

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ
И НАУКИ РФ
МЕЖДУНАРОДНАЯ АССОЦИАЦИЯ
СТРОИТЕЛЬНЫХ ВУЗОВ

ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ
УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

СТРОИТЕЛЬСТВО

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

№ 11–12 (647–648)

Ноябрь–декабрь 2012 г.

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.П. Правдинец, В.Г. Себе-
шев, И.Б. Соколов, Ю.А. Феофанов, Е.М. Чернышов

Ответственный секретарь Н.В. Биткина

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕОРИЯ ИНЖЕНЕР- НЫХ СООРУЖЕНИЙ

**Дукарт А.В., Фам Вьет
Нгок.** Об эффективности
динамического гасителя ко-
лебаний с вязким трением
при действии периодиче-
ских импульсов конечной
длительности 3

**Коврижных А.М., Ков-
рижных С.А.** Упругопла-
стическое деформирование
и разрушение простейших
элементов конструкций 11

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МА- ТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ

**Бердов Г.И., Ильина Л.В.,
Раков М.А., Сухарен-
ко В.А.** Взаимодействие
портландцемента с водными
растворами электролитов . 19

**Машкин Н.А., Гутаре-
ва Н.А., Зибницакая Н.Е.,
Урусова Т.А., Шары-
пов П.Ю.** Влияние активи-
рования цементно-песчаных
сuspензий на физико-меха-
нические свойства мелко-
зернистых бетонов 26

**Комиссаренко Б.С., Абд-
рахимов В.З., Колпа-
ков А.В.** Исследование во-
допоглощения при капил-
лярном подсосе воды и дли-
тельности статической
прочности под нагрузкой
крупнопористого керамзи-
тобетона 34

Мосаков Б.С. К вопросу
активации силикатных вя-
жущих 41

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 30.11.12. Формат 70×108 ¹/₁₆.
Усл. печ. л. 11,76+0,35. Тираж 350 экз. Заказ 1340.

ООО «Партнеры Сибири»,
630009, г. Новосибирск, ул. Добролюбова, 16.

© Издатель НГАСУ (Сибстрин), 2012

Овчаренко Г.И., Фомичев Ю.Ю. Технология переработки высококальциевой золы и шлака ТЭЦ в силикатный кирпич	47
ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ СТРОИТЕЛЬСТВА	
АВТОМАТИЗАЦИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ СТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА	
Толочная Е.Б., Титов М.М. Численное моделирование теплофизических процессов в технологии зимнего бетонирования сборно-монолитного каркаса здания ...	54
САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА	
Логачев И.Н., Логачев К.И., Аверкова О.А. Эжекция воздуха ускоренным потоком частиц в перфорированном вертикальном канале с байпасной камерой. Собщение 2. Линеаризация дифференциальных уравнений	62
Малювина Е.Г., Фролова А.А. Расчет энергетически целесообразной температуры наружного воздуха для перехода на свободное охлаждение кондиционируемых помещений	71
Уляшева В.М. О корректности численного моделирования вентиляционных процессов	79
Халтурина Т.И., Чурбакова О.В. Повышение эффективности процесса обезвоживания осадков маслоЭмульсионных сточных вод	84
СТРОИТЕЛЬНЫЕ И ДОРОЖНЫЕ МАШИНЫ	
Куликов А.В., Грузин А.В., Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А. Пневмоударный механизм с комбинированным управлением впуском воздуха в камеру рабочего хода и его физико-математическое описание	90
НАУЧНЫЕ ПРОБЛЕМЫ АРХИТЕКТУРЫ И ЭКОЛОГИИ	
Масленникова Д.С. Закономерности организации внутреннего пространства Якутского монастыря на деревянном и каменном этапах строительства (XVII–XX вв.)	99
НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ	
Кользееев А.А. Оценка влияния замкнутой формы сечения на устойчивость сжатых стальных стержней трехпоясных ферм	108
Хархардин А.Н., Сулейманова Л.А., Строкова В.В. Топологические свойства полидисперсных смесей и составляющих их фракций по результатам ситового и лазерного анализов гранулометрии	114
Памяти Наума Петровича Абовского	125
УКАЗАТЕЛЬ статей, опубликованных в 2012 г. (с № 1 по № 12)	127

ТЕОРИЯ ИНЖЕНЕРНЫХ СООРУЖЕНИЙ

УДК 624.042:534.014

А.В. ДУКАРТ, ВЬЕТ НГОК ФАМ

ОБ ЭФФЕКТИВНОСТИ ДИНАМИЧЕСКОГО ГАСИТЕЛЯ КОЛЕБАНИЙ С ВЯЗКИМ ТРЕНИЕМ ПРИ ДЕЙСТВИИ ПЕРИОДИЧЕСКИХ ИМПУЛЬСОВ КОНЕЧНОЙ ДЛИТЕЛЬНОСТИ

Рассматриваются установившиеся колебания линейной двухмассовой демпфированной системы, вызванные кратковременными периодическими импульсами одностороннего направления. Полученные аналитические уравнения движения используются для решения задачи полной оптимизации параметров динамического гасителя колебаний с вязким трением. За критерий качества виброзащиты принят минимум наибольших отклонений защищаемого объекта.

Ключевые слова: двухмассовая система, периодические импульсы, длительность и форма импульса, динамический гаситель, настройка гасителя, демпфирование гасителя, импульсно-частотная характеристика.

Динамические гасители колебаний (ДГК) являются одним из наиболее эффективных средств виброзащиты сооружений, строительных и машиностроительных конструкций и их элементов, виброизолированных установок и приборов (далее — защищаемый объект). Им посвящена обширная литература. К настоящему времени детально исследованы возможности применения одномассовых ДГК при гармонических воздействиях с различной степенью нестабильности их частоты — при таких нагрузках решения минимаксных задач оптимизации параметров динамических гасителей для различных критериев качества виброзащиты получены в замкнутой форме и доведены до простых и удобных в пользовании расчетных формул [1]. Поведение защищаемого объекта с присоединенным гасителем и его эффективность при периодических возмущающих нагрузках, отличающихся от гармонических, а также в переходных режимах вынужденных и свободных колебаний, вызванных нестационарными воздействиями и заданными начальными условиями движения, изучены недостаточно полно. Это связано с тем, что при таких возмущениях движение системы «захищаемый объект — ДГК» определяется как сумма вынужденных и / или свободных колебаний с различными частотами и амплитудами (или наибольшими отклонениями), что практически не позволяет получить решение указанных минимаксных задач в замкнутом виде даже для сравнительно простых расчетных схем защищаемых объектов, включая систему с одной степенью свободы. В этих случаях оптимальные параметры ДГК могут быть найдены различными способами, в частности путем численного интегрирования исходных или приведенных к определенному виду дифференциальных уравнений

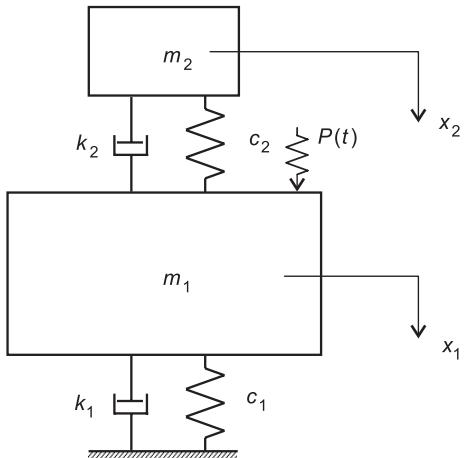


Рис. 1. Расчетная схема защищаемого объекта с ДГК

ний движения защищаемого объекта с гасителем^{1,2}, путем численного анализа аналитических законов движения исходной системы³ и др.

В данной работе на примере защищаемого объекта, трактуемого как система с одной степенью свободы, исследуется эффективность одномассового гасителя с вязким трением при колебаниях, вызванных кратковременными периодическими импульсами одностороннего направления. Заметим, что некоторые вопросы улучшения динамических характеристик защищаемых объектов с помощью ДГК при периодических импульсивных воздействиях рассматривались ранее^{4,5,6},

причем как в предложении мгновенного действия импульсов, так и с учетом их формы и длительности действия.

Демпфирование в звене защищаемого объекта учтем, как и в звене гасителя, по гипотезе вязкого трения. Расчетная схема системы «защищаемый объект — ДГК» приведена на рис. 1, где m_1 , c_1 , k_1 , x_1 — соответственно масса, квазиупругий коэффициент, коэффициент вязкого трения и абсолютная координата защищаемого объекта; m_2 , c_2 , k_2 , x_2 — то же для гасителя. Обозначим также: $h_0 = k_1 / (2m_1)$; $h_\Gamma = k_2 / (2m_2)$; $\omega_0 = \sqrt{c_1 / m_1}$; $\omega_\Gamma = \sqrt{c_2 / m_2}$; $\mu = m_2 / m_1$; $s = \omega_\Gamma / \omega_0$. Здесь ω_0 , ω_Γ — парциальные частоты колебаний защищаемого объекта и гасителя; μ — относительная масса и s — настройка гасителя.

Далее будем считать, что число повторений импульсов возмущающей нагрузки $P(t)$ настолько велико, что в рассматриваемой системе (см. рис. 1) устанавливается режим стационарных колебаний с периодом T заданного воздействия, которые в принятых обозначениях описываются линейными дифференциальными уравнениями

$$\begin{aligned} \ddot{x}_1 + 2h_0\dot{x}_1 + \omega_0^2 x_1 + \mu \ddot{x}_2 &= P(t) / m_1; \\ \ddot{x}_2 + 2h_\Gamma(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) + \omega_\Gamma^2(x_2 - x_1) &= 0. \end{aligned} \quad (1)$$

¹ Бартел (Bartel D.L.), Краутер (A.I. Krauter). Оптимизация временных характеристик динамического поглотителя колебаний // Труды Американского общества инженеров-механиков. Конструирование и технология машиностроения. 1971. Т. 93. Сер. В, № 3. С. 34–38.

² Резников Л.М. Выбор оптимальных параметров динамического гасителя при прохождении через резонанс // Динамика сооружений. М.: Стройиздат, 1968. С. 157–162.

³ Дукарт А.В. Об эффективности одномассового динамического гасителя колебаний при негармонических периодических возмущающих нагрузках // Изв. вузов. Строительство. 2010. № 2. С. 80–89.

⁴ Дукарт А.В., Фам Вьет Нгок. Оптимальные параметры и эффективность динамического гасителя с частотно-независимым трением в режиме основного импульсного резонанса // Изв. вузов. Строительство. 2010. № 7. С. 89–97.

⁵ Резников Л.М. Эффективность динамического гасителя при импульсном резонансе // Динамика механических систем. Киев: Наук. думка, 1983. С. 80–85.

⁶ Резников Л.М., Фишман Г.М. Оптимальные параметры и эффективность динамического гасителя при действии периодических импульсов // Машиноведение. 1973. № 1. С. 32–36.

Принимая за начало отсчета времени ($t = 0$) момент приложения импульса для интервала времени $[0, T]$, можно заданную нагрузку $P(t)$ для этого промежутка времени, как и для любого другого цикла колебаний системы, представить аналитическим выражением

$$P(t) = P_0 f(t) \text{ при } 0 \leq t \leq t_0; P(t) = 0 \text{ при } t_0 \leq t \leq T, \quad (2)$$

где P_0 — максимум, $f(t) = P(t)/P_0$ — форма и t_0 — длительность действия импульса в интервале $[0, T]$. Как и в [2, 3] предполагается, что импульс имеет не более одного максимума и характеризуется постоянным направлением, поэтому функция формы $f(t)$ в промежутке $0 \leq t \leq t_0$ действия импульса удовлетворяет условию $0 \leq f(t) \leq 1$.

Заданная нагрузка $P(t)$ носит прерывистый характер, поэтому движение системы в промежутках времени $[0, t_0]$ и $[t_0, T]$ описывается разными уравнениями. Используя полученное в статье [3] соответствующее нагрузке (2) периодическое решение уравнений (1), можно функции абсолютных координат перемещений масс $x_j(t)$ для обоих интервалов движения представить в виде

$$x_j(t) = x_j^{(1)}(t) + x_j^{(2)}(t); j=1,2, \quad (3)$$

причем функции $x_j^{(1)}(t)$ одинаковы для обоих интервалов

$$\begin{aligned} x_j^{(1)}(t) = & \frac{P_0}{m_1 \Delta_S} \sum_{v=1}^2 \frac{e^{-0.5h_v t}}{\operatorname{ch} 0.5h_v T - \cos \omega_v T} \left\langle \{u_{jv} [\cos \omega_v (t+T) - e^{-0.5h_v T} \cos \omega_v t] - \right. \\ & - v_{jv} [\sin \omega_v (t+T) - e^{-0.5h_v T} \sin \omega_v t] \} \int_0^{t_0} f(\tau) e^{0.5h_v \tau} \cos \omega_v \tau d\tau + \\ & + \{u_{jv} [\sin \omega_v (t+T) - e^{-0.5h_v T} \sin \omega_v t] + v_{jv} [\cos \omega_v (t+T) - \right. \\ & \left. - e^{-0.5h_v T} \cos \omega_v t] \} \int_0^{t_0} f(\tau) e^{0.5h_v \tau} \sin \omega_v \tau d\tau \right\rangle. \end{aligned} \quad (4)$$

Функции $x_j^{(2)}(t)$ для промежутка времени $0 \leq t \leq t_0$ описываются выражением

$$\begin{aligned} x_j^{(2)}(t) = & \frac{2P_0}{m_1 \Delta_S} \sum_{v=1}^2 e^{-0.5h_v t} [(u_{jv} \cos \omega_v t - v_{jv} \sin \omega_v t) \int_0^t f(\tau) e^{0.5h_v \tau} \cos \omega_v \tau d\tau + \\ & + (u_{jv} \sin \omega_v t + v_{jv} \cos \omega_v t) \int_0^t f(\tau) e^{0.5h_v \tau} \sin \omega_v \tau d\tau], \end{aligned} \quad (5)$$

а для интервала $t_0 \leq t \leq T$ необходимо в (5) изменить верхний предел интегрирования t на t_0 . Для вычисления входящих в (4), (5) частот свободных колебаний $\omega_v > 0$ и соответствующих им коэффициентов демпфирования $h_v > 0$ рассматриваемой системы, а также величин u_{jv}, v_{jv} и Δ_S можно воспользоваться решениями, приведенными, в частности, в работах [3, 4]. Отметим, что для импульсов простой формы с помощью уравнений движения (3)–(5) задача о периодических колебаниях системы решается аналитически в замкнутом виде.

Рассмотрим задачу выбора параметров и оценки эффективности динамического гасителя колебаний с вязким трением при действии одно-

сторонних импульсов в форме полуволны синусоиды. В этом случае функция формы импульса имеет вид

$$f(t) = \sin \frac{\pi}{t_0} t. \quad (6)$$

Установим сначала законы движения масс системы при указанном воздействии. Подставляя (2) с учетом (6) в (4), (5) и далее в (3) и воспользовавшись таблицами интегралов⁷, получим функции абсолютных перемещений и скоростей масс системы для интервала времени $0 \leq t \leq t_0$ в виде

$$x_j(t) = \frac{P_0}{m_1 \Delta_S} \sum_{v=1}^2 \left[\frac{e^{-0.5h_v t}}{(\operatorname{ch} 0.5h_v T - \cos \omega_v T)} \psi_{jv}(t) + \varphi_{jv}(t) \right]; \quad (7)$$

$$\dot{x}_j(t) = \frac{P_0}{m_1 \Delta_S} \sum_{v=1}^2 \left\{ \frac{e^{-0.5h_v t}}{(\operatorname{ch} 0.5h_v T - \cos \omega_v T)} [\psi_{jv}(t) - 0.5h_v \psi_{jv}] + \dot{\varphi}_{jv}(t) \right\}. \quad (8)$$

Здесь

$$\begin{aligned} \psi_{jv}(t) &= (b_{jv}^{(1)} g_{1v} + b_{jv}^{(2)} g_{2v}) \alpha_{jv}(t) + (b_{jv}^{(3)} g_{1v} + b_{jv}^{(4)} g_{2v}) \beta_{jv}(t); \\ \varphi_{jv}(t) &= (b_{jv}^{(1)} g_{1v} + b_{jv}^{(2)} g_{2v}) \left(e^{-0.5h_v t} \cos \omega_v t - \cos \frac{\pi t}{t_0} \right) + b_{jv}^{(3)} g_{1v} \times \\ &\quad \times \left(e^{-0.5h_v t} \sin \omega_v t + \sin \frac{\pi t}{t_0} \right) - b_{jv}^{(4)} g_{2v} \left(e^{-0.5h_v t} \sin \omega_v t - \sin \frac{\pi t}{t_0} \right); \\ \dot{\psi}_{jv}(t) &= \omega_v [(b_{jv}^{(3)} g_{1v} - b_{jv}^{(4)} g_{2v}) \alpha_{jv}(t) - (b_{jv}^{(1)} g_{1v} + b_{jv}^{(2)} g_{2v}) \beta_{jv}(t)]; \end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} \dot{\varphi}_{jv}(t) &= (b_{jv}^{(1)} g_{1v} + b_{jv}^{(2)} g_{2v}) \left[\frac{\pi}{t_0} \sin \frac{\pi t}{t_0} - e^{-0.5h_v t} (\omega_v \sin \omega_v t + 0.5h_v \cos \omega_v t) \right] + \\ &\quad + b_{jv}^{(3)} g_{1v} \left[e^{-0.5h_v t} (\omega_v \cos \omega_v t - 0.5h_v \sin \omega_v t) + \frac{\pi}{t_0} \cos \frac{\pi t}{t_0} \right] - \\ &\quad - b_{jv}^{(4)} g_{2v} \left[e^{-0.5h_v t} (\omega_v \cos \omega_v t - 0.5h_v \sin \omega_v t) - \frac{\pi}{t_0} \cos \frac{\pi t}{t_0} \right], \end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned} \alpha_{jv}(t) &= \operatorname{sh} 0.5h_v T \cos \omega_v t - \sin \omega_v T \sin \omega_v t; \\ \beta_{jv}(t) &= \operatorname{sh} 0.5h_v T \sin \omega_v t + \sin \omega_v T \cos \omega_v t; \\ b_{jv}^{(1)} &= u_{jv}(\pi + \omega_v t_0) + 0.5v_{jv} h_v t_0; b_{jv}^{(2)} = u_{jv}(\pi - \omega_v t_0) - 0.5v_{jv} h_v t_0; \\ b_{jv}^{(3)} &= 0.5u_{jv} h_v t_0 - v_{jv}(\pi + \omega_v t_0); b_{jv}^{(4)} = 0.5u_{jv} h_v t_0 + v_{jv}(\pi - \omega_v t_0); \\ g_{1v} &= \frac{t_0}{0.25(h_v t_0)^2 + (\pi + \omega_v t_0)^2}; g_{2v} = \frac{t_0}{0.25(h_v t_0)^2 + (\pi - \omega_v t_0)^2}. \end{aligned} \quad (10)$$

Для промежутка времени $t_0 \leq t \leq T$ уравнения движения системы (7), (8) сохраняются, как и входящие в них функции (9), (10), кроме функций $\varphi_{jv}(t)$ и $\dot{\varphi}_{jv}(t)$, для которых следует принять

⁷ Двайт Г.Б. Таблицы интегралов и другие математические формулы. М.: Наука, 1973. 228 с.

$$\varphi_{jv}(t) = e^{-0.5h_v(t-t_0)} [(u_{jv}d_{1v} + v_{jv}d_{2v})\cos\omega_v t + (u_{jv}d_{2v} - v_{jv}d_{1v})\sin\omega_v t];$$

$$\dot{\varphi}_{jv}(t) = e^{-0.5h_v(t-t_0)} [(u_{jv}d_{2v} - v_{jv}d_{1v})(\omega_v \cos\omega_v t - 0.5h_v \sin\omega_v t) -$$

$$-(u_{jv}d_{1v} + v_{jv}d_{2v})(\omega_v \sin\omega_v t + 0.5h_v \cos\omega_v t)],$$

где

$$d_{1v}(t) = g_{1v}[(\pi + \omega_v t_0)(e^{-0.5h_v t_0} + \cos\omega_v t_0) - 0.5h_v \sin\omega_v t_0] +$$

$$+ g_{2v}[(\pi - \omega_v t_0)(e^{-0.5h_v t_0} + \cos\omega_v t_0) + 0.5h_v t_0 \sin\omega_v t_0];$$

$$d_{2v}(t) = g_{1v}[(\pi + \omega_v t_0)\sin\omega_v t_0 + 0.5h_v t_0(e^{-0.5h_v t_0} + \cos\omega_v t_0)] +$$

$$+ g_{2v}[(\pi - \omega_v t_0)\sin\omega_v t_0 - 0.5h_v t_0(e^{-0.5h_v t_0} + \cos\omega_v t_0)].$$

Численную реализацию полученных аналитических законов движения выполним на примере расчета защищаемого объекта с ДГК на действие периодических импульсов конечной длительности, основанном на предположении [2–4] о постоянной величине импульсов S_0 при изменении максимума нагрузки P_0 и длительности приложения импульсов t_0 , причем для импульсов в форме полуволны синусоиды эти величины связаны соотношением $S_0 = 2P_0 t_0 / \pi$. Для анализа уравнений движения масс защищаемого объекта (главной массы m_1) и гасителя введем безразмерные величины $\delta_0 = h_0 / \omega_0$; $\delta_\Gamma = h_\Gamma / \omega_0$; $\delta_v = h_v / \omega_0$; $p_v = \omega_v / \omega_0$; $\lambda = \theta / T$; $y_j = x_j / x_0$; $y = (x_2 - x_1) / x_0$; $\tau = \theta t$; $\tau_0 = \omega_0 t_0$, где $\theta = 2\pi / T$ — частота приложения импульсов (2); $x_0 = S_0 / (m_1 \omega_0) = 2P_0 t_0 / (\pi m_1 \omega_0)$ — «статическое» перемещение защищаемого объекта.

Остановимся на решении задачи полной оптимизации параметров ДГК [1] из условия минимума наибольшего перемещения защищаемого объекта в режиме основного импульсного резонанса при нестабильной частоте возмущающей нагрузки (2) в диапазоне $0.8 \leq \lambda \leq 1.2$. При этом будем придерживаться методики, используемой и при других периодических воздействиях. Она основана^{3,4} на последовательном решении задачи неполной оптимизации [1]: выбор оптимального значения настройки гасителя ($s_{\text{опт}}$) и оценка его эффективности при заданном значении коэффициента вязкого трения δ_Γ и фиксированном значении относительной массы гасителя μ . За $s_{\text{опт}}$ принимается значение настройки, выравнивающей максимальные ординаты импульсно-частотной характеристики (ИЧХ) колебаний главной массы m_1 (называемой также резонансной кривой $Y_1(\lambda)$), расположенные слева и справа от резонансной частоты ($\lambda = 1$); здесь $Y_1(\lambda) = \max y_1(\tau)$ на частоте воздействия λ . Оптимальное значение коэффициента вязкого трения $\delta_{\Gamma, \text{опт}}$ вычисляется из условия минимума наибольших ординат ИЧХ колебаний защищаемого объекта при оптимальной настройке гасителя.

На рис. 2 приведены ИЧХ колебаний защищаемого объекта, соответствующие некоторым значениям длительности действия импульсов (a — $\tau_0 = \pi / 2$; b — $\tau_0 = \pi$) в форме полуволны синусоиды (кривые 1) и прямоугольной формы (кривые 2) [3] при фиксированных значениях относительной массы гасителя $\mu = 0.025$ и коэффициента вязкого трения защищаемого объекта $\delta_0 = 0.025$, отвечающих⁴ оптимальным параметрам гасителя $s = 0.978318$ и $\delta_\Gamma = 0.0965$ при действии периодических мгновенных импульсов (кривые 3); резонансные кривые $Y_1(\lambda)$ на рис. 2 получены при одинаковых значениях величин импульсов S_0 . Из сопоставления

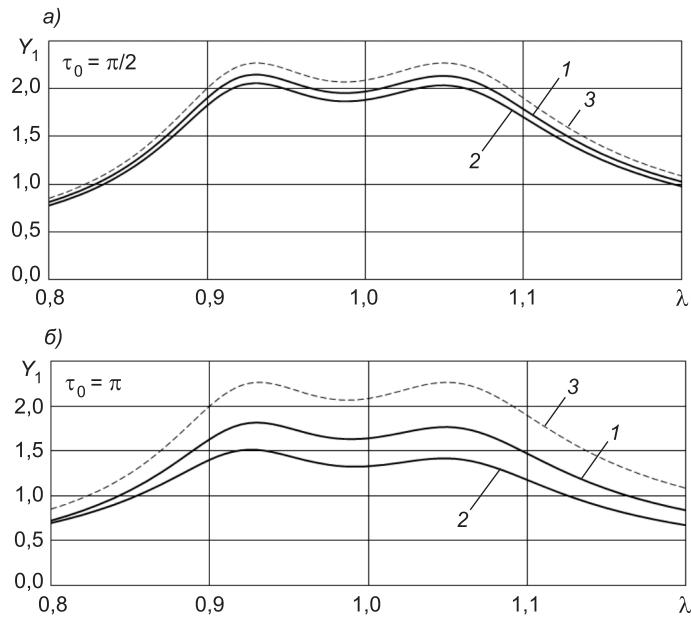


Рис. 2. ИЧХ колебаний главной массы

ИЧХ для данного случая следует, что наибольшие отклонения главной массы имеют место при возмущающей нагрузке в виде мгновенных импульсов⁴. При действии периодических импульсов конечной длительности максимальные отклонения массы m_1 при рассматриваемых воздействиях $P(t)$ с постоянной величиной импульсов S_0 соответствуют возмущающей нагрузке в виде импульсов в форме полуволны синусоиды (см. кривые 1 и 2 на рис. 2). Это связано с тем, что при равенстве величин импульсов S_0 и длительности их действия t_0 значение максимума P_0 импульса в форме полуволны синусоиды больше максимума импульса прямогоугольной формы в $\pi/2$ раза.

При отсутствии гасителя ($m_2 = 0$) установившиеся колебания главной массы, вызываемые импульсами в форме полуволны синусоиды (2), (6), могут быть найдены с помощью известных решений⁸. График зависимости максимальных отклонений одномассовой системы $Y_{1,\max}^0 = \max Y_1^0(\lambda)$ от величины длительности действия импульсов τ_0 при $\delta_0 = 0,025$ представлен на рис. 3.

