сборный резервуар 2 подавался производственный сток СБО, а также рабочий раствор биогенных элементов на основе хлористого калия, фосфоритовой муки, аммиачной селитры и кукурузного крахмала. Процентные доли исходных стоков и биогенных добавок поддерживались объемными долями с выполнением соотношений биогенных элементов: C:N — 15:1; N:P:K — 2:1:0,5.

Сборный резервуар 2 был разделен подвижной герметичной перегородкой на две секции — очищенного 2.2 и исходного 2.1 стоков с тем, чтобы при необходимости обеспечить его рециркуляцию. Из сборного резервуара сточная вода при помощи рециркуляционного перистальтического насоса 3 регулируемой производительности закачивалась в биотенк 4 с тканой полимерной загрузкой — носителем иммобилизованной микрофлоры. Производительность пилотной установки задавалась в диапазоне рабочих нагрузок по очищаемому стоку от 0,1 до 5 м³/сут.

Для дополнительной преаэрации стока в биотенке был использован компрессор 11. Подача воздуха осуществлялась через пористый керамический аэратор — аналог фильтросных труб СБО. Расход воздуха регулировался вентилем на напорном трубопроводе.

Исходный сток подавался в биотенк через капельный ороситель 5, выполненный в виде перфорированного полимерного шланга 0,5 см с отверстиями 1 мм, шагом 30 мм. В биотенке были установлены 32 вертикальные полимерные сетчатые шторы толщиной 1 мм с ячейками 2×2 мм. Размеры шторок в плане — 20×15 см с шагом 1 см. Постоянное смачивание шторок обеспечивало необходимые условия для постепенного наращивания на их поверхности иммобилизованной микрофлоры, адаптированной к очистке концентрированного водного слоя накопителей и его смеси со стоком СБО.

В донной части биотенка скапливался слой иловой смеси толщиной 2–3 см, насыщенной кислородом от компрессора, который по мере накопления самотеком через патрубок, оборудованный вентилем, поступал на орошение поверхности загрузки биофильтра первой ступени 6. Биофильтр первой ступени был выполнен на основе прямоугольной в плане (45×25 см) полимерной емкости высотой 7 см, загруженной слоем керамзитового гравия толщиной 3 см с размерами гранул 10...15 мм. Подача иловой смеси в биофильтр производилась через капельный ороситель. Биофильтр имел уклон дна 0,01 для обеспечения самотечного движения стока в придонной части. Отделяемая биологическая пленка через отверстия в поддоне и капельный ороситель направлялась на биофильтр второй ступени 7, конструкция которого аналогична биофильтру первой ступени. В качестве загрузки биофильтра был использован комбинированный полимерный материал, обеспечивающий разрыхление иловой смеси и дополнительное накапливание иммобилизованной микрофлоры.

По мере необходимости иловая смесь очищаемой сточной воды и биопленка отбиралась из пробоотборников 10, отстаивалась и анализировалась на содержание загрязнений.

Сточная вода из биофильтра 7 направлялась на дополнительное аэрирование в пилотном аэротенке 8. Подача воздуха в аэротенк обеспечивалась компрессором 11. Иловая смесь из пилотного аэротенка подавалась самотеком в отстойник 9 и далее в секцию очищенного стока 2.2 сборного резервуара 2. Рециркуляция насосом 3 в объеме 25...30 % осуществлялась по мере необходимости для отладки технологического режима очистки. Ручное регулирование потоков исходного и рециркуляционного стоков производилось при помощи вентиля на всасывающей линии насоса. Очищенный сток из бака через штуцер пробоотборника 10 отбирался на анализ.

Основным параметром, определяющим подобие процессов биохимического окисления в пилотном биореакторе и производственных условиях, являлось соответствие концентраций в стоке, поступающем в аэротенки СБО ЗАО «Новокуйбышевская нефтехимическая компания» (ЗАО «ННК»), и в стоке, подаваемом на установку. Кроме того, ил, используемый в эксперименте, по видовому составу соответствовал микрофлоре аэротенков очистных сооружений ЗАО «ННК».

Расчетные технологические параметры пилотной установки, так же, как и производственных сооружений биологической очистки при сбросе водного слоя, были заданы в следующих диапазонах: дозы ила — 2...4 г/л, концентрация растворенного кислорода в биотенке — не менее 2 мг/л, температура сточной жидкости (общий поток СБО) в зимний период — 10...15 °С, в летний — 20...35 °С.

Эксперименты по очистке водного слоя накопителей ЗАО «ННК» проводились в период с сентября по декабрь 2007 г. В течение первых двух недель пилотная установка работала на стоке, поступающем на очистные сооружения ЗАО «ННК», для наращивания микрофлоры. Как показали наблюдения, нарастание микрофлоры и ее адаптация в условиях, приближенных к работе СБО ЗАО «ННК», происходили медленно. Простейшие были обнаружены только на 5-е сутки работы пилотной установки. В биотенке толщина слоя биологической пленки в зазорах между шторами и на стенках емкости составляла от 0,3 до 0,9 см.

В порах загрузок биофильтров первой и второй ступеней, а также на дне и стенках емкости, толщина слоя биопленки составила до 0,5 см. В биопленке, а также активном иле при микроскопировании, был идентифицирован широкий спектр простейших (около 20 видов). Наиболее характерны из выделенных: брюхоресничные, прикрепленные, черви круглые *Nematoda*, равноресничные *Paramecium caudatum*, которые соответствовали микрофлоре аэротенков очистных сооружений ЗАО «ННК». В октябре 2007 — марте 2008 г. были поставлены серии опытов по адаптации микрофлоры биопленки и активного ила под стоки котлованов. Пилотная установка последовательно нагружалась водным слоем в процентных долях к объему заводского стока 1; 2,5; 5 и 10 %, что от 40 до 400 раз больше значений кратностей разбавления в промышленном эксперименте.

В ноябре 2007 г. был смоделирован «залповый сброс» на пилотную установку водного слоя накопителей. Эксперимент выполнялся для определения способности адаптированной иммобилизированной микрофлоры сопротивляться токсическому воздействию со стороны биоингибиторов в жидких отходах. Токсичный водный слой с процентной долей 10 % к объему заводского стока, поступающего на СБО, подавался на пилотную установку для контакта с выращенной популяцией микроорганизмов без предварительной их адаптации к токсикантам отходов накопителей. Отобранные пробы анализировались на содержание ХПК и нефтепродуктов. Результаты анализа и расчетные эффекты очистки представлены в табл. 2.

Как видно из табличных данных, наиболее эффективно очистка водного слоя накопителей происходила при поддержании объемного соотношения с заводским стоком СБО в пределах до 1:100. Эффекты очистки по ХПК и нефтепродуктам соответственно — 89,7 и 82,1 %. Увеличение расхода водного слоя приводило к ингибированию микрофлоры и ухудшению биологической очистки с эффектом не более 60...76 %. «Залповый сброс» водного слоя приводил к гибели адаптированной микрофлоры. На десятые сутки после токсической атаки эффект очистки по ХПК был не более 3,5 %. Дальнейшая адаптация происходила медленно (до 1 месяца), однако позволила получить эффект очистки по ХПК не более 50...60 %.

Таким образом, эксперименты показали, что очистка в биореакторах концентрированного водного слоя накопителей отходов НХП с помощью штаммов, выращенных на основе аборигенных микроорганизмов жидких отходов, принципиально возможна. Эффекты очистки по БПК_{полн}, фенолу составили соответственно 90...98 %, 83...99 %.

Данная технология предполагает сброс водного слоя накопителей на сооружение биологической очистки в теплое время года (с апреля по октябрь). Кроме того, сброс водного слоя будет произведен в приемную камеру СБО и смешен с общим потоком сточных вод (температура которых в любое время года не ниже 10–15 °С). Учитывая соотношение сброса к общему потоку стоков в пределах не более 1:10, ощутимого снижения температуры стока в системе биологической очистки не предвидится. Одним из решений на стадии рабочего проектирования будет предусмотрено размещение биореакторов в отапливаемых корпусах.

После ликвидации промышленных накопителей биореакторы можно использовать для приема и обработки жидких нефтехимических отходов других объектов без ухудшения работы станций биологической очистки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Яковлев, С. В. Биохимические процессы в очистке сточных вод [Текст]/ С. В. Яковлев, Т. А. Карюхина.— М.: Стройиздат, 1980.
2. Евилевич, М. А. Оптимизация биохимической очистки сточных вод [Текст]/ М. А. Евилевич, Л. Н. Бракшский.— Л.: Стройиздат, 1979.
3. Яковлев, С. В. Водоотведение и очистка сточных вод [Текст]/С. В. Яковлев, Ю. В. Воронов.— М.: АСВ, 2004.
4. Карелин, Я. А. Очистка производственных сточных вод в аэротенках [Текст]/ Я. А. Карелин, В. Н. Жуков.— М.: Стройиздат, 1973.

ЧЕРТЕС К. Л., д-р техн. наук, проф.

Самарский государственный технический университет

БЫКОВ Д. Е., д-р техн. наук, проф.

Самарский государственный технический университет

ТУПИЦЫНА О. В., канд. техн. наук, ассист.; E-mail: olgatupicyna@yandex.ru

Самарский государственный технический университет

САМАРИНА О. А., асп.

Самарский государственный технический университет

Таблица 2

Показатели эффективности работы пилотной установки

Показатель	Сточная вода		Эффект снижения загрязнений, %
	неочи- щенная	очищен- ная (10 сут)	
Исходный модельный сток			
Заводской сток + сток из котлованов (1 %)			
ХПК, мг/л	440,52	45,38	89,7
Нефтепродукты, мг/л	0,56	0,1	82,1
Заводской сток + сток из котлованов (2,5 %)			
ХПК, мг/л	1120,87	428,59	61,8
Нефтепродукты, мг/л	0,52	0,12	76,9
Заводской сток + сток из котлованов (5 %)			
ХПК, мг/л	1500,34	728	51,5
Нефтепродукты, мг/л	1,2	0,5	58,3
Заводской сток + сток из котлованов (10 %)			
ХПК, мг/л	3000	1800	40,0
Нефтепродукты, мг/л	6,32	3,47	45,1
Заводской сток + сток из котлованов (10 %) — токсическая атака			
ХПК, мг/л	2850	2750	3,5
Нефтепродукты, мг/л	0,5	0,3	40,0

ИСТОМИНА Е. В., студ.
Самарский государственный технический университет
КАЛИНЮК В. А., зам. гл. инженера
Новокуйбышевская нефтехимическая компания
ГРИШИН Б. М., д-р техн. наук, проф.; E-mail: bgrishin@rambler.ru
Пензенский государственный университет архитектуры и строительства
БИКУНОВА М. В., канд. техн. наук, доц.
Пензенский государственный университет архитектуры и строительства

Получено после доработки 05.10.09

Chertes K. L., doctor of technical sciences, professor, Samara State Technical University, Russia
Bikov D. E., doctor of technical sciences, professor, Samara State Technical University, Russia
Tupitsyna O. V., candidate of technical sciences, assistant; E-mail: olgatupicyna@yandex.ru, Samara State Technical University, Russia
Samarina O. A., post-graduate student, Samara State Technical University, Russia
Istomina E. V., student, Samara State Technical University, Russia
Kalinyuk V. A., deputy chief of engineer, Novokuibishevskiy Oil-chemical Plant, Russia
Grishin B. M., doctor of technical sciences, professor; E-mail: bgrishin@rambler.ru, Penza State Architectural and Civil Engineering University, Russia
Bikunova M. V., candidate of technical sciences, assistant professor, Penza State Architectural and Civil Engineering University, Russia

THE PURIFICATION OF THE OIL-CHEMICAL WASTE STORAGE SEWAGES

Data about solving the problem of liquid petrochemical waste stores liquidation with the use of biochemical reactors are shown in article. The basic kinetic equations of fermentation reactions of organic sewage pollution oxidation are given.

The results of the concentrated sewage treatment researches on the industrial equipment in conditions of sewage works at the petrochemical enterprise are presented.

The technological scheme of pilot and large-capacity installation stores of petrochemical waste treatment is developed. The results of the concentrated sewage processing researches on a pilot bioreactor in conditions of sewage works at the petrochemical enterprise are presented...

petrochemical waste stores, sewage treatment, bioreactors.

REFERENCES

1. Yakovlev, S. V. Biochemical processes of waste water purification [Text]/ S. V. Yakovlev, T. A. Karyuhina.— Moscow: Building publishing house, 1980.
2. Evilevich, M. A. Biochemical waste water purification optimization [Text]/ M. A. Evilevich, L. N. Brakshsky.— Sankt-Peterburg: Building publishing house, 1979.
3. Yakovlev, S. V. Water removal and waste water purification [Text]/S. V. Yakovlev, Yu. V. Voronov.— Moscow: ABHEE, 2004.
4. Karelin, Ya. A. Industrial waste water purification in air tanks [Text]/Ya. A. Karelin, V. N. Zhukov.— Moscow: Building publishing house, 1973.

Анализ методик испытаний асфальтобетонов на усталостную долговечность позволил установить:

- в большинстве проводимых испытаний на усталостность к асфальтобетонным образцам прикладывается синусоидальная изгибающая нагрузка, соответствующая реальной форме нагрузок, действующих на асфальтобетон в дорожном покрытии;

- при проведении испытаний на усталостную долговечность исследователи используют консольную и двухточечную схемы закрепления образцов в установке;

- частотный диапазон прикладываемых нагрузок при испытаниях ограничен 1–20 Гц, при этом ряд исследователей отмечает необходимость проведения испытаний в более широком частотном диапазоне;

- при проведении испытаний исследователями используются различные режимы нагружения, имитирующие условия нагружения асфальтобетона в покрытии, при существующих на период проведения работ (1960...80-е гг.) характеристиках транспортного потока.

Изменение условий движения на российских дорогах послужило предпосылкой к разработке метода оценки усталостной долговечности асфальтобетона в условиях воздействия циклических нагрузок при интенсивном скоростном транспортном потоке.

В ДорТрансНИИ с 2003 г. проводятся экспериментальные исследования характеристик деформирования асфальтобетонных покрытий дорожных конструкций на участках автомобильных дорог Южного Федерального округа [2]. Регистрация характеристик деформирования элементов дорожных конструкций при проезде грузового двухосного тарированного автомобиля с нагрузкой на заднюю ось 10 т с различными скоростями движения 40 и 80 км/ч производилась при помощи мобильного виброизмерительного комплекса, в состав которого входят высокочувствительные датчики — виброакселерометры, заложённые в покрытие.

Результаты замеров на стационарных пунктах позволили выявить качественные особенности деформирования дорожных покрытий при различных условиях проезда. Прослеживается тенденция увеличения амплитуд колебаний при снижении капитальности дорожных одежд и толщины покрытия, а также снижения частот, соответствующих максимальным амплитудам колебаний, при уменьшении скорости проезда автомобиля.

С повышением скоростей проезда расширяется частотный диапазон колебаний, генерируемых в покрытии, что характерно для замеров, проведенных на всех наблюдательных участках. На графиках, представленных на рис. 1, а, б, можно видеть расширение частотного спектра от 10...15 Гц при проезде автомобиля со скоростью 40 км/ч до 25...30 Гц при скорости 80 км/ч. Колебания с достаточно низкими амплитудами совершаются на частотах вплоть до 100 Гц. Наибольшие амплитуды колебаний точек покрытия наблюдаются на частотах 10...20 Гц. Вывод об увеличении частоты нагружения покрытия с увеличением скорости проезда транспортных средств и соответственно с повышением категории автомобильной дороги подтверждается ранее полученными результатами отечественных и зарубежных исследователей [3]. Исследования, выполненные на эксплуатируемых дорогах, показали, что частотный спектр динамического воздействия связан со скоростью движения и характеристиками автомобиля. Наиболее выраженный динамический характер деформирования покрытия происходит при проезде многоосных грузовых транспортных средств. На рис. 1, в, представлен проезд грузового пятиосного автопоезда в составе автомобиля с прицепом со скоростью 80 км/ч. Взаимное влияние осей приводит к сложному напряженному состоянию, что выражается в увеличении амплитуд ускорений и перемещений точек покрытия и в расширении «рабо-

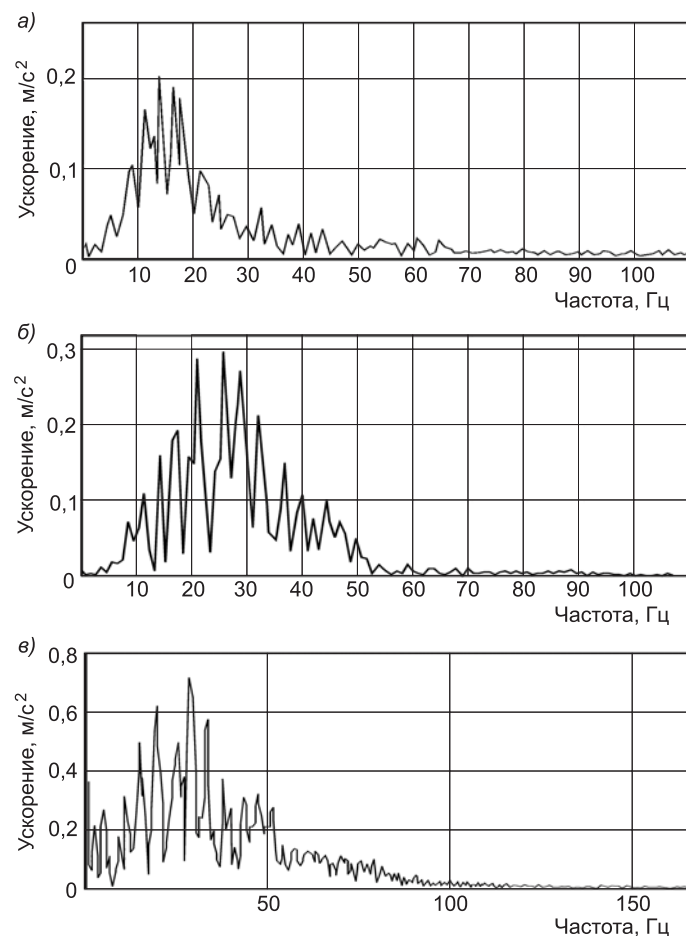


Рис. 1. Характеристики деформирования покрытия дорожной конструкции дороги I категории

а, б — при проезде грузового двухосного автомобиля со скоростью 40 и 80 км/ч соответственно; в — при проезде пятиосного автопоезда со скоростью 80 км/ч

чих» частот покрытия (частот, на которых покрытие деформируется со значительными амплитудами) до 50 Гц.

На основании анализа типичных конструкций дорожных одежд, наиболее часто применяемых в практике проектирования, принято условное разделение дорожных конструкций по капитальности и толщине асфальтобетонных слоев на следующие типы: «усиленной» прочности — с толщиной покрытия 18...25 см; «средней» прочности — с толщиной покрытия 12...18 см; «слабой» прочности — с толщиной покрытия 6...12 см.

Для расчета амплитудных характеристик нагружения покрытий при проезде транспортных средств использованы ранее разработанные исследователями математические модели напряженно-деформированного состояния дорожных конструкций. Расчет растягивающих напряжений, возникающих в дорожном покрытии при действии транспортной нагрузки, для типичных конструкций дорожных одежд, наиболее часто используемых в практике проектирования, различных по капитальности, толщине асфальтобетонных слоев, применяемых на автомобильных дорогах I, II и III–IV категорий, был проведен для условий II–V дорожно-климатических зон с использованием конечно-элементной модели системы «дорожная конструкция — грунт».

Исходя из полученных экспериментальных данных и на основании выполненных расчетов по конечно-элементной модели представляется воз-

Режимы нагружения асфальтобетона

Расчетная скорость движения, км/ч	Категория дороги	Тип конструкции	Частота нагружения, Гц	Растягивающие напряжения при изгибе
140	I	усиленной прочности	20–35	0,30–0,41
100–120	II–III	средней прочности	15	0,45–0,76
80	IV	слабой прочности	10	0,87–1,30
Сложные условия нагружения (движение многоосных транспортных средств со скоростью 80 км/ч и выше для дорог I–III)			50	0,30–0,41

можно определять усредненные диапазоны параметров нагружения асфальтобетона для указанных типов дорожных конструкций: частот приложения нагрузки и амплитуд задаваемых напряжений (нижний предел диапазона напряжений соответствует условиям V дорожно-климатической зоны, верхний предел — условиям II зоны) (таблица).

Частотный режим 50 Гц применим для оценки усталостной долговечности асфальтобетона в сложных условиях нагружения — высокие скоростные режимы — 120...140 км/ч; состав движения, включающий количество автопоездов более 50 % от доли грузовых автомобилей.

Согласно выбранным режимам нагружения произведены экспериментальные исследования усталостной долговечности асфальтобетонов на установке усталостного виброн нагружения ИУ-1, разработанной в ДорТрансНИИ [4]. Получены зависимости усталостной долговечности асфальтобетона от различных параметров: амплитуды прикладываемой нагрузки, температуры и частоты нагружения.

Для оценки влияния амплитуды напряжения на усталостную долговечность были испытаны асфальтобетонные образцы при амплитудах растягивающих напряжений 0,35...2,0 МПа. Как отмечается многими исследователями и подтверждается полученными результатами, зависимость усталостной долговечности асфальтобетона от амплитуды прикладываемой нагрузки, построенная в логарифмическом масштабе, имеет линейный характер.

Температура определяет тип усталостного разрушения: от упруго-хрупкого при низких отрицательных температурах до вязкопластичного при высоких положительных. При исследовании в диапазоне от -10 до $+25$ °C усталостная прочность асфальтобетонных образцов снижалась с повышением температуры. На рис. 2 представлены графики усталостной долговечности при различных температурах, где хорошо видна тенденция уменьшения угла наклона графиков (коэффициента усталости) при сни-

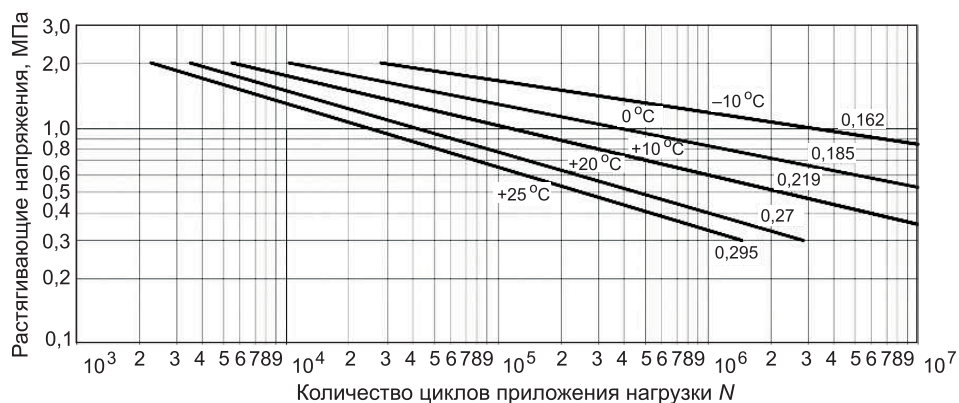


Рис. 2. Влияние температуры на усталостную долговечность асфальтобетона

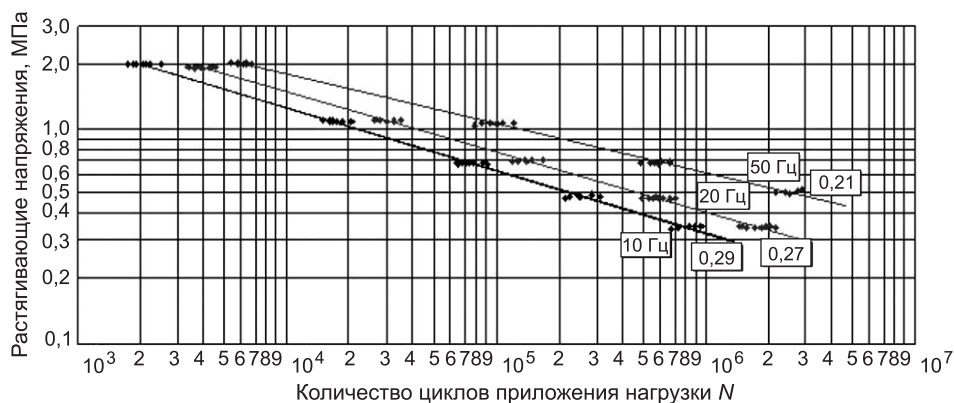


Рис. 3. Влияние частоты прикладываемой нагрузки на усталостную долговечность асфальтобетона

жении температуры испытания, что связано с увеличением модуля упругости асфальтобетона. Испытания на установке показали, что асфальтобетонные образцы тем долговечнее, чем ниже температура. Температурный эффект менее заметен при увеличении амплитуды нагрузки и наоборот усиливается при малых амплитудах напряжения.

Исследование влияния частоты нагружения на усталостную долговечность асфальтобетона проводили при частотах 10, 20 и 50 Гц. С повышением частоты прикладываемой нагрузки усталостная долговечность растет, т.е. происходит увеличение количества циклов, выдержанных асфальтобетонным образцом до разрушения (рис. 3), что связано с проявлением вязкоупругих свойств асфальтобетона — увеличением вязкости и модуля упругости образца с уменьшением времени воздействия на него. Уменьшающаяся величина тангенса угла наклона также свидетельствует о повышении усталостной долговечности с увеличением частоты нагружения. Это увеличение более заметно при малых амплитудах прикладываемой нагрузки.

С учетом полученных результатов исследований предлагается методика оценки усталостной долговечности асфальтобетона при параметрах режимов нагружения: частоте нагрузки и амплитуде напряжения, соответствующих конкретным условиям эксплуатации.

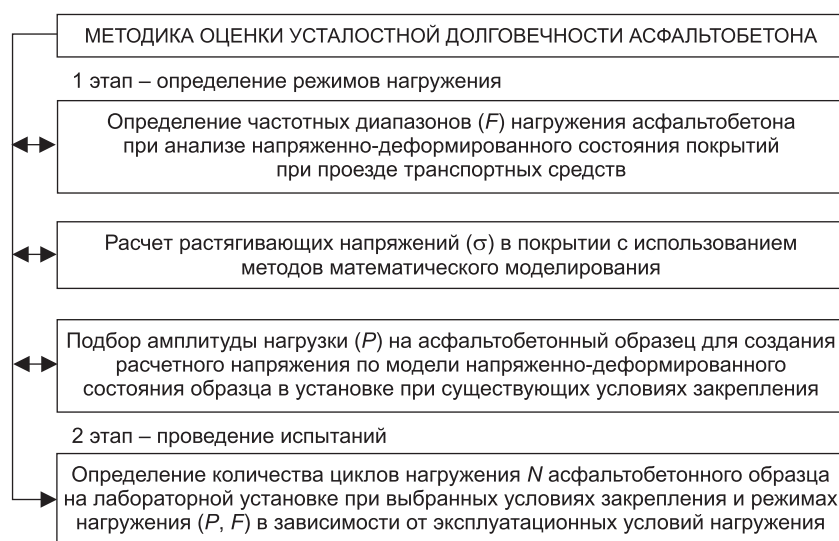


Рис. 4. Блок-схема методики оценки усталостной долговечности асфальтобетона

На первом этапе (рис. 4) производится подбор режимов нагружения асфальтобетона в зависимости от типа конструкции. Выбор предлагается осуществлять в соответствии с предложенными параметрами (см. таблицу) либо на основании детального анализа, включающего: выбор частотного диапазона на основании скоростных режимов движения; расчет растягивающих напряжений, возникающих в асфальтобетоне при проезде транспортных средств методами математического моделирования; подбор амплитуды нагрузки для создания требуемого напряженного состояния по математической модели напряженно-деформированного состояния образца при нагружении в установке.

Второй этап включает проведение серии испытаний асфальтобетона на установке усталостного разрушения с определением усталостной долговечности асфальтобетона, выраженной критерием — количеством циклов до отказа образца при выбранных на первом этапе режимах нагружения.

При помощи изложенной методики предлагается проводить сравнительные испытания асфальтобетонных смесей различных составов с выбором наиболее эффективных областей применения того или иного состава.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Серенсен, С. В. Сопротивление материалов усталостному и хрупкому разрушению [Текст]/С. В. Серенсен.— М., 1975.— 345 с.
2. Илиополов, С. К. Исследование динамического воздействия транспортных средств на стационарных пунктах наблюдений [Текст]/С. К. Илиополов, Е. В. Углова // Дороги и мосты: сб. ст./ФГУП РосДорНИИ.— М., 2006.— Вып. 15/1. — С. 86–96.
3. Guide for Mechanistic-Empirical Design of New and Rehabilitated Pavement Structures ARA, Inc., ERES Division 505 West University Avenue Champaign, — Illinois 61820, Dec., 1999.
4. Пат. на изобрет. № 2299417. Способ оценки усталости асфальтобетона при циклических динамических воздействиях.

ДРОВАЛЕВА О. В., асп., ассист.

Ростовский государственный строительный университет

Получено после доработки 11.09.09

Drovaleva O. V., post-graduate student, assistant, Rostov State Building University, Russia

ESTIMATION OF FATIGUE DURABILITY ASPHALT CONCRETE IN THE CONDITIONS OF INFLUENCE OF CYCLIC LOADINGS AT THE INTENSIVE HIGH-SPEED TRAFFIC

In article questions of an estimation of fatigue durability asphalt concrete in the conditions of influence of cyclic loadings are considered at an intensive high-speed traffic. Results of experimental and theoretical researches of characteristics of deformation asphalt concrete in road coverings, and also results of laboratory researches asphalt concrete are presented at the established modes of loadings. The technique of an estimation of fatigue durability asphalt concrete depending on characteristics of loadings in a covering is offered...

asphalt concrete coverings, a frequency spectrum of loadings, fatigue durability of asphalt concrete, tests, cyclic loadings.

REFERENCES

1. Serensen, S. V. Resistance of materials to fatigue and fragile destruction [Text]/S. V. Serensen.— Moscow, 1975.— 345 p.