На рис. 4 приведены зависимости максимальных отклонений главной массы от величины длительности действия импульсов τ_0 при оптималь-

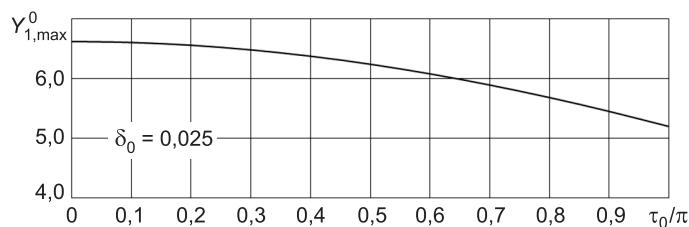


Рис. 3. Зависимость наибольших отклонений главной массы от длительности действия импульсов при отсутствии гасителя

⁸ Пановко Я.Г. Основы прикладной теории колебаний и удара. Л.: Политехника, 1990. 272 с.

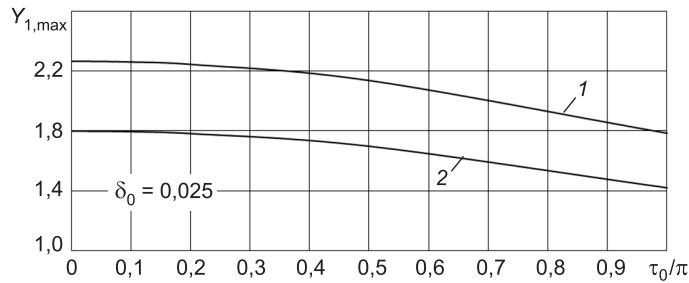


Рис. 4. Зависимость максимальных отклонений защищаемого объекта от длительности действия импульсов при наличии гасителя

1 — $\mu = 0,025$; 2 — $\mu = 0,05$

ных значениях настройки и коэффициента вязкого трения ДГК для значений относительной массы гасителя $\mu = 0,025; 0,5$, а в таблице — значения оптимальных параметров гасителя и соответствующие им значения наибольших отклонений защищаемого объекта и хода гасителя при рассматриваемой нагрузке. В таблице обозначено: K_Γ — коэффициент гашения колебаний, определяемый как отношение максимального отклонения $Y_{1,max} = \max Y_1(\lambda)$ массы защищаемого объекта без гасителя к соответствующей величине при наличии оптимально настроенного ДГК; $Y_{max} = \max Y(\lambda); Y(\lambda) = \max y(\tau)$ — максимальное отклонение массы гасителя относительно защищаемого объекта (ход гасителя) на частоте приложения импульсов λ .

Из таблицы следует, что с увеличением длительности действия импульсов и относительной массы гасителя значения оптимальных величин настройки уменьшаются. Значения оптимального демпфирования в звене гасителя с ростом длительности действия импульсов также снижаются, а с увеличением относительной массы — возрастают.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что эффективность динамического гасителя с вязким трением, оцениваемая коэффициентом гашения колебаний, при действии периодических импульсов конечной

Наибольшие отклонения главной массы, оптимальные параметры и ход гасителя при различных значениях длительности действия периодических импульсов ($\delta_0 = 0,025$)

τ_0	s_{OPT}	$\delta_{\Gamma,\text{OPT}}$	$Y_{1,max}$	Y_{max}	$Y_{1,max}^0$	K_Γ
$\mu = 0,025$						
$\pi/100$	0,978318	0,0965	2,268	9,92	6,616	2,917
$\pi/10$	0,978311	0,0964	2,263	9,88	6,601	2,917
$\pi/5$	0,978241	0,0964	2,247	9,83	6,554	2,916
$\pi/2$	0,977771	0,0964	2,139	9,39	6,238	2,916
π	0,975780	0,0963	1,787	7,96	5,196	2,908
$\mu = 0,05$						
$\pi/100$	0,959289	0,1310	1,801	5,81	6,616	3,674
$\pi/10$	0,959252	0,1310	1,797	5,80	6,601	3,674
$\pi/5$	0,959245	0,1305	1,784	5,79	6,554	3,674
$\pi/2$	0,958407	0,1305	1,699	5,53	6,238	3,672
π	0,955175	0,1300	1,420	4,73	5,196	3,659

длительности высока, хотя и ниже, чем при гармонической нагрузке [1]. При этом она выше эффективности работы ударного гасителя колебаний с собственной частотой, масса которого присоединена к защищаемому объекту с помощью упругой связи (например, пружины) [4]. Отметим также, что эффективность ДГК, как и ударного гасителя, слабо зависит от длительности действия периодических возмущающих импульсов независимо от их формы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Коренев, Б.Г. Динамические гасители колебаний : Теория и технические приложения [Текст] / Б.Г. Коренев, Л.М. Резников. — М. : Наука, 1988. — 304 с.
2. Динамический расчет зданий и сооружений [Текст]: справ. проектировщика; под ред. Б.Г. Коренева, И.М. Рабиновича. — М. : Стройиздат, 1984. — 303 с.
3. Дукарт, А.В. К определению установившихся колебаний системы с двумя степенями свободы при действии периодических импульсов конечной продолжительности [Текст] / А.В. Дукарт // Изв. вузов. Строительство. — 2012. — № 1. — С. 3–13.
4. Дукарт, А.В. Стационарные колебания системы с ударным гасителем при действии периодических импульсов конечной длительности [Текст] / А.В. Дукарт, Тхань Бинь Фам // Вестн. МГСУ. — 2012. — № 4. — С. 44–50.

*ДУКАРТ Адам Вилебальдович, д-р техн. наук, проф.
Московский государственный строительный университет
ФАМ Вьет Нгок, препод.
Ханойский университет водных ресурсов*

Получено 08.10.12

Dukart Adam Vilebaldovich, doctor of technical sciences, professor, Moscow State University of Civil Engineering, Russia

Pham Viet Ngoc, lecturer, Hanoi Water Resources University, Vietnam

ON EFFICIENCY OF DYNAMIC ABSORBER WITH VISCOUS FRICTION UNDER PERIODIC IMPULSES OF FINITE DURATION

Steady oscillations of a linear two-mass system, caused by onesided short periodic impulses, are considered. The obtained analytical expressions for motion are used to solve the problem of full optimization of the parameters of a dynamic vibration absorber with viscous friction. The minimum of the largest deviation of the protected structur is taken as the optimization criterion.

Key words: two-mass system, periodic impulses, duration and form of impulses, dynamic absorber, absorber tuning, absorber damping, impulse-frequency characterictics.

REFERENCES

1. Korenev, B.G. Dinamic vibration dampers: Theory and engineering applications [Text] / B.G. Korenev, L.M. Reznikov. — M. : Nauka, 1988. — 304 p.
2. Dynamic analysis of buildings and structures [Text]: designer's handbook; ed. by B.G. Korenev, I.M. Rabinovich. — M. : Stroyizdat, 1984. — 303 p.
3. Dukart, A.V. To determination of stationary vibrations of system with two degrees of freedom at action of periodic impulses of finite duration [Text] / A.V. Dukart // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 2012. — N 1. — P. 3–13.
4. Dukart, A.V. Stationary vibrations of a system with an impact absorber subjected to periodic impulses of finite duration / A.V. Dukart, Thanh Binh Pham // Vestnic MGSU. — 2012. — N 4. — P. 44–50.

УДК 539.374

А.М. КОВРИЖНЫХ, С.А. КОВРИЖНЫХ

УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕ И РАЗРУШЕНИЕ ПРОСТЕЙШИХ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ*

Для идеального упругопластического материала решены задачи деформирования и разрушения круглого стержня при кручении и балки прямоугольного поперечного сечения при чистом изгибе. В задаче об изгибе балки рассмотрены материалы, одинаково и по-разному сопротивляющиеся деформированию и разрушению при растяжении и сжатии.

Ключевые слова: упругопластическая деформация, разрушение, кручение, изгиб.

Традиционные представления о разрушении материалов при сложном неоднородном напряженном состоянии основаны на критериях прочности или пластичности. При этом если разрушению предшествует только упругая деформация, то оно является хрупким, если же в элементе конструкции при разрушении реализуется предельное пластическое состояние, то разрушение — идеально пластическое. Такая классификация упрощенная и представляет собой два крайних случая предлагаемого критерия упругопластического разрушения. Принимается во внимание, что в реальных конструкциях разрушение начинается в опасном сечении при достижении максимальным пластическим сдвигом критической величины, характерной для данного материала. Для хрупких материалов предельный пластический сдвиг равен нулю, а для идеально пластических — бесконечности.

1. Упругопластическое деформирование и разрушение круглого стержня при кручении. Считается, что в момент разрушения пластический сдвиг достигает критической величины γ_* , характерной для данного материала. На рис. 1 приведены диаграммы идеального пластического материала с конечной и бесконечной предельной пластической деформацией сдвига γ_p . Обозначим в плоскости кругового поперечного сечения стержня z, r и θ — осевое, радиальное и тангенциальное направления соответственно. Пусть ω — угол закручивания на единицу длины стержня, $\gamma = \gamma_{z0}$ — сдвиговая деформация, $\gamma = \omega r$. При упругом закручивании стержня моментом $M_z = M$ имеем следующие зависимости:

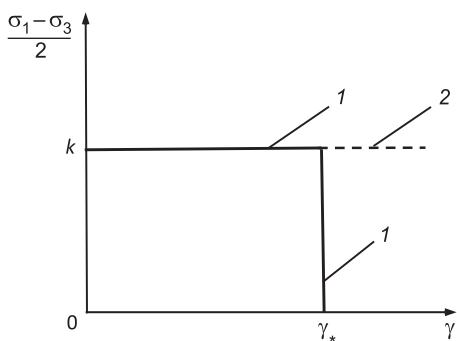


Рис. 1. Диаграмма материала с конечной (1) и бесконечной (2) предельной пластической деформацией сдвига при разрушении

* Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант № 12-08-00489-а).

$$\tau_z = \tau = \mu\gamma = \mu r\omega, M = \frac{\mu\pi a^4}{2}\omega, \quad (1.1)$$

где μ — упругий модуль сдвига, a — радиус поперечного сечения стержня. При увеличении крутящего момента угол закручивания ω увеличивается и при $\omega = \omega_0 = k / (\mu a)$ стержень переходит в пластическое состояние, где k — предел текучести материала при сдвиге. Момент $M_z = M_0$, отвечающий началу пластичности, определяется из (1.1): $M_0 = k\pi a^3 / 2$. При упругопластическом деформировании стержня без разрушения в упругой и пластической зонах для касательного напряжения справедливы соотношения [1, 2]:

$$\tau_z = kr/c \text{ при } r \leq c \text{ и } \tau_z = k \text{ при } r > c, \quad (1.2)$$

где c — радиус пластической зоны ($0 \leq c \leq a$), который связан с углом ω зависимостью $c = k / (\mu\omega)$. Для сдвиговой деформации в пластической зоне

$$\gamma = \omega r = \gamma_p + \frac{k}{\mu} = \frac{k}{\mu c} r, \gamma_p = \frac{k}{\mu} \left(\frac{r}{c} - 1 \right), \quad (1.3)$$

где γ_p — пластический сдвиг. Из (1.3) следует, что на упругопластической границе $\gamma_p = 0$, а на свободной границе $r = a$ принимает наибольшее значение. Найдем момент M_z при кручении стержня без разрушения:

$$M_z = 2\pi \int_0^a \tau_z r^2 dr = \frac{2\pi k}{c} \int_0^c r^3 dr + 2\pi k \int_c^a r^2 dr = \frac{2\pi k}{3} a^3 - \frac{\pi k}{6} c^3. \quad (1.4)$$

Подставляя значение $c = k / (\mu\omega)$ в (1.4), получим зависимость M_z от угла закручивания ω , которая является монотонно возрастающей:

$$M_z = \frac{2\pi k}{3} a^3 - \frac{\pi k^4}{6\mu^3 \omega^3}. \quad (1.5)$$

Как видно из (1.5), при $\omega \rightarrow \infty$ ($c = 0$), $M_z = M_\infty = 2\pi k a^3 / 3$. При этом значении скручающего момента все сечение стержня переходит в пластическое состояние. Начинается процесс пластического деформирования стержня с поверхности $r = a$ при $M_0 = k\pi a^3 / 2$. Отношение моментов $M_\infty / M_0 = 4/3$.

Далее получим решение, в котором одновременно с ростом пластических деформаций в стержне развивается процесс разрушения. Разрушение материала начинается при достижении максимальным пластическим сдвигом критической величины $\gamma_p = \gamma_*$. Как следует из (1.3), пластический сдвиг γ_p достигает наибольшего значения на свободной границе стержня $r = a$, и поэтому разрушение начинается с этой поверхности. В момент начала разрушения из (1.3) имеем

$$\gamma_* = \frac{k}{\mu} \left(\frac{a}{c} - 1 \right), c = \frac{a}{\gamma_* \mu / k + 1}. \quad (1.6)$$

Обозначим c_* — радиус фронта разрушения. В момент начала разрушения $c_* = a$. С увеличением нагрузки фронт разрушения $r = c_* < a$ начинает распространяться к центру, а материал за фронтом отделяется от

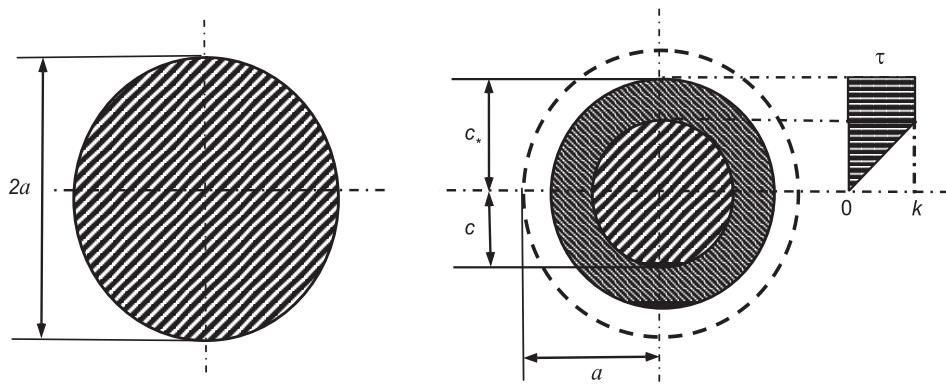


Рис. 2. Деформирование и разрушение круглого стержня при кручении

стержня и удаляется с его поверхности, таким образом, фронт разрушения становится новой свободной границей (рис. 2). В общем случае для произвольного положения фронта разрушения

$$\gamma_* = \frac{k}{\mu} \left(\frac{c_*}{c} - 1 \right), \quad c_* = \left(\gamma_* \frac{\mu}{k} + 1 \right) c. \quad (1.7)$$

При $c = a$ из (1.7) следуют формулы (1.6). Формула (1.4) позволяет определить скручивающий момент M_z через радиус кругового поперечного сечения стержня и радиус пластической зоны. В момент начала разрушения c определяется из (1.6), а $c_* = a$, подставляя эти значения в (1.4), получим:

$$M_z = M_* = \frac{2\pi k}{3} a^3 \left[1 - \frac{1}{4(1+\mu\gamma_*/k)^3} \right]^3. \quad (1.8)$$

Для произвольного положения фронта разрушения в (1.4) следует a заменить на c_* , далее, применяя (1.7), установим

$$M_z = \frac{2\pi k}{3} c_*^3 - \frac{\pi k}{6} c^3 = \left[\frac{2\pi k}{3} \left(1 + \frac{\mu}{k} \gamma_* \right)^3 - \frac{\pi k}{6} \right] \frac{k^3}{\mu^3 \omega^3}. \quad (1.9)$$

Из (1.9) видно, что с увеличением угла закручивания ω скручивающий момент M_z уменьшается при любом $c_* < a$. Наибольшее значение M_* определяется из (1.8) при известной предельной пластической деформации сдвига γ_* . Так как при дальнейшем распространении фронта разрушения скручивающий момент M_z уменьшается, то M_* можно считать предельной нагрузкой, с которой начинается разрушение стержня (рис. 3, точка n_2). Для хрупкого материала $\gamma_* = 0$, и поэтому начало текучести при кручении совпадает с началом разрушения стержня (рис. 3, точка n_0).

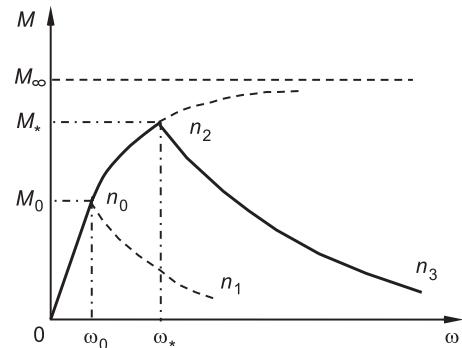


Рис. 3. Зависимость крутящего момента от угла закручивания на единицу длины стержня при кручении

2. Упругопластическое разрушение балки прямоугольного поперечного сечения при чистом изгибе. Рассмотрим упругопластическую задачу разрушения балки прямоугольного поперечного сечения при чистом изгибе. Обозначим $2h$ и b вертикальный и горизонтальный размеры поперечного сечения (рис. 4). При чистом изгибе все компоненты напряжения, кроме σ_z , равны нулю, причем σ_z является функцией лишь координаты y . Для упругой балки $\sigma_z = M_x y / J_x$, где $M_x = M$ — изгибающий момент, J_x — момент инерции сечения относительно главной центральной оси, перпендикулярной к плоскости изгибающего момента. Для упругого изгиба

$$\sigma_z = \frac{M}{J_x} y, \quad \varepsilon_z = \frac{\sigma_z}{E} = \frac{M}{EJ_x} y = \kappa y, \quad (2.1)$$

где κ — кривизна нейтральной оси балки. При увеличении изгибающего момента кривизна оси балки увеличивается и при возникновении текучести на свободных поверхностях $\sigma_z = \sigma_s$ (σ_s — предел текучести при растяжении) $\kappa = \kappa_0 = \sigma_s / (Eh)$. При этом значении кривизны момент M_0 , отвечающий началу текучести, определяется из (2.1): $M_0 = 2\sigma_s b h^2 / 3$.

Рассмотрим изгиб балки из идеального упругопластического материала в предположении, что материал одинаково сопротивляется растяжению и сжатию (рис. 4, а). Напряжения в упругой и пластической зонах имеют вид: $\sigma_z = \sigma_s y / c$ при $|y| \leq c$ и $\sigma_z = \sigma_s \operatorname{sgn}(y)$ при $|y| > c$. В силу симметрии

$$M_x = M = 2b \int_0^h \sigma_z y dy = \frac{2b\sigma_s}{c} \int_0^c y^2 dy + 2\pi\sigma_s \int_c^h y dy = b\sigma_s \left(h^2 - \frac{c^2}{3} \right). \quad (2.2)$$

В соответствии с гипотезой плоских сечений в упругой зоне $\varepsilon_z = y\kappa = \sigma / E$. Кривизна оси балки для чистого изгиба определяется из условий на упругопластической границе, где $y = c$, а $\sigma_z = \sigma_s$. В результате имеем формулу $\kappa = \sigma_s / (Ec)$, из которой видно, что кривизна увеличивается с увеличением пластической зоны. Для продольной деформации стержня в пластической зоне

$$\varepsilon_z = y\kappa = \frac{\sigma_s}{E} + \varepsilon_p = y \frac{\sigma_s}{Ec}. \quad (2.3)$$

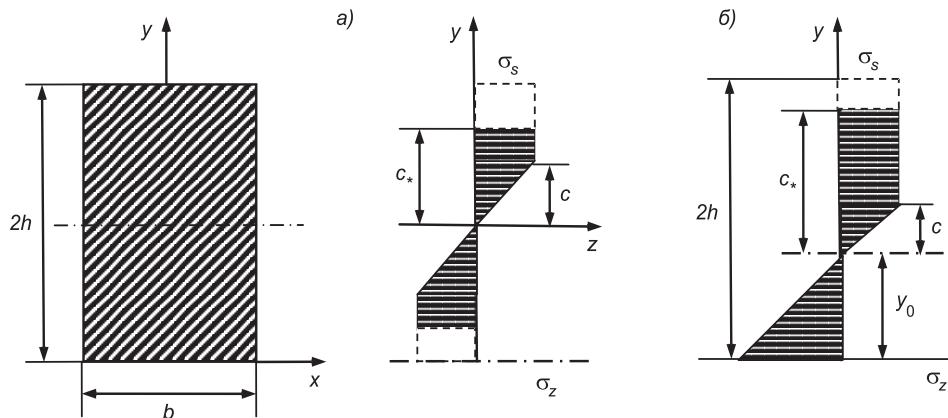


Рис. 4. Деформирование и разрушение стержня при изгибе по симметричной (а) и несимметричной (б) схемам

Из сдвиговой модели [3] следует, что $\varepsilon_p = \gamma_p$. Из (2.3) определим пластическую деформацию в произвольной точке

$$\varepsilon_p = \frac{\sigma_s}{E} \left(\frac{y}{c} - 1 \right). \quad (2.4)$$

На упругопластической границе $y = c$, $\varepsilon_p = 0$. Наибольшее значение ε_p принимает на свободных границах стержня в зонах растяжения и сжатия при $y = y_{\max} = h$. Так как в момент начала разрушения $\varepsilon_p = \varepsilon_*$, то из (2.4) узнаем размер упругой зоны и кривизну балки в момент начала разрушения:

$$c = h \left(1 + \frac{E\varepsilon_*}{\sigma_s} \right)^{-1}, \quad \kappa = \kappa_0 = \frac{1}{h} \left(\frac{\sigma_s}{E} + \varepsilon_* \right). \quad (2.5)$$

Подставляя сначала значение $c = \sigma_s / (E\kappa)$ в (2.2), а затем c , определяемое из (2.5), в (2.2) получим соответственно:

$$M = bh^2 \sigma_s \left(1 - \frac{\sigma_s^2}{3h^2 E^2} \frac{1}{\kappa^2} \right), \quad M_* = bh \sigma_s \left[1 - \frac{1}{3} \left(1 + \frac{E\varepsilon_*}{\sigma_s} \right)^{-2} \right]. \quad (2.6)$$

Из первой формулы (2.6) следует, что при упругопластическом изгибе балки без разрушения изгибающий момент $M = M(\kappa)$ является монотонно возрастающей функцией кривизны балки (см. рис. 3). При $\kappa \rightarrow \infty$ ($c = 0$), $M = M_\infty = bh^2 \sigma_s$. При этом значении изгибающего момента все сечение балки переходит в пластическое состояние. При изгибе отношение моментов $M_\infty / M_0 = 3/2$. Вторая формула (2.6) позволяет по известной предельной пластической деформации ε_* определить изгибающий момент, при котором начинается разрушение. Фронт разрушения, образовавшийся на свободных поверхностях $y = \pm h = \pm c_*$, при дальнейшем увеличении нагрузки начинает распространяться к центру балки, и при $c_* = 0$ происходит полное разрушение. Так как разрушенный материал не сопротивляется сдвигу, то его можно удалить со свободной поверхности балки, и фронт разрушения станет новой границей. В общем случае, когда $c \leq c_* \leq h$, при $h = c_*$ из (2.2) и (2.5)

$$c_* = c \left(1 + \frac{E\varepsilon_*}{\sigma_s} \right), \quad M = b\sigma_s \left(c_*^2 - \frac{c_*^2}{3} \right). \quad (2.7)$$

Подставляя значение c_* в выражение для изгибающего момента и учитывая, что $c = \sigma_s / (E\kappa)$, из (2.7) получим:

$$M = \frac{b\sigma_s^3}{E^2} \left[\frac{2}{3} + \frac{2E\varepsilon_*}{\sigma_s} + \left(\frac{E\varepsilon_*}{\sigma_s} \right)^2 \right] \frac{1}{\kappa^2}. \quad (2.8)$$

Из (2.8) следует, что если одновременно с упругопластическим деформированием происходит разрушение балки, то изгибающий момент как функция кривизны начинает уменьшаться.

При определении параметров упругопластического разрушения элементов конструкций в предлагаемом подходе предельная пластическая деформация ε_* является одной из основных характеристик материала, подлежащих экспериментальному определению [3, 4]. Как известно из

результатов экспериментальных наблюдений [2], пластичность и разрушение материала при сжатии проявляются при больших значениях напряжений, чем при растяжении. Поэтому можно предположить, что при изгибе разрушение происходит со стороны растягивающих напряжений. В задаче об изгибе балки рассмотрим простейшую упругопластическую модель материала, отвечающую этим требованиям.

Предположим, что при изгибе в области сжатия материал деформируется упруго, а в области растяжения происходят пластическое деформирование и разрушение. Такая модель учитывает разную сопротивляемость материала упругопластическому деформированию при растяжении и сжатии. Рассмотрим балку с прежними геометрическими размерами $2h$ и b , но начало системы координат x, y, z поместим на нижней границе при $y = 0$ со стороны сжатия (рис. 4, б). Для деформаций в упругих зонах

$$\varepsilon_z = \frac{\sigma_z}{E} = \kappa(y - y_0), \quad (2.9)$$

где y_0 — расстояние до нейтрального слоя. Учитывая, что $\kappa = \sigma_s/(Ec)$, найдем в общем виде выражения для изгибающего момента и продольной силы:

$$M = b \int_0^{2h} \sigma_z y dy = Eb\kappa \int_0^{y_0+c} (y - y_0) y dy + b\sigma_s \int_{y_0+c}^{2h} y dy = \\ = b\sigma_s \left(2h^2 - \frac{(y_0+c)^3}{6c} \right), \quad (2.10)$$

$$N = b \int_0^{2h} \sigma_z dy = Eb\kappa \int_0^{y_0+c} (y - y_0) dy + b\sigma_s \int_{y_0+c}^{2h} dy = \\ = b\sigma_s \left(2h - \frac{(y_0+c)^2}{2c} \right). \quad (2.11)$$

При чистом изгибе $N = 0$, поэтому из (2.11) можно определить y_0 . Представляя это значение в (2.10), получим:

$$y_0 = 2\sqrt{hc} - c, M = 2b\sigma_s \left(h^2 - \frac{2}{3}h\sqrt{hc} \right). \quad (2.12)$$

При $c = h$ на верхней границе балки начинается пластическое течение, и значение изгибающего момента (2.12) совпадает со значением (2.2). Если в (2.12) выразить c через кривизну κ , то на стадии упругопластического деформирования без разрушения получим монотонно возрастающую зависимость $M = M(\kappa)$ такую же, как на рис. 3 для кручения стержня. При $\kappa \rightarrow \infty$ ($c = 0$), $M = M_\infty = 2bh^2\sigma_s$ (2.12). При этом значении изгибающего момента все сечение балки находится в предельном пластическом состоянии одноосного растяжения. Отношение моментов $M_\infty/M_0 = 3$.

Рассмотрим деформацию растяжения в пластической зоне

$$\varepsilon_z = \frac{\sigma_z}{E} + \varepsilon_p = \frac{\sigma_s}{E} + \varepsilon_p = \kappa(y - y_0), \varepsilon_p = \frac{\sigma_s}{E} \left(\frac{y - y_0}{c} - 1 \right). \quad (2.13)$$

Как следует из (2.12), на упругопластической границе $\varepsilon_p = 0$. Наибольшее значение пластическая деформация $\varepsilon_p = \varepsilon_*$ принимает на фронте разрушения, при произвольном положении которого $2h = y_0 + c_*$, в этом случае $2h$ — текущий размер балки с учетом того, что за фронтом разрушения образуется новая свободная граница. В момент начала разрушения имеем следующие формулы:

$$c = h / D, \quad c_* = \frac{h}{D} \left(1 + \frac{E\varepsilon_*}{\sigma_s} \right), \quad 2D = 1 + \frac{E\varepsilon_*}{\sigma_s} + \sqrt{1 + \frac{2E\varepsilon_*}{\sigma_s}}. \quad (2.14)$$

Подставляя значение c из (2.14) в (2.12), определим изгибающий момент при разрушении:

$$M_* = 2b\sigma_s h^2 \left(1 - \frac{2}{3\sqrt{D}} \right). \quad (2.15)$$

При известной из опыта максимальной пластической деформации ε_* из (2.15) можно установить максимальный изгибающий момент M_* . Дальнейшее нагружение балки возможно только в жестком режиме, т.е. при увеличении кривизны κ . Учитывая (2.12) и (2.15), можно определить, что при движении фронта разрушения к центру балки изгибающий момент $M = M(\kappa)$ монотонно убывает, и при $\kappa \rightarrow \infty, M \rightarrow 0$

$$M = \frac{2b\sigma_s^3}{E^2} D^{3/2} (\sqrt{D} - 2/3) \frac{1}{\kappa^2}.$$

В упругопластических задачах о кручении круглого стержня и чистом изгибе балки прямоугольного поперечного сечения установлены пластические деформации. В каждой из задач с применением критерия предельной пластической деформации определены предельная внешняя нагрузка и построена зависимость этой нагрузки от характерного перемещения. В задаче о кручении стержня принята зависимость между крутящим моментом и углом закручивания, а в задаче об изгибе балки — между изгибающим моментом и кривизной оси балки. Обе функциональные зависимости имеют похожий вид (см. рис. 3): до предельной нагрузки кривые монотонно возрастают, а в запредельной области убывают по гиперболическому закону.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Качанов, Л.М. Основы теории пластичности [Текст] / Л.М. Качанов. — М. : Наука, 1969. — 420 с.
2. Надаи, А. Пластичность и разрушение твердых тел [Текст] / А. Надаи. — М. : Изд-во иностр. лит., 1954. — 648 с.
3. Коврижных, А.М. Деформирование и разрушение материала в одномерных упругопластических задачах [Текст] / А.М. Коврижных // Изв. РАН. Механика твердого тела. — 2012. — № 2.
4. Коврижных, А.М. Деформирование и разрушение элементов инженерных сооружений и конструкций [Текст] / А.М. Коврижных // Изв. вузов. Строительство. — 2010. — № 2. — С. 7–13.

КОВРИЖНЫХ Александр Михайлович, д-р физ.-мат. наук, вед. науч. сотр.
Институт горного дела СО РАН, г. Новосибирск
КОВРИЖНЫХ Сергей Александрович, асп.
Институт горного дела СО РАН, г. Новосибирск

Kovrizhnykh Aleksandr Mikhailovich, doctor of physical and mathematical sciences, senior scientist, Institute of Mining, Siberian Branch the Russian Academy of Sciences, Novosibirsk, Russia

Kovrizhnykh Sergei Alexandrovich, post-graduate student, Institute of Mining, Siberian Branch the Russian Academy of Sciences, Novosibirsk, Russia

ELASTIC-PLASTIC DEFORMATION AND FAILURE OF STRUCTURAL SUBCOMPONENTS

The problems of deformation and failure of a round bar under torsion and a rectangular beam under pure bending are solved for a perfect elastic-plastic material. Materials, exhibiting identical and differing resistances to deformation and failure under tension and compression are considered in the beam-bending problem.

Key words: elastic-plastic deformation, failure, twisting, bending.

REFERENCES

1. Kachanov, L.M. Fundamentals of the Plasticity Theory [Text] / L.M. Kachanov. — M. : Nauka, 1969. — 420 p.
2. Nadai, A. Plasticity and Fracture of Solids Bodies [Text] / A. Nadai. — M. : Izd. Inostr. Lit., 1954. — 648 p.
3. Kovrizhnykh, A.M. Deformation and Failure of Materials in One-Dimensional Elastic-Plastic Problems [Text] / A.M. Kovrizhnykh // Izv. RAN. Solid-State Mechanics. — 2012. — N 2.
4. Kovrizhnykh, A.M. Deformation and Failure of Structural Components and Constructions [Text] / A.M. Kovrizhnykh // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 2010. — N 2. — P. 7–13.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ

УДК 691.54.004.4

Г.И. БЕРДОВ, Л.В. ИЛЬИНА, М.А. РАКОВ, В.А. СУХАРЕНКО

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ПОРТЛАНДЦЕМЕНТА С ВОДНЫМИ РАСТВОРАМИ ЭЛЕКТРОЛИТОВ

Исследовано взаимодействие портландцемента с водными растворами электролитов, имеющих разные заряды катионов и анионов. Установлен интенсивный выход ионов кальция в раствор, содержащий катионы с зарядом +3. Показана возможность существенного повышения прочности цементного камня и цементно-песчаного раствора при введении добавок таких электролитов.

Ключевые слова: портландцемент, водные растворы электролитов, механическая прочность.

Цемент широко используется при выполнении строительных и ремонтных работ. Взаимодействие цемента и продуктов его гидратации с водными растворами электролитов представляет интерес как с точки зрения выбора оптимальных добавок для интенсификации твердения бетона, повышения его свойств (механической прочности, морозостойкости), так и предотвращения коррозии цементного камня под действием воды, которая неизбежно содержит растворенные электролиты.

Добавки солей в воду затворения часто применяются для регулирования взаимодействия цемента с водой^{1, 2}. При термообработке бетона действие добавок менее эффективно, чем при нормальном твердении, однако и в этом случае считается целесообразным использование в качестве добавок CaCl_2 , а также солей натрия (особенно сульфата) и хлорида алюминия. Это показывает существенную роль процессов, протекающих при взаимодействии растворов солей с цементом. Вместе с тем, несмотря на многочисленные публикации по использованию различных солей для регулирования процесса твердения цемента, их выбор часто представляется недостаточно обоснованным, а механизм действия остается неясным.

Изменение pH раствора и выход в него ионов кальция. Исследован портландцемент производства ООО «Искитимцемент» (Новосибирская область) марки ПЦ 400 Д-20. Минеральный состав цемента, мас. %: C_3S — 50–55, C_2S — 18–22, C_3A — 7–11, C_4AF — 12–15. Удельная поверхность — 320 $\text{m}^2/\text{кг}$. Химический состав цемента, мас. %: SiO_2 — 20,7; Al_2O_3 — 6,9; Fe_2O_3 — 4,6; CaO — 65,4; MgO — 1,3; SO_3 — 0,4; п.п.п. — 0,5. Изучено его взаимодействие с растворами солей, имеющих различные анионы (Cl^- , NO_3^- , SO_4^{2-}) и катионы (Na^+ , Ca^{2+} , Al^{3+} , Fe^{3+} , Cr^{3+}). Для сравнения использовались дистиллированная вода и растворы HCl , H_2SO_4 , NaOH , KOH . Все электролиты, применявшиеся в работе, представляли собой химические реагенты.

¹ Горчаков Г.И. Строительные материалы. М.: Стройиздат, 1986. 688 с.

² Кузнецова Т.В. Физическая химия вяжущих материалов. М.: Высш. шк., 1989. 384 с.

Навеска цемента массой 1 г взаимодействовала с исследуемым раствором, объем которого составлял 50 мл. Измерялось значение pH исходного раствора, а также после его взаимодействия с минералами в течение 5 мин при комнатной температуре или 60 мин при кипячении. Температура кипения растворов близка к 100 °С. После взаимодействия раствор фильтровался и трилонометрически определялся выход в него ионов Ca^{2+} из цемента (ммоль-экв ионов Ca^{2+} на 1 г цемента).

При выполнении экспериментов активное участие приняла кандидат технических наук О.С. Мадзаева.

После взаимодействия цемента с водой при комнатной температуре pH увеличивается с 6,0 до 12,3 (табл. 1). Кипячение навески цемента в воде в течение 60 мин не приводит к дальнейшему возрастанию pH. Выход ионов Ca^{2+} в раствор составил 1,8 ммоль-экв/г. Это выше чем аналогичный показатель для клинкерных минералов, в том числе C_3S . Такое различие можно объяснить тем, что отдельно синтезированные клинкерные минералы отличаются более совершенной кристаллизацией и равновесной структурой. Зависимость результатов взаимодействия от заряда катиона проявляется четко.

Таблица 1
Изменение pH 0,1 M водных растворов солей и выход из них ионов Ca^{2+} в результате взаимодействия с портландцементом

Соединения, находящиеся в растворе	рН раствора			Содержание в растворе ионов Ca^{2+} , ммоль-экв/г
	исходного	после взаимодействия с цементом в течение		
	5 мин при 20 °C	60 мин при 100 °C		
—	6,0	12,3	12,1	1,8
NaCl	7,4	12,3	—	1,9
NaNO ₃	6,0	12,2	12,8	1,6
Na ₂ SO ₄	6,8	12,4	12,3	1,4
FeCl ₃	0,8	2,4	6,2	15,0
AlCl ₃	2,0	4,1	6,2	11,0
Cr(NO ₃) ₃	2,2	4,3	3,9	8,2
NH ₄ Al(SO ₄) ₂	3,1	3,9	3,6	2,6

Как и в случае клинкерных минералов, результаты, полученные при действии на цемент 0,1 M растворов соединений натрия (NaCl, NaNO₃, Na₂SO₄), близки к тем, которые установлены при взаимодействии цемента с водой. Они практически одинаковы при различных анионах соли (как по величине pH растворов, так и по выходу ионов Ca^{2+} из цемента).

Иная картина наблюдается при взаимодействии цемента с растворами солей железа, алюминия, хрома, ионы которых имеют заряд +3. У исходного раствора при этом значение pH много меньше, чем у воды. После взаимодействия с цементом при комнатной температуре pH раствора увеличивается. Кипячение навески цемента в растворах солей железа и алюминия приводит к дальнейшему возрастанию pH. Характерен высокий выход ионов Ca^{2+} в растворы этих солей после кипячения. Вместе с тем при действии на цемент раствора NH₄Al(SO₄)₂, т.е. соли, содержащей одновременно два катиона (с зарядом +1 и +3), выход ионов Ca^{2+} в раствор оказывается значительно меньшим и приближается к значению, наблюдавшемуся при взаимодействии цемента с водой или растворами солей натрия (см. табл. 1).

Интенсификация взаимодействия портландцемента с растворами солей, имеющих трехзарядные катионы, может быть следствием гетеровалентного ионного обмена: $3\text{Ca}^{2+} \rightarrow 2\text{Al}^{3+}$ (Fe^{3+} , Cr^{3+}).

При взаимодействии с растворами солей возможность ионов твердого тела к обмену с ионами из раствора определяется особенностями его структуры. Из числа силикатов наиболее предрасположены к ионному обмену те, которые образованы изолированными тетраэдрами $[\text{SiO}_4]^{4-}$, связанными между собой через ионы металлов. К таким соединениям относятся C_3S и $\beta\text{-C}_2\text{S}$ [1].

Гетеровалентный изоморфизм осуществляется в соответствии с рядами, расположеннымными по диагоналям Периодической системы Д.И. Менделеева. Компенсация зарядов обеспечивается за счет числа обменивающихся ионов и сопровождается возникновением в кристаллической решетке вакансий или внедрением в нее дополнительных катионов. При этом ионы с более высокими зарядами легче входят в кристаллическую решетку, чем ионы с меньшим зарядом взамен многозарядных [1, 2].

Повышение прочности цементного камня. Результаты показывают, что использование электролитов с многозарядными катионами (Al^{3+} , Fe^{3+} , Cr^{3+}) способствует интенсификации взаимодействия портландцемента с водой. Это может обеспечить повышение активности цемента.

Так как в отдаленных районах Севера, Сибири, Дальнего Востока отсутствуют цементные заводы, доставка цемента производится преимущественно водным транспортом в течение краткосрочной навигации («северный завоз»), и цемент подвергается длительному хранению. Воздействие окружающей среды приводит к его частичной гидратации и карбонизации. Это обуславливает снижение активности при гидратационном твердении, уменьшение прочности цементного камня при сжатии и изгибе. Следовательно, актуальной задачей является повышение гидратационной активности цемента, в том числе с помощью электролитов [3, 4].

В работе определено влияние добавок электролитов, имеющих заряды катионов +1 (Na^+ , K^+) и +3 (Al^{3+} , Fe^{3+}) и анионов -1 (Cl^- , NO_3^-) и -2 (SO_4^{2-}). Были использованы следующие добавки: KCl , NaCl , FeCl_3 , AlCl_3 , KNO_3 , NaNO_3 , $\text{Fe}(\text{NO}_3)_3$, $\text{Al}(\text{NO}_3)_3$, K_2SO_4 , Na_2SO_4 , $\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3$, $\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_3$.

Исследовано влияние указанных выше электролитов на прочность цементного камня, изготовленного из портландцемента после хранения в течение 7 сут при нормальных условиях (температура 20 ± 2 °C, влажность — не более 60 %) — контрольное значение прочности, после хранения в течение 4 и 12 мес. в среде с влажностью около 80 % при температуре 20 ± 2 °C и после 4 мес. хранения в такой же среде и дополнительного искусственного «состаривания» (влажность — более 90 %, температура 70–80 °C) в течение 48 ч. Эксперименты проводились на образцах цементного камня размером $20 \times 20 \times 20$ мм, полученных в результате твердения теста нормальной густоты при нормальных условиях и после тепловлажностной обработки по режиму: подъем температуры в течение 3 ч, выдержка при температуре 85 °C в течение 6 ч и снижение температуры в течение 2 ч с выдержкой в течение 48 ч. Содержание электролитов изменялось от 0,5 до 1,5 % от массы вяжущего. Добавки растворяли

в воде при температуре 20 ± 2 °C, а затем вводили в цемент с водой затворения. Оптимальное количество добавки электролита, как показывают результаты экспериментов, составило 1 % от массы цемента. Коэффициент вариации при определении прочности при сжатии цементного камня не более 4,1 % (табл. 2).

Анализ результатов показывает, что длительное хранение цемента в условиях повышенной влажности приводит к существенному уменьшению прочности образцов. После 28 сут твердения при нормальных условиях снижение составило: в случае 4 мес. хранения — 30 %, после 12 мес. хранения — 63, после 4 мес. хранения и дополнительного «состаривания» — 70 % (см. табл. 2).

Таблица 2
Влияние растворов электролитов, введенных в количестве 1 % от массы цемента, на прочность при сжатии образцов, изготовленных из длительно хранившегося портландцемента

Добавка	Прочность при сжатии (МПа) в зависимости от продолжительности и условий хранения цемента			
	7 сут, нормальные условия	4 мес., влажные условия	12 мес., влажные условия	4 мес., влажные условия и искусственное «состаривание»
Твердели 28 сут в нормальных условиях				
—	61,9	42,5	22,6	18,4
KCl	33,0	26,0	15,9	12,5
NaCl	57,2	42,9	25,8	18,3
FeCl ₃	67,8	48,8	28,7	22,6
AlCl ₃	63,3	47,2	26,5	25,8
KNO ₃	51,3	36,6	25,1	15,9
NaNO ₃	53,6	40,3	22,8	16,2
Fe(NO ₃) ₃	65,4	46,7	28,2	22,8
Al(NO ₃) ₃	52,1	43,3	25,3	18,1
K ₂ SO ₄	61,3	48,8	22,7	18,2
Na ₂ SO ₄	64,7	48,2	25,0	20,6
Fe ₂ (SO ₄) ₃	77,0	58,0	34,8	26,4
Al ₂ (SO ₄) ₃	80,6	61,6	38,2	28,9
Твердели при тепловлажностной обработке				
—	54,6	37,1	21,3	9,8
KCl	24,1	19,2	10,6	7,8
NaCl	44,1	35,5	20,5	18,6
FeCl ₃	54,3	41,8	23,7	13,9
AlCl ₃	52,1	40,6	24,8	13,9
KNO ₃	41,2	30,3	19,5	10,2
NaNO ₃	46,2	30,8	22,0	14,2
Fe(NO ₃) ₃	56,0	44,0	25,4	15,2
Al(NO ₃) ₃	45,2	36,3	22,1	13,0
K ₂ SO ₄	49,0	37,0	22,6	11,8
Na ₂ SO ₄	54,0	40,3	24,6	13,8
Fe ₂ (SO ₄) ₃	63,2	48,1	28,3	16,7
Al ₂ (SO ₄) ₃	71,9	52,4	31,8	19,6

Образцы с добавкой 1 % $\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3$ после 4 мес. хранения цемента во влажных условиях имеют такую же прочность, как образцы без добавок в исходном состоянии. После 12 мес. хранения цемента во влажных условиях прочность образцов с добавкой 1 мас. % $\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3$ такова же, как у образцов исходного цемента после хранения его в тех же условиях в течение 4 мес. (см. табл. 2). Таким образом, использование добавок электролитов с многозарядными катионами (Al^{3+} , Fe^{3+}) и двухзарядным анионом (SO_4^{2-}) обеспечивает повышение активности цемента как свежеприготовленного, так и длительно хранившегося во влажной среде.

Результаты, полученные при тепловлажностной обработке образцов, изготовленных из длительно хранившегося портландцемента, аналогичны тем, которые установлены в случае твердения образцов при нормальных условиях (см. табл. 2).

Образцы с добавкой 1 % $\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3$ имеют после 4 мес. хранения во влажных условиях такое же значение прочности, как и исходный цемент. После 12 мес. хранения цемента во влажных условиях прочность образцов после тепловлажностной обработки близка к прочности образцов без добавок из цемента, хранившегося в течение 4 мес. в такой же среде (см. табл. 2). Следовательно, введение добавок электролитов с многозарядными катионами и анионами (1 % $\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3$ или $\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_3$) повышает прочность цементных образцов на 20–30 % в случае исходного цемента и на 50–70 % у длительно хранившегося цемента. Это обуславливает восстановление свойств цемента после его длительного хранения.

Прочность образцов цементно-песчаного раствора. В табл. 3 приведены значения прочности образцов цементно-песчаного раствора (соотношение цемент : песок равно 1:3) в зависимости от концентрации

Таблица 3
Влияние растворов электролитов на прочность (МПа)
цементно-песчаного раствора, изготовленного из портландцемента,
хранившегося в различных условиях

Условия твердения	Без добавок	$\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_3$			$\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3$		
		0,5 %	1,0 %	1,5 %	0,5 %	1,0 %	1,5 %
Исходный портландцемент							
Тепловлажностная обработка	$\frac{4,2}{23,4}$	$\frac{5,7}{33,0}$	$\frac{5,8}{34,1}$	$\frac{5,8}{33,8}$	$\frac{5,8}{32,1}$	$\frac{5,9}{34,6}$	$\frac{5,8}{32,5}$
Нормальные условия, 28 сут	$\frac{6,4}{36,9}$	$\frac{6,4}{37,1}$	$\frac{6,6}{39,1}$	$\frac{6,5}{38,5}$	$\frac{6,5}{37,6}$	$\frac{7,0}{40,6}$	$\frac{6,5}{37,0}$
Портландцемент, хранившийся 4 мес. во влажных условиях							
Тепловлажностная обработка	$\frac{3,1}{16,4}$	$\frac{3,6}{17,3}$	$\frac{3,8}{18,7}$	$\frac{3,7}{17,9}$	$\frac{3,6}{17,5}$	$\frac{3,9}{19,2}$	$\frac{3,2}{16,8}$
Нормальные условия, 28 сут	$\frac{3,7}{18,1}$	$\frac{4,2}{20,5}$	$\frac{4,5}{22,1}$	$\frac{4,3}{21,0}$	$\frac{4,2}{20,8}$	$\frac{4,6}{22,6}$	$\frac{3,8}{18,9}$
Портландцемент, хранившийся 12 мес. во влажных условиях							
Тепловлажностная обработка	$\frac{2,8}{10,5}$	$\frac{2,9}{11,0}$	$\frac{3,5}{13,7}$	$\frac{3,5}{13,2}$	$\frac{3,4}{13,1}$	$\frac{3,7}{15,0}$	$\frac{2,9}{11,5}$
Нормальные условия, 28 сут	$\frac{3,0}{11,9}$	$\frac{3,3}{13,1}$	$\frac{4,1}{16,1}$	$\frac{4,0}{15,7}$	$\frac{3,9}{15,5}$	$\frac{4,4}{17,7}$	$\frac{3,4}{13,2}$

Примечание. В числителе — $R_{изг}$, в знаменателе — $R_{сж}$.

электролитов с многозарядными катионами и анионами ($\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3$ или $\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_3$). Коэффициент вариации при определении прочности при изгибе цементно-песчаного раствора не более 3,5 %, прочности при сжатии — 4,2 %.

Оптимальная концентрация электролита 1 мас. %. Более эффективное действие оказывает $\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3$.

Повышение прочности при сжатии растворных образцов, твердевших в нормальных условиях, составляет при изготовлении раствора:

- на исходном портландцементе — 30–45 %;
- на портландцементе, хранившемся в течение 4 мес. во влажных условиях, — 37–49 %;
- на портландцементе, хранившемся в течение 12 мес. во влажных условиях, — 35–52 %.

Прочность при сжатии цементно-песчаного раствора, твердевшего в условиях тепловлажностной обработки, увеличивается при изготовлении раствора:

- на исходном портландцементе — на 10–47 %;
- на портландцементе, хранившемся 4 мес. во влажных условиях, — 17–24 %;
- на портландцементе, хранившемся 12 мес. во влажных условиях, — 42–48 %.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Соболев, В.С. Введение в минералогию силикатов [Текст] / В.С. Соболев. — Львов : Изд-во Львов. ун-та, 1949. — 96 с.
2. Ферсман, А.Е. Геохимия [Текст] / А.Е. Ферсман. — Л. : ОНТИХимтеорет, 1937. — Т. 3. — 194 с.
3. Бердов, Г.И. Восстановление активности цемента, хранившегося длительное время, действием добавок электролитов [Текст] / Г.И. Бердов, Л.В. Ильина // Цемент и его применение. — 2011. — № 2. — С. 124–127.
4. Ильина, Л.В. Повышение прочности бетона при использовании длительно хранившегося цемента [Текст] / Л.В. Ильина, Г.И. Бердов, Н.А. Машкин, В.А. Сухаренко // Бетон и железобетон. — 2011. — № 5. — С. 11–12.

БЕРДОВ Геннадий Ильич, д-р техн. наук, проф.

Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

ИЛЬИНА Лилия Владимировна, д-р техн. наук, проф.

Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

РАКОВ Михаил Андреевич, асп.

Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

СУХАРЕНКО Вячеслав Альбертович, асп.

Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

Получено 12.10.12

Berdov Gennadiy Ilich, doctor of technical sciences, professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

Iilina Liliya Vladimirovna, doctor of technical sciences, professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

Rakov Mikhail Andreevich, post-graduate student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

Sukharensko Vyacheslav Albertovich, post-graduate student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

INTERACTION OF PORTLAND CEMENT WITH AN AQUEOUS ELECTROLYTE SOLUTION

The interaction of portland cement with an aqueous electrolyte solution with different charges of cations and anions. Set the output intensity of the calcium ions in a solution containing cations with a charge of 3. The possibility of a significant increase in the strength of cement and cement-sand mortar with the introduction of additives such electrolytes.

K e y w o r d s: portland cement, aqueous solutions of electrolytes, the mechanical strength.

REFERENCES

1. Sobolev, V.S. Introduction to mineralogy of silicates [Text] / V.S. Sobolev. — Lviv : Lviv. University Press, 1949. — 96 p.
 2. Fersman, A.E. Geochemistry [Text] / A.E. Fersman. — L. : ONTIHimteoret, 1937. — Vol. 3. — 194 p.
 3. Berdov, G.I. Recovery of activity of cement stored for a long time, the effect of addition of electrolytes [Text] / G.I. Berdov, L.V. Ilina // Cement and its application. — 2011. — N 2. — P. 124–127.
 4. Ilina, L.V. Increase the strength of concrete by using long-term storage of cement [Text] / L.V. Ilina, G.I. Berdov, N.A. Mashkin, V.A. Sukharensko // Concrete and reinforced concrete. — 2011. — N 5. — P. 11–12.
-

УДК 691.327:666.9.03

**Н.А. МАШКИН, Н.А. ГУТАРЕВА, Н.Е. ЗИБНИЦКАЯ, Т.А. УРУСОВА,
П.Ю. ШАРЫПОВ**

**ВЛИЯНИЕ АКТИВИРОВАНИЯ
ЦЕМЕНТНО-ПЕСЧАНЫХ СУСПЕНЗИЙ
НА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА
МЕЛКОЗЕРНИСТЫХ БЕТОНОВ**

Исследовано влияние механических и физико-химических активирующих воздействий на мелкозернистую бетонную смесь, которые повышают прочностные характеристики бетона.

Ключевые слова: активация, мелкозернистые бетонные смеси, раздельная технология производства бетона.

В настоящее время возникла потребность в строительных материалах многофункционального назначения с высокими физико-химическими и механическими показателями. Одна из основных проблем в развитии современной технологии гидратационных цементных материалов и изделий — выработка различных научно обоснованных методов активации, дающих возможность целенаправленно изменять процесс твердения, управлять свойствами получаемого твердого тела. В этом сложном процессе определяющая роль принадлежит цементному тесту, которое структурируется во времени и поэтому весьма чувствительно к прилагаемой физико-механической активации.