2. Iliopolov, S. K. Research of dynamic influence of vehicles on stationary points of supervision [Text]/S. K. Iliopolov, E. V. Uglova//Roads and bridges. The collection./FGUP Rosdornii.— Moskow, 2006.— N 15/1.— P. 86–96.
 3. Guide for Mechanistic-Empirical Design of New and Rehabilitated Pavement Structures ARA, Inc., ERES Division 505 West University Avenue Champaign, Illinois 61820, Dec., 1999.
 4. The patent for the invention № 2299417. A way of an estimation of weariness asphalt concrete at cyclic dynamic influences.
-

НАУЧНЫЕ ПРОБЛЕМЫ АРХИТЕКТУРЫ И ЭКОЛОГИИ

УДК 711.4-168

А. С. ГАРДЕР

НЕКОТОРЫЕ ПРИНЦИПЫ РЕКОНСТРУКЦИИ ИСТОРИЧЕСКОЙ СРЕДЫ В КРУПНЫХ ГОРОДАХ

Рассмотрены основные принципы реконструкции исторической среды в крупных городах. Выявлены особенности исторической среды, необходимые при проведении реконструктивных мероприятий и сохранения памятников архитектуры и культуры, природных и антропогенных компонентов ландшафта, способствующих улучшению экологии...

архитектура, историческая среда, историческое ядро, реконструкция, комплексная реконструкция.

В условиях современного строительства и реконструкции исторического ядра необходимо эффективно использовать не только существующую застройку, но и свободную территорию, особенно в крупных городах, с созданием комфортных условий для населения. Среда сложившихся кварталов в историческом ядре постоянно развивается на основе современных социоэкономических, историко-культурных, архитектурно-планировочных и эстетических условий, сохраняя исключительно важное значение в архитектурно-планировочной организации города и жизнедеятельности населения.

Архитектурно-пространственная среда исторически сложившихся кварталов несет в себе огромное градоформирующее и эстетическое начало; она во многом предопределяет композицию плана города, размещение ведущих архитектурных ансамблей и доминант, с большой художественной экспрессией выражает связь архитектуры и ландшафта.

Особое значение в функциональной и пространственной структуре исторического ядра имеют архитектурные сооружения, являющиеся городскими доминантами или архитектурными акцентами в застройке проспектов и улиц, придавая своеобразие и неповторимость городской среде.

Создание гармоничной, пропорциональной новой застройки при уплотнении в историческом ядре — необходимый принцип реконструкции.

Важным принципом является *улучшение комфортности среды в исторических кварталах центра города*. Совершенствование архитектурно-планировочной и функциональной организации исторических кварталов связано с решением комплекса социальных и градостроительных проблем, с задачами охраны исторической среды: дальнейшим формированием центра, сомасштабного крупнейшему городу в системе расселения и возросшей численности населения; повышением комфорта проживания в исторических кварталах; усовершенствованием всех обслуживающих систем; расширением связей города с природной средой; привнесением созвучных нашему времени идейно-художественных замы-

слов и обогащением исторической среды новыми архитектурными произведениями.

Особенно остро проблема реконструкции городов с историко-архитектурным наследием обозначилась сейчас в России, где сложившаяся политическая и социально-экономическая ситуация внесла значительные коррективы в вопросы сохранения и использования историко-культурного наследия в городской среде. Происходит утрата ценностей, накопленных веками городскими центрами и городами в целом.

Сохранение индивидуальных качеств конкретного города — один из важнейших принципов реконструкции исторической среды, который совмещает в себе результаты материального и духовного производства разных эпох. Для формирования своеобразия города особенно важна роль его исторически утвердившегося центра. Здесь концентрируется историко-культурное наследие, функции общественного значения, именно центр представляет город как целое.

Например, среда исторических кварталов в г. Новосибирске до 1940 г. была сомасштабна небольшому городу, отвечая определенному комфорту для жителей того периода. Площадь квартала составляла 1,5 га. С развитием города кварталы исторического ядра укрупняются и доходят до 3...3,5 га. Укрупнение внутриквартальной территории происходит за счет сноса ветхой и малоэтажной застройки.

Несмотря на рост города, сложившиеся кварталы в историческом ядре крупных городов обладают жизнеспособной структурой, уникальной по архитектурно-художественным и историко-культурным ценностям. Отсюда очевидна необходимость сохранения структуры кварталов в историческом ядре города, обеспечение преемственного развития и совершенствования исторически сложившейся среды, сохранения пластически завершенной и более выразительной современной объемно-пространственной композиции.

Вызванная социальными и градостроительными требованиями комплексная реконструкция жилых кварталов должна в основе своей иметь согласованное взаимодействие реконструктивных и охранных мероприятий. Нельзя упускать из вида, что среда образует окружение ансамблей и ведущих архитектурных сооружений — они неотделимы друг от друга и, кроме того, множество кварталов включают памятники истории, культуры, ценные здания. Массивы плотно застроенных и регулярно спланированных кварталов во многом определяют индивидуальные черты архитектурно-художественного облика центра.

Проблема организации современной городской среды при реконструкции имеет свои особенности, поскольку планировочная структура и застройка старых кварталов созданы в различные социально-экономические периоды и с трудом поддаются приспособлению к новым функциям. Задача реконструкции заключается в том, чтобы максимально сохранить исторически ценную застройку и одновременно вдохнуть в нее новую жизнь.

В результате эволюции в историческом ядре происходит отмирание некоторых функций и появление новых, отвечающих требованиям современности. Появление деловых и общественных зданий связано с изменением деловой жизни населения. В г. Новосибирске примером таких трансформаций является краеведческий музей (бывший Торговый корпус).

Не всегда такие изменения приводят к положительным результатам, например, Дом Политпросвещения (Большой зал филармонии), культурно-зрелищная функция которого не претерпела изменений.

Проблема сохранения застройки в виде целостного градостроительного образования в историческом ядре крупного города неотделима от вопросов, связанных с его развитием. В большинстве своем крупные города

Сибири в процессе реконструкции и развития утратили значительные массивы исторически сложившейся застройки, сохранив лишь ее фрагменты, нарушив тем самым среду исторического ядра города.

Крупный город, в отличие от малого, занимает территорию, разобранную реками, глубокими оврагами, промышленными зонами и полосами отвода железной дороги, или другими естественными и искусственными преградами.

Большое значение в формировании среды крупных городов имеют открытые и закрытые пространства. Среда кварталов исторического ядра складывается из открытых и закрытых пространств, которые в основном формируют площади и магистрали — открытые пространства в г. Новосибирске. Именно здесь располагаются значимые для города объекты (например, театр Оперы и Балета, здания Госбанка, мэрии, исторического музея). В зависимости от величины города (малый, крупный) историческое ядро может включать не одну площадь, а систему площадей: площади Ленина, Калинина, Свердлова, инженера Никитина, Кондратюка, Лунинцев, Трубникова и Гарина-Михайловского (рисунок).

Магистрали исторического ядра в основном формируются фронтальной застройкой, тем самым создавая единый фасад, а система площадей формируется за счет приемов курдонера (например, в г. Новосибирске площадь Свердлова сформирована стоквартирным домом Крячкова, площадь Ленина — театром Оперы и Балета).

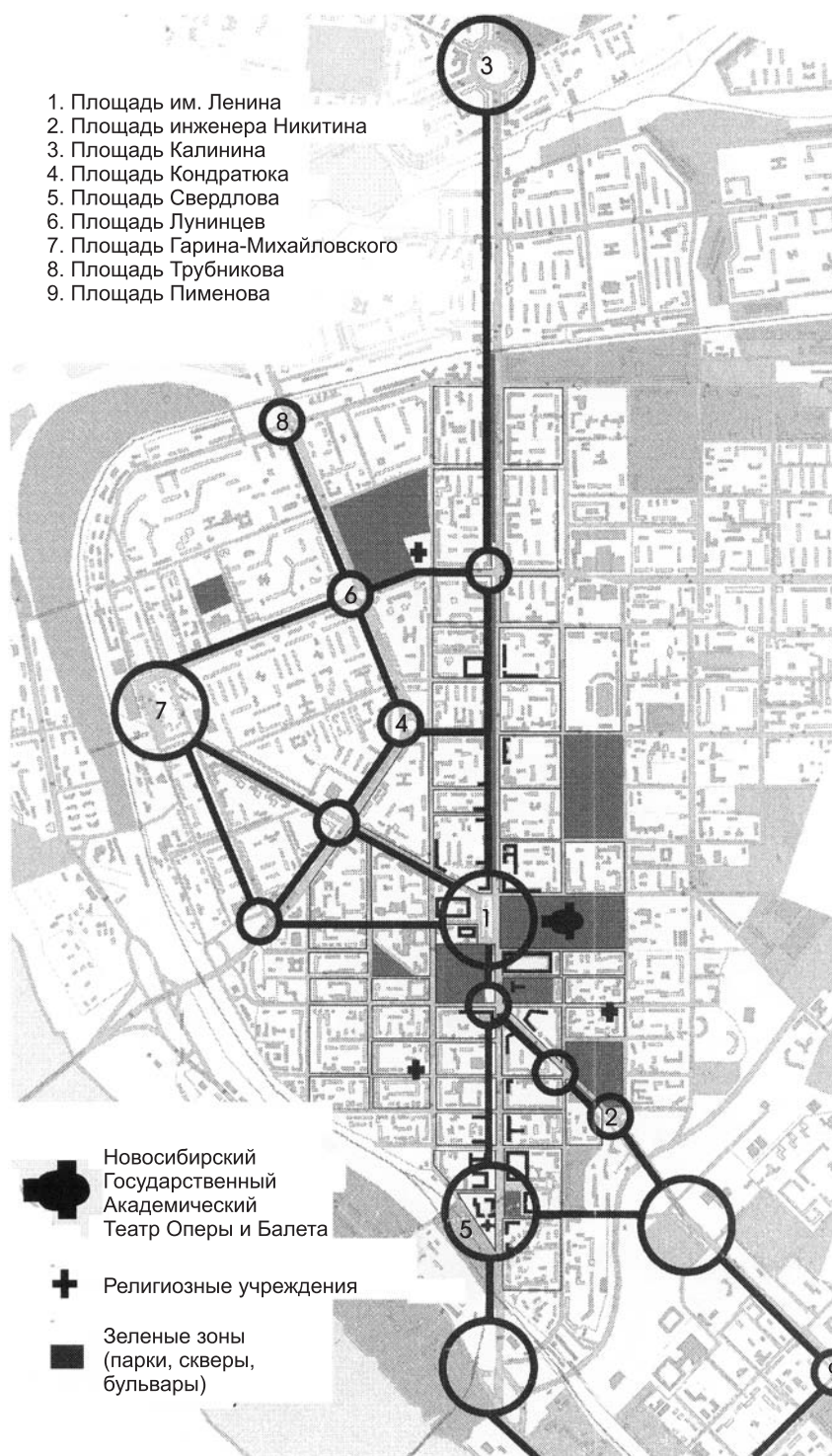
Среда в сложившихся кварталах исторического ядра постоянно изменяется. Происходит уплотнение застройки, вследствие чего появляется многоэтажная точечная застройка, привнося дискомфорт в сложившуюся среду кварталов в историческом ядре крупнейшего города (высотное здание из синего стекла с двумя башнями по ул. Коммунистической, 50, г. Новосибирск) — это тип скрытой реконструкции в сложившейся структуре исторической застройки.

Индивидуальность подхода к архитектурному и историческому наследию г. Новосибирска очевидна. Проблема развития и реконструкции исторического ядра заключается в насыщении новыми функциями старой исторической территории. Это ведет к упразднению прежних функций или их замене, как происходит в г. Владимире, или поиску альтернативных зон (подземные территории, ветхий фонд), как в Париже, или вынос новых функций за пределы исторического центра — г. Дефанс.

В городах с историческим наследием, обладающим значительной ценностью, составляются проекты охранных зон, которые используются при реконструкции исторических частей города. Такие проекты были выполнены для городов Томска и Новосибирска.

Среда исторического ядра имеет исключительно важное культурное и идеологическое значение. Сохранение и приумножение ее потенциала — одна из ответственных задач настоящего этапа градостроительства. Насыщенность центра уникальными памятниками зодчества, ассоциативно связанными с историей государства, развитием науки и культуры, красота и разнообразие архитектурного ландшафта оказывают благотворное влияние на духовное и эстетическое воспитание людей. Поэтому совершенствование среды центральных районов предполагает историко-культурную преемственность традиций, раскрытие значения памятников в условиях современной жизни и умелое включение их в новые архитектурные композиции.

Еще одним *принципом сохранения исторического наследия является наполнение памятников архитектуры, а также окружающей среды современным содержанием, сохранение природных и антропогенных компонентов ландшафта* (например, сквер героев Революции, Первомайский сквер, Центральный парк КиО, бульвар по Красному



Принципиальная схема организации пространственной композиции г. Новосибирска

проспекту и др.) в г. Новосибирске (см. рисунок). Здания, формирующие историческую архитектурную среду, должны жить современной жизнью, таким примером являются перепрофилированные здания (Торговый корпус, дом Ленина в г. Новосибирске). Для решения этой задачи необходима комплексная программа функционального использования ценной ис-

торической застройки, разработанная на основе ее всестороннего исследования, определения проектных мероприятий по реставрации, реконструкции или капитальному ремонту. Необходимо, чтобы реставрационные и реконструкционные организации перешли на проектирование всей исторической среды в целом, разрабатывая для этого комплексные программы с учетом градостроительных, архитектурно-эстетических и функциональных проблем и их производственного решения.

Выводы. Одним из условий сохранения исторического наследия является наполнение памятников архитектуры, а также окружающей их среды современным содержанием. Здания, формирующие историческую архитектурную среду, должны жить современной жизнью. Для решения этой задачи нужно иметь **комплексную программу функционального использования ценной исторической застройки.**

Основным принципом сохранения исторической среды города является **принцип преемственности и сохранения памятников архитектуры**, заключающийся в активном включении архитектурного наследия города в жизнь современного общества, благодаря наделению его современными функциями, а также повышением комфортности среды и сохранению индивидуальных качеств архитектурно-художественного облика, основанного на историко-художественных достоинствах города.

Отражение в архитектурно-пространственных композициях центра, отдельного района или группы кварталов общественных идей нашего времени и социальных запросов населения, современного представления о красоте города в сочетании с творческим освоением уникального наследия привносит черты градостроительной культуры в историческую среду города.

ГАРДЕР А. С., асн.; E-mail: garder.com@mail.ru

Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

Получено после доработки 20.10.09

Garder A. S., post-graduate student; E-mail: garder.com@mail.ru, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

SOME PRINCIPLES OF RECONSTRUCTION OF THE HISTORICAL ENVIRONMENT IN THE LARGEST CITIES

In article main principles of reconstruction of the historical environment in the largest cities are considered. The features of the historical environment necessary at carrying out of reconstructive actions and preservation of monuments of architecture and culture, the natural and anthropogenous components of a landscape promoting improvement of ecology are revealed...

architecture, the historical environment, the historical center, reconstruction, complex reconstruction.

НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

УДК 532.527

А. Л. ЗУЙКОВ

УСТОЙЧИВОСТЬ ЦИРКУЛЯЦИОННО-ПРОДОЛЬНОГО ТЕЧЕНИЯ

Рассмотрена проблема устойчивости циркуляционно-продольных течений, понимаемой как ряд явлений: ламинарно-турбулентный переход, трансформация осесимметричного течения в спиралевидное и «распад вихря». Анализ устойчивости выполнен на основе метода Рэлея и теории переноса завихренности Тейлора. Показано, что критерий локальной устойчивости течения (число Рэлея) определяется частной производной по радиусу произведения циркуляции на аксиальный компонент вихря: при положительном значении критерия центробежные силы стремятся подавить случайные возмущения, и течение в исследуемой области будет устойчивым, при отрицательном знаке — случайные возмущения нарастают, и течение теряет устойчивость. Критерий устойчивости течения к смене формы движения от осесимметричной к спиралевидной получен в виде числа Ричардсона, равного частному от деления числа Рэлея на квадратичный инвариант тензора скоростей деформации...

гидродинамика, турбулентное течение, устойчивость циркуляционного течения, теории переноса завихренности, распад вихря, число Рэлея, число Ричардсона.

Циркуляционно-продольные течения, характеризующиеся соизмеримыми значениями тангенциальных (u) и продольных (v) скоростей (рис. 1, а), представляют собой сложные вихревые движения жидкости. Такие течения широко используют в современных технологиях, например, при циклонной очистке жидкостей и газов, охлаждении и нагревании рабочих жидкостей в теплообменниках. Если циркуляция ($\Gamma = 2 \pi r u$) поддерживается постоянной в канале с шнековым завихрителем, то циркуляционно-продольное течение будет равномерным, в случае применения локального завихрителя в канале за ним формируется неравномерное течение с непрерывным изменением структуры под воздействием сил вязкости, вплоть до полного вырождения циркуляции. С этими изменениями связаны определенные формы движения циркуляционно-продольного потока (рис. 1, б): осесимметричное движение; асимметричное спиралевидное; «распад вихря» [1]. Переход одной формы движения в другую сопровождается потерей устойчивости исходного течения. Поскольку устойчивость течений часто определяет надежность и эффективность технологий и аппаратов, представляет практический интерес рассмотрение методов оценки устойчивости циркуляционно-продольных потоков. При этом под устойчивостью будем понимать способность течения сохранять режим и форму своего движения, под потерей устойчивости — их смену в виде: ламинарно-турбулентного перехода, трансформации осесимметричного циркуляционно-продольного течения в спиралевидное (точка 1 на рис. 1, б) и «распада вихря» (точка 2).

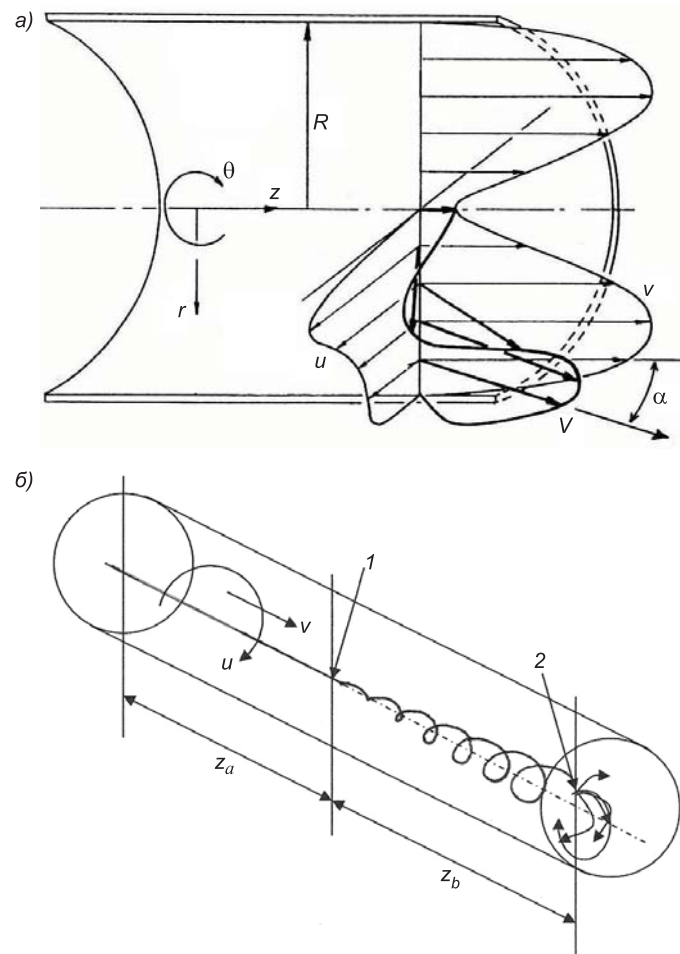


Рис. 1. Структура (а) и схема (б) циркуляционно-продольного течения

z_a — участок с осесимметричным течением; z_b — участок со спиралевидным вихрем; 1 — точка смены формы движения от осесимметричной к спиралевидной; 2 — точка «распада вихря»

Для аналитического решения задачи воспользуемся *методом Рэлея* [2], существо которого в отношении исследуемого течения сводится к следующему. Если элементарная частица жидкости массой $\rho \cdot dr \cdot rd \cdot dz$ в силу случайных причин сместилась с начальной траектории своего движения на радиусе r_a на новую на радиусе r (рис. 2, а), и это смещение ($\Delta r = r - r_a$) малое, то сумма действующих на частицу сил, определяемая разностью между силой избыточного давления и массовой центробежной силой (рис. 2, б)

$$p \cdot rd\theta \cdot dz - \left(p + \frac{\partial p}{\partial r} dr \right) \cdot rd\theta \cdot dz + \rho \cdot j \cdot dr \cdot rd\theta \cdot dz,$$

может: а) стремиться вернуть ее на исходную траекторию, тогда течение в локальной области сохранит устойчивость, а случайные возмущения, в том числе турбулентные, будут подавляться; б) способствовать дальнейшему смещению элементарной частицы, приводящему течение к местной потере устойчивости. Если неустойчивая область распространяется на всю толщу потока, то течение может терять устойчивость в целом. Таким образом, условие локальной устойчивости можно записать в виде

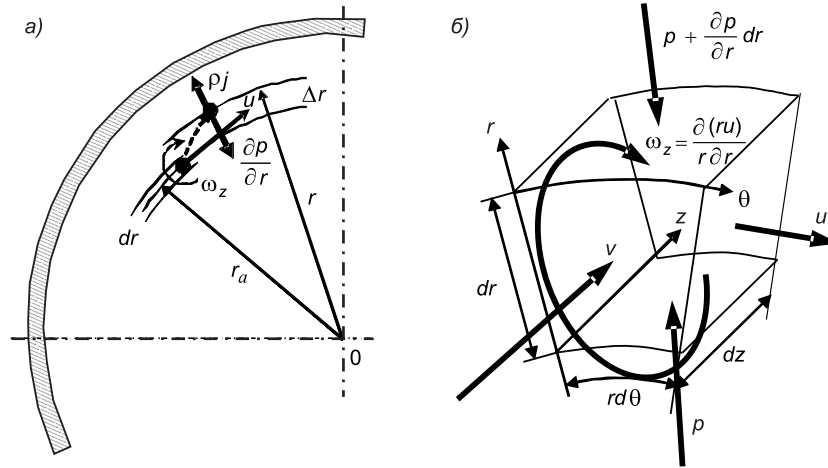


Рис. 2. Схема к расчету локальной устойчивости течения

$$\frac{\partial p}{\partial r} - \rho j \begin{cases} > 0 & \text{при } \Delta r = r - r_a > 0, \\ < 0 & \text{при } \Delta r = r - r_a < 0. \end{cases} \quad (1)$$

Здесь ρ и j — плотность жидкости и центробежное ускорение частицы.

Далее необходимо определиться с тем, какая характеристика частицы может полагаться переносимой на длине пути случайного смещения Δr . Известно, что при анализе пространственных течений, к которым относится циркуляционно-продольное движение жидкости, предпочтительней теории переноса количества движения является *теория переноса завихренности Тейлора* [3, 4]. Полагая по Тейлору завихренность элементарной частицы жидкости на длине пути смещения до взаимодействия с окружающими частицами постоянной

$$\omega_z = \frac{\partial(ru)}{r\partial r} = \omega_{za} = \text{const},$$

где ω_{za} — аксиальный компонент вихря на исходном радиусе r_a , получим

$$\int d(ru) = \int \omega_{za} r dr \quad \text{или} \quad u_{\text{ч}} = C / r + \omega_{za} r / 2,$$

где $u_{\text{ч}}$ — окружная скорость частицы на новом радиусе r .

Если на радиусе r_a окружная скорость частицы составляла u_a , то константа интегрирования будет равна $C = r_a u_a - \omega_{za} r_a^2 / 2$, отсюда находим центробежное ускорение частицы на радиусе r

$$j = \frac{u_{\text{ч}}^2}{r} = \frac{1}{r^3} \left[r_a u_a + \frac{\omega_{za}}{2} (r^2 - r_a^2) \right]^2.$$

Теперь левую часть неравенства (1) можно переписать как

$$\frac{\partial p}{\partial r} - \rho j = \rho \frac{u^2}{r} - \frac{\rho}{r^3} \left[r_a u_a + \frac{\omega_{za}}{2} (r^2 - r_a^2) \right]^2. \quad (2)$$

Обозначим

$$f(r) = (ru)^2 - r_a u_a \omega_{za} r^2, \quad (3)$$

$$f(r_a) = (r_a u_a)^2 - r_a u_a \omega_{za} r_a^2$$

и разложим функцию $f(r_a)$ в степенной ряд Тейлора

$$f(r_a) = f(r) + f'(r)(r_a - r) + \frac{f''(r)}{2!}(r_a - r)^2 + \dots$$

Отбрасывая малые второго и более высоких порядков, по (2) находим

$$\frac{\partial p}{\partial r} - \rho j = \frac{\rho}{r^3} [f(r) - f(r_a)] = \frac{\rho}{r^3} f'(r) \Delta r.$$

Тогда условие локальной устойчивости течения по Рэлею (*критерий Рэлея*), согласно (1), с учетом знака r можно определить как

$$Ra = \left(\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial r} - j \right) \frac{1}{\Delta r} = \frac{f'(r)}{r^3} > 0$$

или, заменив в (3) r_a , u_a и ω_{za} их текущими значениями (r, u, ω_z) ,

$$\begin{aligned} Ra &= \frac{f'(r)}{r^3} = \frac{1}{r^3} \frac{\partial}{\partial r} \left[(ru)^2 - r^3 u \frac{\partial(ru)}{r \partial r} \right] = \\ &= - \frac{\partial}{r \partial r} \left[ru \frac{\partial(ru)}{r \partial r} \right] = - \frac{\partial}{r \partial r} (\Gamma \omega_z) > 0, \end{aligned} \quad (4)$$

здесь циркуляция принимается как произведение $\Gamma = ru$ без множителя 2.

Таким образом, *условие локальной устойчивости циркуляционно-продольного течения определяется знаком частной производной по радиусу произведения циркуляции на аксиальный компонент вихря*. При отрицательном знаке производной ($Ra > 0$) центробежные силы стремятся подавить случайные возмущения, возвращая течение к устойчивому состоянию, при положительном знаке ($Ra < 0$) течение теряет устойчивость.

Рассмотрим условия устойчивости по Рэлею для ламинарного и турбулентного циркуляционно-продольных течений в трубе с постоянной вдоль текущего радиуса циркуляцией на входе $\Gamma_0 = ru = \text{const}$. Воспользовавшись полученными ранее для таких течений нормированными распределениями окружной составляющей скорости^{1,2}:

— для ламинарного потока

$$u = 2Ro \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1 - J_0(\lambda_n)}{\lambda_n J_0^2(\lambda_n)} J_1(\lambda_n r) \exp\left(-\lambda_n^2 \frac{z}{Re}\right);$$

— для турбулентного потока

$$u = \frac{Ro}{r} \left[1 - \exp\left(-\frac{Re_t \cdot r^2}{4z}\right) \right],$$

где $Ro = \Gamma_0 / Rv_0$ — *число Россби*³;

R — радиус трубы;

$v_0 = Q / R^2$ — средняя расходная скорость;

r и z — выраженные в долях от радиуса трубы безразмерные переменные;

n и k — нули *функции Бесселя* первого рода первого порядка;

¹ Волшаник В. В., Зуйков А. Л., Мордасов А. П. Закрученные потоки в гидротехнических сооружениях / Под ред. Г. И. Кривченко. М.: Энергоатомиздат, 1990. С. 280.

² Зуйков А. Л. Профили тангенциальных скоростей в циркуляционном течении в трубе // Вестник МГСУ, 2009. № 3. С. 195–199.

³ Delery J. M. Aspects of Vortex Breakdown // Progress in Aerospace Sciences, 1994. Vol. 30. P. 1–59.