Применение технологических методов активирования согласуется с теоретическими положениями О.П. Мчедлова-Петросяна, Е.И. Шмитько, Б.В. Гусева, И.Н. Ахведова, Ю.М. Баженова, А.В. Волженского и П.А. Ребиндера о взаимосвязи строительных свойств цементного камня и бетона с условиями их активации. В специальной литературе достаточно подробно описаны методы активации, обеспечивающие формирование микро- и макроструктуры твердеющих цементных систем [1]. Однако многие значащие факторы и технологические переделы еще недостаточно разработаны и не всегда используются в практике.

Прочность цементного камня создается кристаллами и сростками кристаллов образующихся гидратных новообразований, размеры которых находятся в пределах 10^{-7} – 10^{-9} м. В промежутках между кристаллами размещаются продукты гидратации, величина которых меньше 10^{-9} м. Они закупоривают свободное пространство, «склеивая» все новообразования воедино [2].

Гидратационные процессы клинкерных минералов также в значительной степени зависят от температуры и времени твердения, тонкости помола цемента, щелочности жидкой фазы цементного камня, вида и количества добавок и др. Физико-химические процессы образования продуктов гидратации, создание структуры и ее разрушение с последующим

© Машкин Н.А., Гутарева Н.А., Зибницкая Н.Е., Урусова Т.А., Шарыпов П.Ю., 2012

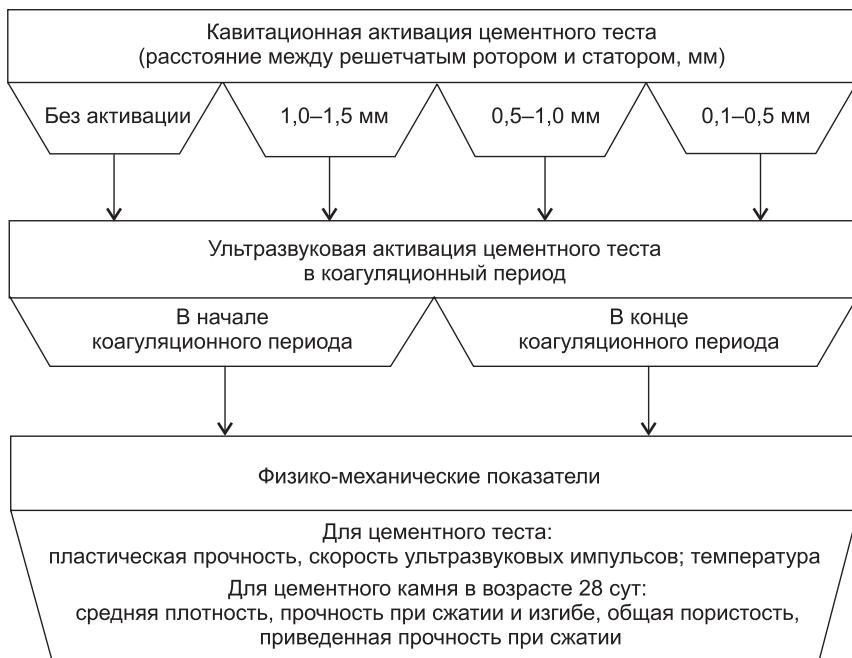


Рис. 1. Структурная схема исследования

Начало коагуляционного периода принято с момента затворения мелкозернистого бетона, конец — с момента перехода от коагуляционного в кристаллизационный период, который определяют с помощью прохождения ультразвука либо пластической прочности (в данной работе — с помощью ультразвука)

«залечиванием» — это типичные формы процессов, проходящих на атомно-молекулярном уровне [3].

В данной работе рассмотрены физико-механические методы активации (рис. 1), влияющие на процессы структурообразования мелкозернистых бетонных смесей с постоянной приведенной густотой цементного теста ($B/C = 0,55$):

- кавитационной активации цементно-песчаных суспензий (расстояние между решетчатым ротором и статором, мм: 1,0–1,5; 0,5–1,0; 0,1–0,5);
- ультразвуковой активации цементно-песчаных суспензий в коагуляционный период (воздействие ультразвуковых колебаний в начале и конце коагуляционного периода).

При оценке влияния удельной поверхности и технологических факторов на процессы структурообразования смеси и свойства мелкозернистых бетонов М200 были приняты постоянными следующие параметры: подвижность смеси $h = 8–10$ см (определенна погружением конуса СтройЦНИЛ); водоцементное отношение, $B/C = 0,55$.

Для исследования в работе были использованы традиционные материалы, применяемые в производстве мелкозернистых бетонов (портландцемент, песок кварцевый, вода).

Портландцемент Искитимского завода ОАО «Искитимцемент» марки ПЦ-400 Д0 (табл. 1) удовлетворял требованиям ГОСТ 10178; кварцевый песок Николаевского месторождения — ГОСТ 8736; вода, предназначенная для приготовления бетонной смеси, соответствовала требованиям ГОСТ 23732. Механические, физико-механические свойства определя-

Таблица 1
Характеристика портландцемента

Нормальная густота, %	Сроки схватывания, ч, мин		Удельная поверхность цемента $S_{уд}$, $\text{м}^2/\text{кг}$	$R_{изг}$, МПа	$R_{ск}$, МПа	Минералогический состав, %			
	начало	конец				C_3S	C_2S	C_3A	C_4AF
28,2	2,30	3,20	280	5,4	39,2	63–69	15–19	4–5	14

лись по общепринятым методикам согласно ГОСТ 5802 «Растворы строительные. Методы испытаний», ГОСТ 10181 «Смеси бетонные. Методы испытаний».

Для учета особенностей протекающих процессов формирования и упрочнения структуры мелкозернистой смеси была собрана установка (рис. 2), которая позволяет одновременно следить за изменением пластической прочности, скорости ультразвука и температуры, а также воздействовать на продукты гидратации цемента ультразвуковыми колебаниями в начале и конце коагуляционного периода с определенной частотой и амплитудой.

Пластическая прочность смеси устанавливалась с помощью конического пластометра КП-3. Пластическая прочность P_m , кгс/ см^2 , рассчитывалась по формуле:

$$P_m = K \frac{F}{h^2}, \quad (1)$$

где F — действующая нагрузка, МПа; h — глубина погружения, см;
 K — коэффициент, зависящий от угла погружающего конуса.

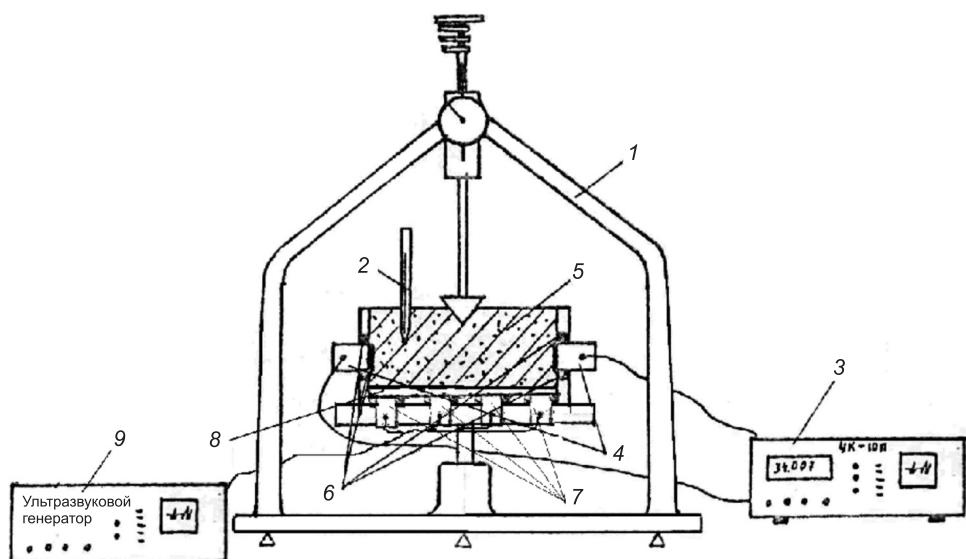


Рис. 2. Установка для определения пластической прочности и ультразвукового уплотнения цементных систем

1 — рама пластометра; 2 — термометр; 3 — ультразвуковой прибор УК-14П; 4 — пьезокерамические преобразователи (излучатель и приемник); 5 — цементное тесто (бетонная смесь); 6 — резиновые гасители; 7 — пьезокерамические преобразователи, преобразующие электрическую энергию в ультразвуковые колебания (кавитацию); 8 — пластина (нержавеющая сталь); 9 — ультразвуковой генератор и пульт управления

Скорость прохождения ультразвука в мелкозернистой смеси определялась по методике, предложенной Г.И. Горчаковым, Л.А. Алимовым, В.В. Ворониным, А.В. Акимовым, с помощью ультразвукового прибора УК-10П и рассчитывалась по формуле:

$$V = \frac{L}{t^2} \cdot 10^b, \quad (2)$$

где L — база измерения, м; t — время, мин.

Многими исследователями [1, 3, 4] отмечалось изменение конечных показателей за счет различных физико-химических и механических воздействий на бетонную смесь с учетом процессов, протекающих в твердеющей бетонной смеси. Эти воздействия рекомендовано применять строго в определенный отрезок времени. Так, механические воздействия необходимо осуществлять в период перехода от формирования к упрочнению структуры бетона. Оптимальный прирост прочности, в основном, объясняется частичным устранением дефектов структуры за счет уменьшения степени отрицательного влияния процессов контракции, седimentации, тепловыделения и миграции влаги.

Результаты исследования процессов структурообразования мелкозернистой бетонной смеси, полученные ультразвуковым способом, показали, что он весьма чувствителен к протекающим процессам, с его помощью можно исследовать кинетику формирования структуры любой цементной системы (цементного теста, мелкозернистой бетонной смеси и бетона на крупном заполнителе).

Весь комплекс физико-механических процессов, протекающих при структурообразовании бетонов, может быть наиболее полно охарактеризован кинетикой нарастания пластической прочности и прохождения ультразвуковых импульсов (рис. 3).

На основании структурной схемы исследования (см. рис. 1) была разработана технологическая схема интенсивной раздельной технологии приготовления мелкозернистого бетона (рис. 4).

Рассмотрено два варианта приготовления мелкозернистого бетона с применением смесителя-активатора (СБ-50Ц), кавитатора-активатора, горизонтального смесителя принудительного перемешивания и ультразвуковых воздействий.

1-й вариант (гидродинамическая активация) — перемешивание компонентов осуществляется в четыре стадии. На первой стадии от дозированные компоненты (вода, цемент, песок и добавки) поступают в смеситель-активатор, перемешиваются до однородной массы цементно-песчаной суспензии в течение 90 с. На второй стадии приготовление цементно-песчаной суспензии производится в кавитаторе-активаторе, где происходят процессы активирования зерен песка и цемента. В зависимости от расстояния между решетчатым ротором и статором полу-

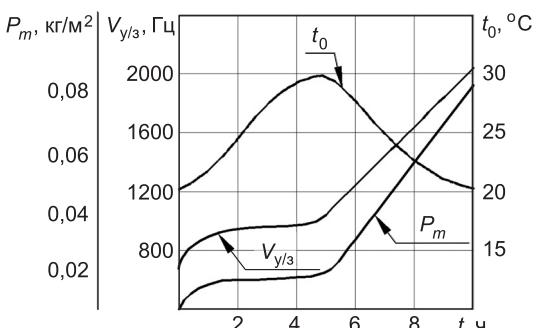


Рис. 3. Кинетика изменения скорости ультразвука $V_{y/3}$, пластической прочности P_m и температуры t_0 в период структурообразования цементного теста (бетона)

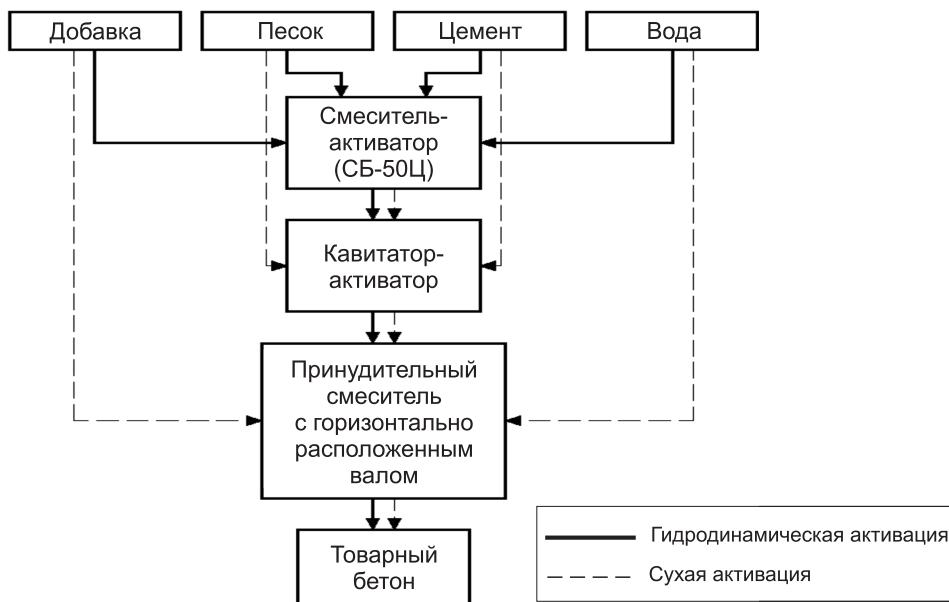


Рис. 4. Технологическая схема интенсивной раздельной технологии

чаем четыре различных варианта активации (без активации; 1,0–1,5 мм; 0,5–1,0 мм; 0,1–0,5 мм). На третьей стадии технологической схемы активированная цементно-песчаная суспензия поступает в горизонтальный смеситель принудительного перемешивания с частотой вращения 40 мин⁻¹. Четвертая стадия включает уплотнение продуктов гидратации под воздействием ультразвукового воздействия в начале и конце коагуляционного периода.

2-й вариант (сухая активация) — перемешивание отдозированных компонентов происходит в три стадии.

На первой стадии в дезинтеграторе из цемента и песка получают активированную цементно-песчаную суспензию. На второй стадии активированные продукты, вода и добавка поступают в горизонтальный смеситель принудительного перемешивания. Третья стадия включает уплотнение продуктов гидратации под воздействием ультразвукового воздействия в начале и конце коагуляционного периода.

Активирование цементных и цементно-песчаных суспензий в гидродинамических и ультразвуковых установках в период гидратации и структурообразования цементных систем приводит к увеличению объема химически активной коагуляционной среды и ее уплотнению.

Согласно структурной схемы исследования (см. рис. 1) и технологической схемы интенсивной раздельной технологии (см. рис. 4) для определения физико-механических характеристик мелкозернистого бетона формовались образцы размером 4×4×16 для каждого технологического цикла. Полученные результаты приведены в табл. 2.

Выводы. 1. Исследования показали идентичность изменения акустических характеристик и пластической прочности в периоды структурообразования мелкозернистой бетонной смеси, а также более высокую чувствительность и информативность акустических сигналов, возможность их использования для регистрации протекающих процессов в бетонных смесях различного состава.

Таблица 2

Физико-механические показатели мелкозернистого бетона (марка цемента ПЦ-400 Д0)

Вариант активации (расстояние между решетчатым ротором и статором, мм)	Приведенная прочность на сжатие $R_{сж}/\rho_{ср}$	Общая пористость				Прочность				Средняя плотность $\rho_{ср}$ кг/м ³	
		при изгибе $R_{изг}$				при сжатии $R_{сж}$					
		МПа	%	МПа	%	МПа	%	МПа	%		
Без активации	1,69	100	3,9	100	4,55	100	38,1	100	2300	100	
	начало	1,7	100,6	3,71	95	5,07	111,4	42,4	112,1		
1,0–1,5	конец	1,55	91,7	3,49	89,3	5,34	117,3	45,3	119,0	2185	
	начало	1,6	94,7	3,61	92,5	5,38	118,1	44,8	117,6	95	
0,5–1,0	конец	1,47	87,0	3,41	87,4	5,52	121,2	46,5	122,0	2249,4	
	начало	1,44	85,2	3,46	88,7	5,6	123,0	46,7	122,6	97,8	
0,1–0,5	конец	1,37	81,1	3,28	84,1	5,89	129,3	49,6	130,2	2398,9	
	начало	1,44	85,2	3,46	88,7	5,6	123,0	46,7	122,6	101,0	
0,1–0,5	конец	1,37	81,1	3,28	84,1	5,89	129,3	49,6	130,2	2398,9	
	начало	1,44	85,2	3,46	88,7	5,6	123,0	46,7	122,6	104,3	

2. Ультразвуковая активация цементного теста в начале коагуляционного периода повышает физико-механические показатели на 8–15 %, а в конце — до 20 %.

3. Кавитационная активация увеличивает прочностные характеристики при расстоянии между решетчатым ротором и статором, мм: 1,0–1,5; 0,5–1,0; 0,1–0,5 соответственно на 7, 15, 20,1 %.

4. При кавитационной и ультразвуковой активации цементно-песчаных суспензий физико-механические показатели улучшаются на 15–30 %.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Ч е р н ы ш о в, Е.М. Управление процессами технологии, структурой и свойствами бетонов [Текст] / Е.М. Чернышов, Е.И. Шмитко. — Воронеж : ВГАСУ, 2002. — 344 с.
2. Б и с е н о в, К.А. Нанотехнология в технологии активации вяжущего вещества [Текст] / К.А. Бисенов, С.С. Удербаев // Действие электромагнитных полей на пластичность и прочность материалов : Материалы VII Междунар. конф. — Воронеж : ВГТУ, 2007. — Ч. 1. — С. 137–141.
3. А л е к с е е в, А.А. Химические и электрофизические методы активации минеральных вяжущих и цементных суспензий [Текст] / А.А. Алексеев, Д.В. Хонин, А.Н. Кузугашев, Д.В. Ромашкин, Д.С. Тимошина // Материалы 55-й науч.-техн. конф. студентов и молодых ученых. — Томск : Изд-во Том. гос. архит.-строит. ун-та, 2009. — 315 с.
4. Кондращенко, В.И. Роль заполнителей в обеспечении долговечности бетонов [Текст] / В.И. Кондращенко // Композитные материалы для бетона. — Донецк : ДАБА, 2004. — 7 с.

МАШКИН Николай Алексеевич, д-р техн. наук, проф.

Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

ГУТАРЕВА Наталья Анатольевна, асп.; A_Kosach@ugrasu.ru

Югорский государственный университет, г. Ханты-Мансийск

ЗИБНИЦКАЯ Надежда Егоровна, директор; E-mail: mashkin@sibstrin.ru

Строительная компания «Базис-Строй»

УРУСОВА Татьяна Анатольевна, асп.

Югорский государственный университет, г. Ханты-Мансийск

ШАРЫПОВ Павел Юрьевич, асп.; E-mail: Pavel_Sharypov@mail.ru

Югорский государственный университет, г. Ханты-Мансийск

Получено 15.10.12

Mashkin Nikolay Alekseevich, doctor of technical sciences, professor

Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

Gutareva Natalia Anatolievna, post-graduate student; A_Kosach@ugrasu.ru, Ugra State University, Khanty-Mansiysk, Russia

Zibnitskya Nadezhda Yegorovna, director; E-mail: mashkin@sibstrin.ru, «Bazis-Stroy» Construction company, Russia

Urusova Tatiana Anatolievna, post-graduate student, Ugra State University, Khanty-Mansiysk, Russia

Sharypov Pavel Yurevich, post-graduate student; E-mail: Pavel_Sharypov@mail.ru, Ugra State University, Khanty-Mansiysk, Russia

THE EFFECT OF ACTIVATED CEMENT-SAND SLURRY ON PHYSICAL AND MECHANICAL PROPERTIES FINE-GRAINED CONCRETE

The influence of mechanical and physico-chemical activating influence on fine-grained concrete mixture, which increase the strength characteristics of concrete.

Key words: activation, fine-grained concrete mixes, separate production technology of concrete.

REFERENCES

1. Chernyshov, E.M. Process control technology, structure and properties of concrete [Text] / E.M. Chernyshov, E.I. Shmitko. — Voronezh : VGASU, 2002. — 344 p.
 2. Bisenov, K.A. Nanotechnology is the technology activation binder [Text] / K.A. Bisenov, S.S. Uderbaev // The action of electromagnetic fields on the ductility and strength of materials : Materials of VII Int. conference. — Voronezh : VSTU, 2007. — Part 1. — P. 137–141.
 3. Alekseev, A.A. Chemical and electrical methods of activation of mineral binders and cement slurries [Text] / A.A. Alekseev, D.V. Khonin, A.N. Kuzugashev, D.V. Romashkin, D.S. Timoshina // Proceedings of the 55th scientific conference of students and young scientists. — Tomsk : TSACEU, 2009. — 315 p.
 4. Kondrashchenko, V.I. The role of aggregates in ensuring durability of concrete [Text] / V.I. Kondrashchenko // Composite materials for concrete. — Donetsk : DSU, 2004. — 7 p.
-

УДК 691.327:666.973.2:666.64-492.3

Б.С. КОМИССАРЕНКО, В.З. АБДРАХИМОВ, А.В. КОЛПАКОВ

**ИССЛЕДОВАНИЕ ВОДОПОГЛОЩЕНИЯ
ПРИ КАПИЛЛЯРНОМ ПОДСОСЕ ВОДЫ
И ДЛИТЕЛЬНОСТИ СТАТИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ
ПОД НАГРУЗКОЙ КРУПНОПОРИСТОГО КЕРАМЗИТОБЕТОНА**

Результаты испытания образцов показали, что зависимость «напряжение–деформации» для образцов из крупнопористого керамзитобетона, хранившихся в воздушно-сухих условиях и при капиллярном подсосе воды в течение 16 мес., практически не меняется. При переходе степени нагружения от $0,4\sigma_y$ до $0,5\sigma_y$ закономерно возрастает ползучесть бетона, которая стремится к своему пределу. При нагружении $0,6\sigma_y$ наблюдается меньшая ползучесть керамзитобетона за счет больших по абсолютной величине условно упругих деформаций.

Ключевые слова: керамзит, крупнопористый керамзитобетон, водопоглощение, капиллярный подсос, длительность статической прочности, нагрузка, напряжение, деформация, ползучесть, пластическая деформация.

Крупнопористый керамзитобетон отличается от обычных плотных бетонов большей межзерновой пустотностью и меньшей объемной массой. Обычно межзерновая пустотность в крупнопористом бетоне превышает 30 % по объему, тогда как в плотных бетонах она составляет лишь 10 % [1]. Крупнопористый керамзитобетон представляет собой наиболее легкую разновидность бетонов на керамзитовом гравии. Эта особенность крупнопористого керамзитобетона была использована для получения специального строительного материала, отвечающего техническим требованиям к нему.

В соответствии с техническими требованиями изучались специальные свойства крупнопористого керамзитобетона: водопоглощение его в воде, при капиллярном подсосе воды и длительная прочность под статической нагрузкой, на образцах-цилиндрах высотой и диаметром 150 мм.

Для изготовления образцов крупнопористого керамзитобетона использовались особо легкий керамзитовый гравий фракции 10–20 мм из глины Смышляевского месторождения [2] и портландцемент марки 400 Жигулевского комбината строительных материалов. На получение 1 м³ бетона израсходовано 150 кг цемента, 222 кг керамзита и 78 кг воды. Средняя плотность бетона в сухом состоянии 402 кг/м³, прочность при сжатии 5,1 МПа.

Физико-механические свойства особо легкого керамзитового гравия и портландцемента представлены в табл. 1.

Водопоглощение крупнопористого керамзитобетона определялось на образцах-цилиндрах по стандартной методике [1]. После пропаривания образцы высушивались до постоянной массы и взвешивались. Затем часть образцов помещалась в воду, а контрольные образцы хранились в обычных условиях при температуре 15–20 °C и влажности 50–60 %. Через 16 мес. образцы извлекались из воды и взвешивались. По результатам взвешивания образцов до и после хранения в воде устанавливалось

© Комиссаренко Б.С., Абдрахимов В.З., Колпаков А.В., 2012

Таблица 1
Физико-механические свойства керамзитового гравия и портландцемента

Свойства	Компонент	
	керамзитовый гравий	портландцемент
Насыпная плотность, кг / м ³	212	1100
Средняя плотность, кг / м ³	2100	3100
Объем межфазовых пустот, %	42,5	—
Водопоглощение за 1 ч, %	17	—
Пористость, %	84	—
Прочность, МПа	0,5	—
Нормальная густота, %	—	25,6
Сроки схватывания		
начало	—	1 ч 40 мин
конец	—	3 ч 10 мин
Активность по ЦНИИПС-2, кг / см ²	—	402
Равномерность изменения объема	—	Выдержал

Таблица 2
Водопоглощение крупнопористого керамзитобетона

Условия хранения	Вес образца, г			Водопоглощение по массе, %			
	до испытания	через 7 сут	через 4 мес.	через 16 мес.	через 7 сут	через 4 мес.	через 16 мес.
В воде	965	1167	1280	1283	21,0	32,7	33,0
При капиллярном подсосе	972	1065	1084	1088	9,6	11,5	11,8

водопоглощение крупнопористого керамзитобетона по массе. Результаты определения водопоглощения после 16 мес. водного хранения образцов приведены в табл. 2.

Водопоглощение крупнопористого керамзитобетона растет с увеличением времени хранения образцов: в первые сроки крупнопористый керамзитобетон насыщается водой более интенсивно, чем в последующие. Водопоглощение бетона за 7 сут было 81 % от водопоглощения за 4 мес. В дальнейшем за 4 мес. хранения водопоглощение бетона составило 32,7 % и практически не изменилось за 16 мес. хранения образцов.

После определения водопоглощения образцы крупнопористого керамзитобетона и контрольные образцы, которые хранились в обычных условиях, испытывались на сжатие. По результатам испытаний строились зависимости «напряжение–деформации», которые приводятся на рис. 1.

Сравнительные результаты испытаний образцов (см. рис. 1), хранившихся в воздушно-сухих услови-

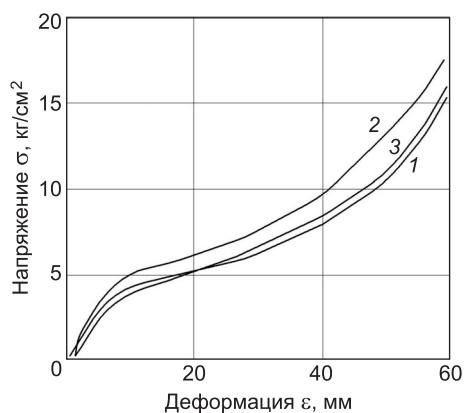


Рис. 1. Влияние водопоглощения крупнопористого керамзитобетона на его механические характеристики при хранении образцов в течение 16 мес.

1 — в воздушно-сухих условиях; 2 — в воде;
3 — в условиях капиллярного подсоса воды

ях и в воде, позволяют отметить, что характер зависимости «напряжения–деформации» практически не меняется за принятый срок испытаний. Керамзитобетонные образцы, испытанные через 16 мес. хранения в воде, показали более высокие прочностные свойства, чем образцы, хранившиеся в воздушно-сухих условиях (кривая 2 на рис. 1). Однако увеличение прочностных свойств не превышает 1–5 кг/см². Это объясняется тем, что прочность керамзитобетонных образцов, хранившихся в воде, несколько повышается за счет более полной гидратации цементного камня.

Таким образом, исследования показали, что хранение образцов из крупнопористого керамзитобетона в воде в течение 16 мес. приводит к незначительному росту его прочностных характеристик, которые следует учитывать при проектировании специальных сооружений.

Водопоглощение крупнопористого керамзитобетона при капиллярном подсосе определялось на образцах-цилиндрах, которые после пропаривания высушивались до постоянной массы, взвешивались и помещались на хранение в воду на высоту 20 мм. Через 16 мес. образцы извлекались из воды и взвешивались. По результатам взвешивания их до и после хранения в условиях капиллярного подсоса воды устанавливалось водопоглощение крупнопористого керамзитобетона по массе. Результаты определения водопоглощения через 16 мес. хранения образцов в условиях капиллярного подсоса приведены в табл. 2.

Водопоглощение крупнопористого керамзитобетона при хранении его в условиях капиллярного подсоса воды увеличивается во времени: более интенсивно в первые сроки хранения, в дальнейшем незначительно. Если через 7 сут водопоглощение бетона при капиллярном подсосе воды составляет 9,6 %, то к 4 мес. оно возрастает только до 11,5 % и практически не меняется к 16 мес. хранения образцов. Резкое снижение водопоглощения при капиллярном подсосе воды по сравнению с водопоглощением керамзитобетона при полном погружении в воду объясняется значительно меньшим контактом образцов с водой.

После определения водопоглощения образцы испытывались на сжатие в обойме. По результатам испытаний строились зависимости «напряжения–деформации» (рис. 1, 3).

Результаты испытаний образцов, приведенные на рис. 1, показывают, что зависимость «напряжения–деформации» для образцов из крупнопористого керамзитобетона, хранившихся в воздушно-сухих условиях и при капиллярном подсосе воды в течение 16 мес., изменяется незначительно (рис. 1, 1, 3).

К упругопластическим свойствам бетонов относится ползучесть бетона — явление нарастающей пластической деформации бетона при сокращении постоянной нагрузки в течение длительного времени. Она возникает после проявления упругих деформаций через некоторое время после приложения нагрузки [3].

Ползучесть бетона обусловливается природой цементирующего вещества и наличием в цементном камне гелевой структурной составляющей, удерживающей на поверхности гелевых частиц адсорбционно-связанную воду в течение продолжительного срока твердения бетона в воздушной среде. Причиной ползучести бетона считается перемещение межплоскостной воды в порах геля под действием нагрузки. В процессе упрочнения гелевой структурной составляющей цементного камня деформации ползучести постепенно затухают. Рост ползучести прослеживается в течение полутора лет и затем прекращается. Деформация ползучести находится в прямой зависимости от величины нагрузки, приложенной к бетону.

Ползучесть легких бетонов во многих случаях превышает ползучесть обычных бетонов. В среднем деформации легких бетонов марок до 300 в большинстве случаев в 1,2–1,4 раза больше деформаций ползучести тяжелых бетонов, и это свойство в полной мере проявляется уже примерно через 4–8 мес. после загружения (т.е. раньше, чем у тяжелых бетонов).

Величину ползучести обычно оценивают ее предельной характеристикой, представляющей соотношение относительной деформации ползучести для времени, равного бесконечности, к относительной упругой деформации в момент загружения. Ячеистые бетоны и поризованные легкие бетоны характеризуются большой ползучестью, в отличие от плотных легких бетонов на пористых заполнителях. Ползучесть уменьшается с увеличением прочности бетонов. К числу факторов (общих для большинства бетонов), влияющих на ползучесть, относятся водоцементное отношение, расход и марка цемента, условия хранения, размеры образцов, возраст бетона к моменту загружения, величина нагрузки и т.д. Помимо этих факторов на ползучесть керамзитобетона влияет качество керамзитового гравия [4].

Количественной оценкой деформации ползучести служит характеристика ползучести ϕ_t , представляющая собой отношение деформаций ползучести к упругим деформациям, определяемым по результатам длительных испытаний бетона при постоянном напряжении:

$$\phi_t = \varepsilon_{\text{п}}(t) / \varepsilon_y,$$

где $\varepsilon_{\text{п}}(t)$ — относительная деформация ползучести $\varepsilon_{\text{п}}$ к моменту t ; ε_y — относительная упругая (мгновенная) деформация в момент загружения ($t = 0$).

Исследование ползучести крупнопористого керамзитобетона проводилось путем приложения длительной статической нагрузки к образцам-цилиндрам диаметром и высотой 150 мм на установках пружинного типа [4]. Деформации, возникающие при загружении и протекающие во времени в загруженных образцах (ползучесть), измерялись индикаторами часового типа с ценой деления 0,001 мм. Нагрузка на образцы передавалась через расположенные по торцам металлические пластины, шарнирно укрепленные в установке. Пластины одновременно выполняли роль реперов для установки индикатора измерения деформаций. Для оценки влияния влажности воздуха в лаборатории она измерялась с помощью метеорологического гигрометра марки М-21АП [4].

В соответствии с техническими требованиями величина прилагаемой к образцам нагрузки принималась равной (0,4; 0,5; 0,6; 0,7; 0,8) σ_y . Так как величина σ_y крупнопористого керамзитобетона определялась при испытании образцов в обойме, необходимо было установить соответствующую ей величину σ_y при испытании образцов без обоймы. Принимая условно $\sigma_y = R_{\text{разр}}$ ($R_{\text{разр}}$ — разрушающие напряжения), по результатам испытаний на сжатие образцов-цилиндров без обоймы была получена величина разрушающих напряжений крупнопористого керамзитобетона, которая составила $R_{\text{разр}} = 4,3$ кг/см². Следовательно, величина, прилагаемая к образцам нагрузки, для $0,4\sigma_y = 310$ кг; для $0,5\sigma_y = 380$; для $0,6\sigma_y = 460$; для $0,7\sigma_y = 530$; для $0,8\sigma_y = 610$ кг.

После помещения образцов в пружинную установку и закрепления в реперах индикатора к образцам передавалась одна из указанных выше нагрузок за счет сжатия на определенную длину оттарированных пружин.

Ползучесть крупнопористого керамзитобетона для каждой величины нагрузки определялась по испытанию двух образцов-близнецов.

Следует отметить, что в момент передачи нагрузки, равной $0,7\sigma_y$ и $0,8\sigma_y$, образцы-цилиндры из крупнопористого керамзитобетона разрушились. Поэтому изучение ползучести проводилось при величинах нагружения образцов $0,4\sigma_y$, $0,5\sigma_y$ и $0,6\sigma_y$. Общий вид пружинной установки и характер разрушения образцов из крупнопористого керамзитобетона при нагрузке, равной $0,7\sigma_y$, представлены на рис. 2.

По изменению деформаций крупнопористого керамзитобетона при статических нагрузках, равных $0,4\sigma_y$, $0,5\sigma_y$ и $0,6\sigma_y$, строились зависимости изменения относительных деформаций ползучести от времени испытаний (рис. 3).

Данные, приведенные на рис. 3, позволяют сделать вывод, что деформации ползучести крупнопористого керамзитобетона под действием принятых статических нагрузок увеличиваются во времени. Деформации ползучести бетона в первые сроки (примерно до 100 сут) растут более интенсивно, чем в последующие. Максимальные деформации ползучести соответствуют образцам, имеющим большую по абсолютной величине степень нагружения. Характер зависимости при $0,5\sigma_y$ и $0,6\sigma_y$ несколько отличается от характера зависимости, соответствующей ползучести бетона при $0,4\sigma_y$. Это объясняется тем, что при нагрузке $0,4\sigma_y$ в установку по измерению ползучести в связи с ограниченным количеством помещались по два образца, в то время как при других нагрузках — по одному. Некоторое отличие в методике и привело к тому, что деформации ползучести при нагрузке $0,4\sigma_y$ оказались несколько больше, чем при $0,5\sigma_y$ и $0,6\sigma_y$. Однако в целом можно отметить, что полученные различия незначительны, и характер зависимости деформаций бетона при длительном действии нагрузок $0,4\sigma_y$ — $0,6\sigma_y$ примерно одинаковый (по данным наблюдений в течение 6 мес.).

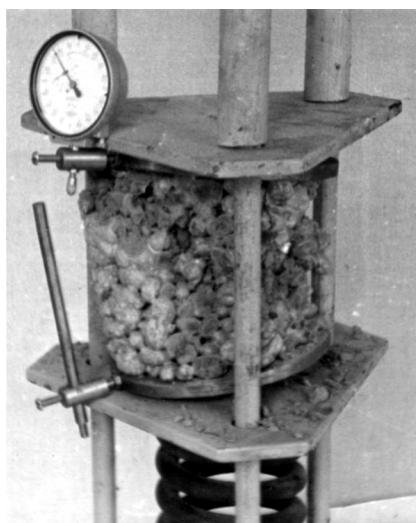


Рис. 2. Общий вид пружинной установки и характер разрушения керамзитобетонного образца при нагрузке, равной $0,7\sigma_y$

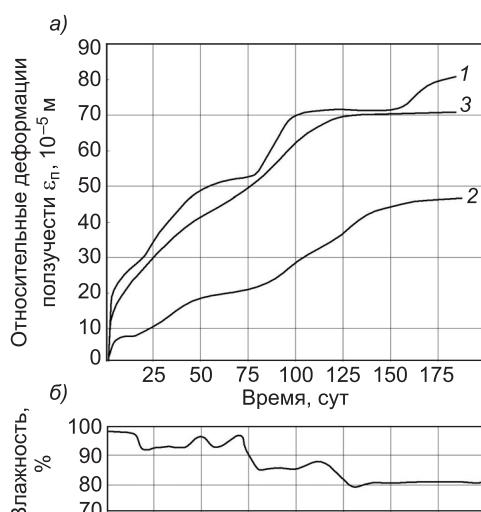


Рис. 3. Изменение деформации ползучести крупнопористого керамзитобетона (а) и влажности (б) во времени при величине нагрузки

1 — $0,4\sigma_y$; 2 — $0,5\sigma_y$; 3 — $0,6\sigma_y$

Результаты определения ползучести крупнопористого керамзитобетона статистически обработаны по стандартной программе на ЭВЦМ-МИР-1, с получением зависимостей (в виде уравнений) характеристики ползучести от времени наблюдений при различной степени нагружения образцов, которые приводятся ниже:

для нагрузки $0,4\sigma_y$

$$\varphi_t^{0.4} = t / (36,131 + 1,458t);$$

для нагрузки $0,5\sigma_y$

$$\varphi_t^{0.5} = t / (48,985 + 0,8879t);$$

для нагрузки $0,6\sigma_y$

$$\varphi_t^{0.6} = t / (42,476 + 2,069t),$$

где $\varphi_t^{0.4}$, $\varphi_t^{0.5}$ и $\varphi_t^{0.6}$ — характеристики ползучести при степени нагружения, равные соответственно $0,4\sigma_y$, $0,5\sigma_y$ и $0,6\sigma_y$;
 t — время наблюдений, сут.

По полученным уравнениям были построены зависимости характеристик ползучести крупнопористого керамзитобетона от времени наблюдений при различной степени нагружения образцов (рис. 4).

Данные, приведенные на рис. 4, позволяют сделать вывод, что при переходе степени нагружения от $0,4\sigma_y$ до $0,5\sigma_y$ наблюдается закономерное возрастание ползучести бетона, которое стремится к своему пределу. Это объясняется увеличением количества вязкотекущей гелевой составляющей цементного камня при повышении нагрузки, т.е. гель течет в более мелких каналах. Кроме того, увеличивается абсолютное количество текущего геля, и возрастают деформации усадки за счет напряженного состояния бетона. Несколько иной характер имеет ползучесть бетона при нагружении $0,6\sigma_y$. Здесь мы имеем кажущуюся меньшую ползучесть керамзитобетона за счет больших по абсолютной величине условно упругих деформаций, пластическая составляющая в которых относительно выше, чем у образцов при нагружении $0,4\sigma_y$ и $0,5\sigma_y$.

Выходы. 1. Результаты испытания образцов показали, что зависимость «напряжение–деформации» для образцов из крупнопористого керамзитобетона, хранившихся в воздушно-сухих условиях и при капиллярном подсосе воды в течение 16 мес. практически не меняется.

2. При переходе степени нагружения от $0,4\sigma_y$ до $0,5\sigma_y$ закономерно возрастает ползучесть бетона, которая стремится к своему пределу. При нагружении $0,6\sigma_y$ наблюдается меньшая ползучесть керамзитобетона за счет больших по абсолютной величине условно упругих деформаций, пластическая составляющая в которых относительно выше.

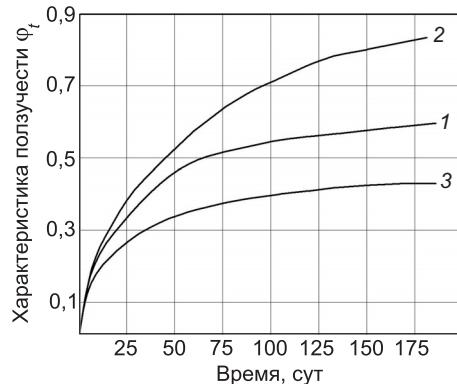


Рис. 4. Изменение характеристики ползучести крупнопористого керамзитобетона во времени при величине нагрузления

1 — $0,4\sigma_y$; 2 — $0,5\sigma_y$; 3 — $0,6\sigma_y$

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Бужевич, Г.А. Легкие бетоны на пористых заполнителях [Текст] / Г.А. Бужевич. — М. : Госстройиздат, 1970. — 227 с.
2. Колпаков, А.В. Исследование структуры пористости керамзита из глинистых материалов различного химико-минералогического состава [Текст] / А.В. Колпаков, В.З. Абдрахимов // Изв. вузов. Строительство. — 2012. — № 1. — С. 33–40.
3. Гордон, С.С. Структура бетона и его прочность с учетом роли заполнителя [Текст] / С.С. Гордон. — М. : Стройиздат, 1966. — 123 с.
4. Панасюженков, Я.Д. Исследование свойств керамзитобетона [Текст] / Я.Д. Панасюженков. — М. : Стройиздат, 1963. — 234 с.

[**КОМИССАРЕНКО Борис Семенович**], д-р техн. наук, проф.

НИИКерамзит, г. Самара

АБДРАХИМОВ Владимир Закирович, д-р техн. наук, проф.; E-mail: 3375892@mail.ru

Самарская академия государственного и муниципального управления

КОЛПАКОВ Александр Викторович, асп.; E-mail: roland.alex@mail.ru

Самарская академия государственного и муниципального управления

Получено 26.10.12

[**Komissarenko Boris Semenovich**], doctor of technical sciences, professor; NIIKeramzit, Samara, Russia

Abdrakhimov Vladimir Zakirovich, doctor of technical sciences, professor; E-mail: 3375892@mail.ru, Samara Academy State and Municipal Management, Russia

Kolpakov Aleksandr Viktorovich, post-graduate student; E-mail: roland.alex@mail.ru, Samara Academy State and Municipal Management, Russia

RESEARCH OF WATER ABSORPTION IN CAPILLARY WATER SUCTION EFFECT AND DURATION OF STATIC STRENGTH UNDER WEIGHTING NO-FINE CERAMSITE CONCRETE

Test results of samples have shown that dependence of «stress-deformation» for samples from no-fine ceramsite concrete, kept in air-dry regime and in capillary water suction effect within 16 months practically does not vary. Researches have shown that in transition of weighting degree from $0,4\sigma_y$ up to $0,5\sigma_y$ regular increase of time-dependent deformation of concrete which aspires to the limit is observed. At to weighting $0,6\sigma_y$ smaller time-dependent deformation of ceramsite concrete is observed at the expense of big on absolute size of conditionally elastic deformations.

Key words: keramzit, no-fine ceramsite concrete, water absorption, capillary suction effect, duration of static strength, weighting, stress, deformation, time-dependent deformation, plastic deformation.

REFERENCES

1. Buzhevich, G.A. Lightweight concrete on lightweight aggregate [Text] / G.A. Buzhevich. — M. : Gosstroyizdat, 1970. — 227 p.
2. Kolpakov, A.V. Study of the structure of expanded clay porosity clay materials of different chemical and mineralogical composition [Text] / A.V. Kolpakov, V.Z. Abdrakhimov // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 2012. — N 1. — P. 33–40.
3. Gordon, S.S. Concrete structure and his strength inclusive of aggregate function [Text] / S.S. Gordon. — M. : Stroyizdat, 1966. —123 p.
4. Panasyuzhenkov, Ya.D. Study of ceramsite concrete properties [Текст] / Ya.D. Panasyuzhenkov. — M. : Stroyizdat, 1963. — 234 p.

УДК 691.316

Б.С. МОСАКОВ

К ВОПРОСУ АКТИВАЦИИ СИЛИКАТНЫХ ВЯЖУЩИХ

На основании теоретических и экспериментальных исследований определен эффект гидротурбулентной активации портландцемента. В качестве модели принята неильтоновская вязкокластичная жидкость. Показано, что найденная функциональная зависимость приращения прочности от времени и координационного числа является законом активации.

Ключевые слова: цементы, аномальные среды, технологическая механика, активация неильтоновских сред, приращение прочности бетона.

Вопрос активации силикатных вяжущих всегда являлся предметом изучения с целью получения в дальнейшем высокопрочного цементного камня, раствора или бетона. При этом исследовались степень интенсивности их твердения и сокращение расхода цемента без снижения заданной проектной прочности бетона. Методом проб и ошибок удалось найти наиболее эффективные в современных условиях способы активации цемента, значительно повышающие прочность цементного камня. К таким способам относятся сухой и мокрый домол цемента и виброперемешивание. Однако все они требуют специального оборудования. Кроме того, подготовленный таким образом цемент с высокой удельной поверхностью практически невозможно сохранить и применять на производстве, так как необходимы особые условия для его хранения и транспортировки.

В какой-то степени этот вопрос можно решить при производстве сухих строительных смесей. Их герметичная упаковка при транспортировке позволяет несколько дольше сохранять эффект домола цемента, чем при обычном хранении. Однако приготовить такие смеси с целью получения высокопрочных и однородных бетонов в условиях производства с помощью обычных, широко рекламируемых смесителей, в том числе и зарубежных, практически невозможно. Они не могут обеспечить гомогенизацию смеси с соответствующей интенсивностью. Если, по мнению многих исследователей, обычный цемент по своей массе при приготовлении бетонных смесей используется на 15–20 %, то с увеличением его удельной поверхности при традиционном способе затворения водой и обычном способе перемешивания вряд ли удастся получить значительный эффект в увеличении прочности бетона. Это связано с особенностями взаимодействия цементного зерна и воды на молекулярном уровне, даже в присутствии водорастворимых полимеров.

Режим наиболее интенсивного растворения цементных зерен в водной среде может быть достигнут при турбулентном течении цементного теста в замкнутом объеме. Такие условия можно создать с помощью турбулентных смесителей, которые серийно выпускаются в нашей стране.

Многочисленные исследования показывают, что цементное тесто относится к неньютоновским жидкостям с определенной аномальностью, имеющей степенную зависимость. При этом известно [1], что скорость потока в установившемся режиме течения в любой его точке v_z будет зависеть от размера поперечного сечения R , плотности жидкости ρ , касательных напряжений на периферии τ_{ct} , вязкости жидкости η и ординаты наблюдений y :

$$v_z = f(R, \rho, \tau_{ct}, \eta, y). \quad (1)$$

Для неньютоновских жидкостей степенного типа связь действующих напряжений с градиентом скорости течения определяют два параметра: показатель консистенции k и показатель аномальности неньютоновского поведения β . Поэтому разумно предположить, что для степенных вязко-пластичных жидкостей функциональная зависимость (1) примет вид

$$v_z = f(R, \rho, \tau_{ct}, k, \beta, y). \quad (2)$$

Применение размерного анализа к функциональной зависимости (2), в соответствии с «теоремой π », позволяет выделить следующие безразмерные группы, от которых зависит осредненная скорость течения:

$$\frac{v}{u} = f\left(\frac{R^\beta u^{2-\beta} \rho}{k}, \frac{y}{R}, \beta\right), \quad (3)$$

где u — динамическая скорость по координате y , равная $\sqrt{\tau_{ct}/\rho}$.

Для ньютоновских жидкостей конкретный вид функциональной зависимости (3) установил Л. Прандтль в виде логарифмического закона распределения скоростей:

$$\frac{v_z}{u} = A \lg \frac{yu}{\eta} + B, \quad (4)$$

где η — пластическая вязкость, A и B — константы, определяемые опытным путем.

Закон (4) при турбулентном течении справедлив для жидкости, находящейся в пристенной и переходной ее области. В вязком подслое при условии приблизительного постоянства действующих там напряжений $\tau = \tau_{ct} = \text{const}$ справедливо линейное распределение скоростей

$$\frac{v_z}{u} = \frac{yu}{\eta}. \quad (5)$$

Если учесть, что для неньютоновских жидкостей правый параметр (5) в соответствии с анализом размерностей должен быть заменен комплексом

$$\frac{y^\beta u^{2-\beta} \rho}{k},$$

то выражение для профиля скоростей при турбулентном течении неньютоновских жидкостей может быть записано в виде:

$$\frac{v_z}{u} = A(\beta) \lg \frac{y^\beta u^{2-\beta} \rho}{k} + B(\beta), \quad (6)$$

где $A(\beta)$ и $B(\beta)$ должны являться функциями β .

Эту функциональную зависимость для каждого конкретного случая можно определить опытным путем. Исследования показали, что величина аномальности сред, находящихся в процессе течения, при этом имеет следующее выражение:

$$\beta = 8,5 (B/C)^2 - 25,8 (B/C) + 23,2, \quad (7)$$

где B и C — весовое количество воды и цемента, определяющее величину вязкости цементного теста [2].

Анализируя выражения (6) и (7), можно сделать вывод, что чем меньше вязкость среды, тем меньше предельная скорость, при которой возникает турбулентность, тем интенсивнее протекает процесс растворения цементных зерен. Такой режим движения жидкостей создается в вертикально ориентированной цилиндрической чаше турбулентного смесителя, с помощью которого проводились настоящие исследования.

В качестве показателя консистенции принималась величина водоцементного отношения B/C . При проведении экспериментов приготавливались цементно-бетонные смеси с расходом цемента 500 и 250 кг/м³, соответственно B/C 0,42 и 0,78. Клинкер применяемого портландцемента состоял из следующих минералов: алит ($3\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$) — 55 %, белит ($2\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$) — 18 %, трехкальциевый алюминат ($3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3$) — 10 %, четырехкальциевый алюмоферрит ($4\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3$) — 14 %. Время предварительной гидроактивации цемента составляло 1, 3, 5 и 9 мин.

Анализ результатов экспериментов показал, что при условии предварительного приготовления цементного теста в гидротурбулентном режиме и последующей загрузке в чашу смесителя песка и щебня с минимальной пустотностью удалось получить некоторый эффект. Увеличение продолжительности перемешивания смеси цемента и воды с 1 до 9 мин влечет за собой уже в трехсуточном возрасте повышение ее кубиковой прочности в 1,5–2 раза [3] (рис. 1).

Такая динамика приращения прочности, видимо, в значительной степени связана физико-механическими и физико-химическими явлениями, происходящими в процессе приготовления цементного теста. Согласно представлениям П.А. Ребиндера [4], межзерновое пространство, заполненное продуктами распада цементных зерен, начинает превращаться в коллоидную среду, связывая все большее количество воды.

При низком B/C образуется структура с повышенными механическими свойствами сольватных оболочек, окружающих частицы коагулирующего или загустевающего золя. При достаточной толщине таких сольватных оболочек взаимодействие между частицами отсутствует, и система, оставаясь весьма подвижной, является вполне стабилизированной.

При малой концентрации вяжущего (250 кг/м³) возникает структурная сетка, в которой частицы разделены молекулярными прослой-

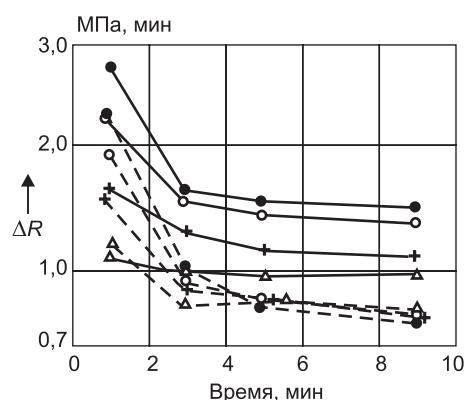


Рис. 1. Влияние времени активации цементного теста и сроков твердения на величину удельного приращения прочности бетона при расходе цемента 250 (пунктир) и 500 кг/м³

• — 3; ○ — 7; + — 14; Δ — 28 сут

ками жидкости. Это способствует более интенсивному растворению цементных зерен.

Как в первом, так и во втором случае смесь цемента и воды на первом этапе перемешивания представляет собой дисперсную систему, в которой вода захватывается ячейками сетки. В результате этого цементное тесто начинает терять свою подвижность, повышается вязкость смеси и, следовательно, увеличивается ее сплошность. В этом случае может быть правомерно выражение

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -\operatorname{div}(\rho v), \quad (8)$$

где ρ — плотность среды; v — скорость ее истечения; t — выбранный момент времени.

В соответствии с законами коллоидной химии и теории поля¹, формирование структуры цементного теста можно представить следующим образом.