$Re = v_0 R / \nu$ и $Re_t = v_0 R / \nu_t$ — число Рейнольдса и его турбулентный аналог;

и ν_t — кинематическая молекулярная и вихревая вязкости, находим:
— для ламинарного потока

$$\begin{aligned} Ra &= -\frac{\partial}{r\partial r} \left[ru \frac{\partial(ru)}{r\partial r} \right] = \\ &= (2Ro)^2 \left\{ \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1-J_0(\lambda_n)}{\lambda_n J_0^2(\lambda_n)} J_1(\lambda_n r) \exp\left(-\lambda_n^2 \frac{z}{Re}\right) \times \right. \\ &\quad \times \sum_{k=1}^{\infty} \lambda_k \frac{1-J_0(\lambda_k)}{J_0^2(\lambda_k)} J_1(\lambda_k r) \exp\left(-\lambda_k^2 \frac{z}{Re}\right) - \\ &\quad \left. - \left[\sum_{n=1}^{\infty} \frac{1-J_0(\lambda_n)}{J_0^2(\lambda_n)} J_0(\lambda_n r) \exp\left(-\lambda_n^2 \frac{z}{Re}\right) \right]^2 \right\}; \end{aligned} \quad (5)$$

— для турбулентного потока

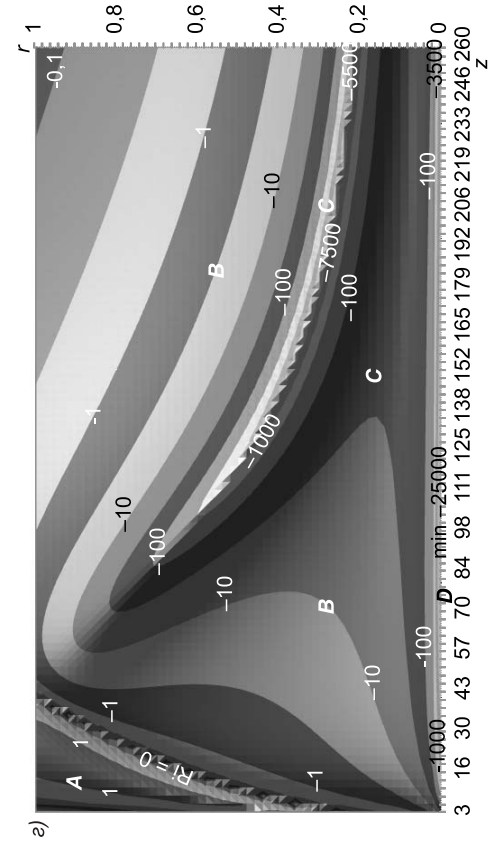
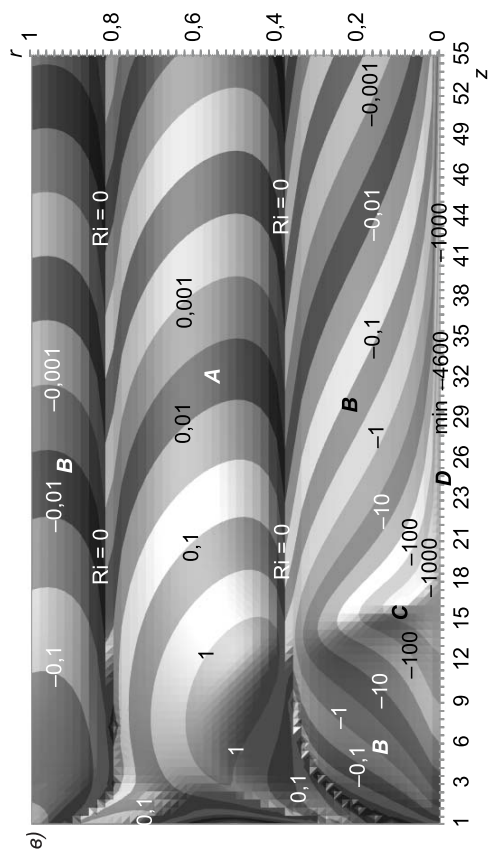
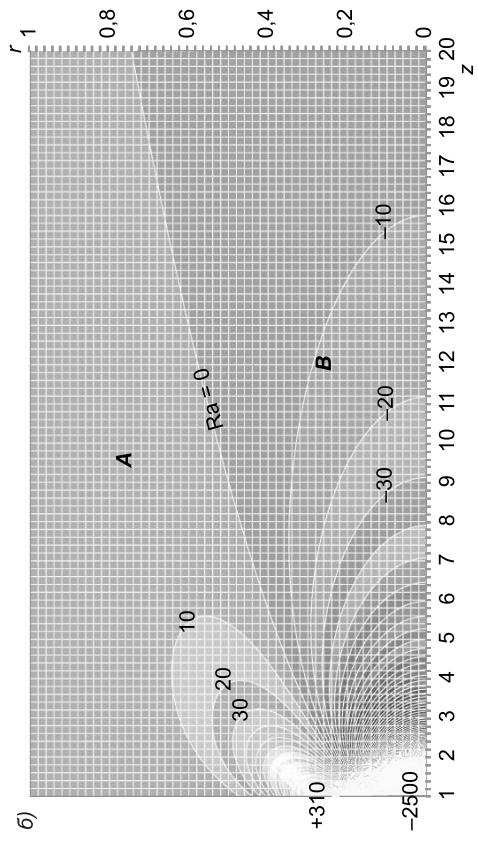
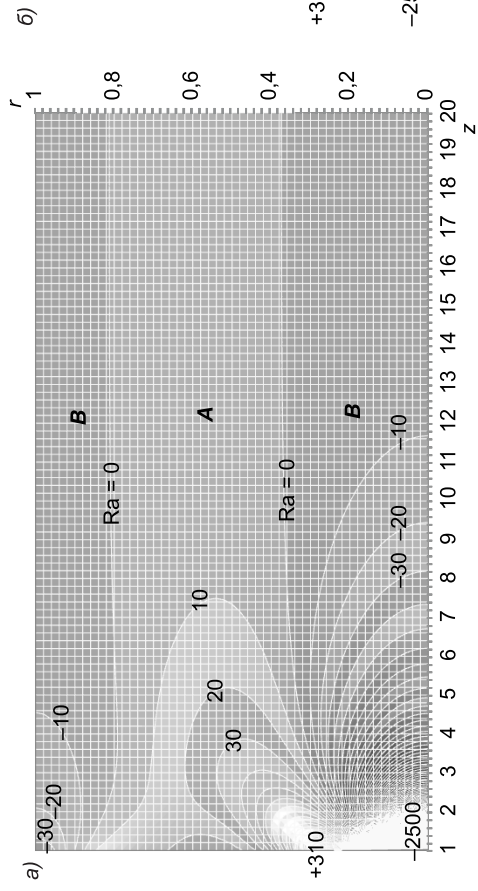
$$Ra = -\frac{\partial}{r\partial r} \left[ru \frac{\partial(ru)}{r\partial r} \right] = \left(\frac{Ro \cdot Re_t}{2z} \right)^2 \exp\left(-\frac{Re_t \cdot r^2}{4z}\right) \left[1 - 2 \exp\left(-\frac{Re_t \cdot r^2}{4z}\right) \right], \quad (6)$$

здесь числа Рэлея записаны в нормированной форме.

Карты локальной устойчивости по Рэлею на участке до десяти диаметров трубы при $Ro = 1$ и $Re = Re_t = 100$ показаны на рис. 3. Можно видеть, что в ламинарном циркуляционно-продольном потоке (рис. 3, а) существуют три следующие параллельно стенкам трубы зоны, разделенные изолиниями критических значений $Ra = 0$. Из них две зоны неустойчивости ($Ra < 0$), где возникающие возмущения не подавляются. Первая зона расположена в ядре течения. Она характеризуется значительной степенью падения окружных скоростей к оси потока², высокий градиент скоростей по радиусу и длине трубы здесь определяет причину местной неустойчивости течения. Вторая неустойчивая зона — пристенный слой, также с достаточно высоким градиентом скоростей вследствие торможения и прилипания жидкости к стенкам трубы. Однако периферийная зона обладает значительно меньшей неустойчивостью в сравнении с ядром течения.

Таким образом, можно сделать вывод, что источником потери устойчивости, приводящей к ламинарно-турбулентному переходу в исследуемом течении, является приосевая зона. Глубинные слои ламинарного потока, расположенные в кольцевом интервале $0,38 < r < 0,81$ и занимающие около половины сечения трубы, находятся в зоне устойчивого течения ($Ra > 0$) с подавлением случайных возмущений. В определенной степени эти образующие кольцо устойчивости внутренние слои служат отсекающим экраном, гасящим значительные возмущения в неустойчивом ядре течения, и способствуют стабилизации потока. Интегрально неустойчивость ламинарного циркуляционно-продольного потока к случайным возмущениям выше неустойчивости осевого течения в трубе при тех же числах Рейнольдса, что способствует его более раннему ламинарно-турбулентному переходу.

Картина турбулентного циркуляционно-продольного потока (рис. 3, б) проще, здесь имеется неустойчивое течение в ядре ($Ra < 0$) — источник или генератор турбулентности и периферийная зона устойчивого течения ($Ra > 0$). Причем зона неустойчивости неуклонно расширяется по мере продвижения по аксиальной координате, захватывая все более обширную



область потока. Из равенства (6), в частности, следует, что своего критического нулевого значения число Рэлея ($Re = 0$) достигает при

$$1 - 2 \exp\left(-\frac{Re_t \cdot r^2}{4z}\right) = 0 \quad \text{или} \quad \frac{Re_t r^2}{z} = 4 \ln(2).$$

Таким образом, ниже створа, расположенного на расстоянии $z > 0,36Re_t$ от начала трубы, неустойчивая зона занимает все поперечное сечение турбулентного циркуляционно-продольного потока. Следует отметить, что для ламинарного и турбулентного потоков радиусы критического перехода между устойчивой и неустойчивой зонами, т.е. локализация областей подавления и нарастания возмущений, не зависят от начальной циркуляции Γ_0 (числа Россби Ro), но зависят от чисел Рейнольдса (Re или Re_t). В целом критерий Рэлея позволяет выделить в циркуляционно-продольном течении зоны генерации случайных возмущений и зоны их подавления, оценить степень устойчивости ламинарного течения к этим возмущениям, способствующим ламинарно-турбулентному переходу. Но для анализа устойчивости потока, связанной с изменением формы его движения или «распадом вихря», критерий Рэлея неэффективен.

Экспериментальные исследования³ [1] показали, что начальное осесимметричное циркуляционно-продольное течение по мере продвижения по трубе начинает терять устойчивость и в результате трансформируется в спиралевидную форму (см. рис. 1, б). Смена формы движения проявляется в плавном и нарастающем по длине трубы спиралевидном изгибе оси вращения потока — вихревого шнура, при этом сам вихревой шнур, обтекаемый потоком, сохраняет стабильное положение. Развитие потока далее по длине трубы, связанное с затуханием закрутки, приводит к распаду спиралевидного шнура в концевой части, которому предшествует потеря им устойчивости — шнур начинает вращаться вместе с потоком (прецессировать) и распадаться на отдельные вихревые образования, это явление называется «распадом вихря». Можно полагать, что переходы от осесимметричной формы движения к спиралевидной и от спиралевидной к «распаду вихря» с переходом в другую форму движения — осевое течение с отдельными втягиваемыми потоком макровихревыми образованиями — будут происходить при определенных условиях, возникающих в процессе затухания и зарождения циркуляционно-продольного течения.

Механизм потери устойчивости и смены форм движения циркуляционно-продольного потока в целом известен. На начальном участке после закручивающего устройства формируется осесимметричный поток, который имеет две характерные области: вихресоодержащую центральную область (вихревое ядро) с концентрированной завихренностью и периферийную область с малой завихренностью. В ламинарном течении имеется еще и третья пристенная область неустойчивости, но она не оказывает влияния на рассматриваемый процесс общей потери устойчивости циркуляционно-продольным течением. Центральное вихресоодержащее ядро, как было показано выше, является наиболее нестационарной областью потока, в которой зарождаются малые возмущения, нарушающие его осевую симметрию. В ре-

зультате, теряя циркуляцию, а с ней силовое центробежное поле, поток оказывается неустойчивым к этим несимметричным возмущениям и переходит от осесимметричной формы к спиралевидной. В дальнейшем вырождение циркуляции приводит к распаду циркуляционного течения в связи со слабостью остаточной закрутки.

При анализе влияния циркуляции на структуру течения часто используется число Ричардсона (Ri), равное частному от деления числа Рэлея (Ra) на квадратичный инвариант тензора скоростей деформации (J^2) [2]^{3,4}

$$Ri = Ra / J^2, \quad (7)$$

где для осесимметричного течения ($\partial/\partial\theta = 0$) можно записать

$$J^2 = 2 \left[\left(\frac{\partial \omega}{\partial r} \right)^2 + \left(\frac{\omega}{r} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 \right] + \left(\frac{\partial u}{\partial r} - \frac{u}{r} \right)^2 + \left(\frac{\partial \omega}{\partial z} + \frac{\partial v}{\partial r} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} \right)^2. \quad (8)$$

Число Рэлея и квадратичный инвариант тензора скоростей деформации имеют одинаковую размерность, и получаемое при делении одного на другое число Ричардсона характеризует местное соотношение сил, воздействующих на частицу жидкости при ее случайных малых перемещениях и способствующих их подавлению либо нарастанию, к постоянно действующим в данной точке жидкой среды силам (напряжениям), порождаемым тензором деформаций и независимым от случайных причин, т.е. к силам, действующим в потоке в естественном состоянии. В свою очередь тензор деформаций сам является источником, порождающим неустойчивость течения, а высокие деформации в толще жидкой среды способствуют нарастанию случайных возмущений. Учитывая изложенное, число Ричардсона, представляющее собой соотношение случайных как дестабилизирующих, так и стабилизирующих течение факторов к стационарным факторам, является в этом качестве показателем локальных условий устойчивости течения. Так, если число Ричардсона существенно положительно ($Ri > 1$), а это, поскольку $J^2 > 0$, возможно в условиях, когда $Ra > 0$ и $Ra > J^2$, то, очевидно, влияние стабилизирующих сил будет превосходить влияние сил, определяемых тензором деформаций, порождающих неустойчивость, при этом мы будем иметь в исследуемой локальной области устойчивое циркуляционно-продольное течение или при турбулентном режиме — течение с подавленной турбулентностью. При значениях числа Ричардсона, близких к нулю ($Ri \approx \pm 0$ при $Ra \approx \pm 0$ или $|Ra| \ll J^2$), дестабилизирующие и стабилизирующие течение силы находятся в относительном локальном равновесии в сравнении с силами, порождаемыми тензором деформаций, в этом случае поток в исследуемой области будет находиться в своем естественном состоянии, например, с развитой турбулентностью. При высоких отрицательных значениях числа Ричардсона ($Ri \ll 0$ при $Ra < 0$ и $|Ra| \gg J^2$) течение в исследуемой локальной области потеряет устойчивость, поскольку при этом случайные возмущения будут значительно превосходить деформации естественного уровня, свойственные или соответствующие состоянию потока. В результате это может вызвать дестабилизацию потока в целом, если и в окружающих областях течения наблюдаются отрицательные значения критерия Ричардсона, т.е. превалируют силы, способствующие нарастанию возмущений. Сначала такая дестабилизация течения ведет к нарушению его осевой симметрии, а в последующем — к дальнейшему нарастанию асимметрии, вследствие продолжения действия указанных деста-

⁴ Gupta A. K., Lilley D., Syred N. Swirl Flows. N.Y.: Abacus Press, 1984. P. 588.

билизирующих факторов. Таким образом, в последнем случае наблюдаем потерю общей устойчивости потока в виде трансформации осесимметричного циркуляционно-продольного течения в спиралевидное с нарастающей по длине трубы асимметрией. Завершающей стадией, связанной с вырождением циркуляции, является прецессия вихревого шнура и «распад вихря».

На рис. 3 представлены карты изолиний чисел Ричардсона, полученные по (7), для расчетных потоков при $Ro = 1$ и $Re = Re_t = 100$. При расчетах принято распределение продольных скоростей (v), полученное в работах^{1, 5}. Анализ показывает, что в ламинарном циркуляционно-продольном течении (см. рис. 3, в) можно выделить три области с границами перехода числа Ричардсона через ноль (соответствуют переходу через ноль чисел Рэлея): первая протекает вдоль стенок трубы и характеризуется слабой неустойчивостью, монотонно понижающейся по течению с переходом его в более устойчивое состояние; ниже по глубине в кольцевом сечении расположена область устойчивого течения с подавлением случайных возмущений (вторая область); наиболее неустойчивой является третья область — центральное вихревое ядро. В вихревом ядре в свою очередь выделяются три зоны: зона слабой неустойчивости в начале водовода, плавно переходящая в зону дестабилизации течения с нарастающей по мере стягивания к оси и продвижения вдоль трубы неустойчивостью, и зону потери устойчивости — тонкий вихревой шнур. Потеря устойчивости вихревым шнуром влечет нарастание возмущений и в результате дестабилизацию циркуляционно-продольного течения в целом, проявляющуюся в смене осесимметричного течения спиралевидным.

Рассматривая условия общей устойчивости турбулентного циркуляционно-продольного течения (см. рис. 3, г), в нем следует выделять две области, разделенные границей $Ri = 0$: примыкающую к стенкам трубы периферийную область устойчивого течения, сокращающуюся по мере продвижения вдоль аксиальной координаты, и концентрично расширяющуюся по z область неустойчивого внутреннего вихревого ядра закрученного потока, в свою очередь содержащего три зоны, аналогичные зонам вихревого ядра ламинарного течения с аналогичными свойствами. По результатам обобщающих расчетов и их сопоставления с экспериментальными данными [1] установлено, что смена формы движения потока от осесимметричного к спиралевидному имеет место в случае, когда в потоке отсутствует зона стабилизации течения (см. рис. 3, г), и локальные числа Ричардсона в области вихревого шнура достигают уровня $Ri = -20000$.

Накопленный фактический материал показывает, что турбулентный поток начинает терять устойчивость, прежде всего, в приосевой зоне в виде перехода осесимметричного течения в спиралевидное, и затем следует «распад вихря». Поэтому вблизи оси вращения потока следует ожидать глубокие отрицательные значения чисел Ричардсона, а в периферийной области — положительные его значения на начальной стадии развития циркуляционно-продольного потока, когда циркуляция стабилизирует течение. Причем по мере затухания циркуляции по длине трубы зона неустойчивости должна нарастать, захватывая все более обширную область потока, в том числе его периферийные слои. Можно видеть, что полученные карты изолиний критерия Ричардсона точно соответствуют этим эмпирическим представлениям.

⁵ Зуйков А. Л. Распределение продольных скоростей в циркуляционном течении в трубе // Вестник МГСУ, 2009. № 3. С. 200–204.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Животовский, Б. А. Водосбросные и сопрягающие сооружения с закруткой потока [Текст]/Б. А. Животовский.— М.: Изд-во РУДН, 1995.— 190 с.
2. Халатов, А. А. Теплообмен и гидродинамика в полях центробежных массовых сил. Закрученные потоки [Текст]/А. А. Халатов, А. А. Авраменко, И. В. Шевчук.— Т. 3.— Киев: Наукова думка, 2000.— 477 с.
3. Taylor, G. I. The Transport of Vorticity and Heat through Fluids in Turbulent Motion [Текст]/G. I. Taylor//Proceedings of the Royal Society. Series A.— 1932.— Vol. 135.— P. 685–701.
4. Goldstein, S. A. Note on the Vorticity-Transport Theory of Turbulent Motion [Текст]/S. A. Goldstein//Proceedings Cambridge Philosophical Society.— 1935.— Vol. 31, N 3.— P. 351–359.

ЗУЙКОВ А. Л., канд. техн. наук

Московский государственный строительный университет

Получено 05.10.09

Zuykov A. L., candidate of technical sciences, Moscow State Building University, Russia

SWIRL FLOW STABILITY

We have studied the problem of stability of swirl-longitudinal flows that includes several phenomena such as laminar-vortical transition, transformation of axial-symmetric flow into spiral flow and vortex breakdown. To analyze steadiness we used Rayleigh method and Taylor vorticity-transport theory. We show that local stability of the flow criteria (Rayleigh number) is defined by radius of product of circulation on axial component of vortex partial derivative: positive value means that centrifugal forces tend to suppress stochastic disturbances and the flow in the area under consideration is stable, negative value means the stochastic disturbances increase and the flows lose stability. We have derived numerous criteria of flow steadiness to change of dynamics from axial-symmetric to spiral as Richardson number equals the quotient of Rayleigh number division on quadratic invariant of deformation speed tensor...

fluid dynamics, turbulent motion, swirl flow stability, vorticity-transport theory, vortex breakdown, Rayleigh number, Richardson number.

REFERENCES

1. Zgivotovsky, B. A. Spillway and connecting buildings with flow spin [Text]/B. A. Zgivotovsky.— Moscow: PFUR Publishing, 1995.— 190 p.
2. Khalatov, A. A. Heat exchange and hydrodynamics in centrifugal mass forces fields. Swirl flows [Text]/A. A. Khalatov, A. A. Avramenko, I. V. Shevchuk.— V. 3. — Kiev: Naukova dumka, 2000.— 477 p.
3. Taylor, G. I. The Transport of Vorticity and Heat through Fluids in Turbulent Motion [Text]/G. I. Taylor//Proceedings of the Royal Society. Series A.— 1932.— V. 135.— P. 685–701.
4. Goldstein, S. A. Note on the Vorticity-Transport Theory of Turbulent Motion [Text]/S. A. Goldstein//Proceedings Cambridge Philosophical Society.— 1935.— V. 31, N 3.— P. 351–359.

УДК 624.075.23

Л. В. ЕНДЖИЕВСКИЙ, Е. Ю. ФОМЕНКО

ИССЛЕДОВАНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ ВНЕЦЕНТРЕННО-СЖАТЫХ ПЕРФОРИРОВАННЫХ СТАЛЬНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Рассмотрены результаты численных расчетов с иллюстрацией особенностей работы внецентренно-сжатых перфорированных и исходных двутавровых элементов на устойчивость с учетом физической и геометрической нелинейностей...

устойчивость, перфорированный элемент, физическая и геометрическая нелинейности.

В строительстве широкое применение находят стальные элементы двутаврового с перфорированной стенкой сечения, работающие на внецентренное сжатие. Как показывает практика обследования зданий и сооружений, для внецентренно-сжатых элементов потеря их общей устойчивости является наиболее часто встречающимся видом предельных состояний первой группы. Однако в технической литературе специфика работы элементов и их расчета отражена недостаточно.

С заменой перфорированной стенки эквивалентным приведенным сплошностенчатым сечением рассматриваются вопросы прочности и устойчивости с учетом нелинейной работы материала [1]. Численные (методом конечных элементов) исследования внецентренно-сжатых перфорированных элементов по прочности представлены в [2]. На основе экспериментально-теоретических исследований дан алгоритм инженерной методики расчета на прочность [3].

В качестве конкретных иллюстративных примеров объектов исследования рассмотрены сплошностенчатые (прокатный двутавр 14С по ГОСТ 19425–74*) и перфорированные из того же двутавра стойки (рис. 1) при эксцентриситетах приложения нагрузки в плоскости стенки 4,73 и 9,46 см.

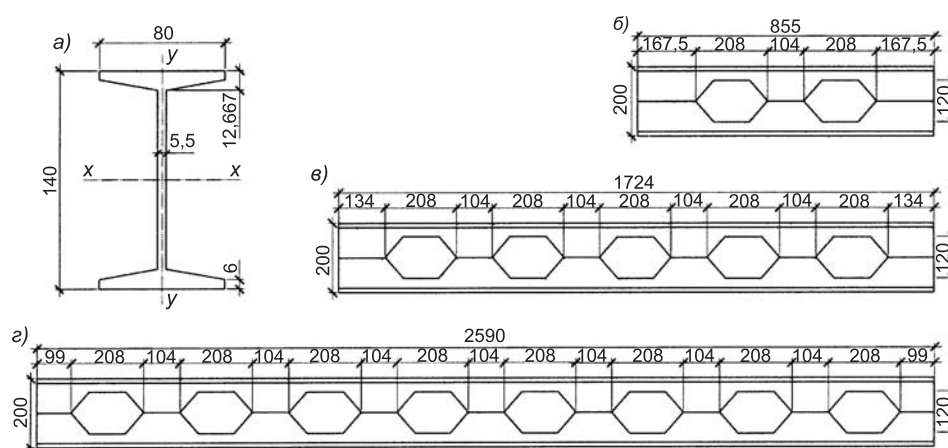


Рис. 1. Геометрические параметры исходного и перфорированных элементов
а — поперечное сечение прокатного двутавра; б, в, г — перфорированные стойки длиной соответственно 0,855 м, 1,724 м, 2,59 м

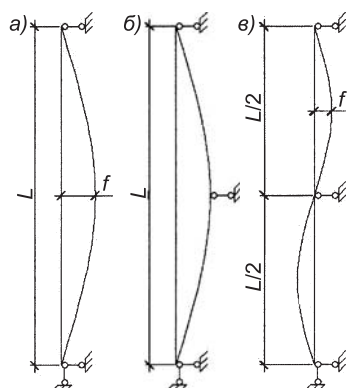


Рис. 2. Начальные искривления стоек

Исследовалась потеря устойчивости внецентренно-сжатых элементов как в плоскости действия момента (плоская форма потери устойчивости), так и из плоскости действия момента (изгибно-крутильная форма потери устойчивости) с учетом физической и геометрической нелинейностей, а также начального искривления стоек по дуге окружности (рис. 2, а), с $f = L / 750$, принятого в [4].

Для создания равноустойчивости конструкций в плоскости наименьшей жесткости устанавливались поперечные связи, уменьшающие расчетную длину вдвое. При этом реализуется изгибно-крутильная форма потери устойчивости, при начальных искривлениях конструкций также по дуге окружности (рис. 2, б) или синусоиде (рис. 2, в).

Анализ устойчивости конструкций с учетом обеих нелинейностей в программном комплексе ANSYS производится в два этапа:

— путем линейного статического расчета получаем начальное искривление объемной модели в виде дуги окружности или синусоиды со стрелкой прогиба $f = L / 750$ (см. рис. 2);

— далее, прикладывая нагрузку большую, чем критическая при центральном сжатии, проводим нелинейный расчет.

Анализ прочности перфорированных элементов выполнен в программном комплексе ANSYS с учетом физической нелинейности и малых деформаций. Конечноэлементная разбивка была произведена восьмью узловыми призматическими элементами SOLID45. Оценка качества сетки конечноэлементной модели производилась при линейном статическом расчете с учетом упругих характеристик материалов в соответствии с руководством (ANSYS 11 Theory Reference): SERR (ошибка энергии в элементе) и SEPC (процент ошибки в норме энергии) для рассматриваемых моделей не более 4%. Хорошим считается результат по каждой из ошибок не более 10%.

Материал — сталь марки Ст.3 со следующими характеристиками: модуль упругости $E = 2,05 \cdot 10^5$ МПа; коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$; предел пропорциональности $\sigma_{пр} = 239$ МПа; относительное удлинение, соответствующее пределу пропорциональности $\epsilon_{пр} = 1,1658 \cdot 10^{-3}$; средний предел текучести $\sigma_{т} = 282$ МПа; относительное удлинение, соответствующее началу площадки текучести $\epsilon_{т} = 2,5 \cdot 10^{-3}$.

В программном комплексе использовалась полилинейная диаграмма работы стали. Точки для задания криволинейного участка рассчитывались из уравнения эллипса (табл. 1). Далее диаграмма подобна идеальной — Прандтля.

Таблица 1

σ , МПа	239	249	259	269	275	278	280	281	282
$\epsilon \cdot 10^{-3}$	1,1658	1,2456	1,3832	1,6111	1,827	1,9836	2,13125	2,238	2,5

Граничные условия по торцам конструктивных элементов:

а) шарнирное опирание (прогиб равен нулю; изгибающий момент отсутствует);

б) поворот в плоскости $x-y$ и депланации отсутствуют.

Геометрические характеристики для элементов из исходного двутавра:

$$A = 21,5 \text{ см}^2; J_y = 64,8 \text{ см}^4; J_x = 712 \text{ см}^4; W_x = 102 \text{ см}^3; i_y = 1,74 \text{ см};$$

$$i_x = 5,75 \text{ см}; \lambda_{y(85,5)} = 49,14; \lambda_{y(172,4)} = 99,08; \lambda_{y(259)} = 148,85; \lambda_{x(85,5)} = 14,87;$$

$$\lambda_{x(172,4)} = 29,98; \lambda_{x(259)} = 45,04; m_{y(4,73)} = e_y \cdot A / W_x = 1; m_{y(9,46)} = 2.$$

Расчетные геометрические характеристики для элементов из перфорированного двутавра по ослабленному перфорацией сечению:

$$A_p = 18,31 \text{ см}^2; J_{y,p} = 64,717 \text{ см}^4; J_{x,p} = 1547,641 \text{ см}^4; W_{x,p} = 154,76 \text{ см}^3;$$

$$i_{y,p} = 1,88 \text{ см}; i_{x,p} = 9,194 \text{ см}; \lambda_{y,p(85,5)} = 45,48; \lambda_{y,p(172,4)} = 91,70;$$

$$\lambda_{y,p(259)} = 137,76; \lambda_{x,p(85,5)} = 9,3; \lambda_{x,p(172,4)} = 18,75; \lambda_{x,p(259)} = 28,17;$$

$$m_{y,p(4,73)} = e_y \cdot A_p / W_{x,p} = 0,56; m_{y,p(9,46)} = 1,12.$$

Апробация методики расчета на устойчивость в программном комплексе ANSYS проведена¹, и результаты сравнивались с экспериментальными данными², полученными для сплошностенчатых элементов.

Влияние сдвиговой податливости стенки перфорированных двутавров не учитывалось ввиду его малости для рассмотренных исходных профилей (с гибкостью стенки $h_{\text{ст}} / \delta_{\text{ст}} \approx 20$). Следствие этого — некоторое завышение критической нагрузки (по предварительным оценкам — порядка 1 %). Для исходных двутавров больших номеров ($h_{\text{ст}} / \delta_{\text{ст}}$ — до 40) или тонкостенных двутавров влияние указанного фактора будет более значительным и может быть учтено редукционным коэффициентом к $J_{x,p}$.

В табл. 2 дан сравнительный анализ критических сил, соответствующих изгибно-крутильной и второй изгибно-крутильной формам потери устойчивости сплошностенчатых стоек, рассчитанных в программном комплексе по [СНиП II-23-81*] и [СП 53-102-2004], а также по методике².

Определение критической силы, соответствующей изгибно-крутильным формам потери устойчивости³ по [4] выполняем по формуле

$$N = c \cdot \varphi_y \cdot A \cdot \sigma_T, \quad (1)$$

при этом коэффициент c в методике [4] запишем как

$$c = \frac{\beta}{1 + \alpha \cdot m_y}, \quad (2)$$

в методике³

$$c = \frac{\beta}{1 + \alpha \cdot v \cdot m_y}. \quad (3)$$

Расчет критической силы, соответствующей изгибно-крутильным формам потери устойчивости за пределом пропорциональности², производится по формуле

¹ Енджиевский Л. В., Фоменко Е. Ю. Численные исследования напряженно-деформированного состояния стальных перфорированных стоек при потере устойчивости. Вестник отделения архитектуры и строительных наук. Москва–Орел: РААСН, АСИ ОрелГТУ, 2009. С. 110–115.

² Чувикин Г. М. Об устойчивости за пределом упругости внецентренно-сжатых тонкостенных стержней открытого профиля. Исследования по стальным конструкциям. Вып. 13. М.: Госстройиздат, 1962. С. 70–159.

³ СП 53-102-2004. Общие правила проектирования стальных конструкций. М.: ФГУП ЦПП, 2005.

Таблица 2

Гибкость стойки λ_y	Относи- тельный эксцентри- цитет m_y	Форма потери устойчивости	Значение критической силы, кН			
			расчет по СНиП II-23-81*	расчет по СП 53-102-2004	расчет в ANSYS	расчет по методике Г.М. Чу- викина
49,14	1	Изгибно-крутильная	296,98	328,73	331,284	293,937
	2	Изгибно-крутильная	201,96	233,212	231,28	199,98
99,08	1	Изгибно-крутильная	193,59	237,838	242,062	—
		Изгибно-крутильная (промежуточная связь из плоскости стенки)	296,308	328,16	318 (306,792)	293,489
	2	Изгибно-крутильная	131,654	178,134	181,092	—
		Изгибно-крутильная (промежуточная связь из плоскости стенки)	201,501	232,9	221,362 (213,42)	199,678
148,85	1	Изгибно-крутильная	134,715	140,167	149,7	—
		Изгибно-крутильная (промежуточная связь из плоскости стенки)	242,096	279,35	291,222 (266,922)	270,17
	2	Изгибно-крутильная	91,605	121,76	125,352	—
		Изгибно-крутильная (промежуточная связь из плоскости стенки)	164,635	203,347	202,15 (188,814)	184,766

$$\left(\frac{N}{N_y}\right)^2 [r^2 + 2 \cdot \beta_y \cdot e_y - (\alpha_y - e_y)^2] - \frac{N}{N_y} \left(r^2 + 2 \cdot \beta_y \cdot e_y + r^2 \frac{N_\omega}{N_y} \right) + r^2 \frac{N_\omega}{N_y} = 0; \quad (4)$$

$$N = \frac{\sigma_{\max} \cdot A}{1 + (e_y \cdot A / W_x')}, \quad (5)$$

где σ_{\max} — напряжение в центре тяжести более сжатой полки (предварительно задается);

W_x' — момент сопротивления, отнесенный к центру тяжести сжатой полки;

$$N_y = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot J_y}{l^2}, \quad (6)$$

где E — модуль упругости материала;

$$N_\omega = \frac{E \cdot J_\omega \cdot (\pi / l)^2 + G \cdot J_k}{r^2}, \quad (7)$$

где G — модуль сдвига;

J_ω — секторальный момент инерции сечения;

J_k — момент инерции кручения.

Априори принято и в запредельной стадии $G \cdot J_k = \text{const}$;

$$r^2 = \frac{J_x + J_y}{A} + \alpha_y^2, \quad (8)$$

α_y — расстояние центра изгиба от центра тяжести сечения.

$$\beta = \frac{U_x}{2 \cdot J_x} - \alpha_y; \quad U_x = \int_{(A)} (x^2 + y^2) y dA. \quad (9)$$

Геометрические характеристики сечения пересчитываются в эквивалентные упругие путем умножения на коэффициент

$$\nu = E_\sigma / E, \quad (10)$$

где E_σ — касательный модуль Энгессера.

При расчете критических сил в программном комплексе момент потери устойчивости фиксировался остановкой расчета. При этом касательная матрица жесткости была сингулярна. За силу, соответствующую критической, принималось значение на предпоследнем шаге загрузки (в этот момент касательная матрица жесткости $[K_T]$ была положительно определена)⁴.

В табл. 2 и 3 значения критических сил без скобок получены при начальном искривлении стойки в виде дуги окружности, а значения критических сил в скобках — в виде синусоиды.

Из табл. 2 видно, что расчет потери устойчивости по изгибно-крутильным формам, согласно³, и в программном комплексе имеют близкие значения, в отличие от результатов² и полученных по [4].

На рис. 3 показаны формы потери устойчивости и эквивалентные напряжения по Мизесу для стоек с гибкостью $\lambda_y = 99,08$ при $m_y = 2$. Из рисунка следует, что в момент потери устойчивости стоек сжатые полки находятся в пластической области. При потере устойчивости по второй изгибно-крутильной форме сжатая полка деформируется так же (рис. 3, б, в), как и центрально-сжатые стержни в работе⁵.

Результаты расчетов перфорированных стоек приведены в табл. 3. Разница между критическими силами, соответствующими изгибно-крутильной форме потери устойчивости, в перфорированном и исходном элементах при $m_{y,p} = 0,56$ и $m_y = 1$ достигает 2,5...5 %, а при $m_{y,p} = 1,12$ и $m_y = 2$ — 7...12 %. Разница между критическими силами, соответствующими изгибной в плоскости стенки форме потери устойчивости, в перфорированном и исходном элементах при $m_{y,p} = 0,56$ и $m_y = 1$ достигает 4,5...10 %, а при $m_{y,p} = 1,12$ и $m_y = 2$ — 6...17 %; при второй изгибно-крутильной форме потери устойчивости эта разница при $m_{y,p} = 0,56$ и $m_y = 1$ достигает соответственно 4,5...8 %, а при $m_{y,p} = 1,12$ и $m_y = 2$ — 11,8...16 %.

На рис. 4 для перфорированной стойки $\lambda_{y,p} = 91,70$ при $m_{y,p} = 1,12$ показаны формы потери устойчивости и эквивалентные напряжения по Мизесу.

Определенный интерес представляет сравнение величин нагрузок, соответствующих изгибной форме потери устойчивости в плоскости стенки, и предела прочности при изгибе в плоскости стенки перфорированных стоек (табл. 4). Очевидно, наступление предельного состояния стоек обусловлено потерей устойчивости, а не достижением предела прочности. Для перфорированной стойки с гибкостью менее 45 разница между критической и соответствующей пределу прочности нагрузками составляет 2,5...3,5 %, что позволяет производить расчет только на прочность. При гибкости стоек более 90 разница между нагрузками составля-

⁴ Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. М.: Мир, 1975. 543 с.

⁵ Катюшин В. В. Здания с каркасами из стальных рам переменного сечения (расчет, проектирование, строительство). М.: ОАО «Стройиздат», 2005. 656 с.

Таблица 3

Гибкость стойки $\lambda_y / \lambda_{y,p}$	Относительный эксцентриситет $m_y / m_{y,p}$	Форма потери устойчивости	Значение критической силы, кН		$N_{\text{перфорированная}}$ $N_{\text{исходная}}$	Интенсивность пластических деформаций в сжатых полках стоек	
			исходная стойка	перфорированная стойка		исходной ϵ^{pl}	перфорированной ϵ_p^{pl}
$\frac{49,14}{45,48}$	1/0,56	Изгибно-крутильная	331,284	339,44	1,0246	0,00501	0,00579
		Изгибная в плоскости стенки	340,62	339,24	0,9959	0,00416	0,00117
	2/1,12	Изгибно-крутильная	231,28	252,16	1,0902	0,00772	0,00325
		Изгибная в плоскости стенки	239,184	254,194	1,0628	0,00488	0,00155
$\frac{99,08}{91,70}$	1/0,56	Изгибно-крутильная	242,062	254,336	1,0507	0,00139	0,00114
		Изгибно-крутильная (промежуточная связь из плоскости стенки)	318 (306,792)	332,8 (320,736)	1,0465 (1,0454)	0,00413 (0,00383)	0,00359 (0,00204)
		Изгибная в плоскости стенки	314,82	329,314	1,046	0,00254	0,00106
	2/1,12	Изгибно-крутильная	181,092	203,096	1,1215	0,00192	0,00158
		Изгибно-крутильная (промежуточная связь из плоскости стенки)	221,362 (213,42)	247,648 (238,848)	1,1187 (1,1191)	0,00522 (0,00347)	0,00188 (0,00159)
		Изгибная в плоскости стенки	222,352	247,936	1,1150	0,00312	0,00155
$\frac{148,85}{137,76}$	1/0,56	Изгибно-крутильная	149,7	153,415	1,0248	0,00043	0,00045
		Изгибно-крутильная (промежуточная связь из плоскости стенки)	291,222 (266,922)	317,258 (287,297)	1,0894 (1,0763)	0,00259 (0,00149)	0,00147 (0,00132)
		Изгибная в плоскости стенки	287,592	317,185	1,1029	0,00106	0,00101
	2/1,12	Изгибно-крутильная	125,352	134,61	1,0739	0,00046	0,00045
		Изгибно-крутильная (промежуточная связь из плоскости стенки)	202,15 (188,814)	237,477 (217,257)	1,1748 (1,1506)	0,00223 (0,00227)	0,00218 (0,00132)
		Изгибная в плоскости стенки	204,3	239,407	1,1718	0,00164	0,00147

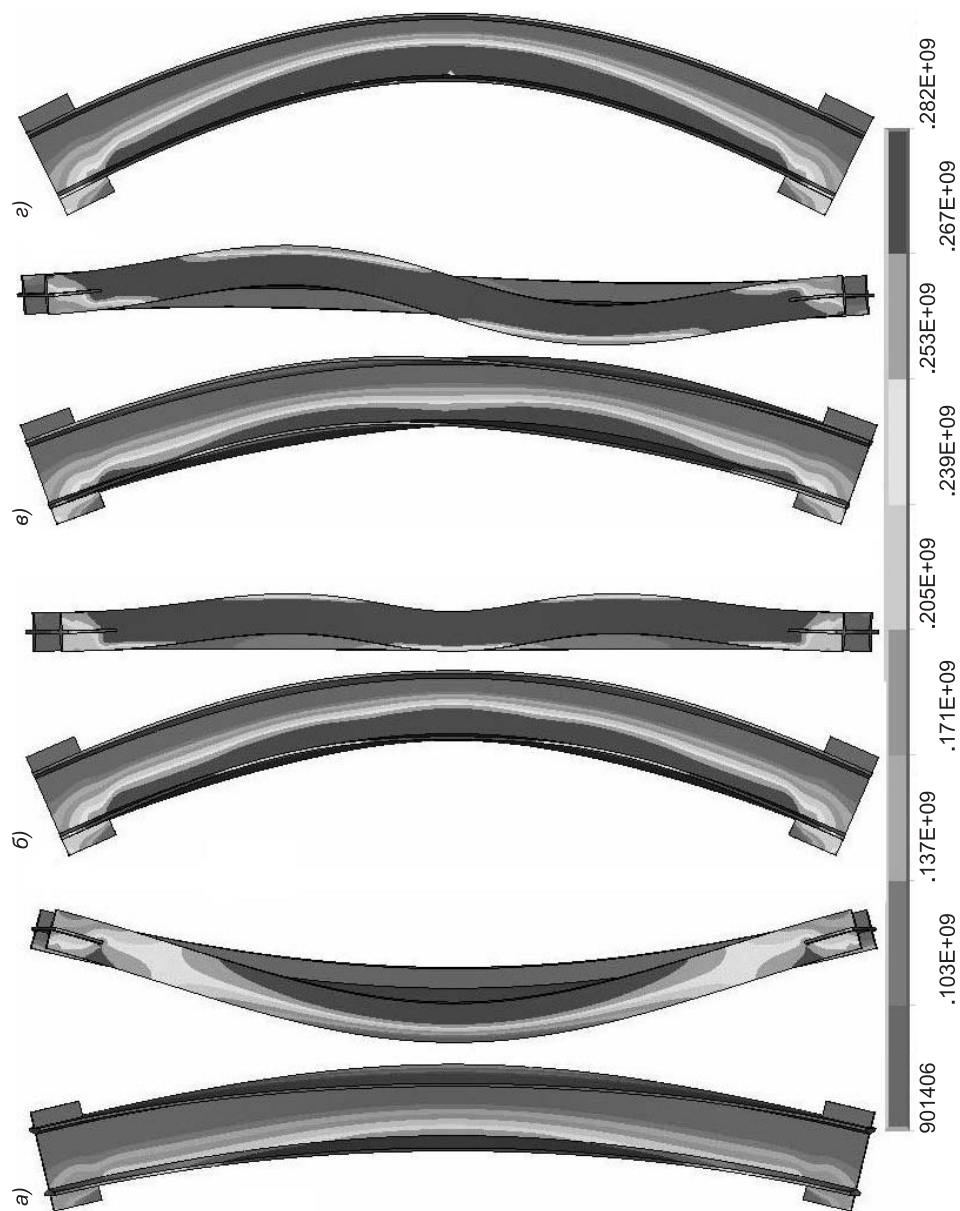


Рис. 3. Формы потери устойчивости исходного элемента и эквивалентные напряжения по Мизесу, Па

a — изгибно-крутильная; *б* — вторая изгибно-крутильная (начальное несовершенство — дуга окружности); *в* — вторая изгибно-крутильная (начальное несовершенство — синусоида); *г* — изгибная в плоскости наибольшей жесткости

Т а б л и ц а 4

Гибкость стойки $\lambda_{y,p}$	Относительный эксцентриситет $m_{y,p}$	Критическая нагрузка, кН	Нагрузка, соответствующая пределу прочности, кН	$\frac{N_{\text{прочности}}}{N_{\text{критическая}}}$
45,48	0,56	339,24	347,821	1,0253
	1,12	254,194	263	1,0346
91,70	0,56	329,314	347,9	1,0564
	1,12	247,936	261,36	1,0541
137,76	0,56	317,185	349,22	1,101
	1,12	239,407	262,03	1,0945

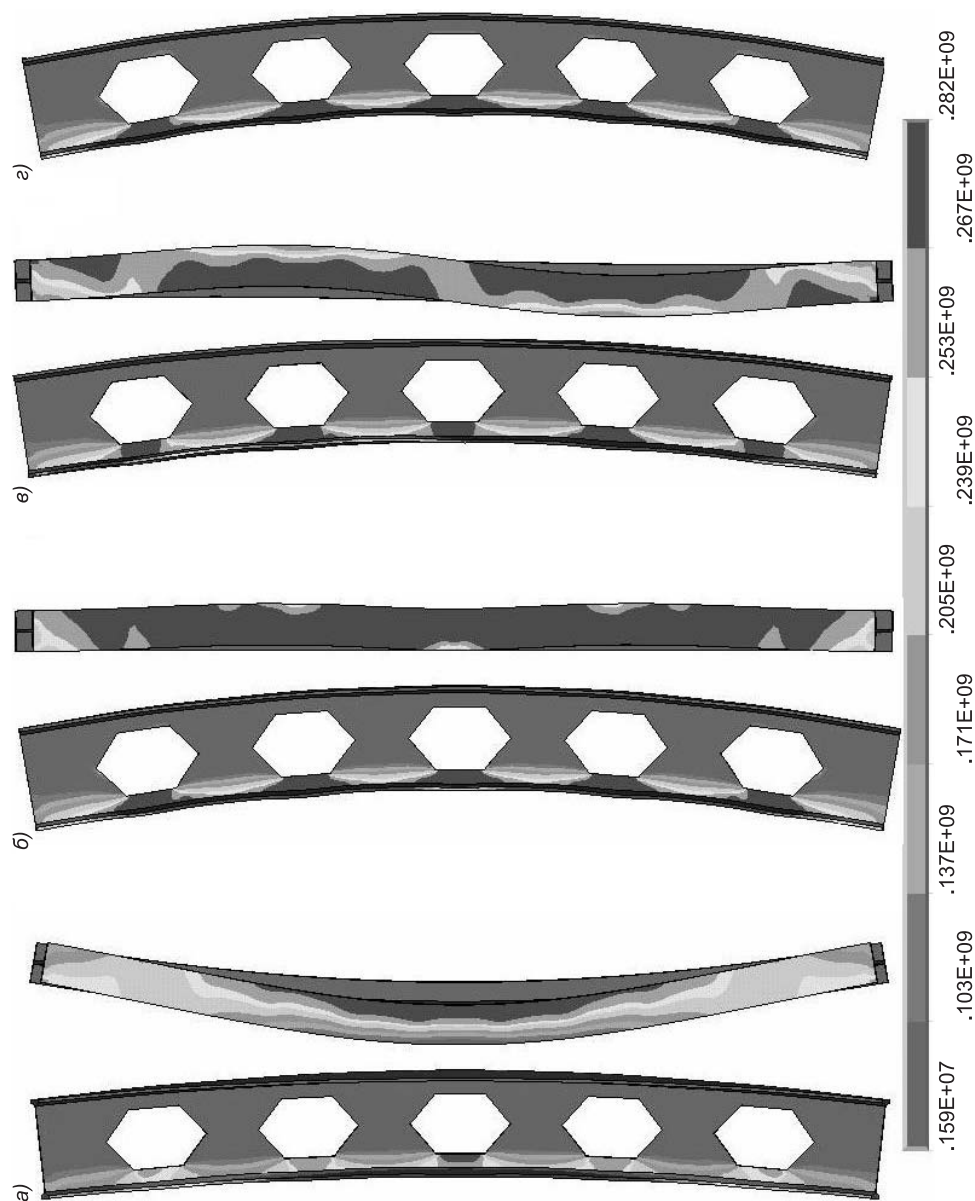


Рис. 4. Формы потери устойчивости перфорированного элемента и эквивалентные напряжения по Мизесу, Па.

Условные обозначения см. на рис. 3

ет более 5,5 %, что обуславливает необходимость расчета на устойчивость.

Изгибная форма потери устойчивости и предел прочности при изгибе в плоскости стенки перфорированных стоек представлены на рис. 5. При потере устойчивости в плоскости наибольшей жесткости пластические деформации образуются только в сжатой полке, а при достижении предела прочности — в обеих полках.

Выводы. Сравнение величин критических нагрузок показывает (по данному и другим примерам), что наиболее эффективны перфорированные стойки с относительным эксцентриситетом, равным более 1,12.

Расчет на прочность может быть основным при малых гибкостях перфорированных элементов ($\lambda_{y,p} \leq 45$), для более гибких элементов основным является расчет на устойчивость при изгибе в плоскости стенки.

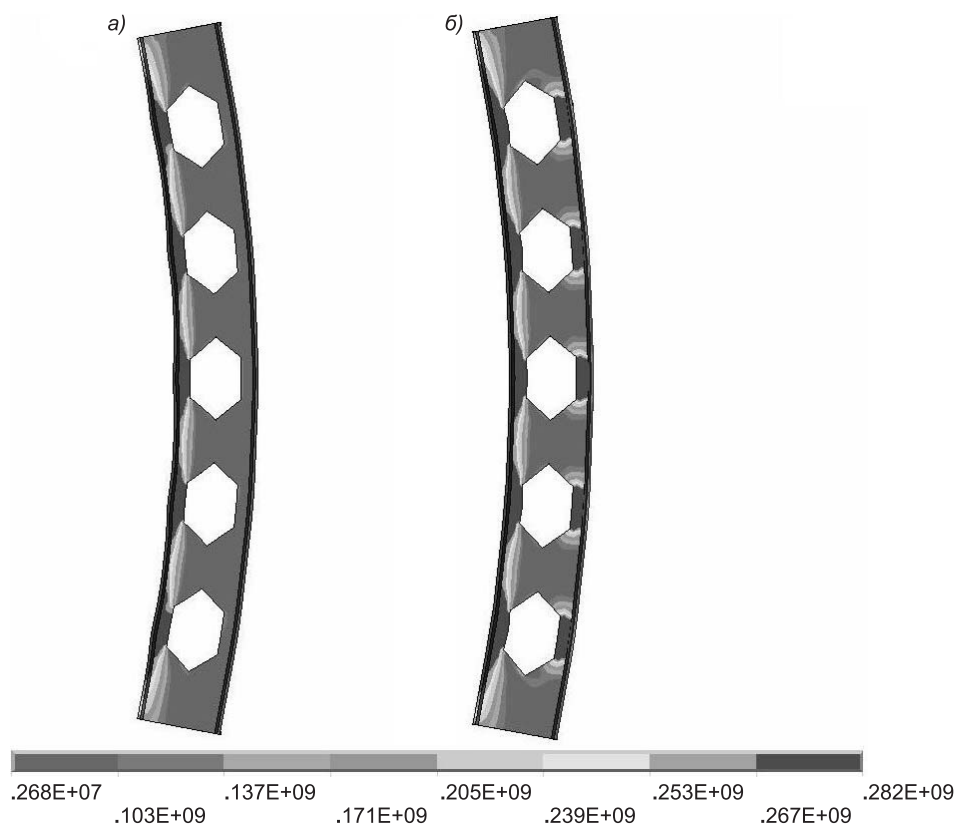


Рис. 5. Перфорированная стойка гибкостью $\lambda_{y,p} = 91,70$ при эксцентричном приложении нагрузки

а — изгибная форма потери устойчивости; б — зоны формирования пластических шарниров

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Д а р и п а с к о, В. М. Прочность и устойчивость двутавровых элементов с перфорированной стенкой при общем случае загрузки [Текст]: Дис. ... канд. техн. наук. — Санкт-Петербург, 2000. — 125 с.
2. Г а й д ж у р о в, П. П. Конечноеэлементный расчет регулярно перфорированной двутавровой стойки [Текст]/ П. П. Гайджуrow, А. Г. Кожихов // Строительная механика и расчет сооружений. — 2006. — № 4. — С. 52–57.
3. Р о г а т о в с к и х, Т. М. Пластическая работа сжато-изогнутых перфорированных стержней [Текст]/ Т. М. Рогатовских, А. И. Складнев // Промышленное и гражданское строительство. — 2008. — № 10. — С. 39–40.
4. СНиП II-23–81*. Стальные конструкции [Текст]. — М.: ФГУП ЦПП, 2005. — 90 с.

ЕНДЖИЕВСКИЙ Л. В., чл.-кор. РААСН, д-р техн. наук, проф.; E-mail: end-lev@yandex.ru

Сибирский федеральный университет, г. Красноярск

ФОМЕНКО Е. Ю., асп.; E-mail: fomenkoru-1985@yandex.ru

Сибирский федеральный университет, г. Красноярск

Получено после доработки 29.09.09

Endzhievsky L. V., cor. member of RAACS, doctor of technical sciences, professor; E-mail: end-lev@yandex.ru, Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia

Fomenko E. Yu., post-graduate student; E-mail: fomenkoru-1985@yandex.ru, Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia

RESEARCH STABILITY OF ECCENTRIC-COMPRESSED PERFORATED STEEL ELEMENTS

The results of numerical computations with features work figures of the eccentric-compressed perforated and I-section basic elements on stability, taking into account physical and geometric nonlinearities...

stability, perforated element, physical and geometric nonlinearities.

REFERENCES

1. Daripasko, V. M. Strength and Stability I-section elements perforated-wall in general case loading [Text]: Ph. D. ... dis.— St.-Petersburg, 2000.— 125 p.
 2. Gaydzhurov, P. P. Finite element computation of regularly perforated I-section stud [Text]/P. P. Gaydzhurov, A. G. Kozhihov//Structural mechanics and computation of structures.— 2006.— N 4.— P. 52–57.
 3. Rogatovskih, T. M. Plastic work of compressed-bent perforated rods [Text]/T. M. Rogatovskih, A. I. Sklyadnev//Industrial and civil construction.— 2008.— N 10.— P. 39–40.
 4. SNIP II-23–81*. Steel Structures [Text].— M.: FGUP «The center of design production in construction», 2005.— 90 p.
-

УДК 691.32:666.983:630.145.6

Е. П. МАТУС

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ СТАЛЕФИБРОБЕТОНА С РАДИОВОЛНАМИ

Приводятся данные экспериментальных исследований по определению коэффициентов отражения и поглощения радиоволн дециметрового и сантиметрового диапазонов образцами сталефибробетона. Показано, что при использовании фибр длиной 1,8...5 см с диаметром 0,3...1 мм изменение характеристик отражения и поглощения сталефибробетона в сравнении с неармированным бетоном незначительно (на 10...20 %), вплоть до сантиметрового диапазона длин волн...

сталефибробетон, радиоволны.

В последние годы область применения сталефибробетона в строительстве интенсивно расширяется. Сталефибробетон — мелкозернистый бетон, дисперсно армированный стальными волокнами — фибрами. Материал этот достаточно полно исследован. Однако мало внимания уделяется некоторым специфическим свойствам, связанным с густым армированием. Например, взаимодействием сталефибробетона с электромагнитным полем.

Необходимость исследования этого взаимодействия возникает при учете влияния сталефибробетона на прохождение радиоволн, например, дециметрового диапазона (сотовая связь) и метрового диапазона длин волн (радиовещание в УКВ диапазоне, радиосвязь ближнего действия). Сталефибробетон используется в малоэтажном жилищном строительстве, обустройстве полов промышленных зданий и крытых автостоянках, банковских хранилищах, оборонных объектах [1]. Насколько качественной будет радиосвязь на таких объектах? Не будет ли помех при работе оборудования? Для того чтобы ответить на эти вопросы, необходимо изучить прохождение радиоволны через слой сталефибробетона.

Известно [2], что электромагнитная волна практически полностью отражается даже тонкими слоями металла, а также сплошными периодическими металлическими решетками, у которых размер ячейки много меньше длины волны. В случае же сталефибробетона теоретический расчет коэффициентов отражения и поглощения затруднен. С одной стороны, характерная длина фибр (3...5 см) существенно меньше длин радиоволн, и в первом приближении каждую фибру можно считать излучающим диполем, однако в связи с тем, что при общепринятых коэффициентах армирования (0,25...3 % по объему) средние расстояния между фибр меньше их длины, необходимо учитывать их взаимодействие, которое носит достаточно сложный характер. Поэтому более простым является путь экспериментального изучения прохождения радиоволн через сталефибробетон.

Исследования проводились на четырех частотах: 500 МГц, 1,2 ГГц, 7,86 ГГц и 12,56 ГГц. Установка для измерений на первых двух частотах изображена на рис. 1. Это классическая линия передачи длиной 60 см с согласованной нагрузкой. Образец полностью перекрывал рабочий просвет и имел высоту 14 см, ширину 2,4 см и толщину 2 см. Образец

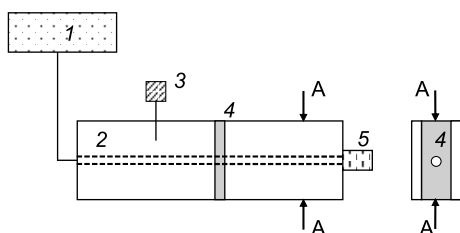


Рис. 1. Схема установки для экспериментов в дециметровом диапазоне длин волн
1 — высокочастотный генератор; 2 — передающая линия; 3 — измерительный блок; 4 — образец; 5 — согласованная нагрузка

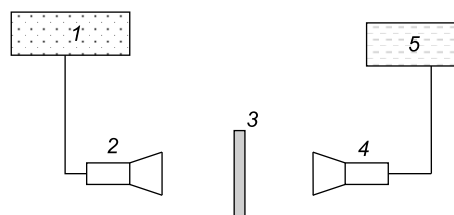


Рис. 2. Схема установки для экспериментов в сантиметровом диапазоне длин волн
1 — СВЧ-генератор; 2 — передающая антенна; 3 — образец; 4 — приемная антенна; 5 — измерительный блок

был изготовлен из портландцемента М400 ОАО «Искитимцемент» и песка (Ц:П = 1:3, В/Ц = 0,4). Коэффициент армирования составлял 1 % по объему. Использовались стальные фибры длиной 5; 2,8; 1,8 см, диаметрами 1; 0,65; 0,3 мм соответственно. Перед испытанием образцы выдерживались при комнатной температуре с влажностью примерно 50 % не менее недели.

Образец устанавливался в центре линии и с помощью перемещаемого датчика измерялись минимальные и максимальные значения интенсивности в области до и после образца ($I_{\text{мин}}^{\text{до}}$, $I_{\text{макс}}^{\text{до}}$, $I_{\text{мин}}^{\text{после}}$, $I_{\text{макс}}^{\text{после}}$). Значение коэффициента отражения рассчитывались по формуле

$$\rho = \left(\frac{\sqrt{I_{\text{макс}}^{\text{до}} / I_{\text{мин}}^{\text{до}}} - 1}{\sqrt{I_{\text{макс}}^{\text{до}} / I_{\text{мин}}^{\text{до}}} + 1} \right)^2, \quad (1)$$

коэффициент пропускания определялся как

$$\tau = \frac{I_{\text{макс}}^{\text{после}}}{I_{\text{макс}}^{\text{до}}} \left(\frac{2 \cdot \sqrt{I_{\text{макс}}^{\text{до}} / I_{\text{мин}}^{\text{до}}}}{\sqrt{I_{\text{макс}}^{\text{до}} / I_{\text{мин}}^{\text{до}}} + 1} \right)^2 \cdot \left(\frac{\sqrt{I_{\text{макс}}^{\text{после}} / I_{\text{мин}}^{\text{после}}} + 1}{2 \cdot \sqrt{I_{\text{макс}}^{\text{после}} / I_{\text{мин}}^{\text{после}}}} \right)^2, \quad (2)$$

коэффициент поглощения вычисляется так: $1 - \rho - \tau$.

Для проведения измерений на третьей и четвертой частотах применялась установка, изображенная на рис. 2. Она представляла собой линию из излучательной и приемной рупорных антенн, между которыми устанавливались образцы: высота 30 см, ширина 20 см, толщина 2 см. Применялись те же параметры армирования, что и в измерениях на первых двух частотах. Коэффициент пропускания рассчитывался как отношение интенсивностей прошедшей и падающей волн. Коэффициент отражения вычислялся таким же образом, только антенны переустанавливались для измерения по схеме отражения.

В таблице сгруппированы основные данные всех экспериментов. Видно, что на частоте 0,5 ГГц введение фибр в образец на 6...10 % увеличивает коэффициент поглощения и на 3...5 % коэффициент отражения (исключение составляет образец с крупными фибрами). На частоте 1,2 ГГц данная тенденция сохраняется у образцов с мелкими и средними фибрами. У крупных фибр коэффициент отражения несколько снизился, а поглощение сильно возросло. Необходимо отметить, что погрешность измеряемых величин в ходе экспериментов достигала 50 %. Это связано с сильным влиянием неравномерности распределения фибр по сечению измерительной линии у разных образцов, имеющих сравнительно небольшие размеры, а также с погрешностью измерений самой установки. Поэтому можно сделать вывод, что армирование образцов стальной фиброй на частотах дециметрового диапазона приводит к незначительному

**Значение коэффициентов отражения и поглощения образцами
сталефибробетона**

Частота, ГГц	Образцы без фибр		Образцы с фибрами					
	коэффициент		длиной 5 см, 1 мм		длиной 2,8 см, 0,65 мм		длиной 1,8 см, 0,3 мм	
	отраже- ния	погло- щения	коэффициент		коэффициент		коэффициент	
			отраже- ния	погло- щения	отраже- ния	погло- щения	отраже- ния	погло- щения
0,5	0,06	0,08	0,05	0,14	0,09	0,18	0,11	0,16
1,2	0,2	0,09	0,14	0,6	0,24	0,43	0,26	0,18
7,86	0,5	0,06	0,5	0,39	0,5	0,41	0,5	0,5
12,56	0,5	0,19	0,5	0,47	0,5	0,46	0,5	0,5

уменьшению пропускания радиоволн (при коэффициенте армирования 1 % и толщине образца 2 см на 10...20 %), что позволяет считать, что при увеличении толщины бетона и коэффициента армирования, коэффициент пропускания будет уменьшаться практически линейно от этих величин.