Пусть dR будет величиной прироста прочности как функцией расхода и времени активации цемента. Скорость прироста прочности гель-зольных образований в цементном камне составит dR/dt . В этом случае она будет равна градиенту скалярного потенциала Q/r , зависящего от расхода цемента. Тогда

$$\frac{dR}{dt} = \frac{Q}{r} = -\Delta R \operatorname{div} r. \quad (9)$$

Будем полагать, что Q есть линейная функция КСН — координатного числа n и расхода воды W . С учетом численной величины лигандов цементного клинкера величина n изменяется от 1 до 6. Отсюда Q будет равно

$$Q = 15,625nW. \quad (10)$$

Решая уравнение (9) совместно с (10) при заданном значении инвариантов t , r , n , W , получим уравнение приращения прочности ΔR :

$$\Delta R = \frac{15,625nWt}{r}. \quad (11)$$

Теоретические расчеты и сравнение их результатов с экспериментальными данными (рис. 2) дают основание сказать, что найденная модель описания эффекта гидротурбулентной активации цемента есть действительно функциональная зависимость. Коэффициенты корреляции функциональной зависимости (11) составили 0,994 и 0,992. Такая величина коэффициентов позволяет утверждать, что модель описания отражает закон гидротурбулентной активации цемента.

В соответствии с принятыми допущениями, цементное тесто с В/Ц от 0,42 до 1,0 можно считать вязкой слабосжимаемой жидкостью, при циркуляции которой в замкнутом объеме цемент активируется, т.е. увеличивается его удельная поверхность. При этом происходит рост числа сферолитов, что характерно для силикатов, в соответствии с величиной координационного числа. При их образовании в условиях турбулентного перемешивания системы, практически независимо от механизма взаимодействия с составляющими цементного клинкера, прочность цементного камня неуклонно повышается (см. рис. 2).

¹ Морс Ф.М., Фишбах Г.Н. Методы теоретической физики. М., 1958. Т. 1. 758 с.

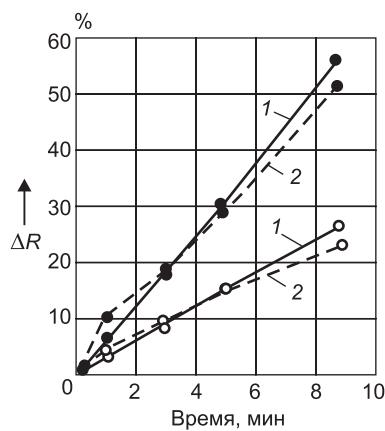


Рис. 2. Влияние времени активации на приращение прочности

1 — теоретическая функция; 2 — экспериментальная зависимость
● — расход 250 кг/м³; ○ — расход 500 кг/м³

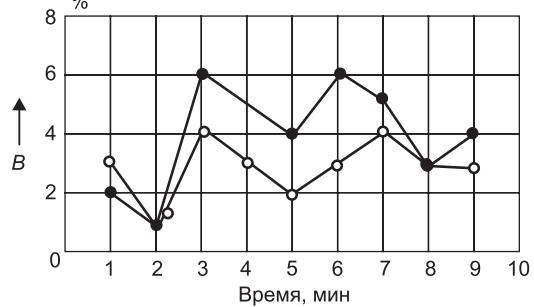


Рис. 3. Влияние времени активации цемента на величину водоотделения

● — расход 250 кг/м³; ○ — расход 500 кг/м³

Результаты показывают, что фактор «последействия» турбулентной активации снижается по истечении 9 мин, но имеет тенденцию к повышению при 7-, 14- и 28-суточном твердении в пределах 20–40 %. Это подтверждается снижением величины координационного числа с 6 до более низких величин, что свидетельствует о переходе молекул воды из сорбционного в хемосорбционное состояние (рис. 3). Это хорошо согласуется с результатами ранее проведенных исследований^{2,3}.

Таким образом, предварительное приготовление цементного теста с помощью турбулентного смесителя в течение 1–9 мин позволяет повысить прочность бетона в возрасте трех суток в 1,5–2 раза. Подобный эффект сохраняется также и в 7-, 14- и 28-суточном возрасте. Прочность бетона увеличивается при этом соответственно в 1,4; 1,3; 1,2 раза. В качестве характеристики эффективности активации цемента может быть принята величина удельного приращения кубиковой прочности бетона в единицу времени.

Исследования показывают, что цементное тесто в процессе его гидроактивации можно аппроксимировать вязкой, слабо сжимаемой жидкостью с большим числом Рейнольдса. Для таких жидкостей возникновение турбулентности возможно даже при малых скоростях их движения.

Высокая сходимость результатов, полученных путем теоретических и экспериментальных исследований, демонстрирует, что подобную функциональную зависимость следует считать законом гидроактивации. Причиной ее, видимо, является влияние координационного числа молекул воды относительно гранул сферолитов цементного камня. Образование их, независимо от химического состава цементного клинкера, повышает прочность цементного камня. Исследования показывают, что фактор «последействия» турбулентной обработки снижается по истечении 9 мин, но имеет тенденцию к повышению после твердения в течение 7, 14 и 28 сут и более.

² Кутолин С.А., Котюков В.И., Писиченко Г.М. Кибернетические модели в материаловедении. Новосибирск, 1996. 232 с.

³ Берней И.И., Косиццев Ю.Г. Влияние турбулентной активации цементных суспензий на изменения в их структуре и прирост прочности цементного камня, раствора и бетона // Реология бетонных смесей и ее технологические задачи: Тез. докл. II Всесоюз. симпоз. по реологии. Рига, 1976. С. 104–105.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Артюшков, Л.С. Динамика неильтоновских жидкостей [Текст] / Л.С. Артюшков. — Л., 1979. — 228 с.
2. Мосаков, Б.С. Технология монолитного строительства [Текст] / Б.С. Мосаков. — Новосибирск: СГУПС, 1997. — 191 с.
3. Мосаков, Б.С. Основы технологии монолитного строительства [Текст] / Б.С. Мосаков. — Новосибирск : Изд. МАИ, 2003. — 260 с.
4. Ребиндер, П.А. Вязкость, дисперсность систем и структурообразование [Текст] / П.А. Ребиндер // Вязкость жидкостей и коллоидных растворов. — М. : Изд-во АН СССР, 1941. — С. 78–84.

*МОСАКОВ Борис Степанович, д-р техн. наук, проф.
Сибирский государственный университет путей сообщения, г. Новосибирск*

Получено 15.10.12

Mosakov Boris Stepanovich, doctor of technical sciences, professor, Siberian State Transport University, Novosibirsk, Russia

TO THE QUESTION OF SILICATE BONDERS ACTIVATION

This article defines hydroturbulence effect of portland concrete activation based on theoretical and experimental investigations. Non-Newtonian viscoplastic fluid is taken as a model. It is shown that functional relation between increasing durability and time coordination number appears to be an activation act.

Key words: concretes, abnormal structures, technological mechanics, Non-Newtonian structures activation, increased concrete durability.

REFERENCES

1. Artjushkov, L.S. Dynamics of Non-Newtonian fluids [Text] / L.S. Artjushkov. — L., 1979. — 228 p.
2. Mosakov, B.S. Technology of monolithic construction [Text] / B.S. Mosakov. — Novosiborsk : STU, 1997. — 191 p.
3. Mosakov, B.S. Manufacturing science of monolithic construction [Text] / B.S. Mosakov. — Novosibirsk : STU, 2003. — 260 p.
4. Rebinder, P.A. Viscosity, systems dispersity and structurization [Text] / P.A. Rebinder // Viscosity of fluids and colloidal solutions. — M. : Publishing house of AS USSR, 1941. — P. 78–84.

УДК 666.952.2

Г.И. ОВЧАРЕНКО, Ю.Ю. ФОМИЧЕВ

**ТЕХНОЛОГИЯ ПЕРЕРАБОТКИ
ВЫСОКОКАЛЬЦИЕВОЙ ЗОЛЫ И ШЛАКА ТЭЦ
В СИЛИКАТНЫЙ КИРПИЧ**

Предложена новая технологическая схема переработки высококальциевых золы и шлака ТЭЦ в силикатный кирпич. Схема учитывает неравномерность выхода золы и шлака по времени года, предполагает производство как чисто зольного, так и классического известково-песчаного кирпича, а также кирпича из смешанных золо-известково-песчаных композиций с любыми соотношениями компонентов. Предусмотрено предварительное гашение золы в автоклаве, обезвоживание шлака из системы гидрозолоудаления (ГЗУ) с откаром от протяженной трассы ГЗУ и возвратом оборотной воды в коротком цикле на ТЭЦ. Данна экономическая оценка реализации новой технологии.

Ключевые слова: высококальциевая зора и шлак ТЭЦ, новая технологическая схема переработки, производство силикатного кирпича.

В разных странах мира перерабатывается, как правило, не менее 40 % образующихся на ТЭЦ зол и золошлаковых отходов. В европейских развитых государствах и в Китае объем переработки отходов достигает 80–100 %. В России этот показатель не превышает 10 %. В Китае зора практически полностью используется для производства строительных материалов, не занимая огромные территории золоотвалами. При многих ТЭС существуют заводы по производству силикатного кирпича, причем производимый силикатный кирпич состоит на 90 % из золошлаков. Если при этом учесть, что для автоклавной обработки применяется вторичный пар, образующийся после выработки электроэнергии из энергоблоков, то становится понятным насколько это экономически выгодное производство.

В России сегодня действует 179 ТЭС на угольном топливе, которые вырабатывают около 30 % всех мощностей тепловой энергии. Золошлаковые отвалы на многих электростанциях (Березовская ГРЭС-1, Новочеркасская, Рефтинская, Троицкая, Южно-Кузбасская ГРЭС, Иркутская ТЭЦ-6, Новосибирские ТЭЦ) переполнены, при этом расширение этих отвалов невозможно либо требует значительных затрат. Перемещение золошлаковых отходов от ТЭЦ к отвалам осуществляется системой гидрозолоудаления (ГЗУ), предполагающей наличие оборотного водоснабжения, которое зачастую отсутствует, что приводит к расточительному использованию водных ресурсов и загрязнению рек. Между тем высококальциевые золошлаковые отходы ТЭС являются качественным и дешевым минеральным сырьем и, частности, могут применяться при производстве силикатных материалов без транспортирования их в золоотвалы.

Цель настоящего исследования — разработать технологию переработки высококальциевых золошлаковых отходов при ТЭЦ с тем, чтобы получить выход качественного минерального сырья с дальнейшим его использованием при производстве силикатного кирпича, обеспечить обо-

ротное водоснабжение и отказаться от содержания и эксплуатации систем гидрозолоудаления и золоотвалов.

Поставленная цель достигается новой технологической схемой переработки высококальциевых зол и шлаков ТЭЦ, которая учитывает неравномерность выхода зол и шлаков по времени года (много зимой и мало летом), предполагает производство как чисто зольного, так и беззольного известково-песчаного кирпича и кирпича из смешанных золо-известково-песчаных композиций с любым соотношением компонентов. При этом шлаковый песок полностью входит в состав композиций.

Основные блоки новой технологической схемы включают:

1. Предварительное гашение сухой высококальциевой золы в вертикальных автоклавах.
2. Обезвоживание шлаковой пульпы вблизи ТЭЦ с организацией возврата воды на ТЭЦ и с последующим дроблением шлака в песок.
3. Блок подготовки известково-песчаного сырья по традиционной технологии силикатного кирпича.
4. Блок подготовки золопесчаного вяжущего для золосодержащего кирпича.
5. Блок, предусматривающий дозирование в различных соотношениях всех используемых компонентов.
6. Блок производства силикатного кирпича на базе выбранного типа сырья.

Основной проблемой применения высококальциевой золы ТЭЦ (ВКЗ) в производстве строительных материалов является содержание в ее составе значительного количества трудногидратируемых («пережженных») CaO и MgO , что приводит к разрушению готовых изделий из-за деформаций расширения.

В СССР был опыт переработки высококальциевых зол эстонских горючих сланцев в силикатный кирпич. Наиболее надежным способом, позволяющим устраниТЬ деструктивные процессы в сланцевых золах, содержащих значительное количество свободного CaO , является предложенное Э.Г. Оямаа предварительное гашение увлажненной золы в автоклаве [1]. Этот способ был применен и к ВКЗ от сжигания Канско-Ачинских углей, однако в литературе отсутствует освещение вопросов оптимизации данного процесса. Кроме того, гашение свободных CaO и MgO нами осуществлялось без увлажнения золы.

Исследования влияния предварительного гашения свободной извести золы при запаривании в автоклаве [2] показали, что увеличение параметров предварительной автоклавной обработки (давление пара и время запаривания) золы пропорционально снижает последующую деструкцию силикатного кирпича.

Обобщенные модели по влиянию параметров предварительного запаривания золы на деформации послеавтоклавного расширения кирпича и его прочность приведены на рис. 1. Деформации послеавтоклавного расширения кирпича уменьшаются до требуемых параметров как при длительной изотерме и пониженном давлении пара в автоклаве, так и при короткой изотерме и высоких параметрах пара в автоклаве.

Прочность запаренного кирпича из предварительно автоклавированной золы показывает (см. рис. 1), что золу целесообразно подвергать предварительному запариванию по коротким режимам при высоких параметрах пара. Таким образом, оптимальные параметры предварительной

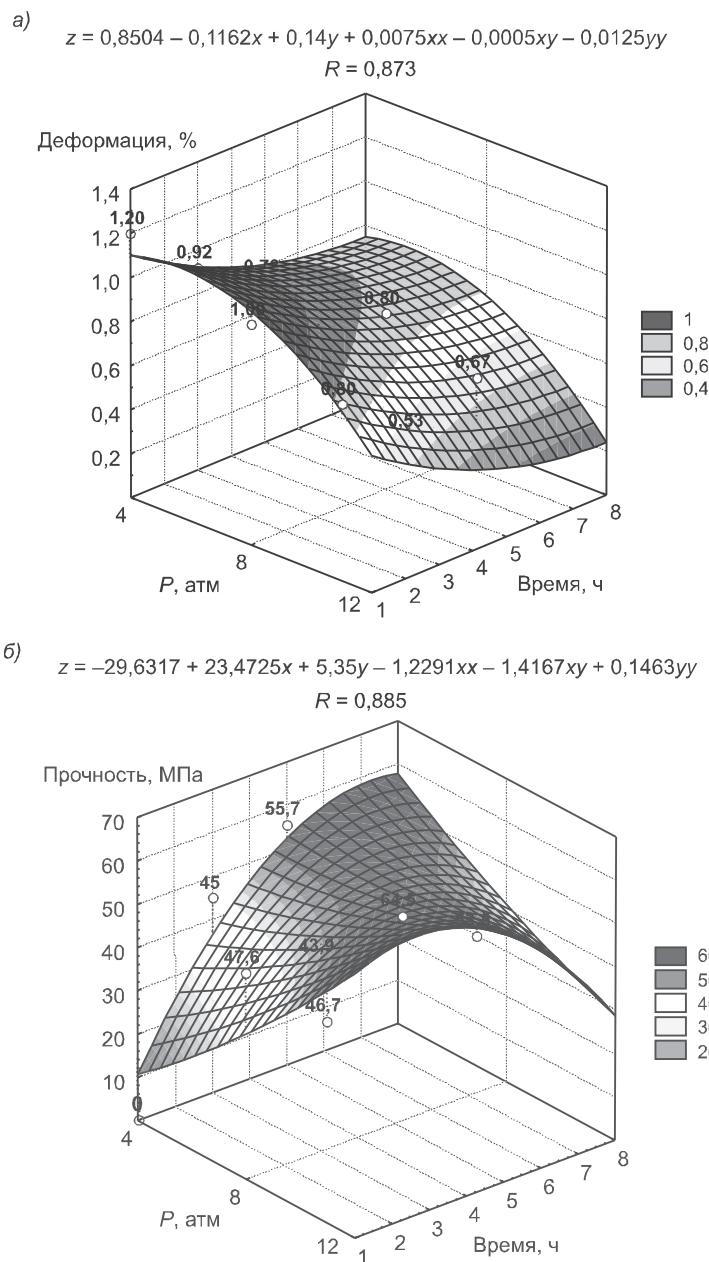


Рис. 1. Зависимость деформации расширения (а) и прочности (б) образцов (z) после автоклавной обработки от времени (y) и величины давления пара (x) при предварительном гашении ВКЗ

автоклавной обработки высококальциевой золы ТЭЦ от сжигания углей КАТЭКа находятся в интервале давлений пара 10–12 атм и времени изотермы 1–3 ч.

Статистические исследования зависимости прочности и морозостойкости силикатного кирпича на основе 20 проб ВКЗ разного состава показали, что для оптимизации основности и связывания свободной известняковой золы в процессе запаривания к ВКЗ необходимо добавлять в среднем около 10 % кремнеземистого компонента в виде молотого кварцевого или полевошпатового песка. Наиболее доступен обский полевошпатовый песок, поэтому он применялся в дальнейших экспериментах.

Отбор шлака гидравлического золоудаления, где он представляет собой водную пульпу шлака, планируется производить в основном после отстойников, а около 10 % тонкой фракции — после фильтр-пресса. После дополнительного гравитационного обезвоживания из шлака удаляется оставшаяся вода до остаточной влажности около 4 %. Для обезвоживания золошлаков предлагается использовать комплект оборудования испанского производства стоимостью не более 50 млн руб. Для сравнения ТЭЦ-3 г. Барнаула ежегодно затрачивает средства на воду для ГЗУ, если считать по расценкам ЖКХ, на сумму более 100 млн руб. В связи с тем, что размер около 40 % зерен шлака превышает 5 мм, возникает необходимость его дробления с последующим грохочением.

Новая технологическая схема переработки зол и золошлаков ТЭЦ предусматривает возможность производства силикатного кирпича как из золо-известково-песчаной или из беззольной смеси (в летний период), так и из золопесчаной смеси (в зимний период), а также по обеим схемам одновременно (циклически). Для подтверждения этой возможности были проведены сравнительные исследования прочности различных по составу смесей (известково-песчаной, известково-золопесчаной, золопесчаной). Из рис. 2 видно, что прочность образцов возрастает от известково-песчаного (контрольного) к золопесчаному составу. Рис. 2 показывает возможность производства качественного силикатного кирпича из различных сырьевых смесей в зависимости от времени года.

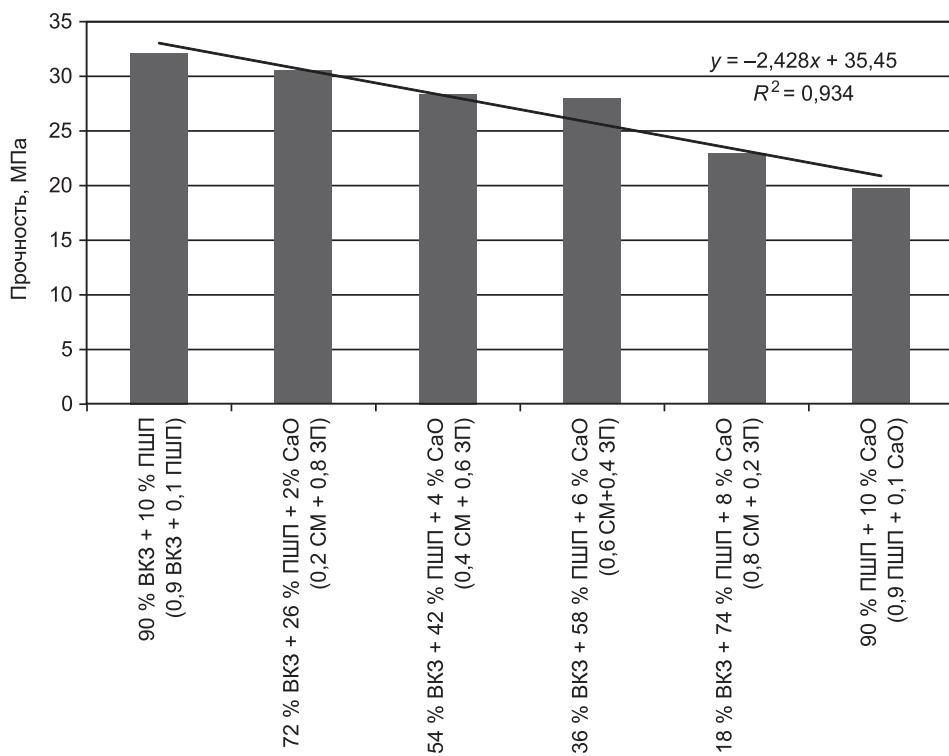


Рис. 2. Зависимость прочности силикатного кирпича от различного соотношения золопесчаной и известково-золопесчаной смесей

BK3 — высококальциевая зола; ПШП — полевошпатовый песок; CM — силикатная масса; ЗП — золопесчаная композиция, CaO введен в виде товарной извести

Таким образом, предложенная нами технология переработки высококальциевых золы и шлака должна включать:

1. Обезвоживание шлаковой пульпы из ГЗУ с возвратом осветленной воды на ТЭЦ и получением шлака влажностью не более 4 % с последующим его дроблением в песок.
2. Предварительную автоклавную обработку сухой ВКЗ в вертикальных автоклавах.
3. Сушку и помол полевошпатового песка для золопесчаного вяжущего.
4. Подготовку известково-песчаной смеси по традиционной технологии.
5. Производство силикатного кирпича из качественного минерального сырья (рис. 3).

Полученные нами от производителей коммерческие предложения на поставку и монтаж оборудования, а также собственные экономические выкладки показывают следующие затраты на реализацию подобной схемы производства силикатного кирпича при ТЭЦ с выходом золы и шлака около 100 тыс. т и сточных вод ГЗУ около 10 млн м³ в год:

1. Стоимость оборудования испанских производителей для обезвоживания шлака из ГЗУ — 50 млн руб.
2. Примерная стоимость пяти вертикальных автоклавов производства ОАО «Уралхиммаш» около 60 млн руб.

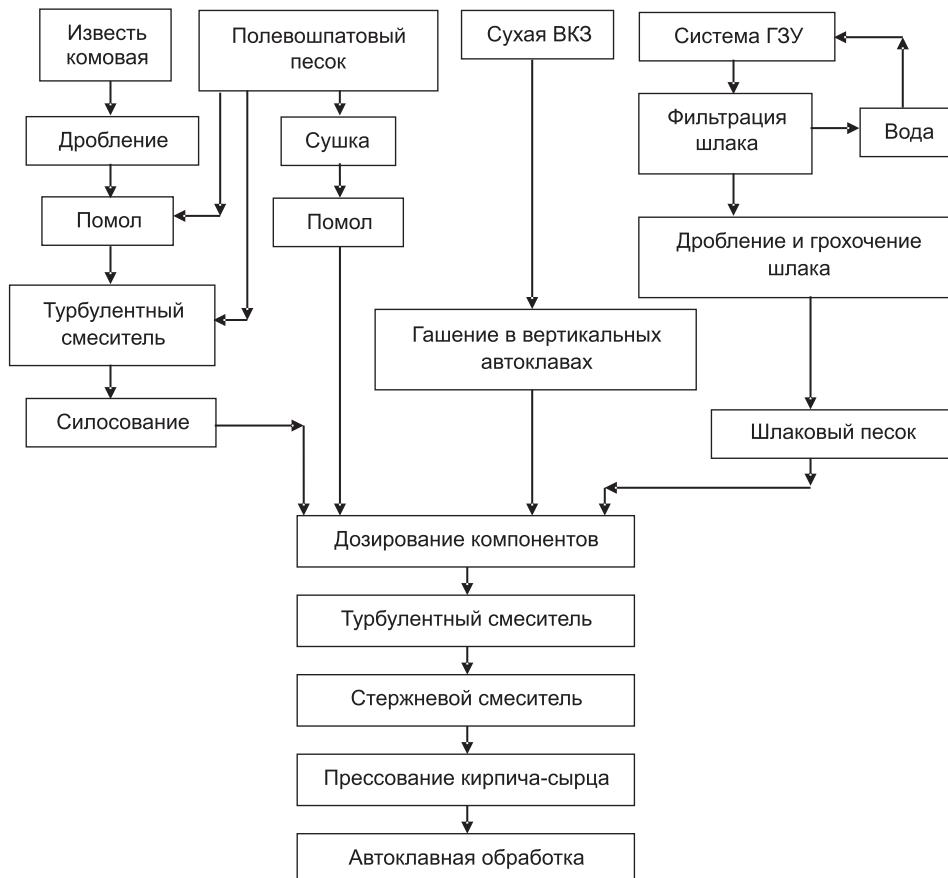


Рис. 3. Технологическая схема переработки высококальциевых зол и шлаков ТЭЦ в силикатный кирпич

3. Стоимость оборудования завода силикатного кирпича производительностью 60 млн в год китайской компании Haizuan-GROUP около 120–200 млн руб.

Таким образом, ориентировочные затраты на оборудование составляют 310 млн руб. и на треть компенсируются ежегодной платой за воду для ГЗУ. При этом появляется дополнительная продукция в объеме около 60 млн силикатного кирпича, которая может обеспечить прибыль около 150 млн руб. в год. С учетом уменьшенных затрат на содержание системы ГЗУ, золоотвала и экологических платежей, окупаемость проекта может составить 2–3 года и существенно улучшить экологическую обстановку.

Выводы. 1. Представлена технологическая схема по переработке высококальциевой золы и шлака ТЭЦ в качественный силикатный кирпич с обезвоживанием шлака из системы ГЗУ, возвратом воды на ТЭЦ в коротком цикле и с предварительной автоклавной обработкой (гашением) сухой ВКЗ.

2. Предложенная технология предусматривает неравномерность выхода отходов по времени года, дает возможность производить как чисто зольный, так и чисто известково-песчаный кирпич, а также кирпич из смешанных золо-известково-песчаных композиций с любыми соотношениями компонентов, позволяет отказаться от протяженных трасс системы ГЗУ, обеспечить водооборот стоков, законсервировать золоотвалы с последующей их переработкой.

3. Оценена стоимость оборудования для реализации предложенной технологии, которая показывает, что проект может окупиться за 2–3 года.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. О я м а а, Э.Г. Строительные детали из сланцевольных автоклавных бетонов [Текст] / Э.Г. Оямаа. — М. : Стройиздат, 1964. — 140 с.
2. Фомичев, Ю.Ю. Определение оптимальных параметров гашения извести в высококальциевой золе ТЭЦ [Текст] / Ю.Ю. Фомичев, Н.В. Музалевская, Г.И. Овчаренко, Т.В. Лютцева, А.С. Сорокина // Ползуновский вестн. / АлтГТУ. — 2011. — № 1. — С. 153–156.

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

ФОМИЧЕВ Юрий Юрьевич, асп.; E-mail: fomjurij@yandex.ru
Алтайский государственный технический университет им. И.И. Ползунова,
г. Барнаул

Получено 25.10.12

Ovcharenko Gennadiy Ivanovich, doctor of technical sciences, professor; E-mail: egogo1980@mail.ru, Altai State Technical University of I.I. Polzunov, Barnaul, Russia
Fomichev Yury Yurevich, post-graduate student; E-mail: fomjurij@yandex.ru, Altai State Technical University of I.I. Polzunov, Barnaul, Russia

PROCESSING TECHNOLOGY THE HIGH CALCIUM ASHES AND SLAG FROM THERMAL POWER STATION IN SILICATE BRICK

The new technological scheme of processing of high-calcium ashes and slag from combined heat and power plant in a silicate brick is offered. The scheme considers unevenness of an exit of ashes and went on a season, assumes production both purely ashen and a classical

lime and sand brick, and also a brick from mixed ashen — lime and sand compositions with any ratios of components. In the scheme preliminary slackening of ashes in the autoclave, slag dewatering from hydraulic transport system with refusal of the long line of hydraulic system and return of reverse water in a short cycle at combined heat and power plant is provided. The economic assessment of realization of new technology is given.

Key words: high-calcium ashes and slag from combined heat and power plant, new technological scheme of processing, production of a silicate brick.

REFERENCES

1. O j a m a a, E.G. Constructional details of slantsezolnyh autoclave concretes [Text] / E.G. Ojamaa. — M. : Stroyizdat, 1964. — 140 p.
 2. F o m i c h e v, Yu.Yu. Determination of optimal parameters slaking lime in the high calcium ashes thermal power station [Text] / Yu.Yu. Fomichev, N.V. Muzalevskaya, G.I. Ovcharenko, T.V. Lyuttseva, A.S. Sorokina // Polzunovsky herald / ASTU. — 2011. — N 1. — P. 153–156.
-

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ СТРОИТЕЛЬСТВА АВТОМАТИЗАЦИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ СТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

УДК 693.547

Е.Б. ТОЛОЧНАЯ, М.М. ТИТОВ

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ТЕХНОЛОГИИ ЗИМНЕГО БЕТОНИРОВАНИЯ СБОРНО-МОНОЛИТНОГО КАРКАСА ЗДАНИЯ

С целью создания технологии зимнего бетонирования монолитного слоя сборно-монолитной плиты перекрытия и полостей стыков конструктивных элементов сборно-монолитного каркаса серии «Сарет» разработана и исследована численная модель теплофизических процессов. Проведен сравнительный анализ методов прогрева монолитного бетона с различными вариантами утепляющих и обогревающих систем.

Ключевые слова: зимнее бетонирование, сборно-монолитный каркас, прогрев бетона, термоэлектроматы, электротермообработка сборно-монолитного бетона в зимнее время.

В современных условиях строительства возросшие объемы зимних бетонных и железобетонных работ, дефицит электроэнергетических ресурсов и их высокая стоимость, а также повышение требований к качеству зимнего бетонирования монолитных строительных конструкций обусловили необходимость пересмотра традиционного подхода к выбору метода зимнего бетонирования и к расчетному обоснованию его параметров. Это связано с появлением на строительном рынке новых конструктивно-технологических решений сборно-монолитных каркасных зданий. Сборно-монолитный сейсмостойкий каркас «Сарет» был разработан с помощью многоэтажных колонн, ригелей и сборно-монолитных перекрытий. В России этот каркас впервые освоен в Чебоксарах, и теперь здания с его применением построены более чем в сорока городах [1].

Каркасная сборно-монолитная система «Сарет» удачно сочетает в себе преимущества полносборных и монолитных конструкций. Несущий каркас состоит из трех основных железобетонных элементов: вертикальных опорных колонн, предварительно напряженных ригелей и плит перекрытий. Узел соединения «колонна—ригель—плита» сборно-монолитный. Все элементы каркаса собираются без сварки. Высота этажа зависит только от прочностных характеристик железобетона. Такой каркас может с успехом применяться не только для жилых домов, но и общественных, производственных и административно-бытовых зданий.

© Толочная Е.Б., Титов М.М., 2012

Ввиду всего вышеперечисленного, серия сборно-монолитных каркасов «Сарет» является очень перспективной, так как резко снижаются трудозатраты по сравнению с монолитным вариантом и стоимость по сравнению со сборным.

Однако в условиях холодного климата большинства российских регионов требуется разработка метода расчетного обоснования технологии электротермообработки монолитного бетона в зимнее время для гарантированного набора прочности бетона, требуемой по СНиП 3.03.01-87 [2].

К особенностям зимнего бетонирования монолитной части сборно-монолитных каркасов зданий, существенно снижающих производство работ, относятся сравнительно большое (более 50 кг / м³) содержание арматуры в стыках конструктивных элементов сборных колонн и весьма стесненные условия бетонирования этих стыков. Также имеются затруднения, связанные с относительно тонким (10 см) слоем монолитного бетона сборно-монолитных плит перекрытий (и, как следствие, его большим модулем поверхности) в таких каркасах.

Научной основой разработки физической модели технологии зимнего бетонирования сборно-монолитного каркаса здания является уравнение теплопроводности в одном из видов:

для линейных задач:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial t}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial t}{\partial y} \right) = -q - c\rho \frac{\partial t}{\partial \tau},$$

для нелинейных задач:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(t) \frac{\partial t}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda(t) \frac{\partial t}{\partial y} \right) = -q(t) - c(t)\rho \frac{\partial t}{\partial \tau},$$

где t — температура;

τ — время;

λ_x, λ_y — компоненты тензора теплопроводности (в линейной постановке);
 q — удельная мощность тепловыделения, в линейной постановке — константа, в нелинейной постановке — задаваемая кубическим сплайнном функция температуры;

$\lambda(t)$ — теплопроводность, как функция температуры, представленная кубическим сплайном (анизотропия не поддерживается в нелинейной постановке);

$c(t)$ — удельная теплоемкость, в линейной постановке — константа, в нелинейной постановке — задаваемая кубическим сплайном функция температуры;

ρ — плотность.

При решении стационарной задачи последнее слагаемое в правой части уравнений равно нулю.

На внешних и внутренних границах расчетной области могут быть заданы следующие виды граничных условий.

Условие температуры задает на ребре или в вершине модели известное значение температуры t_0 (например, при интенсивном омывании поверхности жидкостью постоянной температуры). Значение t_0 на ребре может быть представлено в виде линейной функции координат. Параметры функции могут меняться от ребра к ребру, но должны быть согласованы так, чтобы функция t_0 не претерпевала разрывов в точках соприкосно-

вения ребер. Этот вид условия иногда называют *граничным условием первого рода*.

Условие теплового потока описывается следующими соотношениями:

$$F_n = -q_s \text{ — на внешних границах,}$$

$$F_n^+ - F_n^- = -q_s \text{ — на внутренних границах,}$$

где F_n — нормальная компонента вектора плотности теплового потока, индексы «+» и «-» означают «слева от границы» и «справа от границы» соответственно. Для внутренней границы q_s означает поверхностную мощность источника, для внешней — известное значение теплового потока через границу. Если q_s равно нулю, граничное условие называется однородным.

Однородное условие второго рода на внешней границе показывает отсутствие теплового потока через указанную поверхность. Оно является естественным, устанавливается по умолчанию на всех тех сторонах, составляющих внешнюю границу, где не указано иное условие. Этот вид граничного условия употребляется в двух случаях: на плоскости симметрии задачи (если ввиду симметричности геометрии и источников задача решается только на части области), а также для описания адиабатической границы. Иногда его называют *граничным условием второго рода*.

Условие конвекции может быть задано на внешней границе модели. Оно описывает конвективный теплообмен и определяется следующим образом:

$$F_n = \alpha(t - t_0),$$

где α — коэффициент теплоотдачи, t_0 — температура окружающей среды. Параметры α и t_0 могут меняться от ребра к ребру. Условие этого типа иногда называют *граничным условием третьего рода*.

Условие радиации может быть задано на внешней границе модели. Оно описывает радиационный теплообмен и определяется следующим образом:

$$F_n = k_{SB}\beta(t^4 - t_0^4),$$

где k_{SB} — константа Стефана–Больцмана, β — коэффициент поглощения поверхности, t_0 — температура поглощающей среды. Параметры β и t_0 могут меняться от ребра к ребру.

Условие равной температуры может быть использовано для описания тел с очень высокой, по сравнению с окружающими телами, теплопроводностью. Внутренность такого тела может быть исключена из расчета температурного поля при условии описания всей его поверхности как поверхности равной температуры. Данное условие отличается от граничного условия первого рода тем, что температура на поверхности не известна заранее [3].

Особые сложности, возникающие при зимнем бетонировании конструктивных элементов сборно-монолитных каркасов «Сарет», как правило, связаны:

1) с относительно большой площадью теплового контакта граней сборных конструкций с бетоном замоноличивания монолитной части сборно-монолитных каркасов зданий;

2) малым объемом бетона замоноличивания стыков сборных конструктивных элементов (слабое влияние тепловыделения в бетоне заделки);

3) стыками конструктивных элементов сборных колонн; ригеля — колонны; сборной плиты — колонны;

4) включением в расчетную схему ячейки здания, сборных ригелей, сборной и монолитной части плиты перекрытия, конструктивных элементов сборной колонны и тела стыка.

Охарактеризуем конструктивные элементы каркаса «Сарет». Ригели изготавливаются различной длины с сечением ребер от 200×200 мм и более. В качестве продольной напрягаемой арматуры применяют высокопрочные канаты класса К-7 или стержневую арматуру класса Ат-800. Сборная опалубка ригелей является ребрами сборно-монолитного перекрытия, с которым сопрягаются выпуски арматуры, поэтому расчетным сечением ригеля служит тавр с перекрытием в качестве полки. Перекрытие состоит из сборных плит толщиной 60 мм с продольной предварительно напряженной проволокой Вр-2 диаметром 5 мм и монолитного армированного слоя толщиной 100 мм, укладываемого сверху. Для придания жесткости рамному узлу ригеля с колонной по торцам ригелей оставлены открытые вверх каналы, в колоннах предусматриваются участки с открытой арматурой, усиленной крестовыми арматурными связями, и пропуск дополнительных горизонтальных стержней. Жесткость диска перекрытия обеспечивается путем укладки арматурных сеток на стыках сборных плит и над ригелями. При бетонировании верхнего монолитного слоя перекрытия сборная плита и ригели подпираются системой инвентарных опор [1].

Для аналогичных трехмерных задач нами была разработана математическая модель [4], а для двухмерных задач имеются готовые программные продукты, например Heat 2, Elcut 5.9 и др., позволяющие решать аналогичные задачи быстрее и точнее.

Для двухмерной задачи с использованием мощного современного комплекса программ Elcut 5.9 для инженерного моделирования электромагнитных, тепловых и механических задач методом конечных элементов взят стык конструктивных элементов сборных колонн, а именно поперечный разрез ригеля вблизи стыка с колонной (рис. 1).

Для решения задачи было рассмотрено несколько вариантов прогрева бетона с различными внешними условиями, такими как различные температуры окружающего воздуха и разные объемная плотность тепловыделения Q ($\text{Вт}/\text{м}^3$) и тепловой поток q ($\text{Вт}/\text{м}^2$). В расчеты включалась

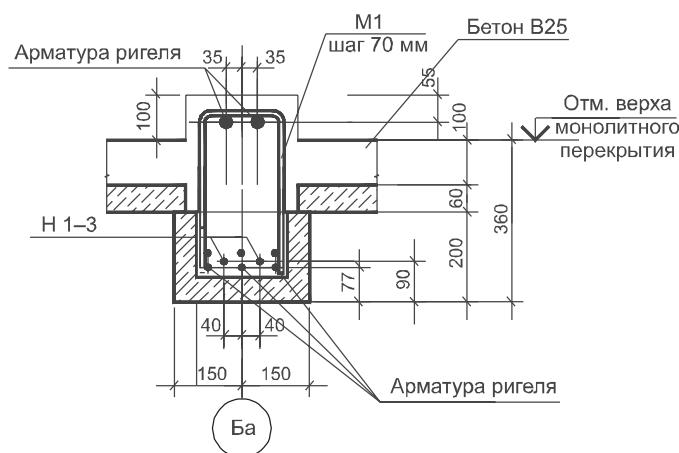


Рис. 1. Разрез 1-1

необходимость обеспечения полного теплового контакта между термоэлектроматами (ТЭМ) и монолитным бетоном или опалубкой. Сверху и снизу ТЭМ также укладывается обычный утеплитель с коэффициентом теплопроводности $\lambda_{ут} = 0,05 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{°C})$, например минеральная вата, равномерным слоем по 5 см. В качестве максимального временного интервала используется период, равный 5 сут (432 000 с), начальная температура бетонной смеси принимается $t_{б.с} = 5 \text{ °C}$.

После задания всех физических свойств материалов и построения сетки конечных элементов производится расчет при температуре окружающего воздуха, равной 0, -10, -20 и -30 °C. Принимаем, что у ТЭМ, уложенных сверху, удельная мощность всегда равна 500 Вт/м², в то время как у ТЭМ, закрепленных снизу, рассмотрим три разных значения мощности — 500, 300 и 150 Вт/м².

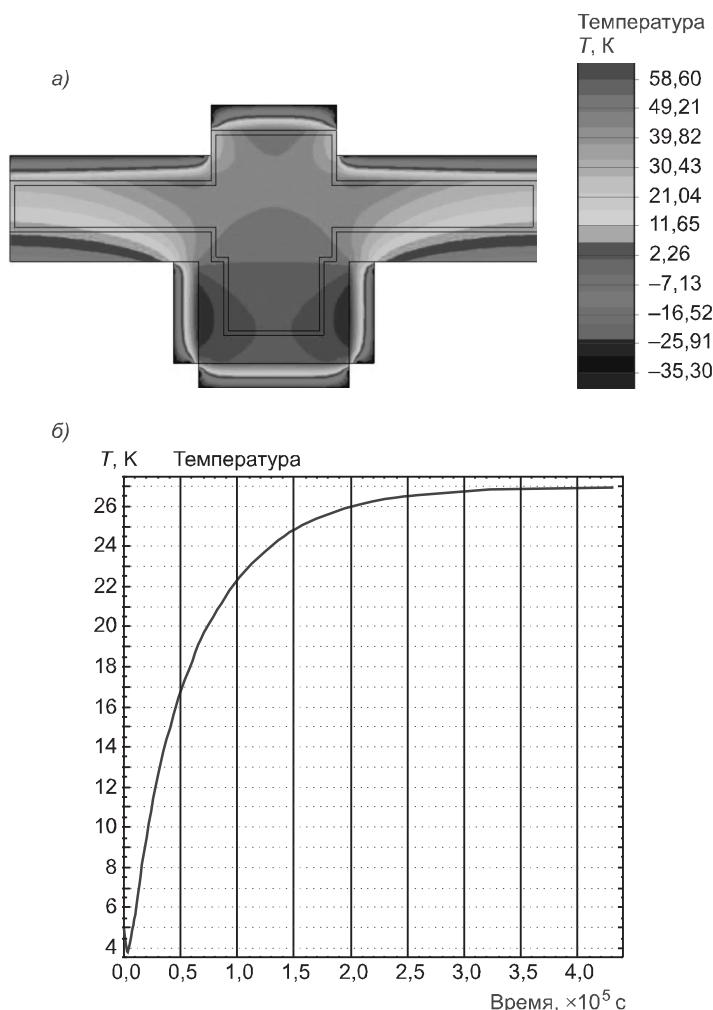


Рис. 2. Картина температурного поля монолитного бетона — результат расчета нестационарной задачи теплопередачи с ТЭМ и обычным утеплителем $\delta_{ут} = 5 \text{ см}$; $\lambda_{ут} = 0,05$; $t_{max} = 5 \text{ сут} = 432000 \text{ с}$; $t_{o.в} = -30 \text{ °C}$; $t_{б.с} = 5 \text{ °C}$; $W_{TЭM} = 500 \text{ Вт}/\text{м}^2$ (а) и график изменения средней температуры по объему при решении нестационарной задачи теплопередачи с ТЭМ и обычным утеплителем $t_{o.в} = -30 \text{ °C}$ и $W_{TЭM} = 500 \text{ Вт}/\text{м}^2$ (б)

По каждому варианту решены задачи стационарной и нестационарной теплопередачи, позволяющие определить распределение температуры в сечении монолитного бетона заделки стыка конструктивных элементов сборной колонны, ригеля и плиты. Построены графики изменения температуры во времени, составлены таблицы, содержащие изменение температуры, теплового потока и градиента температуры во времени как результат расчета температурного поля в определенной точке, также произведен расчет прочности, а именно, за сколько часов монолитный бетон наберет 70 % R_{28} ($2400 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{ч}$) и 40 % R_{28} ($800 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{ч}$).

Таким образом, при температуре окружающего воздуха $-30 \text{ }^{\circ}\text{C}$ и удельной мощности всех источников тепла, равной $500 \text{ Вт}/\text{м}^2$, картина температурного поля на момент времени 5 сут показывает распределение температуры при решении нестационарной задачи теплопередачи, исходя из заданных условий (рис. 2).

Средняя температура по объему за промежуток времени, равный 5 сут, — $27 \text{ }^{\circ}\text{C}$, 70%-ная прочность образуется за 3–4 сут, в зависимости от состава бетона:

$$27 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot 24 \text{ ч} = 648 \text{ }^{\circ}\text{C} \cdot \text{ч/сут},$$

$$2400/648 = 3,71 \text{ сут необходимо для набора 70 \% } R_{28}.$$

Рассмотрим то же самое, но при заданной температуре окружающего воздуха $0 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (рис. 3). В этом случае средняя температура по объему за

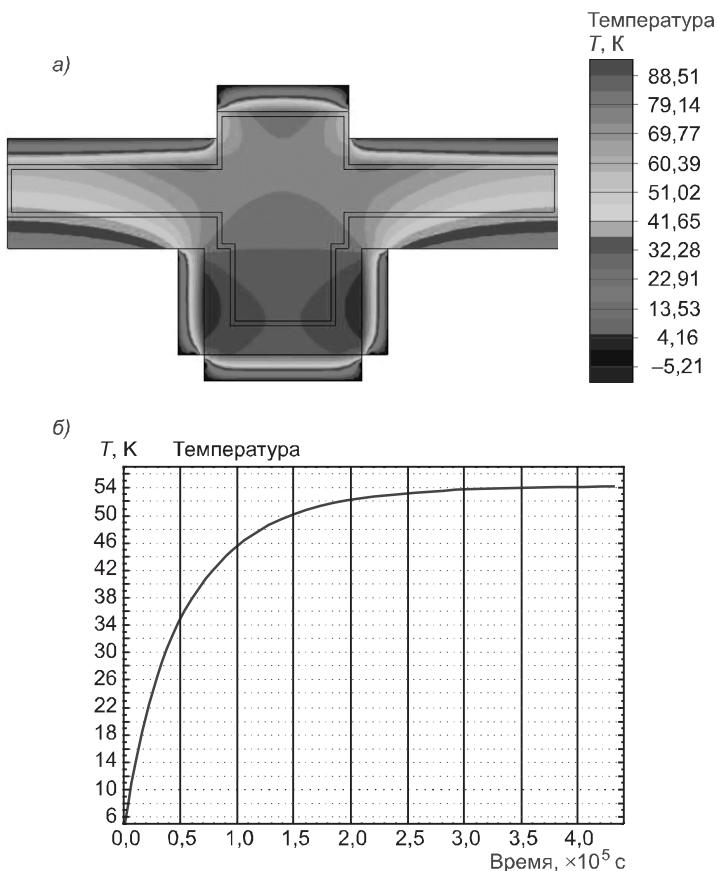


Рис. 3. Картина температурного поля бетона (а) и график изменения средней температуры по объему (б) при решении нестационарной задачи при $t_{o.b} = 0 \text{ }^{\circ}\text{C}$

5 сут равна 83,6 °С, при аналогичном расчете 70%-ная прочность получается за 1–2 сут, в зависимости от состава бетона:

$$83,6 \text{ } ^\circ\text{C} \cdot 24 \text{ ч} = 2006,4 \text{ } ^\circ\text{C} \cdot \text{ч} / \text{сут},$$

$$2400 / 2006,4 = 1,2 \text{ сут необходимо для набора } 70 \% R_{28}.$$

Численные эксперименты показали, что бетонирование тела стыка и монолитного слоя сборно-монолитной плиты перекрытия при отрицательных температурах возможно при обеспечении достаточной теплоизоляции и использовании постоянных источников тепла. Наиболее эффективным методом прогрева монолитного бетона оказались ТЭМ, закрепляемые сверху и снизу бетонируемых конструкций. Результаты расчетов с помощью программного комплекса Elcut 5.9 показывают, что задача физически решаема, и имеется возможность производства зимних железобетонных работ на сборно-монолитном каркасе «Сарет» даже при температуре окружающего воздуха, равной –30 °С.

Для реализации технической возможности зимнего бетонирования планируется разработать в содружестве с ООО «ФлексиХИТ» специализированные утепленные электроматы для нужд конкретного заказчика, что позволит решить конечную задачу — создать технологию зимнего бетонирования монолитного слоя сборно-монолитной плиты перекрытия и заполнения стыков конструктивных элементов сборной колонны, которая при гарантированном выполнении нормативных температурных ограничений обеспечивает набор бетоном проектной прочности, требуемой СНиП 3.03.01–87 [2].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Семченков, А.С. Обоснование регионально-адаптируемой индустриальной универсальной строительной системы «Радиус» [Текст] / А.С. Семченков // Бетон и железобетон. — 2008. — № 4. — С. 2–6.
2. СНиП 3.03.01–87. Несущие и ограждающие конструкции [Текст] / Госстрой России. — М. : ФГУП ЦПП, 2004. — 192 с.
3. Моделирование двумерных полей методом конечных элементов. Версия 5.8: Руководство пользователя [Текст] / Производственный кооператив «TOP». — СПб. : ПК «TOP», 2010. — 345 с.
4. Толочная, Е.Б. Обоснование физической и разработка математической модели динамики температурного и прочностного полей в бетоне при зимнем бетонировании конструктивных элементов сборно-монолитных каркасов зданий [Текст] / Е.Б. Толочная // Изв. вузов. Строительство. — 2011. — № 3 (627). — С. 29–44.

ТОЛОЧНАЯ Елена Борисовна, асп.

*Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет
(Сибстрин)*

ТИТОВ Михаил Михайлович, д-р техн. наук

*Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет
(Сибстрин)*

Получено 29.10.12

Tolochnaya Elena Borisovna, post-graduate student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

Titov Mikhail Mikhaylovich, doctor of technical sciences, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

PHYSICAL MODELING OF THE TECHNOLOGY OF COLD WEATHER CONCRETING OF THE PRECAST-MONOLITHIC BUILDING FRAMES

A physical model of the cold weather concreting technology for monolithic layer of the prefabricated-monolithic slabs and filling the joints of structural elements of the precast column of the precast-monolithic building frames «Saret» is developed. Different methods of heating cast-in-situ concrete with various heat insulation and heating systems are compared.

K e y w o r d s: cold weather concreting, precast-monolithic building frames, heating concrete, thermal and electrical mats, thermal and electrical heating cast-in-situ concrete in cold weather.

REFERENCES

1. Semchenkov, A.S. Justification of regionally adaptable industrial universal building system «Radius» [Text] / A.S. Semchenkov // Concrete and reinforced concrete. — 2008. — N 4. — P. 2–6.
 2. Building norms and rules 3.03.01–87. Bearing and enclosing structures [Text] / Gosstroy Russia. — M. : FGUP TSPP, 2004. — 192 p.
 3. Modeling of two-dimensional fields by finite element method. Version 5.8: User's Guide [Text] / Production Cooperative «TOR». — St. Petersburg : PC «TOR», 2010. — 345 p.
 4. Tolochnaya, E.B. Rationale for the physical model and development of the mathematical model of the dynamics of temperature and strength fields in concrete during winter concreting of construction elements of precast-monolithic building frames [Text] / E.B. Tolochnaya // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 2011. — N 3 (627). — P. 29–44.
-

САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА

УДК 628.5:697.98.001

И.Н. ЛОГАЧЕВ, К.И. ЛОГАЧЕВ, О.А. АВЕРКОВА

ЭЖЕКЦИЯ ВОЗДУХА УСКОРЕННЫМ ПОТОКОМ ЧАСТИЦ В ПЕРФОРИРОВАННОМ ВЕРТИКАЛЬНОМ КАНАЛЕ С БАЙПАСНОЙ КАМЕРОЙ*

Сообщение 2. ЛИНЕАРИЗАЦИЯ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ**

Рассматривается поток частиц в перфорированной круглой трубе, вокруг которой предусмотрена цилиндрическая байпасная камера. Получены гидродинамические уравнения для оценки межкомпонентного взаимодействия в вертикальном перфорированном желобе при перемещении в нем гравитационных потоков сыпучего материала и эжектируемого воздуха. Численное решение полученной системы нелинейных обыкновенных дифференциальных уравнений и аналитическое решение линеаризованных уравнений позволили выявить закономерности изменения скорости эжектируемого воздуха в перфорированном желобе, давления в байпасной камере по длине желоба, при увеличении перфорации стенок, в зависимости от размеров байпасной камеры, числа эжекции. Определены рациональный диапазон степени перфорации эжекции, коэффициентов сопротивления и соотношения поперечных сечений камеры и трубы, обеспечивающих наибольшее снижение объемов эжекции за счет рециркуляции воздуха.

Ключевые слова: аспирация, перегрузки сыпучих материалов, эжекция воздуха, энергосбережение.

3. Исследование избыточного давления по длине трубы. Не менее важным является исследование изменения избыточного давления по длине трубы в зависимости от избыточных давлений в верхней и нижней камерах, примыкающих к начальному и конечному сечениям этой трубы. Рассматривая по-прежнему трубу с непроницаемыми стенками и считая скорость эжектируемого воздуха по длине трубы неизменной ($u = \text{const}$, при малой объемной концентрации частиц ($\beta_1 < 0,01$), что характерно для перегрузочных желобов промышленных предприятий по переработке сыпучих материалов), осуществим интегрирование дифференциального уравнения (1) при граничных условиях (14) и (15). Последние можем записать (при прямотоке, когда $u_0 > 0$) в привычном виде, введя условные коэффициенты местных сопротивлений, которые

* Исследования выполнены при финансовой поддержке Совета по грантам Президента РФ (проекты НШ-588.2012.8, МК-102.2013.8), РФФИ (проект №12-08-97500-р_центр_a), плана стратегического развития БГТУ им. В.Г. Шухова.