На частотах сантиметрового диапазона длин волн характер отражения и поглощения резко меняется. Так, значения коэффициента отражения практически у всех образцов в пределах систематической ошибки измерений (порядка 10 %) одинаковы, не зависят от армирования и составляют около 50 %. Отсюда можно сделать заключение, что отражение происходит в основном от границы раздела бетон–воздух. Образцы с мелкими фибрами, ввиду значительной густоты армирования, практически (ослабление не менее 25 дБ) не пропускают волны. С увеличением частоты от 7,86 до 12,56 ГГц, как видно из таблицы, поглощение возрастает за счет поглощения в неармированной части бетона, и незначительно больше у образцов со средними фибрами (по сравнению с образцами с крупными фибрами). Необходимо отметить, что значение коэффициента пропускания сильно зависело от места в образце, через которое проходила радиоволна, и от направления поляризации волны. Это связано со значительным влиянием даже небольшой неоднородности распределения фибр на распространение радиоволн. Поэтому случайная погрешность в определении коэффициента пропускания в армированных образцах доходила до 50 %. В целом можно заключить, что коэффициент пропускания на сантиметровых длинах волн не превышает при данных параметрах армирования 11 %. Это связано с сопоставимостью длины волны и длины фибры, что приводит к сильному рассеянию фиброй волн и дальнейшему поглощению рассеянной волны неармированной частью бетона (рассеяния прошедших и отраженных волн за образцом и перед ним в пределах чувствительности приемной аппаратуры выявлено не было).

Также для качественной оценки пропускания радиоволн сталефибробетоном было изготовлено две полости. Одна из фибробетонных балочек, имеющих размеры 4×4×16 см с армированием 2 %, другая — размером 50×50×60 см из листов ватмана с наклеенными фибрами (толщиной 1 см, армированием 1 %). В качестве датчика радиоволн использовался сотовый телефон SIEMENS. Опыты показали снижение уровня сигнала (по индикатору) в первом случае приблизительно на 40 %, во втором снижения не выявлено. Эти данные приблизительно совпадают с данными, полученными на установках.

Вывод. Сталефибробетон с наиболее широко применяемыми параметрами армирования не является материалом, сильно отражающим и поглощающим радиоволны вплоть до сантиметрового диапазона, и поэтому мо-

жет применяться в сооружениях, где существует необходимость поддержки устойчивой радиосвязи или работы электронного оборудования.

Автор выражает благодарности научному сотруднику П. В. Калинину и инженеру Е. С. Шурыгину за организацию и помощь в проведении экспериментов в лабораториях СВЧ НГУ и НГТУ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Волков, И. В. Проблемы применения фибробетона в отечественном строительстве [Текст]/И. В. Волков//Строительные материалы.— 2004.— № 6.— С. 12–13.
2. Тамм, Е. И. Основы теории электричества [Текст]/Е. И. Тамм.— М.: Гостехиздат, 1949.— 627 с.

*МАТУС Е. П., канд. техн. наук, доц.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет
(Сибстрин)*

Получено 15.10.09

Matus E. P., candidate of technical sciences, assistant professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

THE STEEL FIBER REINFORCED CONCRETE INTERACTION WITH RADIO-WAVES

The data of experimental studies to determine the coefficients of reflection and absorption of ultra-short radio-waves and microwave radiation by samples steel fiber reinforced concrete are presented. It is shown that by using fibers of length 1,8...5 cm and diameter 0,3...1 mm, changing the characteristics of reflection and absorption steel fiber reinforced concrete compared with plain concrete only slightly (10...20 %) up to the microwave radiation...

steel fiber reinforced concrete, radio-waves.

REFERENCES

1. Volkov, I. V. The problems of fiber-reinforced concrete in the domestic construction [Text]/I. V. Volkov//Building Materials.— 2004.— N 6.— P. 12–13.
2. Tamm, E. I. Basic theory of electricity [Text]/E. I. Tamm.— Moscow: Gostekhizdat, 1949.— 627 p.

УДК 69.059.4 : 624.012.4 : 620.192.63

В. Н. МИГУНОВ

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ С УЧЕТОМ ОБРАЗОВАНИЯ ПРОДОЛЬНЫХ ТРЕЩИН

По результатам экспериментальных исследований получен прогноз долговечности железобетонных конструкций с учетом образования продольных трещин. Приведена методика расчета нормальных напряжений в бетоне защитного слоя по длине корродирующего арматурного стержня. Даны рекомендации по увеличению долговечности железобетонных элементов при использовании первичной защиты...

железобетонные конструкции, долговечность, коррозия арматуры, переменная нагрузка, поперечные трещины, ширина раскрытия трещин, продольные трещины, нормальные напряжения, первичная защита.

Результаты научных исследований коррозионного поражения арматуры в трещинах железобетонных конструкций, лежащие в основе нормирования ширины раскрытия трещин ($a_{\text{срс}}$), получены в условиях жесткой фиксации $a_{\text{срс}}$ при действии постоянной нагрузки. В нормативных документах влияние переменных ступенчато-повторных нагрузок (снеговые, ветровые, гололедные, крановые, нагрузки на перекрытия зданий) на ограничение $a_{\text{срс}}$ не отражено. Поэтому для арматуры различных классов в условиях воздействия разнообразных сред с различной степенью агрессивности нормативный интервал между допустимой шириной непродолжительного и продолжительного раскрытия $a_{\text{срс}}$ составляет постоянную величину 50 мкм [1].

Отсутствие научных данных по влиянию эксплуатационной переменной нагрузки и агрессивной среды на деформации и несущую способность железобетонных конструкций не позволяет прогнозировать их реальную долговечность.

Прогнозирование долговечности не может быть обеспечено без изучения влияния амплитуды колебания $a_{\text{срс}}$ на коррозионное поражение арматуры при верхнем и нижнем уровнях загрузки.

Результаты экспериментальных исследований на моделях реальных железобетонных конструкций из тяжелого бетона с рабочей арматурой класса А-III [2] показывают, что при действии переменной ступенчато-повторной нагрузки кинетика ширины раскрытия трещин во времени ($t = 250$ сут) в различных условиях имеет затухающий характер и аппроксимируется функциональной зависимостью $a_{\text{срс}} = A - Be^{-kt}$. Значение $(A - B)$ представляет ширину раскрытия трещин в момент загрузки, которая с течением времени стремится к асимптоте A .

Влияние переменной нагрузки на увеличение $a_{\text{срс}}$ во времени учитывается с помощью коэффициента $\phi_l = A / (A - B)$:

для агрессивных условий:

$$\phi_l^B = K_1(K_2 + K_3\eta)(K_4 + K_5\rho)(K_6 + K_7e^{-K_8t_{\text{ц}}}), \quad (1)$$

$$\varphi_l^H = K_1(K_2 + K_3\eta)(K_4 + K_5\rho)(K_6 + K_7e^{-K_8t_{\text{ц}}}); \quad (2)$$

для неагрессивных условий

$$\varphi_l^B = K_1(K_2 + K_3\eta)(K_4 + K_5\rho)(K_6 + K_7e^{-K_8t_{\text{ц}}}), \quad (3)$$

$$\varphi_l^H = K_1(K_2 - K_3\eta)(K_4 + K_5\rho)(K_6 - K_7e^{-K_8t_{\text{ц}}}). \quad (4)$$

Здесь φ_l^B и φ_l^H — соответственно коэффициенты для верхнего и нижнего уровней загрузки;

K_n — коэффициенты уравнений;

— относительное время действия максимальной нагрузки в период цикла;

— уровень загрузки минимальной нагрузкой;

$t_{\text{ц}}$ — продолжительность цикла [2].

При воздействии жидкой агрессивной среды (3 % NaCl) и ступенчато-повторной нагрузки с высоким верхним уровнем загрузки $M_{\text{max}} = 0,77 M_{\text{разр}}$ и нижним уровнем загрузки с соответствующими значениями $M_{\text{min}} = 0,31 M_{\text{разр}}$ (0,41 $M_{\text{разр}}$; 0,51 $M_{\text{разр}}$; 0,62 $M_{\text{разр}}$), где $M_{\text{разр}}$ — разрушающий изгибающий момент, отмечается более интенсивный рост $a_{\text{ср}}$ при нижнем уровне загрузки в агрессивных условиях по сравнению с неагрессивными. Такой характер изменения $a_{\text{ср}}$ является следствием влияния продуктов коррозии арматуры на работу трещин.

Предельная величина φ_l максимально раскрытых трещин при действии верхней составляющей переменной нагрузки в агрессивных и неагрессивных условиях соответственно составляет 1,99 и 1,67. При воздействии длительной постоянной нагрузки в различных условиях испытания увеличение $a_{\text{ср}}$ составило не более 1,5 раза.

Для изучения долговечности железобетонных конструкций с учетом появления продольных трещин в защитном слое бетона в результате коррозии арматуры в зоне влияния поперечных трещин проведено экспериментальное исследование на подобных образцах и с помощью аналогичной методики, что и в первом эксперименте.

Учитывая более длительный период испытания до появления продольных трещин и периодическое увлажнение образцов не менее 2 раз в сутки, концентрация раствора принята 0,5 % NaCl (хлорид-ионы 3 г/л). По степени коррозионного поражения арматуры в трещинах бетона данная среда классифицируется как среднеагрессивная с коэффициентом ускорения коррозии арматуры в трещинах бетона около пяти [3].

Шестнадцать балок с длительностью цикла переменного нагружения 3,5 и 56 сут находились соответственно в агрессивных и неагрессивных условиях. Десять образцов испытывали постоянную нагрузку в различных средах (0,77 $M_{\text{разр}}$; 0,62 $M_{\text{разр}}$; 0,51 $M_{\text{разр}}$; 0,41 $M_{\text{разр}}$; 0,31 $M_{\text{разр}}$).

Срок долговечности опытных железобетонных конструкций составил 800 сут. После этого срока натурная часть эксперимента была прекращена в связи с появлением продольных трещин в бетоне защитного слоя.

В условиях воздействия агрессивной среды амплитуда изменения $a_{\text{ср}}$ от действия составляющих переменной нагрузки уменьшается до 3 и более раз, тогда как для неагрессивных условий она остается величиной постоянной (рис. 1). При таком характере работы трещин величина коррозионного поражения арматуры определяется величиной $a_{\text{ср}}$ при верхнем уровне загрузки.

Коррозия арматуры уменьшает площадь поперечного сечения арматуры и сцепление ее с бетоном. Это приводит к снижению несущей способности железобетонных конструкций. Предельное уменьшение первоначального диаметра арматуры в результате коррозии составляет 15 % [4].

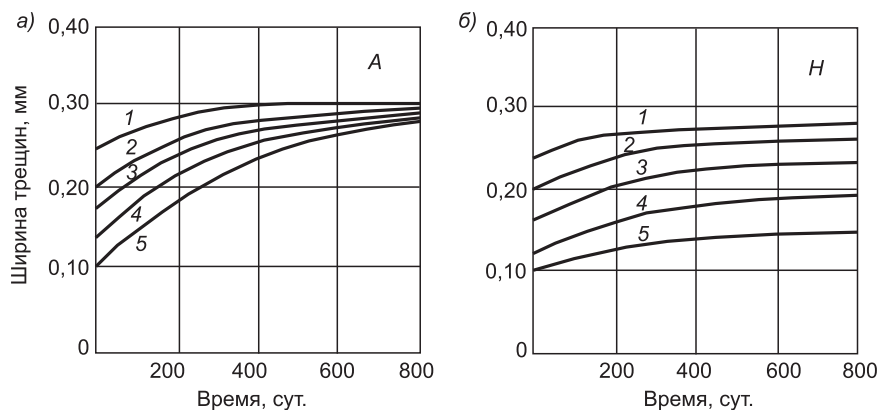


Рис. 1. Кинетика изменения максимальных a_{crg} при действии составляющих переменной нагрузки с параметрами $\beta = 0,1$; $t_{ц} = 56$ сут
 а — агрессивные условия А; б — неагрессивные Н; величина нагрузки: 1 — 0,77; 2 — 0,62; 3 — 0,51; 4 — 0,41; 5 — 0,31 $M_{разр}$

Результаты эксперимента показывают, что для арматуры класса А-III 12 мм средняя глубина поражения δ_{cp} (% уменьшения диаметра) и длина участка коррозионного поражения в зоне влияния поперечной трещины l составляет:

при $\alpha_{crg} = 0,05$ мм — $\delta_{cp} = 45$ мкм (0,8 %) — $l = 6$ мм;
 $\alpha_{crg} = 0,07$ мм — $\delta_{cp} = 84$ мкм (1,4 %) — $l = 11$ мм;
 $\alpha_{crg} = 0,10$ мм — $\delta_{cp} = 125$ мкм (2,1 %) — $l = 16$ мм;
 $\alpha_{crg} = 0,125$ мм — $\delta_{cp} = 185$ мкм (3,1 %) — $l = 25$ мм;
 $\alpha_{crg} = 0,15$ мм — $\delta_{cp} = 240$ мкм (4,0 %) — $l = 32$ мм;
 $\alpha_{crg} = 0,20$ мм — $\delta_{cp} = 300$ мкм (5,0 %) — $l = 39$ мм.

Длина участка коррозии (мм) имеет линейную зависимость от средней глубины поражения (мкм):

$$l = 0,13\delta_{cp}. \quad (5)$$

В результате статистического расчета величина предельно допустимого значения между поперечными трещинами l'_{crg} по условию максимального распространения продуктов коррозии вдоль арматурного стержня составляет 39,2 мм (уровень значимости $\beta = 0,05$). При этом расчетные значения l'_{crg} , не учитывающие влияния переменной нагрузки, превышают величины l'_{crg} в 1,7 раза.

Следовательно, максимальное распространение коррозии вдоль арматурного стержня 12 мм класса А-III при переменном воздействии нагрузки из-за фактора недопущения появления продольных трещин в защитном слое бетона не должно превышать значения $l'_{crg} = 40$ мм.

Согласно полученному периоду испытания и принятому коэффициенту ускорения коррозии арматуры, срок появления продольных трещин в слабоагрессивной среде, содержащей хлорид-ионы, может возникнуть после пятнадцати лет эксплуатации конструкций. Это значительно меньше минимальной нормативной долговечности железобетонных конструкций капитальных зданий (50 лет).

Для предотвращения появления продольных трещин в условиях воздействия жидкой среды, содержащей хлорид-ионы, и переменной ступенчато-повторной нагрузки значение a_{crg} должно составлять $\leq 0,10$ мм.

Воздействие длительной постоянной нагрузки в различных условиях испытания привело к увеличению $a_{\text{срс}}$ не более чем в 1,5 раза, независимо от величины их первоначального раскрытия.

В сопоставимых по величине $a_{\text{срс}}$ переменной и стационарной ширины раскрытия трещин средняя глубина поражения арматуры одинаковая, а длина участка коррозионного поражения в 1,5 раза больше в условиях приложения переменной нагрузки. Это является дополнительным доказательством влияния продуктов коррозии арматуры на изменение амплитуды $a_{\text{срс}}$ в агрессивных условиях.

Для прогнозирования долговечности железобетонных конструкций с различным классом арматурной стали и коэффициентом армирования, толщиной защитного слоя бетона и его классом необходимо иметь методику по расчету образования продольных трещин в бетоне защитного слоя в зависимости от давления продуктов коррозии арматуры.

Появление продольных трещин объясняется нарушением условия прочности бетона на внутренней (или внешней) поверхности полости защитного слоя бетона. Напряженно-деформированное состояние бетона вокруг корродирующего арматурного стержня по его длине в зоне влияния поперечной трещины рассчитывается на основе допущений теории упругости.

В плоском поле поперечного сечения бетонного элемента величина давления продуктов коррозии на бетон по периметру арматурного стержня принимается как равномерно распределенное напряжение, являющееся наиболее опасным для долговечности железобетонных конструкций.

Расчетные продольное и поперечное сечения железобетонного элемента показаны на рис. 2.

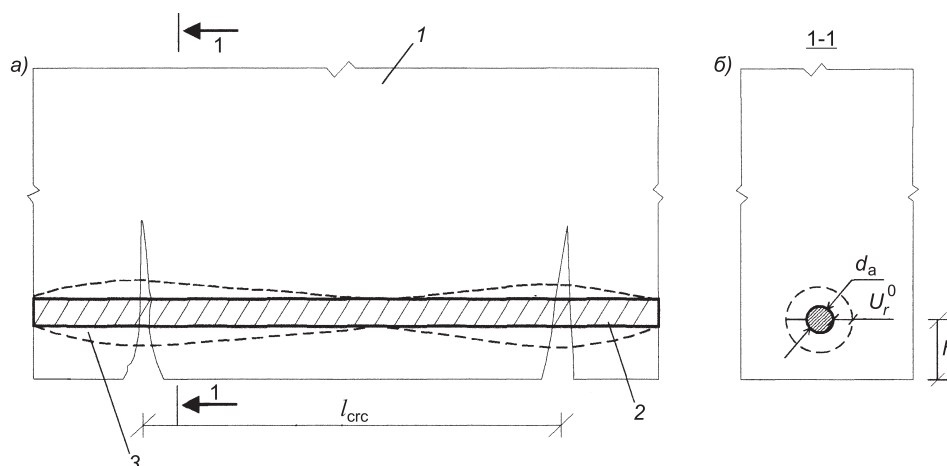


Рис. 2. Расчетные продольное (а) и поперечное (б) сечения железобетонного элемента
1 — полупространство бетонного массива; 2 — арматурный стержень; 3 — продукты коррозии стали

Учитывая неравномерное коррозионное поражение арматуры непосредственно в полости трещины и в зоне ее влияния, давление продуктов коррозии в районе поперечной трещины будет максимальное, а на расстоянии $1/2 l_{\text{срс}}$ от нее равно нулю.

Полученная прямопропорциональная зависимость длины участка коррозии от средней глубины коррозионного поражения (5) позволяет рассматривать функциональное изменение уровня коррозионного поражения арматуры по длине $1/2 l_{\text{срс}}$ как линейное. Для долговечности железобетонных конструкций такой выбор функциональной зависимости наиболее неблагоприятен. В каждой точке поперечного сечения данного

участка бетон испытывает радиальное давление за счет действия продуктов новообразований коррозионного процесса на арматуре (ржавчины).

Постановка задачи предусматривает наличие асимметричного деформирования бетонного полупространства с цилиндрической полостью, внутренняя поверхность которой получает начальное радиальное смещение U_r^0 , изменяющееся по длине арматуры по линейному закону.

Математическая формулировка краевой задачи линейной теории упругости в перемещениях имеет вид

$$\frac{\partial^2 U_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \left(\frac{\partial U_r}{\partial r} - \frac{U_r}{r} \right) = 0, \quad (6)$$

причем

$$\text{при } r = 1/2 d_a, U_r = U_r^0; \quad \text{при } r = h, U_r = \alpha U_r^0, \quad (7)$$

где U_r^0 — увеличение диаметра арматуры в результате коррозии, определяемое по результатам эксперимента;

α — коэффициент, показывающий во сколько раз перемещение нижнего края бетонного массива меньше увеличения диаметра (определяется экспериментально).

После решения краевой задачи (6)–(7) радиальное и тангенциальное напряжения в бетоне определяются на основе физических соотношений:

$$\sigma_r = K\varepsilon + 2G(\varepsilon_r - \varepsilon/3); \quad (8)$$

$$\sigma_\varphi = K\varepsilon + 2G(\varepsilon_\varphi - \varepsilon/3), \quad (9)$$

где K — коэффициент объемного расширения бетона;

G — модуль сдвига бетона при чистом сдвиге;

$$\varepsilon = \varepsilon_r + \varepsilon_\varphi; \quad \varepsilon_r = \frac{\partial U_r}{\partial r}; \quad \varepsilon_\varphi = \frac{U_r}{r}.$$

Для исследования долговечности железобетонных конструкций, содержащих противоморозные добавки с высокой коррозионной активностью по отношению к арматуре, в настоящее время проводится эксперимент на незагруженных моделях колонн.

Для экспериментальных испытаний были изготовлены 24 (в том числе 6 контрольных) модели железобетонных колонн с консолями длиной 100 см, размерами поперечного сечения 10×12 см и толщиной защитного слоя бетона 15 мм.

Бетон особо низкой проницаемости с эффективным коэффициентом диффузии CO_2 в бетоне $0,17 \times 10^{-4} \text{ см}^2/\text{с}$ изготавливается на портландцементе марки 400 и гранитном щебне фракции 5...10 мм с водоцементным отношением $B/C = 0,45$. В качестве рабочей арматуры применяются четыре стержня класса А-III диаметром 8 мм.

В условиях высокой щелочности поровой влаги бетона в его смесь вводится добавка NaCl в количестве 5 % от веса цемента. Образцы 2 раза в сутки увлажняются водопроводной водой. Данные условия характеризуются как сильноагрессивные по интенсивности коррозионного поражения арматуры [8].

Время до появления продольных трещин в результате коррозии арматуры составляет от 16 до 17 мес. После трех лет непрерывных испытаний на образцах образовались трещины с $a_t = 0,90 \dots 1,10$ мм и длиной $l > 500$ мм (рис. 3).

Техническое состояние железобетонных элементов оценивается как предаварийное, так как процесс коррозии арматуры в трещинах бетона с

4. М и г у н о в, В. Н. Влияние внутренних факторов на скорость образования продольных трещин железобетонных конструкций с учетом коррозионного поражения арматуры класса А-I и А-III [Текст]/В. Н. Мигунов//Изв. вузов. Строительство.— 2003.— № 3.— С. 121–123.

*МИГУНОВ В. Н., канд. техн. наук, доц.; E-mail: Viktor5043@rambler.ru
Пензенский государственный университет архитектуры и строительства*

Получено после доработки 22.09.09

Migunov V. N., candidate of technical sciences, assistant professor; E-mail: Viktor5043@rambler.ru, Penza State University of Architecture and Construction, Russia

THE FORECASTING OF REINFORCED CONCRETE STRUCTURES ENDURANCE WITH ALLIGATORING

Due to the results of experimental investigations the reinforced concrete structures endurance forecast with alligatoring was gained. It is represented the normal voltage design procedure in concrete with protective layer up to the length of reinforcement bar. The recommendations for reinforced concrete elements' increase are given for the case of primary shielding use...

reinforced concrete structures, durability, corrosion of the armature, variable load, transverse cracks, width of cracks, lengthwise cracks, normal stresses, primary protection.

REFERENCES

1. M i g u n o v, V. N. The influence of variable stepped-repeated load and aggressive environment on the kinetics of hardness and width of cracks of bending reinforced concrete structures [Text]/V. N. Migunov// News of Higher Educational Institutions. Construction.— 1998.— N 6.— P. 124–127.
2. M i g u n o v, V. N. The influence of variable load and the amplitude of the width of cracks changing on the corrosion affection to the armature in the cracks of reinforced concrete structures [Text]/V. N. Migunov// News of Higher Educational Institutions. Construction.— 2002.— N 10.— P. 134–137.
3. M i g u n o v, V. N. The influence of corrosion results of the armature in transverse cracks of reinforced concrete structures on the process of destruction of the concrete protective layer [Text]/V. N. Migunov, S. B. Bacushev, P. A. Agureev//The materials of inter-regional theoretical and practical conference.— Penza: PGASA, 2002. — P. 86–88.
4. M i g u n o v, V. N. The influence of internal factors on the speed of formation of lengthwise cracks of reinforced concrete structures with due regard for corrosion affection to the armature (class A-I and A-III) [Text]/V. N. Migunov//News of Higher Educational Institutions. Construction.— 2003.— N 3.— P. 121–123.

УДК 624.04

А. И. САПОЖНИКОВ, С. М. ГРИГОРШЕВ

**ВЛИЯНИЕ ДИАФРАГМ ЖЕСТКОСТИ НА ФОРМИРОВАНИЕ
НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ
КАРКАСНЫХ ЗДАНИЙ**

Исследуется совместная работа диафрагм жесткости и элементов рам в здании с конструктивной рамно-связевой схемой при действии горизонтальных и вертикальных нагрузок. Анализ влияния совместной работы рам и диафрагм произведен с учетом восприятия диафрагмой вертикальных нагрузок. Проведен численный анализ напряженного состояния элементов каркаса. На примере многоэтажного здания конструктивной рамно-связевой схемы показан эффект, получаемый при учете работы диафрагмы на вертикальные нагрузки, показана степень влияния диафрагмы на элементы рам, расположенных в одной плоскости с диафрагмой и в параллельных плоскостях...

здания, рамно-связевая схема, пространственная работа сил, диафрагмы, рамы, совместная работа, перекрытия, концентрация напряжений.

В настоящее время при проектировании зданий диафрагмы, как правило, рассчитывают только на горизонтальные воздействия, не учитывая их работу на вертикальные нагрузки, в том числе совместно с рамами. Вследствие этого исчезает возможность учета связанных с этим дополнительных напряжений, что в свою очередь может привести к значительным погрешностям в расчете и конструировании каркасных зданий с диафрагмами жесткости.

В данной статье анализируется характер влияния вертикальных диафрагм жесткости на формирование напряженно-деформированного состояния каркаса, а также изучаются вопросы взаимодействия их с рамами в сборно-монолитных и монолитных зданиях при действии вертикальных и горизонтальных ветровых нагрузок.

Анализ совместной работы диафрагм и рам в данной статье выполнен в двух направлениях. Первое — анализ совместной работы рам и диафрагм, расположенных в одной плоскости, второе — анализ взаимодействия диафрагм с соседними рамами, расположенными в параллельных с диафрагмами плоскостях.

Анализ совместной работы диафрагм и рам, расположенных в одной плоскости. Для анализа совместной работы рам с диафрагмами жесткости принято 20-этажное здание с конструктивной рамно-связевой схемой, имеющее ячейку колонн 6×6 м и высоту этажа 3 м. План типового этажа изображен на рис. 1. Материал несущих конструкций зданий — железобетон класса В20 с модулем деформации $E_b = 27000$ МПа, сечение колонн и ригелей принимаются равными соответственно $0,5 \times 0,5$ м — для колонн и $0,5(h) \times 0,3$ м — для ригелей, диафрагмы толщиной 0,18 м. Перекрытия исследуемых зданий выполняются монолитными, толщиной 0,14 м. Полезная нагрузка на перекрытия принята равномерно распределенной и равной 2 кПа. Учтен собственный вес элементов здания. Горизонтальная нагрузка взята равной 0,6 кПа, что соответствует V-у ветровому району. Нагрузка на покрытие принята полезной и аналогична нагрузке на перекрытие.

© Сапожников А. И., Григоршев С. М., 2009

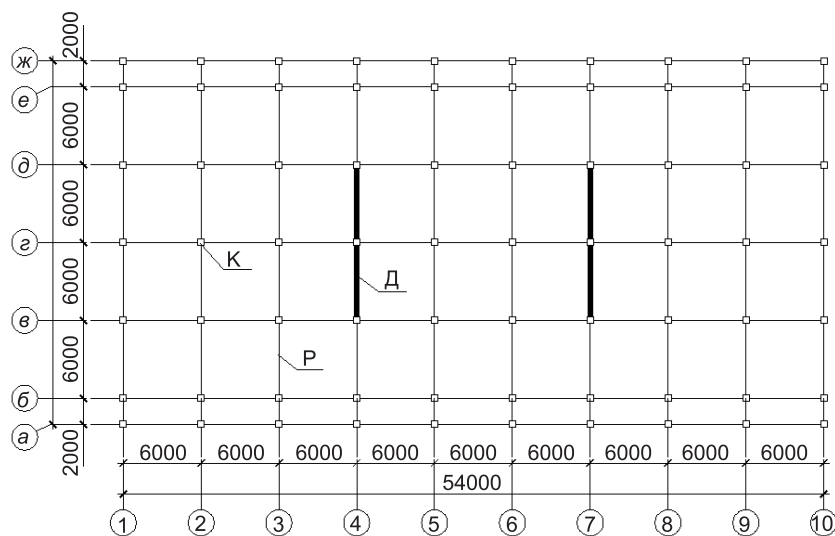


Рис. 1. Схема типового этажа
Р — ригели; К — колонны; Д — диафрагмы 4 и 7

Исследовались два варианта здания. В первом диафрагмы жесткости при моделировании имеют жесткое сопряжение с колоннами, что отражает реальную работу их соединений в монолитных и сборно-монолитных зданиях, где они соединяются с колоннами посредством арматурных выпусков из колонн и диафрагм и замоноличиваются, образуя совместную с колоннами систему. Таким же образом смоделированы сопряжения перекрытий с ригелями. Во втором варианте соединение диафрагмы с колонной принималось частично жестким, а именно отсутствовала возможность работы диафрагмы на вертикальную нагрузку путем устранения связей в вертикальном направлении.

Следует отметить, что, хотя принятая схема здания является упрощенной, так как в ней не учитываются проемы в перекрытиях и диафрагмах, имеющиеся в реальных зданиях, для запланированного анализа взаимодействия рам и диафрагм эта упрощенная схема вполне приемлема. В частности, наличие проемов в диафрагмах и в перекрытиях несколько снижает общую жесткость здания, однако данное снижение жесткости незначительно и, как правило, компенсируется наличием лифтовой шахты и частичной работой стен [1, 2]. При этом снижается трудоемкость построения расчетной модели здания и ее анализ.

Расчет производился средствами конечноэлементного анализа в программном комплексе FEMAP/NX.Nastran V10. Расчетная модель здания имеет 28065 узлов, 40280 элементов, колонны и ригели смоделированы конечными элементами (КЭ) типа BEAM, диафрагмы и плиты — PLATE, размеры КЭ приняты равными 1 м.

Известно, что в рамно-связевой конструкции здания принимается разделение функций: каркас воспринимает в основном вертикальные нагрузки (собственный вес, вес оборудования, полезная нагрузка), а диафрагмы — горизонтальные (ветер, сейсмика и т.д.). Однако данное разделение справедливо только при связевом каркасе, т.е. когда отсутствуют рамные соединения ригелей с колоннами. В рамно-связевой системе при изгибе диафрагмы под действием горизонтальных нагрузок ее поперечные сечения поворачиваются в плоскости диафрагмы, «поднимая и опуская» примыкающие к ним ригели и перекрытия, передавая тем самым через них нагрузку на соседние колонны (рис. 2).

Влияние диафрагм на общее напряженно-деформированное состояние каркаса зависит прежде всего от погонной жесткости ригелей, а также же-

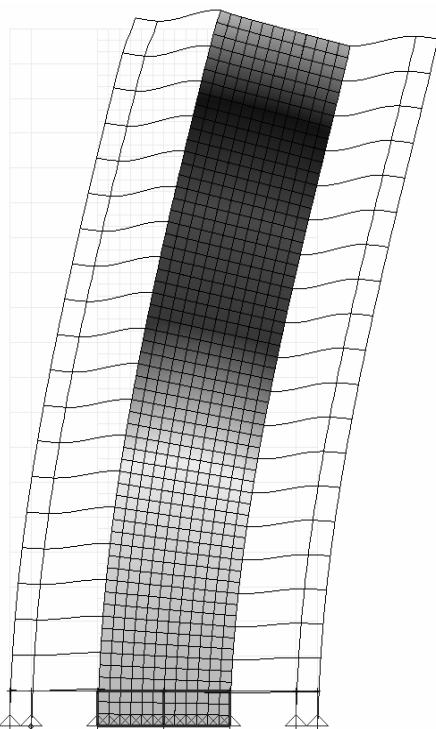


Рис. 2. Деформированная схема рамы с диафрагмой по оси 4 при действии горизонтальной ветровой нагрузки

сткости узлов сопряжения ригелей с колоннами и с диафрагмами (шарнирное, упругое или жесткое) [3].

Как показали проведенные исследования, при жестком соединении ригелей с колоннами влияние диафрагм на колонны и ригели, расположенные в плоскости диафрагмы, при учете восприятия диафрагмой вертикальных нагрузок, сказывается существеннее, чем при их расположении вне плоскости. При отношении погонной жесткости ригелей к погонной жесткости колонн более 2,5 колонны, расположенные ближе к диафрагме, отчасти разгружаются за счет восприятия вертикальной нагрузки диафрагмой. Опорные же моменты ригелей в абсолютном значении значительно изменяются, что вызывает также изменение напряженного состояния сечения ригеля, а именно смену знака изгибающих моментов, вызванного различным смещением опор ригелей вследствие опускания и подъема узлов при изгибе диафрагмы.

Увеличение величин опорных моментов, как отчетливо видно на рис. 3, вследствие смещения опор от изгиба диафрагмы может в несколько раз превосходить значения, полученные без учета работы диафрагм на вертикальные нагрузки. Так, в данном случае величина изгибающего момента, вызванная различным смещением опор ригеля вследствие изгиба диафрагмы более чем в 5 раз (930 и 180 кН·м соответственно) превосходит значения, полученные без учета работы диафрагмы на вертикальные нагрузки. При этом следует отметить, что изменение величины опорных моментов зависит от степени защемления ригеля в колонне, которая может возрастать с увеличением сечений элементов рам и (или) изменением количества пролетов в раме (см. рис. 3). Например, при удалении одного ряда колонн (удалены колонны по осям «а» и «ж», см. рис. 1) изгибающие моменты в ригелях уменьшились от 3 до 18 %, по сравнению с первоначальной схемой (рис. 3), пролетные моменты, наоборот, увеличились на 5...20 % вследствие уменьшения степени защемления узлов.

Следует отметить, что влияние диафрагм на колонны сказывается двояко. При учете работы диафрагмы на вертикальные нагрузки продольные усилия в колоннах, близрасположенных к диафрагме, уменьшаются с обеих сторон. Максимальное уменьшение в рассматриваемом примере составило около 10 %, что существенно для многоэтажных зданий. Однако, как следует из рис. 3, в колоннах, особенно верхних ярусов, значительно возрастают изгибающие моменты, при этом увеличение составляет более 70 % по сравнению со схемой, не учитывающей совместную работу диафрагм и рам. Так как степень нагружения колонн на верхних этажах меньше, чем на первых, поскольку колонны первого яруса воспринимают нагрузки от всех вышележащих этажей, можно сделать вывод, что колонны, особенно верхних ярусов, оказываются перегруженными за счет увеличения их изгиба, вызванного их совместной работой с диафрагмами жесткости.

При оптимизации конструкции здания следует учесть, что жесткое сопряжение диафрагм с ригелями при действии горизонтальных нагрузок вызывает значительную разгрузку диафрагмы за счет включения в работу рам. Однако при этом происходит увеличение нагрузки на колонны, вызванное опусканием опор ригелей, сопряженных с диафрагмами вследствие их изгиба. Отмеченный рост нагрузки на колонны отсутствует при их шарнирном сопряжении с ригелями, примыкающими к диафрагме. Так, например, в рассматриваемом случае увеличение продольных усилий составило около 28 % в первой от диафрагмы колонне, 18 % — во второй и 11 % — в третьей, изгибающие моменты увеличились соответственно на 12, 10 и 9 %. Опорные реакции в диафрагме, а также максимальные напряжения в ней уменьшились на 30...50 % по сравнению со схемой, при которой ригели шарнирно примыкают к диафрагме либо рама имеет шарнирные узлы сопряжения колонн и ригелей. Таким образом, значительная разгрузка диафрагм, вызываемая включением в работу рам каркаса, позволяет более эффективно спроектировать каркас здания.

Анализ влияния диафрагм жесткости на рамы, расположенные вне плоскости диафрагмы. Перегрузка ригелей и увеличение изгибающих моментов у колонн наблюдается и в рамах, расположенных вне диафрагмы. Характер и степень влияния диафрагмы на соседние рамы в этом случае зависит прежде всего от крутильной жесткости перекрытия при его вращении из плоскости, а также от величины пролета рам в продольном направлении. Чем перекрытие жестче, тем большее влияние диафрагма оказывает на соседние (ближай-

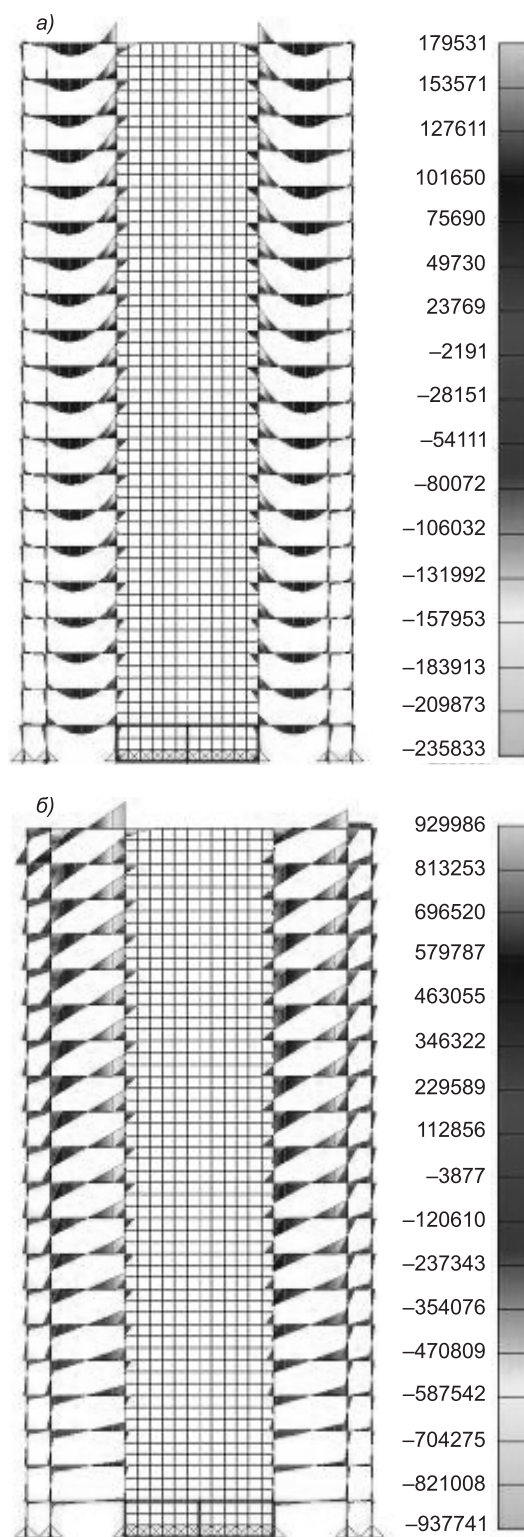


Рис. 3. Эпюры изгибающих моментов в элементах каркаса при действии вертикальной суммарной нагрузки (а) и горизонтальной (б), Н·м

шие) рамы. Так, например, в рассматриваемом случае увеличение опорных моментов в ригелях соседних с диафрагмой рам, по сравнению с принятой* методикой расчета, составило порядка 30...35 % в первой раме, 8...12 % — во второй и около 1,5 % — в третьей (оси 3, 2, 1 и 8, 9, 10 соответственно). Значительно увеличивается изгиб перекрытий из плоскости, который, если не учитывать работу диафрагм на вертикальные нагрузки и вызываемый этим рост напряжений в перекрытиях, может привести к потере их прочности.

Армирование перекрытий при традиционном подходе, когда принимается, что диафрагмы не воспринимают вертикальные воздействия, производится без учета деформации перекрытий, вызванной поворотом горизонтальных сечений диафрагм, соединенных с перекрытиями. При этом в местах пересечения перекрытия с диафрагмой, особенно в ее крайних узлах, происходит значительная концентрация напряжений в перекрытии. Так, только в данном случае увеличение нормальных (в сечении перекрытия) напряжений в перекрытии при учете работы диафрагмы как на вертикальные, так и на горизонтальные нагрузки составило более чем 3,5 раза (7,2 и 2,7 МН/м²), по сравнению с традиционной схемой. Учитывая также, значительное изменение величин изгибающих моментов, отмеченное выше, сопровождаемое сменой напряженного состояния ригелей и колонн, армирование участков, непосредственно примыкающих к диафрагмам, полученное при принятом подходе к моделированию диафрагм, выполняется со значительными неточностями, которые впоследствии могут привести к развитию прогрессирующего разрушения всего здания, вследствие неправильного конструирования элементов.

Выводы. На примере многоэтажного здания с конструктивной рамно-связевой схемой показано влияние на общее напряженное состояние конструкций совместной работы диафрагм жесткости и рам.

Полученные результаты показали, что наибольшее влияние диафрагмы оказывают на ригели и колонны, расположенные в раме в одной с диафрагмой плоскости. Из-за изгиба диафрагмы и возможности ее работы не только на горизонтальные, но и на вертикальные нагрузки ригели получают дополнительные напряжения, связанные с различным смещением их опор. При этом они могут превосходить в несколько раз напряжения, полученные при расчете по принятой методике, учитывающей работы диафрагмы лишь на горизонтальные нагрузки.

Значительное увеличение изгибающих моментов наблюдается и в колоннах, особенно верхних ярусов здания, однако в нижних этажах происходит некоторая разгрузка колонн, вызванная совместной работой рам и диафрагм жесткости.

При нагружении диафрагмы горизонтальными нагрузками благодаря их совместной работе с рамами происходит разгрузка диафрагм, что позволяет оптимально их проектировать. Однако при этом происходит догружение колонн, расположенных в плоскости изгиба диафрагмы, которое должно быть учтено при их конструировании.

Учет работы диафрагмы не только на горизонтальные, но и на вертикальные нагрузки, в рамно-связевом каркасе является необходимым.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Дроздов, П. Ф. Проектирование и расчет многоэтажных гражданских зданий и их элементов [Текст] / П. Ф. Дроздов, М. И. Додонов, Л. Л. Паньшин, Р. Л. Саруханян. — М.: Стройиздат, 1986. — 351 с.

* Под принятой методикой расчета понимается традиционный подход, при котором предполагается, что диафрагмами воспринимаются только горизонтальные воздействия.

2. Алявдин, П. В. Особенности работы несущих каркасов многоэтажных гражданских зданий при действии вертикальных и горизонтальных нагрузок [Текст] / П. В. Алявдин, А. И. Мордич, В. Н. Симбиркин // II Белорусский конгресс по теоретической и прикладной механике «Механика-99». — Минск: БелНИИС, 1999. — 204 с.
3. Davison, B. Steel Designers' Manual. 6th Edition [Текст] / B. Davison, Graham W. Owens. — London: Blackwell Publishing, 2003. — 1321 p.

*САПОЖНИКОВ А. И., д-р филос., проф.; E-mail: sapozhnikov-37@mail.ru
Астраханский инженерно-строительный институт
ГРИГОРШЕВ С. М., асп.; E-mail: suzely@rambler.ru
Астраханский инженерно-строительный институт*

Получено после доработки 30.09.09

Sapozhnikov A. I., doctor of philosophy, professor; E-mail: sapozhnikov-37@mail.ru, Astrakhan Engineering and Building Institute, Russia
Grigorshev S. M., post-graduate student; E-mail: suzely@rambler.ru, Astrakhan Engineering and Building Institute, Russia

INFLUENCE OF DIAPHRAGMS ON FORMING OF INTENSE-DEFORMED STATE OF FRAME BUILDINGS

The article is devoted to investigation of combined work of rigidity and frame element diaphragms in a frame-connection constructive scheme building under action of horizontal and vertical loadings. The analysis of influence of frame and diaphragm combined work calculated vertical loading diaphragm is done. The numerical analysis of intense status of framework elements is carried out. The example of a multistoried frame-connection constructive scheme building demonstrates the effect received under diaphragm work to vertical loadings. There is degree of diaphragm influence to frame elements located as in one plane with diaphragm so in parallel planes...

buildings, the frame-connected scheme, spatial work of forces, shear walls, frames, teamwork, blockings, concentration of pressure.

REFERENCES

1. Drozdov, P. F. Designing and calculation of multi-storeyed civil buildings and their elements [Text] / P. F. Drozdov, M. I. Dodonov, L. L. Panshin, R. L. Saruhanjan. — M: Stroyizdat, 1986. — 351 p.
2. Aljavdin, P. V. Feature of job of carrying skeletons of multi-storeyed civil buildings at action of vertical and horizontal loadings [Text] / P. V. Aljavdin, A. I. Mordich, V. N. Simbirkin // II Belarus congress on the theoretical and applied mechanics «Mechanics-99». — Minsk.: BelSRIB, 1999. — 204 p.
3. Davison, B. Steel Designers' Manual. 6th Edition [Text] / B. Davison, Graham W. Owens. — London: Blackwell Publishing, 2003. — 1321 p.

УДК 624.012.45

Л. В. УЗУНОВА, В. Ф. ЗАХАРОВ

**ЭФФЕКТИВНОСТЬ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ
ДЕФОРМАЦИОННОЙ МОДЕЛИ
ДЛЯ ОЦЕНКИ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ
СОСТАВНЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ СТЕРЖНЕЙ
С ВЫСОКОПРОЧНОЙ АРМАТУРОЙ**

Анализируются особенности сопротивления составных железобетонных стержней с высокопрочной арматурой кратковременному воздействию сжимающих сил, приложенных с нулевым и заданным на границе упругого ядра сечения эксцентриситетами. Рассматривается работа бетона в условиях развития быстроснатекающих деформаций ползучести, сопровождающихся интенсивным перераспределением внутренних усилий...

арматура, деформация, диаграмма, железобетон, колонна, нагружение, ползучесть, стержень.

Свод правил СП 52-101–2003 рекомендует производить оценку предельного состояния внецентренно сжатых железобетонных элементов на основе деформационной модели поперечных сечений по величине относительных продольных деформаций наиболее сжатых волокон бетона или растянутой арматуры. Эти деформации при кратковременном действии нагрузки не должны превышать значений 0,0035 для сжатого бетона и 0,025 для растянутой арматуры. Представляет интерес сопоставить фактические значения деформаций бетона, развившихся в образцах, испытанных авторами и содержащих высокопрочную продольную арматуру А-800, в состояниях разрушения или близких к нему, с указанными предельными величинами по СП 52-101–2003. Не менее интересно и сопоставление величин разрушающих усилий, зафиксированных в опыте, с теоретическими, вычисленными по рекомендуемой СП 52-101–2003 методике, основанной на рассмотрении деформационной модели, с одной стороны, а с другой — с предельными значениями усилий, соответствующих деформациям $\epsilon'_{bu} = 0,0035$ в опыте.

Для осуществления анализа указанных величин были построены диаграммы сжатия бетона по опытным значениям деформаций при различных уровнях сжатия. Опытное изучение особенностей взаимодействия высокопрочной продольной арматуры класса А-800 и бетонов с различными деформативными характеристиками производилось ступенчатым нагружением образцов колонн длиной 1500 мм, каждая из которых состояла из двух ветвей, соединенных по всей длине хомутами. Колонны имели суммарное поперечное сечение прямоугольной формы размером 100×120 мм (рис. 1). Варьируемыми факторами являлись условия сопряжения ветвей с прямоугольным сечением размерами 100×60 и 120×50 мм. Ветви одних образцов соединялись вдоль стороны шириной 100 мм, других — вдоль стороны шириной 120 мм. Шаг стальных хомутов из проволоки диаметром 4 мм класса Вр-1 был постоянным, равным 100 мм. Продольная арматура каждой из ветвей содержала два арматурных стержня диаметром 12 мм класса А-800. Бетонирование ветвей производилось с разрывом во времени, равном в среднем 135 сут. По прошествии 7 сут после соединения ветвей из «сборного», т.е. ранее уложенного бетона (ветвь 1), и «монолитного» (ветвь 2), уложенного через указанные 135 сут, проводились кратковре-

© Узунова Л. В., Захаров В. Ф., 2009

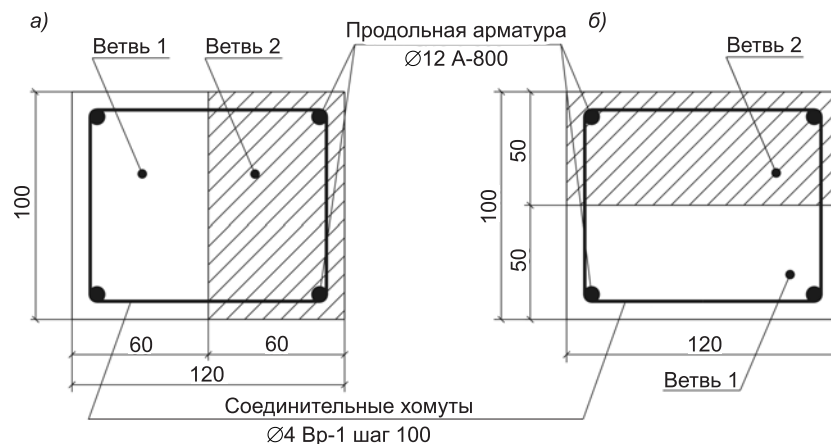


Рис. 1. Компоновка составных сечений колонн: образцы серий К-I (а), К-II (б)

менные испытания до разрушения составных стержней сжимающей силой с различными относительными эксцентрицитетами e_0/h , изменяющимися от 0 до 0,25. В процессе испытаний на каждом из этапов нагружения с помощью электротензометрической аппаратуры, а также индикаторов часового типа и прогибомеров системы инженера Максимова измерялись продольные деформации высокопрочной арматуры и перемещения средних сечений колонн.

Зависимости между напряжениями в бетоне и его деформациями для одного из образцов приведены на рис. 2. Величины деформаций бетона на уровне наиболее сжатой арматуры принимались равными величинам деформаций этой арматуры, измеренным с помощью электротензодатчиков [1]. По этим деформациям с использованием опытной диаграммы « $\sigma_s - \epsilon_s$ » вычислялись напряжения в арматуре класса А-800 и ею воспринимаемые усилия. Разность между опытным сжимающим усилием N и усилием, воспринимаемым арматурой, принималась равной усилию N_b , воспринимаемому бетоном на каждом из этапов нагружения. При определении напряжений в бетоне считалось, что они равномерно распределяются по ширине и высоте каждой из ветвей поперечного составного сечения при осевом сжатии и по линейному закону при внецентренном сжатии. Усилия, воспринимаемые бетоном каждой из этих ветвей, вычислялись в соотношении, равном соотношению модулей упругости бетонов, составляющих ветви.

Рассматривая полученные диаграммы сжатия бетонов, видим, что наибольшие напряжения, близкие по величине к опытным значениям призмочной прочности бетона, развивались при относительных деформациях, близких к $\epsilon_b = 0,0015$. После достижения максимальных напряжений в бетоне начиналась его разгрузка по нисходящей кривой до значений $(0,4 \dots 0,5) \sigma_{b, \max}$ в случае осевого сжатия и до значений

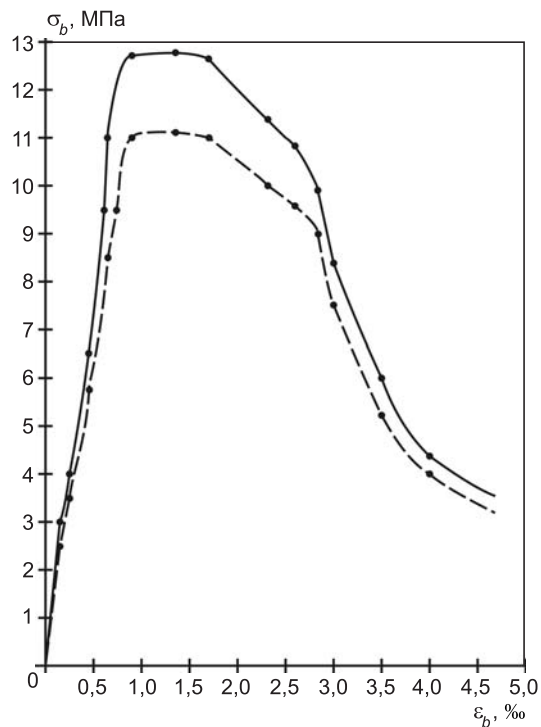


Рис. 2. Диаграмма $\sigma_b - \epsilon_b$ для образца К-II-1
— ветвь 1, ---- ветвь 2

(0,25...0,3) σ_{\max} при внецентренном сжатии. Наибольшие значения деформаций сжатия при отсутствии заданных начальных эксцентриситетов продольных сил колебались от 3,5 до 4 ‰ в состоянии, близком к разрушению. Для внецентренно сжатых колонн предельные деформации сжатия бетона приближались к величине 10 ‰.

В целом полученные опытные диаграммы отражают перераспределение усилий, воспринимаемых арматурой и бетоном, которое реализуется только при наличии высокопрочной арматуры. На это перераспределение, сопровождающееся интенсивной разгрузкой бетона, указывает наличие нисходящей ветви. На основе полученных диаграмм сжатия бетонных построены для стадии, близкой к разрушению эпюры напряжений в бетонах рассмотренных образцов. Для определения этих напряжений сечения колонн разбивались на отдельные полоски с постоянной шириной и высотой, колеблющейся от 8,3 до 10 мм. Напряжения в бетоне отдельной полоски для каждой из ветвей поперечного сечения принимались постоянными по ширине и высоте. Значения самих напряжений вычислялись по диаграммам « $\sigma - \epsilon$ » для деформаций в бетоне линейно распределенных по высоте сечения от наибольших опытных величин до минимальных, измеренных соответственно на уровнях наиболее и наименее сжатой арматуры. Расчетные значения усилий, воспринимаемых сечением, вычислялись по методике, рекомендуемой СП 52-101-2003.

Таблица 1
Опытные и расчетные значения
разрушающих усилий

Шифр образца	Разрушающие опытные усилия $N_{u, \text{опыт}}$, кН	Разрушающие расчетные усилия $N_{u, \text{расч}}$, кН	$\frac{N_{u, \text{расч}}}{N_{u, \text{опыт}}}$
К-II-1	363,0	350,5	0,96
К-II-2	338,0	317,72	0,94
К-II-7	234,0	234,87	1,004
К-II-8	252,0	260,0	1,03

В табл. 1 указаны опытные значения разрушающих усилий для каждого из образцов и расчетные. Из сравнения вычисленных с использованием диаграмм « $\sigma - \epsilon$ » усилий и их опытных величин видно, что расхождения между ними не превышают 6 %.

Определенный интерес представляет и сравнение опытных величин разрушающих усилий с величинами

этих усилий, вызвавших деформации наиболее сжатых волокон, примерно равных 0,0035.

Результаты этого сравнения, приведенные в табл. 2, показывают, что при осевом сжатии разница в усилиях $N_{u, 0,0035}$, соответствующих предельно допустимым деформациям бетона по СНиП 52-01-2003, и фактическими разрушающими усилиями находится в пределах 10 %. При этом фактические разрушающие усилия всегда больше вычисленных. Это, на наш взгляд, свидетельствует о надежности предлагаемой СНиП 52-01-2003 методики определения разрушающих усилий на основе деформационной модели поперечных сечений.

При сжатии с начальными эксцентриситетами на грани упругого ядра сечения разница между вычисленными и фактическими разрушающими усилиями достигает 20 % с превышением опытных величин над расчетными величинами. Увеличение разницы между расчетными и фактическими разрушающими усилиями свидетельствует, по-видимому, о заметном несоответствии фактической и расчетной несущей способности внецентренно сжатых образцов, обусловленном особенностями их деформирования при наличии высокопрочной продольной арматуры, не нашедшем отражение в упомянутом нормативном документе. Эти особенности по мере накопления опытных данных могут найти отражение в новых нормативных документах.

Таблица 2

**Максимальные опытные значения разрушающих усилий N_u
и соответствующие им деформации ϵ'_{bu}
при фактическом разрушении и $\epsilon'_{bu} = 0,0035$**

Шифр образца	e_0/h	$N_{u, \text{опыт}}, \text{кН}$	$\epsilon'_{bu}, \text{‰}$	$N_{u,0,0035}, \text{кН},$ при $\epsilon'_{bu} = 0,0035$ (СНиП 52-01-2003)	$\frac{N_{u,0,0035}}{N_{u, \text{опыт}}}$
К-II-1	0	363,0	4,31	338,0	0,93
К-II-2	0	338,0	4,75	307,5	0,91
К-II-7	0,25	234,0	9,74	184,5	0,79
К-II-8	0,25	252,0	7,5	203,0	0,81

Таким образом, можно по результатам проведенных испытаний сделать вывод о наличии ниспадающих ветвей в диаграммах деформирования бетона при наличии в сечениях высокопрочной арматуры. Использование этой ветви в расчетах позволяет с высокой степенью вероятности определять несущую способность сжатых стержней на основе деформационной модели с нормированием предельных деформаций бетона в соответствии с указаниями СП 52-101-2003. Эти предельные значения деформаций имеют тенденцию к увеличению в сравнении с рекомендуемой величиной 0,0035 по мере возрастания эксцентриситетов сжимающих сил.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Узунова, Л. В. Кратковременное и длительное сопротивление сжатию составных железобетонных стержней [Текст]/Л. В. Узунова, А. В. Федоров, В. Ф. Захаров // Инновации в науке и образовании. — 2004: междунар. науч. конф. к 10-летию КГТУ. — Калининград, 2005. — № 7. — С. 130–134.

УЗУНОВА Л. В., канд. техн. наук, доц.

Калининградский государственный технический университет

ЗАХАРОВ В. Ф., д-р техн. наук, проф.

Калининградский государственный технический университет

Получено после доработки 13.07.09

Uzunova L. V., candidate of technical sciences, assistant professor, Kaliningrad State Technical University, Russia

Zaharov V. F., doctor of technical sciences, professor, Kaliningrad State Technical University, Russia

EFFICIENCY OF DEFORMATION MODEL FOR BEARING CAPACITY EVALUATION OF COMPOSITE HIGH-STRONG REINFORCED CONCRETE BARS

Analysis is being done concerning characters of composite high-strong reinforcement concrete rods resistance to short-term effect of compression forces, applied with zero eccentricity and given eccentricity at the border of elastic core of section. It's being considered the action of concrete in evolution conditions of fast-leaking creep strain, entailed by intensive redistribution of internal force...

reinforcement, deformation, diagram, reinforce concrete, pillar, loading, creep, rod.

REFERENCES

1. Uzunova, L. V. Short-term and long resistance to compression of compound reinforced cores [Text]/L. V. Uzunova, A. V. Fedorov, V. F. Zaharov // Innovations in science and education. — 2004: international scientific conference of Kaliningrad State Technical University to 100 years old. — Kaliningrad, 2005. — № 7. — P. 130–134.

ВНЕДРЕНИЕ НАУЧНЫХ ДОСТИЖЕНИЙ В ПРОИЗВОДСТВО

УДК 691.175:53

В. П. УСТИНОВ, Б. В. УСТИНОВ

ИССЛЕДОВАНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК КОМПОЗИТНЫХ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ (КПМ)

Статья посвящена исследованию физико-механических характеристик стеклопластиковой арматуры (СПА), комплексному изучению, анализу и обобщению имеющейся информации, разработке рекомендаций для проектирования строительных конструкций различного назначения со СПА...

композитные полимерные материалы, стеклопластиковая арматура, методики испытаний КПМ, трехслойные стеновые панели, эффективный утеплитель, анизотропия.

С началом третьего тысячелетия наметилось повышенное внимание к эффективному использованию новых видов материалов, конструкций и технологий их изготовления, основой которых являются стекло-, базальто-, арамидо- и углепластиковые волокна. В последние годы в качестве приоритетных критериев запроектированных и построенных сооружений принимают потребительские свойства этих сооружений в процессе эксплуатации. В значительной степени этому способствовало установление в 1990-х годах новых требований по увеличению сопротивления теплопередаче ограждающих конструкций до 3,5 раз.

Начались обширные исследования вопросов целесообразного применения в строительстве стеклопластиковой арматуры (СПА) в виде стержней круглого сечения с разработкой рекомендаций для проектирования трехслойных стеновых панелей при активном участии научных подразделений Сибирского государственного университета путей сообщения (СГУПС), в том числе и авторов данной статьи. Результатом работы стали рекомендации по применению СПА в качестве гибких связей стеновых панелей.

В современных условиях в области строительства наиболее освоены армирующие волокна диаметром 5,5 и 7,5 мм из алюмоборосиликатного стекла марки Е, а в последние годы — из базальтовых волокон. На основе проведенного анализа наиболее предпочтительны в строительстве связующие из эпоксидной смолы, которая отличается высокой прочностью и обладает исключительно высокой адгезией почти ко всем материалам — к стекловолокну, металлу, древесине, бетону [1]. В исследованиях основное внимание было уделено перечисленным материалам, выделяя в композитах третий компонент — контактный слой между волокнами и матрицей.

Большой материал исследований посвящен анализу используемых в России методик испытаний КПМ. На кратковременные нагружения были получены результаты девяти основных, базовых испытаний композитов, при этом результаты сравнения физико-механических характеристик оказались трудно сопоставимыми, так как достоверность результатов испытаний зависит от принятой схемы испытательной установки, принятой методики и способа обработки экспериментальных данных, разного у разных авторов.

© Устинов В. П., Устинов Б. В., 2009

В отличие от изотропных и однородных металлов, стеклопластики имеют резко выраженную анизотропию с соотношениями до: $E_x / G_{xz} = 25 \dots 50$; $\Pi_x / \Pi_{xz} = 30 \dots 40$; $\Pi_x^+ / \Pi_z^+ = 25$; $\Pi_x^+ / \Pi_z^- = 10 \dots 18$; $E_x / E_z = 5 \dots 8$. Это обстоятельство необходимо учитывать при разработке методик испытаний, так как при больших соотношениях приведенных величин композиты слабо сопротивляются межслойному сдвигу, поперечному отрыву, а также растяжению и сжатию поперек направления волокон.

В данной статье основное сравнение производилось для образцов из СПА круглого сечения при диаметрах 5,5 и 7,5 мм и с конусными уширениями по концам. Самые большие трудности возникли при исследовании физико-механических характеристик СПА на *осевое растяжение* в связи с тем, что гибкая связь из СПА слабо сопротивляется поперечному обжатию в захватах испытательной машины.

Регулярно проводились кратковременные испытания стержневых элементов из СПА на осевое растяжение: базовые (БИ), периодические (ПИ), контрольные (КИ) и экспертные (ЭИ), причем за базовые были приняты характеристики при $T_{\text{и}} = +20^\circ\text{C}$ и $v_{\text{и}} = 10$ мм/мин. В общем случае основная характеристика СПА — условный предел текучести — принимается по формуле $R_{0,2} = R_{\text{ср.т}} = 0,8 \Pi_{\text{ср.обр}}$.

В результате проведенных исследований в ТУ БЗС 2002 г. были приняты нормативные и расчетные сопротивления для гибких связей из СПА соответственно $R_{\text{срн}} = 900$ МПа и $R_{\text{ср}} = 700$ МПа. Минимальные или максимальные значения модуля упругости стержней вдоль их оси могут быть рассчитаны по формуле

$$\left. \begin{matrix} \min \\ \max \end{matrix} \right\} E_{\text{ср}}^+ = E_{\text{срн}}^+ (1 \pm 1,64 \cdot c_v), \quad (1)$$

где $E_{\text{срн}}^+ = 51,61 \cdot 10^3$ МПа — среднее значение нормативного модуля упругости; $c_{\text{ср}} = c_v$ — коэффициент вариаций, %.

Заметим, что физико-механические характеристики СПА должны быть откорректированы в ТУ на основе периодических испытаний каждые два-три года, причем отдельно для стержней диаметрами 5,5 и 7,5 мм.

Большие трудности возникали при разработке методик испытаний образцов из СПА на *осевое сжатие* по отысканию наиболее простых и приемлемых форм захватов и оборудования для испытаний. На первых порах исследований разрушение сжатых образцов обычно происходило при очень низких значениях сжимающих напряжений (часто — в пределах до 400 МПа). В процессе дальнейших исследований более достоверные значения прочности на сжатие $\Pi_{\text{сс}}$ были получены при испытаниях образцов, заключенных в жесткие внешние направляющие втулки по схеме рис. 1 при длине рабочей час-

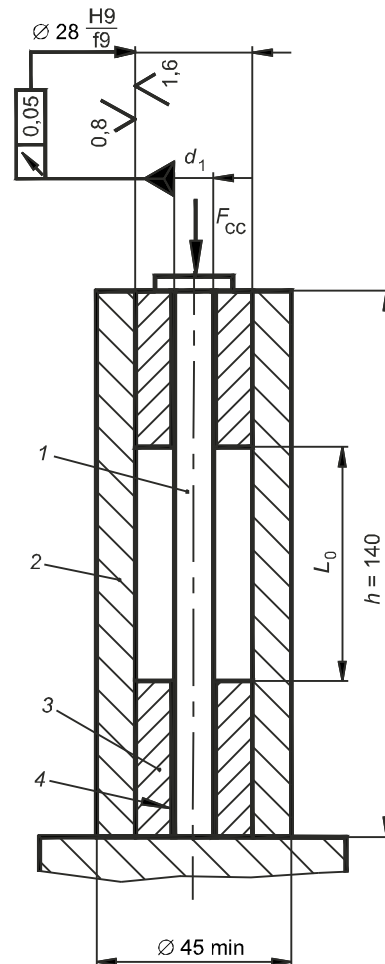


Рис. 1. Схема захвата для испытаний образцов СПА на осевое сжатие
1 — образец; 2 — втулка (сталь 45ГОСТ 1050-88 HRC42...46); 3 — плунжер (сталь та же); 4 — клеевой слой

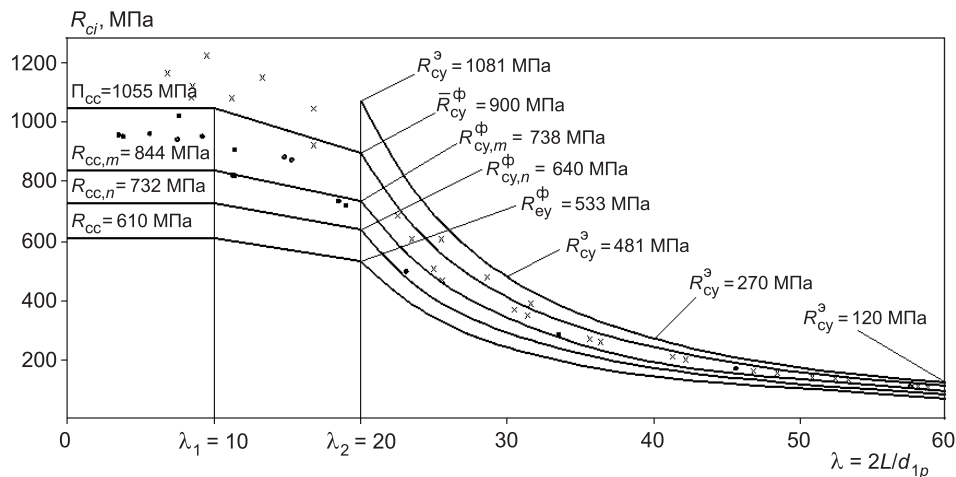


Рис. 2. График зависимости R_{ci} от λ для СПА 5,5 мм; × для СПА 7,5 мм

ти образца не более $L_0 = 5d_{1p} \pm 1,0$ мм, где d_{1p} — расчетный диаметр образца.

Исследования на осевое сжатие стержней по прочности тесно связаны с продольной устойчивостью этих стержней. При этом потребовалось разделить зависимости $\sigma_{ci} = f(\lambda)$ на три участка (рис. 2):

I — с постоянными значениями $\sigma_{cc} = P_{cc} = \text{const}$, соответствующими пределу статической прочности короткого сжатого стержня в пределах гибкостей стержня от $\lambda_0 = 0$ до $\lambda_1 = 10$ (для заземленных по контуру круглых стержней $\lambda = 2L_0 / d_{1p}$);

II — с линейными зависимостями $\sigma_{cr} = f(\lambda)$ по Ф. С. Ясинскому в переходной зоне от λ_1 до λ_2 ;

III — с критическими значениями σ_{cy} , соответствующими потере устойчивости стержня (с максимальными теоретическими значениями, которые обычно определяются по гиперболической кривой Эйлера $\sigma_{кр}^T = \pi^2 \cdot E_{cc} / \lambda_2^2$), причем фактические экспериментальные очертания кривых $\sigma_{кр}^f = f(\lambda)$ также удобно принимать в виде гиперболической функции.

После анализа результатов испытаний были рекомендованы для включения в нормы значения пределов прочности $P_{cc}^{7,5} = P_{cc}^{5,5} = 1055$ МПа. Для стержней диаметром 7,5 мм условные пределы текучести $R_{0,2}^{cy} = k_{cc} \cdot P_{cc} = 844$ МПа и $R_{0,2}^{cy} = k_{cy} \cdot P_{cc} = 738$ МПа, где $k_{cc} = 0,8$ и $k_{cy} = 0,7$ — коэффициенты условий работы, соответственно учитывающие опасность хрупкого разрушения и потерю сжатого стержня на устойчивость. При обеспеченности 0,95 нормативные сопротивления материала СПА $R_{ccn} = R_{cc}^{cc} (1 - 1,64c_v) = 732$ МПа, а расчетные сопротивления $R_{cc} = R_{ccn} / \gamma_{cc} = 610$ МПа (при $\gamma_{cc} = 1,20$). В практических расчетах следует использовать кривые $\sigma_{кр}^T = f(\lambda)$.

Пробные исследования проводились также на *чистый изгиб* стержней круглого поперечного сечения по схемам рис. 3, а, б, в. Однако при этом оказывались очень трудоемкими и дорогими процессы подготовки и проведения экспериментов, в основном из-за сложности недопущения разрушения стержней в зонах опирания и приложения внешних нагрузок.

В последнее десятилетие наибольшее внимание было уделено разработке более простых методик испытаний круглых стержней из СПА на *поперечный изгиб* по схеме рис. 3, д, наиболее пригодных для массовых производственных приемосдаточных испытаний. При этом пролеты образцов назначались в пределах $L_0 = (15 \dots 20)d_1$. По величине вертикаль-

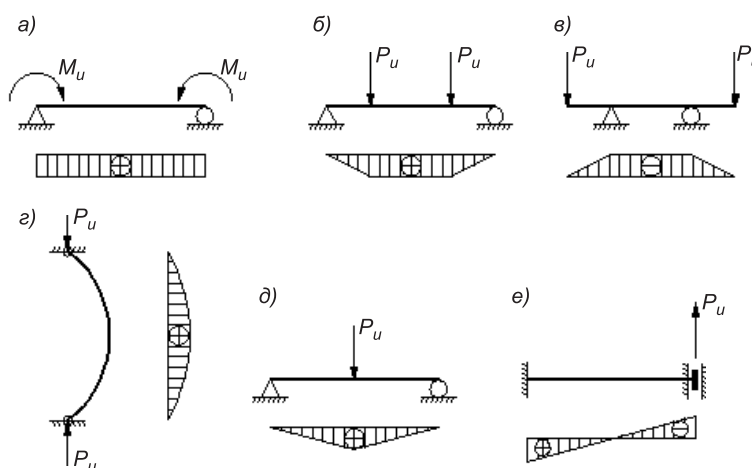


Рис. 3. Расчетные схемы испытаний образцов СПА и эпюры моментов $M_{и}$

ного разрушающего усилия $P_{и} = F_{си}$ определялись значения пределов прочности $\Pi_{си}$ при поперечном изгибе. Для одной и той же партии образцов из СПА могут быть получены значения разрушающих усилий $F_{ср}$ и $F_{сс}$ и коэффициентов перехода $k_{ср} = F_{ср} / F_{си}$ и $k_{сс} = F_{сс} / F_{си}$. Тогда эталонные значения искомых параметров для чистого изгиба могут быть получены по формулам $\Pi_{ср} = k_{ср} \cdot \Pi_{си}$ и $\Pi_{сс} = k_{сс} \cdot \Pi_{си}$.

Чтобы разрушение каждого образца начиналось с нижней растянутой зоны (не имеющей локальных концентраций напряжений), нажимной наконечник (пуансон) с продольной канавкой передает вертикальную нагрузку через резиновую прокладку на образец. Первые базовые испытания для стержней из СПА диаметром 7,5 мм на поперечный изгиб показали, что все испытанные образцы разрушались при максимальной нагрузке $F_{си}$, соответствующей разрыву волокон посередине пролета в нижней растянутой зоне образцов. На основе проведенных экспериментов для стержней диаметром 7,5 мм получено значение $k_{э} = F_{ср} / F_{си} = 25,8$.

В последние годы были разработаны новые методики испытаний СПА:

— на *продольный изгиб* по схеме 3, г, при которой фактически исследуется работа стержня на внецентренное сжатие в закритической стадии его работы (в сильно изогнутом состоянии) [2];

— на *осадку одной из опор* образца по схеме 3, е, при $L_v = 50 \dots 250$ мм со сложными расчетами значений усредненных модулей упругости $E_{с,00}^{упр} = f(L)$ и деформаций при разрушении $E_{с,00}^{разр} = f(L)$.

В связи с необходимостью существенной экономии энергозатрат на отопление жилых и производственных зданий возникла проблема перехода на трехслойные стеновые панели с эффективным утеплителем. Для объединения этих слоев наиболее рациональным является устройство гибких связей из КПМ, которые обладают очень низкими значениями коэффициентов теплопроводности. В данной статье основное внимание уделяется наиболее оправданному в строительстве композитам из СПА и БПА. Для трехслойных стеновых панелей Сибирского региона разработаны и предложены гибкие связи из СПА взамен стальных стержней [3].

Наиболее актуально изучение показателей свойств КПМ в условиях эксплуатации этого материала в составе целой конкретной пространственной строительной конструкции. Большая работа была проведена в двух направлениях:

— экспериментально получены многочисленные необходимые коэф-

фициенты условий работы для стадии изготовления, транспортирования, монтажа и эксплуатации для различных регионов страны;

— разработаны приближенные расчетные схемы трехслойных панелей и отдельно — основные проектные расчеты стеновых панелей с использованием МКЭ и уточненных численных методов расчета, выполняемых на современных компьютерах.

Общие вопросы проектирования стеновых панелей соответствуют СНиП 2.03.01–84*, СНиП 2.01.07–85, ГОСТ 11024–84**. Конструктивные требования и ограничения приведены в рекомендациях ЦНИИЭПжилища и СГУПС. Соединение бетонных слоев в стеновой панели осуществляется с помощью четырех типов гибких связей — подвесок 1, сжатых распорок 2, рядовых распорок 3 и подкосов 4 (рис. 4).

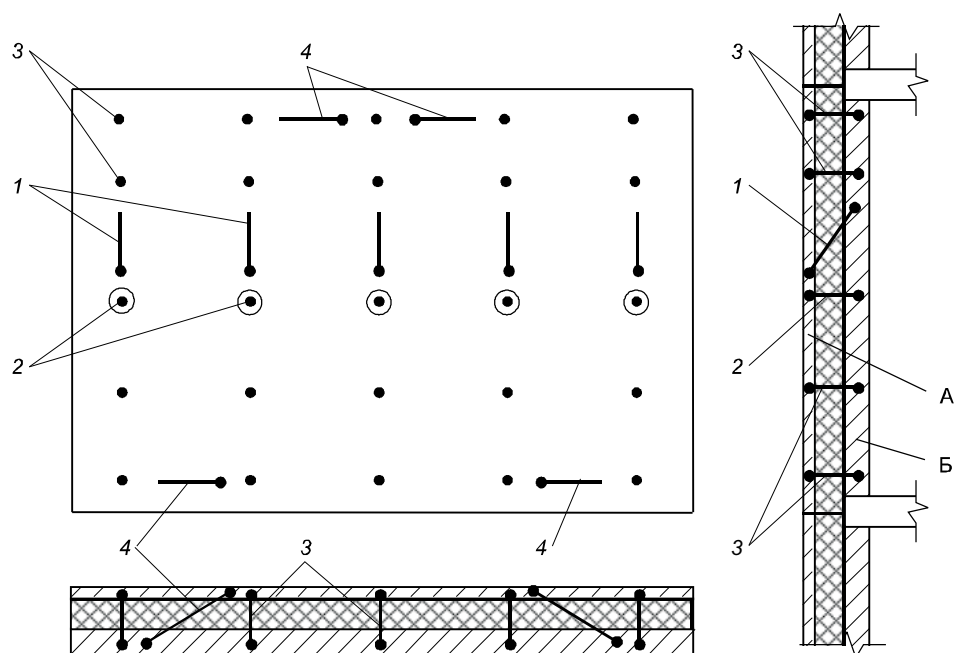


Рис. 4. Схема расположения гибких связей в стеновой панели

Был разработан также более точный метод расчета с привлечением уравнений теории упругости, численного метода конечных элементов (МКЭ) и современных персональных компьютеров [4].

В СГУПСе была выполнена работа по назначению количества и рациональных схем размещения гибких связей из СПА диаметром 7,5 мм для трех типов стеновых панелей ДСК-5 г. Санкт-Петербурга¹. Имеются в виду: наружные стеновые панели ЗНС-3 с дверными и оконными проемами и ЗНС-8 без проемов, а также цокольная панель ЗЦС-9-3 с одним проемом. Наружные и внутренние слои панелей выполнены из тяжелого бетона класса В22,5, а теплоизоляция — из пенополистирола марки М35.

Стеновые панели рассчитывались по уточненным численным методам расчета, разработанным с участием авторов статьи [4], причем с учетом воздействия солнечной радиации и для срока эксплуатации 50 лет. Конечно, для всех стадий работы было предусмотрено опирание стеновых панелей только под внутренним несущим слоем панели.

¹ Расчет количества и схемы размещения гибких связей из СПА по ТУ 2296-001-20994511 для трехслойных стеновых панелей разработки ДСК-5 г. Санкт-Петербурга: Отчет по ОКР/Исп. В. П. Устинов, С. П. Васильев, Б. В. Устинов, М. С. Марченко. Новосибирск: СГУПС, 2001. 43 с.

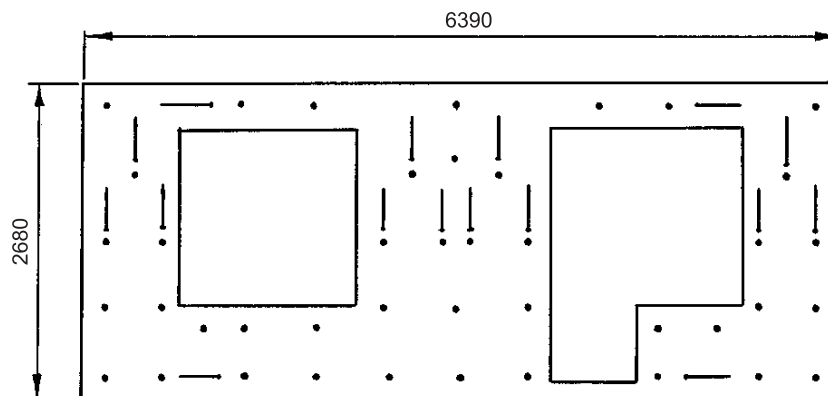


Рис. 5. Трехслойная стеновая панель ЗНС-3 с рассредоточенным расположением подвесок

По каждой стеновой панели было рассмотрено не менее 5 вариантов расстановки гибких связей. На рис. 5 показан вариант панели ЗНС-3 с рекомендуемой схемой рассредоточенного расположения подвесок.

При решении конкретных задач использована программа *Static* вычислительного комплекса *COSMOS-M*. Бетонные слои стеновой панели были разбиты на конечные элементы (КЭ) с размерами 50×50 мм типа *Shell4T*, которые позволяют учитывать сдвиговые деформации. В расчетах по прочности каждая гибкая связь из СПА в пределах между слоями панели — это отдельный КЭ балочного типа *Beam3D*, имеющий низкое значение коэффициента продольного изгиба ϕ . Однако за счет большой изгибной жесткости бетонных слоев стеновой панели и довольно частого расположения таких связей местная потеря устойчивости отдельной связью невозможна. По этой причине было принято решение основным считать расчет на общую устойчивость формы стеновой панели по программе *Buckling* (при разбивке каждой связи на 6 КЭ).

При подъеме панели ЗНС-3 с помощью двух строповочных петель нормативные растягивающие напряжения в бетоне внутреннего слоя панели достигают величины $\sigma_{\text{btn}} = 1,93$ МПа, а прогибы панели между петлями равны $\Delta_z = 1,6$ мм. С переходом на рекомендуемые 4 строповочные петли эти величины равны $\sigma_{\text{btn}} = 1,35$ МПа и $\Delta_z = 0,62$ мм. В стадии эксплуатации в наружном слое панели $\sigma_{\text{btn}} = 0,74$ МПа и распространены на относительно узком участке плиты в районе нижних концов подвесок.

Значения предельных усилий, которые может выдержать связь из СПА по прочности, равны

$$\min F_{\text{I}} = \gamma_{\text{c1}} \cdot \gamma_{\text{c2}} \cdot \gamma_{\text{c3}} \cdot \gamma_{\text{c4}} \cdot \gamma_{\text{c5}} \cdot F_{\text{ci}}; \quad (2)$$

$$\min F_{\text{II}} = \gamma_{\text{c6}} \cdot \gamma_{\text{c7}} \cdot \gamma_{\text{c8}} \cdot F_{\text{ci}}, \quad (3)$$

где $\min F_{\text{I}}$ — предельное усилие в стадии подъема панели с поддона, хранения, транспортирования и монтажа (в течение первого года);

$\min F_{\text{II}}$ — предельное усилие в стадии эксплуатации, совмещаемой с первым капитальным ремонтом стеновой панели (обычно $\tau = 50$ л);

γ_{ci} — коэффициенты условий работы гибкой связи;

F_{ci} — расчетное значение несущей способности стержня из СПА на растяжение (при $i = p$) или на сжатие (при $i = c$) при стандартном кратковременном нагружении.

Гибкие связи удовлетворяют требованиям прочности. На стадии подъема панели ЗНС-3 с поддона (с несущей плитой 3 внизу) в распорках возникают расчетные продольные усилия

$$N_{\text{cc}} = |-1,03 \text{ кН}| < \min F_{\text{I}} = |-4,87 \text{ кН}|.$$

На стадии эксплуатации расчетные усилия в распорках

$$N_{cc} = |-0,84 \text{ кН}| < \min F_{II} = |-1,08 \text{ кН}|,$$

а в подвесках

$$N_{cp} = 2,21 \text{ кН} \approx \min F_{II} = 2,206 \text{ кН}.$$

При расстановке гибких связей по рис. 5 максимальные усилия в распорках $N_{cc} = -1,04 \text{ кН}$, а в подвесках $N_{cp} = 2,13 \text{ кН}$. Наряду с этим для панели ЗНС-3 удалось уменьшить количество распорок с 57 до 42.

Следует отметить, что конкретные числовые значения многих характеристик СПА не приведены в данной статье, их можно найти в перечисленной литературе. При этом необходимо помнить, что через каждые 2...3 года заводы-изготовители должны корректировать ранее принятые физико-механические характеристики.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Устинов, В. П. Экспериментальные исследования физико-механических свойств СПА и гибких связей из нее [Текст]/В. П. Устинов, В. С. Казарновский, В. М. Тихомиров, Г. Ф. Рудзей, Ю. В. Астахов, Б. В. Устинов//Вестн. СГУПС.— 2002.— Вып. 4.— С. 105–114.
2. Блазнов, А. Н. Определение механических характеристик стержней из композиционных материалов методом продольного изгиба [Текст]/А. Н. Блазнов, Ю. П. Волков, А. Н. Луговой, В. Ф. Савин, А. И. Хе//Проблемы качества в строительстве. Матер. IV Всерос. конф. 1–3 июля 2003 г.— Новосибирск: СГУПС, 2003.— С. 113–119.
3. Устинов, В. П. О перспективах применения композитных полимерных материалов в строительных конструкциях и мостах в Сибири [Текст]/В. П. Устинов, А. Ф. Бернацкий, В. С. Казарновский, М. Г. Петров, Б. В. Устинов, А. Н. Яшнов//Вестн. СГУПС.— 2006.— Вып. 13.— С. 51–57.
4. Устинов, Б. В. Исследование численными методами работы стеклопластиковой арматуры в стеновых панелях [Текст]/Б. В. Устинов, М. С. Марченко//Научные труды общества железобетонщиков Сибири и Урала.— Вып. 6.— Новосибирск: НГАСУ, 2000.— С. 39–41.

УСТИНОВ В. П., д-р техн. наук, проф.

Сибирский государственный университет путей сообщения, г. Новосибирск

УСТИНОВ Б. В., канд. техн. наук

Сибирский государственный университет путей сообщения, г. Новосибирск

Получено после доработки 16.11.09

Ustinov V. P., doctor of technical sciences, professor, Novosibirsk State Transport University, Novosibirsk, Russia

Ustinov B. V., candidate of technical sciences, Novosibirsk State Transport University, Novosibirsk, Russia

RESEARCH OF PHYSICAL-MECHANICAL PROPERTIES OF COMPOSITE POLYMERIC MATERIAL

The present article is dedicated to the research of physical-mechanical properties of fiberglass reinforcement as well as integrated study, analysis and generalization of information, development of guidance for designing of building structures of different purposes from fiberglass reinforcement...

composite polymeric materials, fiberglass reinforcement, test procedure of composite polymeric materials, three-layered wall panel, efficient heat insulation, anisotropy.

REFERENCES

1. Ustinov, V. P. Pilot research of physical-mechanical properties of fiberglass reinforcement and flexible connectors from it [Text]/V. P. Ustinov, V. S. Kazarnovski,

- V. M. Tikhomirov, G. F. Rudzey, Y. V. Astakhov, B. V. Ustinov//Herald of SGUPS.— 2002.— N 4.— P. 105–114.
2. Blaznov, A. N. Detection of mechanical properties of rods made of composite materials by buckle [Text]/A. N. Blaznov, Y. P. Volkov, A. N. Lugovoy, V. F. Savin, A. I. Khe//Quality questions in construction. Materials of IV All-Russian conference 1–3 July, 2003.— Novosibirsk: SGUPS, 2003.— P. 113–119.
 3. Ustinov, V. P. Prospect of composite polymeric materials using in building structures and bridges in Siberia [Text]/V. P. Ustinov, A. F. Bernatskiy, V. S. Kazarnovskiy, M. G. Petrov, B. V. Ustinov, A. N. Yashnov//Herald of SGUPS.— 2006.— N. 13.— P. 51–57.
 4. Ustinov, B. V. Research of fiberglass reinforcement in wall panels by numerical methods [Text]/B. V. Ustinov, M. S. Marchenko//Research works of Concreters' society of Siberia and Ural.— N. 6.— Novosibirsk: NGASU, 2000.— P. 39–41.
-

НАШИ ЮБИЛЯРЫ

ВЫДАЮЩИЙСЯ УЧЕНЫЙ, ПЕДАГОГ, ИЗОБРЕТАТЕЛЬ

(к 80-летию Наума Петровича Абовского)



Доктор технических наук, профессор, заслуженный деятель науки и техники РФ, заслуженный изобретатель РФ, почетный работник высшего образования РФ, академик Международной академии наук Высшей школы, почетный член Российской академии архитектуры и строительных наук, почетный доктор Одесского инженерно-строительного университета.

Наум Петрович Абовский родился в 1929 году в г. Вознесенске недалеко от Одессы. В 1951 г. окончил с отличием Одесский гидротехнический (инженерно-строительный) институт. Затем два года работал на строительстве элеваторов в г. Туле в территориальном управлении Госпродрезервов при Совете Министров СССР. С августа 1953 г. по август 1958 г. — ассистент, а после защиты кандидатской диссертации без отрыва от производства в 1958 г. — доцент кафедры строительной механики Новосибирского инженерно-строительного института им. В. В. Куйбышева. С 1963 г. по настоящее время работает в Красноярске, в течение 45 лет непрерывно возглавляя созданную им кафедру «Строительная механика и управление конструкциями», а с декабря 2009 г. — в должности профессора-консультанта этой кафедры.

Докторскую диссертацию защитил в 1970 г., профессор — с 1972 г., академик МАН ВШ — с 1995 г.

Большой заслугой Н. П. Абовского является создание в Красноярске, где до этого не было ни одного кандидата наук по данной специальности, научной школы механики деформированного твердого тела, процессов управления и пространственного конструктивного формирования и конструирования, которая ныне насчитывает несколько десятков кандидатов и докторов наук, известных в нашей стране и за рубежом.

Н. П. Абовский является инициатором и создателем в России управляемых конструкций как нового направления конструктивного формообразования. В России уже работают его последователи по развитию управляемых конструкций. Предложены принципы активного формообразования, функциональные и структурные схемы управления, запатентованы

многочисленные изобретения. Создан и успешно функционирует многие годы научно-обучающий комплекс «Управляемые конструкции». Изданы и переизданы с дополнениями учебные пособия с грифом Министерства образования.

Н. П. Абовскому и его ученикам принадлежат пионерные работы по разработке и применению нейроруляемых конструкций как разновидности интеллектуальных систем, в методах нейрооптимизации и нейропрогнозирования.

Значительным вкладом в науку и строительную практику являются работы Н. П. Абовского по фундаментальным систематическим исследованиям вариационных принципов теории упругости и теории оболочек, по построению полной системы функционалов и многим частным принципам, по разработке вариационно-разностных методов еще на заре компьютерной эры, по развитию и строительству в Красноярском крае пространственных конструкций, в том числе сталежелезобетонных. Для строительства в сложных грунтовых условиях и сейсмичности Н. П. Абовским разработаны новые альтернативные принципы и конструктивные решения. Известны труды Н. П. Абовского как философа по проблемам творчества в строительстве, конструировании, изобретательстве и обучении. Созданный им системный алгоритм творческого мышления получает все большее признание.

Н. П. Абовский — автор более 450 научных работ, в том числе более 20 крупных монографий и учебных пособий, 55 патентов. Деятельность Н. П. Абовского отмечена на российском и международном уровнях многими почетными званиями и высшей наградой Законодательного собрания Красноярского края — знаком «Признание».

Годы не снижают активности и творческого устремления Наума Петровича. Впереди еще много замыслов. Желаем Науму Петровичу здоровья и творческих свершений.

В. Д. НАДЕЛЯЕВ, профессор, директор Института градостроительства, управления и региональной экономики Сибирского федерального университета;

В. И. САВЧЕНКОВ, профессор, декан строительного факультета ИГУРЭ СФУ;

Л. В. ЕНДЖИЕВСКИЙ, член-кор. РААСН, профессор, завкафедрой «Строительные конструкции» ИГУРЭ СФУ;

В. И. ПАЛАГУШКИН, доцент, завкафедрой «Строительная механика и управление конструкциями» ИГУРЭ СФУ;

И. С. ИНЖУТОВ, профессор кафедры «Строительные конструкции» ИГУРЭ СФУ

УКАЗАТЕЛЬ статей, опубликованных в 2009 г. (с № 1 по № 12)

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Белый Г. И., Михаськин В. В. Влияние сварочных процессов на пространственные деформации и устойчивость усиливаемых под нагрузкой стержневых элементов № 11–12

Дукарт А. В. Об установившихся колебаниях двухмассовой системы с демпфированием при произвольной периодической возмущающей нагрузке № 3–4

Платонова С. В. Оценка прочности щелевидных фундаментов с учетом пластических свойств грунтового основания № 5

Пронозин Я. А. Особенности взаимодействия фундаментов-оболочек с грунтовым основанием № 1

Хуторной А. Н., Кузин А. Я., Цветков Н. А. Особенности пространственного теплопереноса в неоднородном угловом фрагменте деревянной брусчатой стены № 5

ТЕОРИЯ ИНЖЕНЕРНЫХ СООРУЖЕНИЙ

Гребенюк Г. И., Роев В. И., Яньков Е. В., Вешкин М. С., Сабуров В. С., Волков А. С. Исследование изгибных колебаний стальной балки при действии импульсных нагрузок. Сообщение 1 № 10

Гуреева Н. А. Использование аппроксимации тензорных полей в МКЭ при расчете осесимметрично нагруженных оболочек вращения № 2

Дукарт А. В. Об эффективности двухмассового динамического гасителя колебаний с ударным звеном и частотно-независимым трением при гармонических воздействиях № 1

Зубчанинов В. Г., Субботин С. Л., Смелянский И. В. Метод разгружающих связей для решения задач устойчивости конструкций № 1

Клочков Ю. В., Николаев А. П., Вахнина О. В. Расчет оболочек вращения с использованием модифицированного треугольного конечного элемента № 9

Клочков Ю. В., Николаев А. П., Проскурнова О. А. Использование теории пластического течения в расчете сочлененных оболочек вращения на основе метода конечных элементов № 2

Корнеев А. В., Трещев А. А. Учет влияния водородосодержащей среды на напряженно-деформированное состояние материалов на основе титановых сплавов № 3–4

Крысько В. А., Жигалов М. В., Солдатов В. В. Особенности нелинейных колебаний балок модели Тимошенко № 5

Крысько В. А., Савельева Н. Е., Шагивалеев К. Ф. Управление хаотическими колебаниями гибких замкнутых цилиндрических оболочек при локальном поперечном знакопеременном нагружении № 7

Кургузов В. Д. О численном решении геометрически нелинейных задач строительной механики № 3–4

Матюшин В. И. Однородное решение теории упругости для цилиндрической арки при равномерном распределении нормальных напряжений вдоль ее оси и его анализ № 1

Миренков В. Е., Шутов В. А., Полуэктов В. А. Определение разрывных напряжений на контактах кусочно-однородных пластин № 9

Мищенко А. В., Немировский Ю. В. Ползучесть однородных и слоистых рам на основе трехкомпонентной модели № 5

Мищенко А. В., Немировский Ю. В. Динамический расчет сооружений башенного типа на ветровую нагрузку № 8

Немировский Ю. В., Янковский А. П. Построение определяющих уравнений просадочных и набухающих грунтов, армированных пространственной георешеткой, с учетом предварительного напряженного состояния № 6

Немировский Ю. В., Янковский А. П. Расчет и исследование поперечного деформирования несущей колонны высотного здания при горизонтальных сейсмических колебаниях основания и прохождении поверхностных волн. Сообщение 1. Постановка задачи № 9

Петров А. А., Теличко В. Г., Трещев А. А. Моделирование напряженно-деформированного состояния тонких пластин из разнородных материалов в условиях термомеханического нагружения № 1

Редин Д. Г., Лалин В. В. Решение нестационарных динамических задач методом конечных элементов по времени № 1

Самсонов В. И., Шульгин А. В. Колебания композитной пластины-балки под действием динамической нагрузки № 2

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ

Абдрахимов В. З. Роль оксида железа в формировании структуры керамических материалов № 2

Безбородов В. Г., Меденцов Л. Ф., Брюков А. В., Меденцова Н. Л. Влияние технологических факторов на свойства пенокерамики на основе суглинков № 10

Блажнов А. А. Исследование коррозионной стойкости металлических обшивок ограждающих конструкций производственных помещений шампиньонницы № 1

Гарькина И. А., Данилов А. М., Королев Е. В. Когнитивное моделирование при синтезе композиционных материалов как сложных систем № 3–4

Зырянова В. Н., Бердов Г. И., Верещагин В. И. Магнезиальное вяжущее из шламов магнийхлоридных рассолов № 8

Кара-сал Б. К., Ондар Э. Э., Сат К. Л. Керамический материал на основе отходов извлечения кобальтового концентрата № 8

Клименко В. Г., Балахонов А. В. Рентгенофазовый анализ гипсового сырья различного генезиса и продуктов его термообработки № 10

Козлов Г. А. К вопросу о получении щелочных силикатов из опал-кристобалитовых кремнистых пород для производства пористых заполнителей № 11–12

Коренькова С. Ф., Зимина В. Г., Горюхин Д. А. Особенности формирования пористой структуры цементного камня с комплексным модификатором № 3–4

Косач А. Ф., Кузнецова И. Н., Ращупкина М. А. Влияние минерального состава цемента на теплопроводность цементного камня № 8

Котляр В. Д., Лапунова К. А. Технологические особенности опок как сырья для стеновой керамики № 11–12

Логанина В. И. К вопросу о регулировании технологических процессов производства бетона № 3–4

Логанина В. И., Петухова Н. А., Горбунов В. Н., Дмитриева Т. Н. Перспективы изготовления органо-минеральной добавки на основе отечественного сырья № 9

Логанина В. И., Прошина Н. А., Давыдова О. А. Применение добавки золя кремниевой кислоты при изготовлении известковых отделочных составов № 6

Макридин Н. И., Вернигорова В. Н., Максимова И. Н., Овсякова Ю. В. Особенности фазового состава гидросиликатов кальция в зависимости от вида суперпластификатора № 6

- Немец И. И., Ивлева И. А.** Прочнопористая стеновая керамика № 8
- Перфилов В. А., Алаторцева У. В., Дмитрук М. И., Жога И. Л.** Применение модифицирующих нанодобавок для повышения прочности фибробетонов № 8
- Перфилов В. А., Алаторцева У. В., Тюрин А. А.** Фибробетон ускоренного твердения № 1
- Подгорнов Н. И., Аппарович Т. В., Коротеев Д. Д.** Критическая относительно влагопотерь прочность бетона или критическая прочность прекращения ухода за ним № 10
- Рахимов Р. З., Рахимова Н. Р., Фатыхов Г. А., Кузнецов Д. П.** Влияние добавок молотых компонентов мелкозернистого бетона на свойства композиционных шлакощелочных вяжущих № 8
- Ращупкина М. А., Косач А. Ф., Кузнецова И. Н.** Свойства мелкозернистого бетона с использованием золы гидроудаления от сжигания углей с высокой зольностью № 7
- Селяев В. П., Куприяшкина Л. И., Нугаева Г. Р.** Пластическая прочность наполненных цементных систем № 7
- Смоликов А. А.** Радиационно-защитные свойства бетона для атомных электростанций с реакторами на быстрых нейтронах № 5
- Смоликов А. А., Костин В. В.** Применение высокоэнергетического диспергирования для получения нанотрубок хризотила № 2
- Столбоушкин А. Ю.** Оценка свойств керамических материалов из техногенного сырья методом аппроксимации результатов эксперимента № 9
- Сучков В. П., Молюков А. А.** Технология производства трудногорючего пенополиуретана с использованием фосфогипса № 6
- Хлыстов А. И.** Химическое связывание неорганических тугоплавких отходов — один из экологических способов их утилизации № 6
- Чулкова И. Л., Бердов Г. И.** Влияние суперпластификаторов на свойства водных суспензий клинкерных минералов и формирование механической прочности при их твердении № 1
- Щукина Ю. В., Овчаренко Г. И., Селютина А. В.** Технология газобетона, твердеющего на морозе № 11–12

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ СТРОИТЕЛЬСТВА АВТОМАТИЗАЦИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ СТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

- Аникеева М. Е., Пятых Н. В.** Разработка аналитического комплекса стратегического планирования развития строительных организаций № 3–4
- Болотин С. А., Мещанинов И. Ю.** Основы постановки частной задачи комбинаторной оптимизации строительства комплекса объектов № 2
- Молодин В. В., Паргачевская И. А.** Зимнее бетонирование плит перекрытий надземной части зданий в монолитном исполнении № 3–4
- Молодин В. В., Паргачевская И. А.** Зимнее бетонирование стен и перегородок надземной части зданий в монолитном исполнении № 5
- Подгорнов Н. И., Аппарович Т. В., Коротеев Д. Д.** Термообработка бетона в опалубочных формах с использованием солнечной энергии № 6
- Романов С. И., Пронин С. А., Лескин А. И., Гофман Д. И.** Технологии и технические средства для механоактивации битума в процессе приготовления асфальтобетонных смесей № 9
- Рябчикова Т. А.** Совершенствование планирования средств на оплату труда работников подрядных строительных организаций № 7
- Суханов А. С.** Практическая реализация управляемого температурного режима выдерживания бетона с использованием системы автоматического управления при зимнем бетонировании монолитных каркасов зданий (на базе персонального компьютера) № 11–12

Титов М. М. Технология предварительного электроразогрева бетонной смеси с использованием современного оборудования № 3–4

Титов М. М. Использование критериальных зависимостей при проектировании устройств для электроразогрева бетонной смеси № 10

ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО

Букреев В. И., Дегтярев В. В. Силовое воздействие волны прорыва на опору моста № 2

Клишин И. В. Прогноз дополнительной мутности, образующейся при извлечении грунта земснарядами с погрузкой на палубные баржи № 5

Манчук Р. В. Обогрев гребней каменно-земляных плотин в северной строительной зоне № 1

Набиева О. Р. Применение двумерной плановой модели распространения загрязнения в речном потоке при оценке короткопериодной аварии на канализационном дюкере № 9

Пичугина С. В. Учет влияния гидрологических факторов при обосновании режима регулирования стока равнинными водохранилищами в период зимней межени № 3–4

Тарасевич В. В., Кушнерова О. Н. Оценка последствий разрушения водоподпорных гидротехнических сооружений № 10

Тарасевич В. В., Кушнерова О. Н. Расчет волны прорыва и зоны затопления в результате возможной аварии на дамбе хвостохранилища № 11–12

САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА

Адельшин А. Б., Адельшин А. А., Гришин Б. М., Андреев С. Ю., Бикунова М. В., Гришин Л. Б. Технология очистки нефтесодержащих промышленных сточных вод № 9

Береговой А. М., Викторова О. Л., Береговой В. А. Показатели эффективности в системном анализе теплопотерь через энергосберегающие наружные ограждения № 5

Бородин А. И., Чапанов З. Б. Учет влияния влажности среды при расчете термического сопротивления ограждающей конструкции № 7

Войтов Е. Л., Сколубович Ю. Л., Сколубович А. Ю. Методика технологического моделирования и расчета реакторов-осветлителей № 3–4

Гришков А. А. Совершенствование выбора параметров теплоносителей в системах теплоснабжения малоэтажных жилых зданий при использовании тепловых насосов № 9

Еремкин А. И., Фильчакина И. Н. Применение и обоснование использования вытесняющей вентиляции в локальной системе технологического кондиционирования воздуха в прядильном производстве текстильной промышленности № 2

Корепанов Е. В. Численное моделирование теплопередачи через окна с тройным остеклением № 7

Кочев А. Г., Сергиенко А. С., Кочева М. А., Федорова О. В. Пути создания энергосберегающих систем кондиционирования микроклимата в православных храмах № 8

Кротов В. М. Исследование тепловых характеристик вертикальных грунтовых теплообменников систем теплоснабжения № 8

Курилина Т. А., Халтурина Т. И. Гальванокоагуляционное обезвреживание сточных вод, содержащих ионы тяжелых металлов № 9

Мелькумов В. Н., Кузнецов С. Н. Взаимодействие вентиляционных воздушных потоков с конвективными потоками от источников теплоты № 1

Морозов А. Ю., Шумилов Р. Н., Толстова Ю. И., Ушаков М. Г. Повышение эффективности вентиляции в спекательных отделениях агломерационных фабрик № 8

- Пелипенко В. Н., Слесарев Д. Ю., Кубис В. А.** Способ повышения энергоэффективности и экологических показателей газовых инфракрасных горелок светлого типа № 10
- Рязанцев А. А., Просяников Е. Д., Маликов А. С., Глазков Д. В., Батоева А. А.** Очистка сточных вод кожевенных производств. Сообщение 3. Окисление сульфидов во флотаторе № 9
- Самарин О. Д.** Оценка температурной эффективности теплоутилизаторов с промежуточным теплоносителем по безразмерным параметрам № 2
- Самарин О. Д.** Влияние изменения параметров наружного климата на окупаемость энергосберегающих мероприятий № 6
- Степанов В. С.** Методы оценки термодинамической эффективности систем поддержания микроклимата № 10
- Самарин О. Д.** О приближенном расчете температурной эффективности аппаратов утилизации теплоты в системах механической вентиляции № 11–12
- Уляшева В. М.** О применимости балансового метода при исследованиях тепловоздушных процессов в помещениях с источниками теплоты № 7
- Унаспеков Б. А., Алимова К. К.** Интенсификация тепловой работы и совершенствование системы газоснабжения высокотемпературной туннельной печи № 8
- Халтурина Т. И., Курилина Т. А.** Исследование растворения алюминиевой стружки при удалении ионов меди из промывных вод № 10
- Халтурина Т. И., Чурбакова О. В.** Регенерация смазочно-охлаждающих жидкостей № 8
- Чертес К. Л., Быков Д. Е., Тупицына О. В., Самарина О. А., Истомина Е. В., Калинин В. А., Гришин Б. М., Бикунова М. В.** Очистка сточных вод накопителей нефтехимических отходов № 11–12
- Шиляев М. И., Хромова Е. М., Панов Д. Е.** Конденсационный эффект укрупнения субмикронных частиц в оросительной камере № 7
- Щукина Т. В., Полосин И. И.** Энергопоглощение плоских солнечных коллекторов при модификации светопрозрачных покрытий № 7
- Шиляев М. И., Хромова Е. М., Григорьев А. В.** Физико-математическая модель конденсационного улавливания тонкодисперсной пыли в скруббере Вентури № 9

СТРОИТЕЛЬСТВО АВТОМОБИЛЬНЫХ ДОРОГ И МОСТОВ

- Александров А. С.** Изменение напряжений вертикального сжатия от транспортной нагрузки по глубине слоев нежестких дорожных конструкций № 7
- Александров А. С., Александрова Н. П., Семенова Т. В.** Критерии проектирования шероховатых асфальтобетонных покрытий из условия обеспечения безопасности движения № 2
- Балабанов О. А., Мардиросова И. В.** Асфальтобетонная смесь для шероховатых тонкослойных покрытий, модифицированная резиновым термоэластопластом № 10
- Боровик В. С., Поджарная Т. В.** Определение длины подходов к мостовым сооружениям на автомобильных дорогах на стадии обоснования инвестиций № 10
- Девятов М. М.** Общий подход к определению измерительных и оценочных критериев потребительских свойств автомобильных дорог № 1
- Дровалева О. В.** Оценка усталостной долговечности асфальтобетона в условиях воздействия циклических нагрузок при интенсивном скоростном транспортном потоке № 11–12
- Заморин В. В.** Исследование областей применения одномерной и двумерной интерпретационных моделей земляного полотна железных и автомобильных дорог при его диагностике методом электромагнитного сканирования № 8

- Иванов В. Н., Пехов Б. М., Бондаренко Н. А.** Модель взаимодействия заказчика и подрядчика в дорожном строительстве № 2
- Илиополов С. К., Чернов С. А., Мардиросова И. В.** Модифицированная холодная асфальтобетонная смесь для ремонта дорожных покрытий № 6
- Илиополов С. К., Черсков Р. М., Мардиросова И. В., Дьяков К. А.** Исследование структуры и свойств битума, модифицированного комплексным каучуко-полиолефиновым модификатором № 5
- Матуа В. П., Чирва Д. В., Матуа Р. В.** Влияние упруговязкопластических свойств асфальтобетонов на накопление остаточных деформаций в слоях покрытий автомобильных дорог № 10
- Строев Д. А., Гаркавенко С. Я.** Зависимость деформативных свойств асфальтогранулобетонов от вида применяемых вяжущих и скоростей нагружения № 8
- Углова Е. В.** Моделирование деформирования нежестких дорожных конструкций при воздействии движущегося транспорта № 3–4
- Углова Е. В., Бессчетнов Б. В.** Влияние погодноклиматических факторов на усталостную долговечность асфальтобетона № 7

СТРОИТЕЛЬНЫЕ И ДОРОЖНЫЕ МАШИНЫ

- Абраменков Д. Э., Абраменков Э. А., Гладышев Г. В., Кутумов А. А.** Управляемые камеры с присоединенным объемом в дроссельном пневмударном механизме № 8
- Бужин Ю. М.** О некорректности в подходе к определению производительности землеройно-транспортной машины и построению на ее основе системы автоматического управления рабочим органом № 5
- Воронов В. П., Семикопенко И. А., Пензев П. П.** Пневмомеханический помольно-классификационный комплекс № 9
- Гридчин А. М., Севостьянов В. С., Лесовик В. С., Уральский В. И., Синица Е. В., Уральский А. В.** Энергосберегающие помольные комплексы для получения механоактивированных композиционных смесей № 5
- Завьялов А. М., Черняк С. С.** Проектирование оптимальных режимов процесса копания грунта бульдозером № 9
- Кононов А. А.** Результаты математического моделирования работы автогрейдера при разработке грунта основным отвалом № 2
- Кононов А. Д., Авдеев Ю. В., Кононов А. А.** Алгоритм обработки сигналов датчиков системы следящего дистанционного управления землеройно-транспортными машинами № 3–4
- Курилов Е. В., Щербаков А. С.** Расчет технологических параметров отвала бульдозера с дисковыми секциями № 5
- Кутумов А. А., Виговская Т. Ю., Абраменков Д. Э., Абраменков Э. А.** Показатели удельной энтальпии воздуха в камерах наддува рабочего и холодного ходов навесного пневматического молота № 1
- Салихов Р. Ф., Груснев М. Г.** Корректирование энерговооруженности парка одноковшовых экскаваторов № 7
- Сухарев Р. Ю.** Система управления положением рабочего органа цепного траншейного экскаватора № 2

НАУЧНЫЕ ПРОБЛЕМЫ АРХИТЕКТУРЫ И ЭКОЛОГИИ

- Гардер А. С.** Некоторые принципы реконструкции исторической среды в крупных городах № 11–12
- Груздева Е. А.** Особенности развития стиля «модерн» в архитектуре городов Западной Сибири № 7
- Зинина М. Е., Вольская Л. Н.** Архитектурно-пространственная среда крупных городов Южного Казахстана как объект психофизиологического восприятия (конец XIX — начало XXI в.) № 5

- Зинина М. Е., Вольская Л. Н.** Взаимосвязь и взаимовлияние культур при формировании жилой среды городов Казахстана № 7
- Масленникова Д. С.** Крестовоздвиженский храм в Швейцарии как отражение закономерностей стилеобразования зарубежного православного зодчества XIX–XX вв. № 7
- Орлова Е. Ю., Вольская Л. Н.** Особенности генезиса и развития русской национальной архитектуры в Сибири XVI — начала XVIII века № 2
- Потапов А. Д., Сеньющенко И. М.** Градостроительный потенциал овражно-балочных территорий № 8
- Пустоветов Г. И., Лихачев Е. Н.** Эволюция архитектурно-планировочной структуры сельского жилища России в XX веке № 1
- Разницина Ю. Ф.** Эволюция архитектуры и инженерных решений мельниц № 2
- Сидоров В. А.** Классификация традиционного японского жилища и типология по социальным особенностям, образу и стилю № 1
- Сидоров В. А.** Традиционное каноническое жилище в плотной застройке и экологические особенности (опыт Японии) № 2
- Сидоров В. А.** Тенденции развития японского жилища № 5
- Тарасова Л. Г.** Регулирование градостроительной деятельности в крупнейших городах с учетом их способности к саморазвитию № 7
- Тарасова Л. Г.** Социально-территориальная структуризация городского сообщества как предпосылка развития процессов самоорганизации в крупных городах № 8

НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

- Абсиметов В. Э., Ключев С. В., Ключев А. В.** Оптимальное проектирование динамически нагруженных стержневых систем № 3–4
- Аникеева М. Е., Воробьев В. С., Каталымова К. В.** Формирование стратегий развития организаций при реализации транспортных строительных проектов № 1
- Белаш Т. А., Сахаров О. А., Давыдова Г. В.** Модель сейсмического воздействия для статистического моделирования колебаний сейсмоизолированных систем № 2
- Богомолов А. Н., Шиян С. И., Богомолова О. А.** Расчет устойчивости откосов и склонов на основе анализа их напряженного состояния № 5
- Бокарев С. А., Соловьев Л. Ю., Рогова Е. В.** Методика оценки грузоподъемности сталежелезобетонных железнодорожных пролетных строений № 3–4
- Галеев Р. Г., Денисов О. Л., Ялаева Р. Р.** Мониторинг карстообразования в основании зданий и сооружений № 1
- Гилета В. П., Юдин Б. В.** Кинематический анализ механизмов с использованием ряда Тейлора № 6
- Головинский П. А., Ушаков И. И., Ушаков С. И.** Исследование трещинообразования эпоксидных полимербетонов методом акустической эмиссии № 6
- Горюнов И. И., Полюшкина А. А.** Организация управления оборудованием для гидромеханической обработки осадков сточных вод № 10
- Гошко Е. Ю., Зеркаль С. М., Мальцев А. И.** Оценка геотехнических условий строительства зданий и сооружений с использованием специализированной инженерной сейсмоки № 7
- Гошко Е. Ю., Зеркаль С. М., Мальцев А. И.** Диагностика ослабленных зон в грунте строительной площадки по данным малоглубинного инженерно-сейсмического эксперимента № 10
- Грузин А. В., Абраменков Э. А., Грузин В. В.** Скоростная съемка ударного взаимодействия штампа с грунтовой средой и обработка полученных результатов № 2

- Грузин А. В., Абраменков Э. А., Грузин В. В., Абраменков Д. Э.** Экспериментальные исследования однократного ударного воздействия ко-
нического штампа на песчаный грунт № 9
- Дукарт А. В., Олейник А. И.** Способ моделирования искусственных
акселерограмм землетрясений с помощью поличастотного линейного
фильтра № 10
- Енджиевский Л. В., Фоменко Е. Ю.** Исследование устойчивости вне-
центренно-сжатых перфорированных стальных элементов № 11–12
- Ерышев В. А., Тошин Д. С.** Методика расчета нормального сечения из-
гибаемого железобетонного элемента при разгрузке № 6
- Завьялова О. Б.** Учет последовательности монтажа конструкций при
расчете усилий в рамных системах № 2
- Зуйков А. Л.** Устойчивость циркуляционно-продольного течения № 11–12
- Ивашенко А. М.** Анализ характеристик устойчивости стальных колонн
в свободных рамах № 5
- Ивашенко А. М.** К вопросу проектирования колонн в рамах из высоко-
прочных бетонов № 7
- Кононова М. С.** Оценка энергосберегающего потенциала жилой застрой-
ки на основе анализа теплоэнергетических паспортов зданий № 10
- Коротких А. В., Кретинин А. Н., Крылов И. И.** Особенности работы
одноболтовых фрикционных сдвигоустойчивых соединений тонкостен-
ных оцинкованных профилей № 10
- Криворотов А. П., Лубягин А. В., Зубачев П. В., Савков П. А.** К во-
просу о надежности оценки прочности нескальных грунтов по результа-
там испытаний их в приборах одноплоскостного среза № 1
- Криворотов А. П., Лубягин А. В., Зубачев П. В., Савков П. А.** Оцен-
ка взаимодействия жестких цилиндрических включений в нелиней-
но-деформируемой грунтовой среде № 6
- Криворотов А. П., Лубягин А. В., Савков П. А., Зубачев П. В.** На-
пряженно-деформированное состояние упрочняющейся пластической сре-
ды при воздействии на нее клиновидного жесткого тела № 7
- Кузавов В. Т., Дегтярев В. В.** Новые постановки в исследовании кави-
тационной эрозии № 9
- Леонович С. Н.** Оценка остаточной морозостойкости бетона эксплуати-
руемых конструкций методом отрыва со скалыванием № 6
- Леонович С. Н., Снежков Д. Ю.** Исследование неравнопрочности бе-
тона на объекте монолитного строительства комплексным неразрушаю-
щим методом контроля № 8
- Матус Е. П.** Взаимодействие сталефибробетона с радиоволнами № 11–12
- Мигунов В. Н.** Прогнозирование долговечности железобетонных кон-
струкций с учетом образования продольных трещин № 11–12
- Никитенко А. Ф., Резников Б. С., Кучеренко И. В.** Предельные на-
грузки при неупругом деформировании элементов конструкций № 6
- Притыкин А. И.** Повышение местной устойчивости перфорированных
балок за счет смещения оси расположения отверстий № 8
- Притыкин А. И.** Прогибы перфорированных балок-стенок с прямо-
угольными вырезами № 10
- Пронозин Я. А.** Исследование работы бетонных оболочек с поверхност-
ным армированием на глинистом основании № 2
- Рудяк В. Я., Серяков А. В.** Напряженное состояние пород вблизи на-
клонной траншеи или выработки № 8
- Сапожников А. И., Григорьев С. М.** Влияние диафрагм жесткости
на формирование напряженно-деформированного состояния каркасных
зданий № 11–12

Сапожников А. И., Мишичев А. И. Динамический анализ пространственной работы промышленных зданий при различных режимах торможения крана № 3–4

Селяев В. П., Селяев П. В., Колдин А. О. Прогнозирование долговечности железобетонных изгибаемых элементов вероятностными методами № 6

Убайдуллоев М. Н., Серазутдинов М. Н. Оценка эффективности усиления нагруженных конструкций с учетом пластических деформаций № 1

Узунова Л. В., Захаров В. Ф. Эффективность использования деформационной модели для оценки несущей способности составных железобетонных стержней с высокопрочной арматурой № 11–12

Хайруллин Ф. С., Серазутдинов М. Н., Сидорин С. Г. Расчет жесткостных характеристик и напряженно-деформированного состояния сотового поликарбоната № 9

Ханин С. И., Воронов В. П., Трухачев С. С. Определение критической скорости разрушения частиц материала в трубной шаровой мельнице № 2

Хархардин А. Н., Кашибадзе В. В. Топологические свойства микро- и нанодисперсных материалов № 5

Холопов И. С., Чернышев Д. Д. Определение пульсационной ветровой нагрузки при расчете вытяжных башен № 6

Черных А. В., Черных В. В. Определение величины смещения гребня шва горизонтальных соединений при дуговой сварке с использованием магнитного поля № 6

Яковлева М. В., Юсупова Ю. Ф. Влияние минеральных масел на железобетонные конструкции № 9

В ЛАБОРАТОРИЯХ ВУЗОВ

Албаут Г. Н., Митасов В. М., Пичкурова Н. С., Табанюхова М. В. Модельное исследование влияния организованных трещин на напряженное состояние балок № 6

Васюта Б. Н., Чалков Г. В. Экспериментальное исследование моделей подкрановых балок на основе прокатных профилей при местном кручении верхнего пояса. Сообщение 2 № 1

Меркулов С. И., Дворников В. М., Татаренков А. И., Меркулов Д. С. Исследования усиленных железобетонных конструкций № 9

НАУЧНАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Костин В. И. Учебная литература для специальности «Теплогазоснабжение и вентиляция» № 3–4

ВНЕДРЕНИЕ НАУЧНЫХ ДОСТИЖЕНИЙ В ПРОИЗВОДСТВО

Устинов В. П., Устинов Б. В. Исследование физико-механических характеристик композитных полимерных материалов (КПМ) № 11–12

НАШИ ЮБИЛЯРЫ

Талантливый ученый и изобретатель № 10

Выдающийся ученый, педагог, изобретатель (к 80-летию Наума Петровича Абовского) № 11–12

Замеченная опечатка в журнале «Известия вузов. Строительство»
№ 10–2009 г.

На странице 64, первая строка сверху (рис. 2) следует читать: /, балл.