** Сообщение 1 опубликовано в № 10 2012 г.

учитывают не только потери давления на входе и выходе воздуха, но и величину избыточных давлений в примыкающих камерах: $p(0) = -\zeta_n^* u_0^2$; $p(1) = \zeta_k^* u_0^2$,

где

$$\zeta_n^* = \zeta_n - \frac{p_{un}}{u_0^2}; \quad \zeta_k^* = \zeta_k + \frac{p_{uf}}{u_0^2}. \quad (18)$$

Если анализ изменения давления в трубе распространить и на случай встречного движения воздуха (т.е. на случай противотока $u_0 < 0$), то исходные граничные условия (14) и (15) следует представить в виде $p(0) = p_{un} - \zeta_n^* u_0 |u_0|$; $p(1) = p_{uf} + \zeta_k^* u_0 |u_0|$; и тогда условные коэффициенты

местного сопротивления будут $\zeta_n^{*\uparrow} = \frac{p_{un}}{u_0^2} - \zeta_n^* \frac{|u_0|}{u_0}$; $\zeta_k^{*\uparrow} = \frac{p_{uf}}{u_0^2} - \zeta_k^* \frac{|u_0|}{u_0}$, где

знак \uparrow означает коэффициент местного сопротивления входного и конечного сечения трубы при противотоке (в общем случае $\zeta_n \neq \zeta_n^*$ и $\zeta_k \neq \zeta_k^*$).

Будем полагать, что в верхней камере (укрытии) разрежение, т.е. $p_{un} < 0$, а в нижней (формкамере) — $p_{uf} > 0$ и направление движения воздуха и частиц совпадают на случай прямотока.

Прежде чем перейти к изучению характера изменения давления по длине трубы, найдем величину u_0 из интегрального соотношения (16) с учетом принятых обозначений для условных коэффициентов местных сопротивлений (18), получим: $u_0^2 = \frac{\text{Le}}{\sum \zeta^*} \int_0^1 \frac{|v-u_0|}{v} (v-u_0) dx$,

где $\sum \zeta^* = \zeta_n^* + \zeta_k^*$.

В этом случае для обычных расчетов создается некоторое неудобство в связи с тем, что неизвестная величина u_0 входит в величину $\sum \zeta^*$. Для расчетов же на ЭВМ это не имеет принципиального значения. Тем более что величину u_0 можно найти легко и не вводя величин ζ_n^* и ζ_k^* , записав интегральное соотношение (16) с учетом «старых» граничных условий (14) и (15) в виде: $u_0^2 = \frac{\text{Le}}{\sum \zeta} \int_0^1 \frac{|v-u|(v-u)}{v} dx + \frac{p_{un} - p_{uf}}{\sum \zeta}$, отличающимся наличием дополнительного слагаемого в правой части уравнения, представляющего собой критерий Эйлера

$$\text{Eu} = \frac{p_{un} - p_{uf}}{\sum \zeta} = \frac{\tilde{p}_{un} - \tilde{p}_{uf}}{\sum \zeta \frac{\tilde{v}_k^2}{2} \tilde{\rho}},$$

где \tilde{p}_{un} , \tilde{p}_{uf} — избыточные давления соответственно в верхней и нижней камере, Па. Величина этих давлений считается известной (например, регламентируемой) при подключении местных отсосов к этим камерам. Поэтому величина u_0 определяется для равноускоренного потока алгебраическим уравнением:

$$|u_0| u_0 = \text{Bu} \frac{|1-u_0|^3 - |n-u_0|^3}{3} + \text{Eu}, \quad (19)$$

а для условного (ускоренного) потока частиц интегральным соотношением

$$|u_0|_{u_0} = Eu + \frac{Le}{\sum \zeta} \begin{cases} \int_0^1 \frac{(v-u_0)^2}{v} dx & \text{при } u_0 < n, \\ -\int_0^{x_0} \frac{(v-u_0)^2}{2} dx + \int_{x_0}^1 \frac{(v-u_0)^2}{2} dx & \text{при } n < u_0 < 1, \\ -\int_0^1 \frac{(v-u_0)^2}{v} dx & \text{при } u_0 > 1. \end{cases} \quad (20)$$

Левая часть этих уравнений записана в универсальном виде, вплоть до случая, когда по трубе будет перемещаться вверх встречный поток воздуха ($u_0 < 0$). Следует только иметь в виду, что в этом случае сумма $\sum \zeta \uparrow = \zeta_n \uparrow + \zeta_k \uparrow$ может быть не равна аналогичной сумме при прямом потоке. Однако с небольшой погрешностью можно допустить $\zeta_k \uparrow \approx \zeta_n$, $\zeta_n \uparrow \approx \zeta_k$ и тогда $\sum \zeta \uparrow = \sum \zeta$.

Полагая, что величина u_0 известна, исследуем как изменяется давление по длине неперфорированной трубы. Интегрируя (1), имеем

$$p(x) - p(0) = Le \int_0^x \frac{|v-u_0|(v-u_0)}{v} dx. \quad (21)$$

Наиболее просто решается это уравнение для случая равноускоренного потока, скорость которого определяется радикалом (9), позволяющим перейти к новой независимой переменной v . Так как $2vdv = (1-n^2)dx$, то правая часть легко выражается через квадратуру, т.е.

$$L(x) = \frac{2Le}{1-n^2} \int_n^v |v-u_0|(v-u_0) dv = \frac{2Le}{1-n^2} \frac{(v-u_0)^3 - (n-u_0)^3}{3} \text{ при } u_0 < n.$$

Если $1 > u_0 > n$, $L(v) = \frac{2Le}{1-n^2} \begin{cases} \frac{(v-u_0)^3 - (n-u_0)^3}{3} & \text{в интервале } u_0 \geq v > n, \\ \frac{(v-u_0)^3 - (u_0-n)^3}{3} & \text{в интервале } 1 \geq v > u_0. \end{cases}$

Таким образом из (21) с учетом (14) $p(x) = p_{un} - \zeta_n u_0^2 + L(v)$, откуда можно убедиться, что избыточное давление растет. При $x=0 (v=n)$ функция $L(n)=0$ и потому $p(0) = p_{un} - \zeta_n u_0^2$;

$$\text{при } x=1 \quad L(1) = \frac{2Le}{1-n^2} \begin{cases} \frac{(1-u_0)^3 - (n-u_0)^3}{3} & \text{при } u_0 < n, \\ \frac{(1-u_0)^3 - (u_0-n)^3}{3} & \text{при } 1 > u_0 > n \end{cases}$$

и потому $p(1) = p_{un} - \zeta_n u_0^2 + L(1)$, и несложно убедиться, что это тождественно $p(1) = p_{uf} + \zeta_k u_0^2$ в силу интегрального соотношения (20) для определения величины u_0 .

А на некотором расстоянии x_0 от входного сечения избыточное давление в трубе равно нулю. Это расстояние может быть найдено из уравнения $p_{un} - \zeta_n u_0^2 + L(v_0) = 0$, где $v_0 = \sqrt{(1-n^2)x_0 + n^2}$.

Для случая небольших скоростей эжектируемого воздуха ($u_0 < n$) на основании этого уравнения можем записать следующее расчетное соотношение: $x_0 = \frac{m^2 - n^2}{1 - n^2}; m = u_0 + \sqrt[3]{\frac{3(1-n^2)(\zeta_n u_0^2 - p_{in})}{2Le} + (n - u_0)^3}$.

Кроме того, существует и минимум функции $p(x)$ при $x = x_m$. Из интегрального уравнения (21) найдем:

$$\left. \frac{dp(x)}{dx} \right|_{x=x_m} = Le \frac{|v(x_m) - u_0| (v(x_m) - u_0)}{v(x_m)} = 0; \quad (22)$$

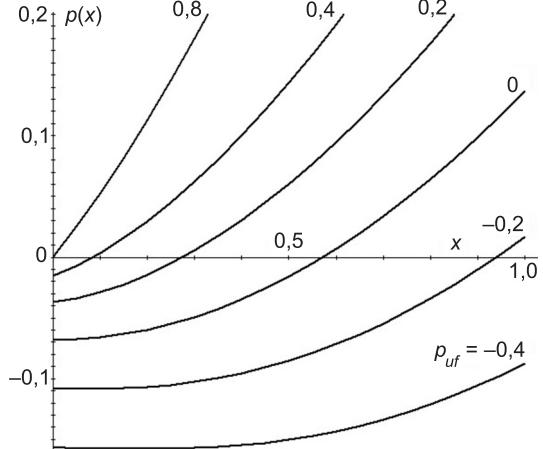
откуда получим очевидное уравнение $v(x_m) = u_0$ или $x_m = (u_0^2 - n^2)/(1 - n^2)$.

Условие отсутствия движения воздуха в трубе ($u_0 = 0$) при перегрузке по ней сыпучего материала на основании уравнения (19) определяется следующим соотношением

$$Eu_0 = -Bu \frac{1-n^3}{3}. \quad (23)$$

Таким образом, при $Eu \leq Eu_0$ имеем случай противотока ($u_0 < 0$), в противном случае — прямоток.

На рис. 3 приведены графики изменения давления в трубе при разных избыточных давлениях в нижней камере. Общей характеристикой этих изменений является наличие положительного градиента давлений (в силу (21)). При нулевых давлениях в примыкающих камерах ($p_{un} = p_{uf} = 0$) заметно протяженнее области разрежений в верхней части трубы и области положительных ($p(x) > 0$) давлений в нижней части. Эти зоны уменьшаются при изменении знака и величины избыточного давления p_{ik} . Так, при положительных величинах давления сокращается зона разрежения, при отрицательных уменьшается зона избыточных давлений, причем меняется знак градиента давлений (при $p_{uf} \leq 0,4$) и появляется минимум $p(x)$. Отмеченные особенности будут сказываться на характере рецикла воздуха при перфорации стенок трубы.



Изменение давления по длине перфорированной трубы в зависимости от противодавления p_{uf}
(при $\sum \zeta = 1,5$; $\zeta_n = 0,5$; $\zeta_n^\uparrow = 1,0$; $\zeta_k = 1,0$; $\zeta_k^\uparrow = 0,5$;
 $Le = 1,0$; $p_{un} = 0$)

4. Линеаризация дифференциальных уравнений. Существенно упростить задачу об эжекции воздуха в перфорированной трубе с байпасной камерой можно линеаризацией массовых сил межкомпонентного взаимодействия. Как показал опыт аналитических исследований эжекции

воздуха свободной струей частиц, хороший результат дает следующее приближение

$$Le \frac{|v-u|}{v} (v-u) \approx k Le (v-u), \quad (24)$$

где

$$k = 1 - \overline{\left(\frac{u}{v}\right)} \approx 1 - \frac{\bar{u}}{\bar{v}}. \quad (25)$$

Здесь и далее черта над величиной означает ее осреднение по длине канала, например: $\bar{u} = \int_0^1 u dx$; $\bar{\omega} = \int_0^1 \omega dx$; $\bar{v} = \int_0^1 v dx = \frac{2}{3} \cdot \frac{1-n^3}{1-n^2}$ для равноускоренного потока, а для ускоренного (условного) потока $\bar{v} = b_0 + 0,5b_1 + \frac{1}{6}b_2^2$. В этом случае интегральное соотношение (16) примет вид: $u_0^2 = k Le (\bar{v} - \bar{u}) / \sum \zeta$, откуда $\bar{u} = \bar{v} - u_0^2 / (k Le \sum \zeta)$, или с учетом (25)

$$u_0^2 = \frac{Le}{\bar{v} \sum \zeta} (\bar{v} - \bar{u})^2. \quad (26)$$

Тогда

$$\bar{u} = \bar{v} - u_0 \sqrt{\frac{\bar{v} \sum \zeta}{Le}}. \quad (27)$$

С целью дальнейшего упрощения задачи будем рассматривать помимо равноускоренного потока частиц, описываемого радикалом (9), условный поток частиц со скоростью, описываемой квадратным трехчленом:

$$v = b_0 + b_1 x + b_2 x^2 / 2. \quad (28)$$

Коэффициенты b_0 , b_1 и b_2 определим из условия минимизации отклонения $\delta_x = \sqrt{(1-n^2)x+n^2} - (b_0 + b_1 x + b_2 x^2 / 2)$ в диапазоне $x = 0 \dots 1$. Например, при условии $\delta_x = 0$ в фиксированных точках $x = 0; 0,5; 1$ получим

$$b_0 = n; b_1 = 2N - 3n - 1; b_2 = 4(1+n-N); N = \sqrt{2(1+n^2)} \quad (29)$$

(при $n = 0,4319$; $b_0 = 0,4319$; $b_1 = 0,785256$; $b_2 = -0,434316$).

Далее будет показано, что этот условный поток по эжектирующей способности практически не отличается от реального, описываемого системой (6)–(11).

Рассмотрим для примера случай непроницаемой трубы ($E = 0$).

$$\text{Для равноускоренного потока } \bar{v}_q = \int_0^1 v dx = \frac{2}{1-n^2} \int_n^1 v^2 dv = \frac{2}{1-n^2} \frac{1-n^3}{3},$$

а для условного потока с учетом (28) и (29) $\bar{v}_y = b_0 + \frac{b_1}{2} + \frac{b_2}{6}$ (при $n = 0,4319$ имеем $\bar{v}_q = 0,7535152$; $\bar{v}_y = 0,752142$).

Для этого потока при $E = 0$ интегральное уравнение (16) с учетом (24) и (25) примет вид

$$u_0^2 = \frac{Le}{\sum \zeta} \bar{v} - 2u_0 + u_0^2 \left(\frac{1}{v} \right) \text{ при } Le \leq Le_0; \quad (30)$$

$$u_0^2 = \frac{\text{Le}}{\sum \zeta} J(u_0) \text{ при } \text{Le} \geq \text{Le}_0, \quad (31)$$

где

$$J(u_0) = \int_0^1 |v - u_0| (v - u_0) \frac{dx}{v} = - \int_0^{x_0} (v - u_0)^2 \frac{dx}{v} + \int_{x_0}^1 (v - u_0)^2 \frac{dx}{v}, \quad (32)$$

x_0 — расстояние до сечения, в котором скорость потока частиц достигнет скорости эжектируемого воздуха, определяется решением уравнения $u_0 = v(x_0) = b_0 + b_1 x_0 + b_2 x_0^2 / 2$; Le_0 — число эжекции, при котором в данном канале скорость эжектируемого воздуха $u_0 = n$.

Аналогично можно найти скорости эжектируемого воздуха в этом канале при линеаризованных объемных силах межкомпонентного взаимодействия. Для равноускоренного потока на основании (24) (при $u = u_0$) имеем $\sum \zeta u_0^2 = k \text{Le} (\bar{v}_q - u_0)$, где $k = 1 - u_0 / \bar{v}_q$ и расчетное уравнение для определения u_0 имеет вид: $u_0^2 = \frac{\text{Le}}{\bar{v}_q \sum \zeta} (\bar{v}_q - u_0)^2$, откуда

$$u_0 = \frac{\bar{v}_q}{1+b}; b = \sqrt{\frac{\bar{v}_q \sum \zeta}{\text{Le}}}. \quad (33)$$

Это же соотношение можно использовать и для определения скорости воздуха, эжектируемого условным потоком, заменив \bar{v}_q на \bar{v}_y .

Результаты расчета сведены в табл. 1. Здесь u_1 — скорость воздуха (в канале с непроницаемыми стенками), эжектируемого условным потоком (с учетом (28) и (29)); u_2 — то же, равноускоренным потоком частиц (с учетом (9)); u_{l3} — скорость воздуха, эжектируемого условным потоком

Таблица 1
**Сопоставление скоростей эжектируемого воздуха в канале
с непроницаемыми стенками (при $n = 0,4319$; $\sum \zeta = 1,5$; $E = 0$)**

Le	u_2	u_1	Δ_1	u_{l4}	Δ_4	u_{l3}	Δ_3
0,1	0,17306	0,17289	-0,1	0,17275	-0,18	0,17255	-0,29
0,2	0,22385	0,22364	-0,1	0,22311	-0,33	0,22285	-0,45
0,5	0,30311	0,30288	-0,07	0,30098	-0,70	0,30060	-0,83
0,6	0,32020	0,31998	-0,07	0,31760	-0,81	0,31719	-0,94
0,8	0,34783	0,34763	-0,06	0,34429	-1,02	0,34383	-1,15
1,0	0,36970	0,36954	-0,04	0,36523	-1,21	0,36473	-1,34
2	0,43911	0,43917	-0,01	0,43015	-2,04	0,42953	-2,18
4	0,50847	0,50895	0,01	0,49199	-3,24	0,49125	-3,39
5	0,53005	0,53064	0,11	0,51070	-3,65	0,50992	-3,80
6	0,54716	0,54781	0,12	0,52545	-3,97	0,52464	-4,12
8	0,57292	0,57358	0,12	0,54766	-4,41	0,54680	-4,56
10	0,59158	0,59218	0,10	0,56392	-4,67	0,56303	-4,83
15	0,62190	0,62221	0,05	0,59122	-4,93	0,59026	-5,09
20	0,64025	0,64024	-0,002	0,60879	-4,91	0,60779	-5,07
30	0,66148	0,66095	-0,08	0,63103	-4,60	0,62997	-4,76
50	0,68105	0,67990	-0,17	0,65503	-3,82	0,65392	-3,98
100	0,69758	0,69578	-0,25	0,68110	-2,36	0,67992	-2,53

при линеаризации объемных сил межкомпонентного взаимодействия; u_{14} — то же, равноускоренным потоком; $\Delta_1 = (u_1 - u_2) / u_2 \cdot 100\%$; $\Delta_4 = (u_{14} - u_2) / u_2 \cdot 100\%$; $\Delta_3 = (u_{13} - u_2) / u_2 \cdot 100\%$. Как видно из этой таблицы, при замене реального потока условным скорость эжектируемого воздуха практически не меняется (отличие не более 0,25 %), несколько выше погрешность при линеаризации объемных сил, но и в этом случае она не превышает точности исходных данных.

Для раскрытия закономерностей изменения функции (17) и на этой основе получения оптимальных результатов снижения объемов эжекции линеаризуем систему уравнений (6) и (7). Помимо введения условного потока (соотношение (28)) и линеаризации массовых сил (соотношение (24)) положим

$$p - p_\omega \approx \zeta_0 |\bar{w}| w; u du \approx \bar{u} du; \omega d\omega \approx \bar{\omega} d\omega. \quad (34)$$

Тогда вместо «точного» уравнения (2) имеем $p_\omega = p_a - 4\bar{\omega}\omega$, или с учетом (4)

$$p_\omega = p_a - 4\bar{\omega}(u - u_0) / r. \quad (35)$$

Перепишем условие перетекания воздуха через перфорацию стенок (34) с учетом (3) $p_\omega - p = \frac{\zeta_0}{\hat{S}_t} |\bar{w}| \frac{du}{dx} = \frac{\sqrt{\zeta_0}}{E} |\bar{w}| \frac{du}{dx}$ или, учитывая соотношение (35),

$$p = p_a - 4\bar{\omega} \frac{u - u_0}{r} - \frac{\sqrt{\zeta_0}}{E} |\bar{w}| \frac{du}{dx}. \quad (36)$$

Перепишем теперь исходное уравнение с учетом условия (26) и линеаризации массовых сил межкомпонентного взаимодействия: $\frac{dp}{dx} = -4\bar{u} \frac{du}{dx} + kLe(v - u)$, которое с учетом (36) сводится к линейному неоднородному уравнению второго порядка с постоянными коэффициентами:

$$u'' - 2Au' - Bu = -Bv, \quad (37)$$

$$\text{где } A = 2 \frac{\bar{u} - \bar{\omega}}{r} E; B = \frac{kLeE}{\sqrt{\zeta_0} |\bar{w}|}.$$

Интегрирование этого уравнения при условии (28) не представляет особого труда. Общее решение имеет вид

$$u = C_1 e^{a_1 x} + C_2 e^{a_2 x} + v - k_1 - k_2 x, \quad (38)$$

где $k_2 = 2b_2 A / B$; $k_1 = (2A(b_1 - k_2) - b_2) / B$; $a_1 = A + \sqrt{A^2 + B}$, $a_2 = A - \sqrt{A^2 + B}$ — корни характеристического уравнения, соответствующего однородному уравнению (37).

Остается найти константы уравнения (38) — C_1 и C_2 . Для этого используем краевые условия (10) и (11). Продифференцируем (38)

$$u' = C_1 a_1 e^{a_1 x} + C_2 a_2 e^{a_2 x} + b_1 + b_2 x - k_2. \quad (39)$$

С учетом (36), (38) и (39) перепишем краевые условия:

$$\begin{cases} u_0 = C_1 + C_2 + n - k_1, \\ u_0 = C_1 e^{a_1} + C_2 e^{a_2} + 1 - k_1 - k_2; \end{cases} \quad (40)$$

$$\begin{cases} -\zeta_n u_0^2 = p_a - \frac{\zeta_0}{E} |\bar{w}| (C_1 a_1 + C_2 a_2 + b_1 - k_2), \\ \zeta_k u_0^2 = p_a - \frac{\zeta_0}{E} |\bar{w}| (C_1 a_1 e^{a_1} + C_2 a_2 e^{a_2} + b_1 + b_2 - k_2). \end{cases} \quad (41)$$

Решение системы (40) дает возможность определить константы уравнения (38) C_1 и C_2 как функции от искомого параметра u_0 :

$$C_1 = u_0 \frac{1 - e^{a_2}}{e^{a_1} - e^{a_2}} - \frac{b_3 - a_3 e^{a_2}}{e^{a_1} - e^{a_2}}; \quad C_2 = u_0 \frac{e^{a_1} - 1}{e^{a_1} - e^{a_2}} - \frac{a_3 e^{a_1} - b_3}{e^{a_1} - e^{a_2}},$$

где для простоты записи принято: $a_3 = n - k_1$; $b_3 = 1 - k_1 - k_2$.

А система (41) позволяет получить уравнение для определения параметров задачи u_0 и P_a . Так, вычитая первое уравнение системы из второго, получим:

$$\sum \zeta u_0^2 = -\frac{\sqrt{\zeta_0}}{E} |\bar{w}| [C_1 a_1 (e^{a_1} - 1) + C_2 a_2 (e^{a_2} - 1) + b_2], \quad (42)$$

а складывая эти уравнения, найдем формулу

$$\begin{aligned} p_a = & \frac{1}{2} (\zeta_k - \zeta_n) u_0^2 + \frac{\sqrt{\zeta_0}}{2E} |\bar{w}| [C_1 a_1 (e^{a_1} + 1) + \\ & + C_2 a_2 (e^{a_2} + 1) + 2(b_1 - k_2) + b_2], \end{aligned} \quad (43)$$

по которой, определив из (42) первый параметр задачи u_0 , можем найти второй параметр p_a .

Для решения уравнения (42), как и (43), необходимо знать осредненные в интервале $x = 0 \dots 1$ скорости \bar{u} , $\bar{\omega}$ и \bar{w} . Для \bar{u} воспользуемся соотношением (27), вытекающим из интегрального соотношения (16) при линеаризации массовых сил (в силу (24) и (25)): $\bar{u} = \bar{v} - u_0 b$, $b = \sqrt{\bar{v} \Sigma \zeta / Le}$.

Для осредненной скорости в байпасном канале в силу (4) имеем $\bar{\omega} = (\bar{u} - u_0) / r$.

Несколько сложнее осреднить скорость перетекания воздуха через перфорационное отверстие стенки трубы поскольку она изменяется не только по величине, но и по направлению, причем в некоторой точке интервала $x = 0 \dots 1$ скорость $w = 0$. Поэтому для оценки абсолютной осредненной величины $|\bar{w}|$ можно использовать соотношение: $|\bar{w}| = \frac{|w(0)| + 0 + |w(1)|}{3}$,

а значение скорости w в начале и в конце трубы найдем из условия (22):

$$|w(0)| = \frac{|p_a - p(0)|}{\zeta_0 |\bar{w}|}; \quad w(1) = \frac{|p(1) - p_a|}{\zeta_0 |\bar{w}|} \text{ или, учитывая граничные условия (10)}$$

и (11), а также $p_a \approx -0,25u_0^2$: $|w(0)| = \frac{0,25 + \zeta_n}{\zeta_0 |w|} u_0^2$; $|w(1)| = \frac{|0,25 - \zeta_k|}{\zeta_0 |w|} u_0^2$.

$$\text{Тогда } |w| = \sqrt{\frac{0,25 + \zeta_n + |0,25 - \zeta_k|}{3\zeta_0}} u_0.$$

Следовательно, величины A , B , a_1 и a_2 также зависят в общем случае от u_0 . Поэтому решение уравнения (42) возможно лишь численно.

ЛОГАЧЕВ Иван Николаевич, д-р техн. наук, проф.

Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова

ЛОГАЧЕВ Константин Иванович, д-р техн. наук, проф.

Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова

АВЕРКОВА Ольга Александровна, канд. техн. наук, доц.

Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова

Получено 12.10.12

Logachev Ivan Nikolaevich, doctor of technical sciences, professor, Belgorod Shukhov State Technological University, Russia

Logachev Konstantin Ivanovich, doctor of technical sciences, professor; Belgorod Shukhov State Technological University, Russia

Averkova Olga Alexandrovna, candidate of technical sciences, assistant professor; Belgorod Shukhov State Technological University, Russia

EJECTION OF AIR BY THE STREAM OF BULK MATERIAL IN A VERTICAL PERFORATED TROUGH

Message 2. LINEARIZATION OF DIFFERENTIAL EQUATIONS

Were obtained hydrodynamic equations for estimating inter-component interaction in a vertical perforated trough when moving of gravitational flow of bulk material and air ejection.

The numerical solution of obtained system of nonlinear ordinary differential equations and the analytical solution of the linearized equations have allowed to reveal regularities of change of speed of ejected air in a perforated gutter, pressure in the bypass chamber along the trench, increasing perforation walls, depending on the size of the bypass camera, the number of ejection.

Defined rational perforation degree range ejection resistance coefficients and the ratio of cross-sections and tube cameras providing the greatest decrease in ejection due to recirculation.

Key words: aspiration, bulk material transfer, air suction, power care.

УДК 697.94:621.57

Е.Г. МАЛЯВИНА, А.А. ФРОЛОВА

**РАСЧЕТ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИ ЦЕЛЕСООБРАЗНОЙ
ТЕМПЕРАТУРЫ НАРУЖНОГО ВОЗДУХА ДЛЯ ПЕРЕХОДА
НА СВОБОДНОЕ ОХЛАЖДЕНИЕ
КОНДИЦИОНИРУЕМЫХ ПОМЕЩЕНИЙ**

Мощности, потребляемые электрооборудованием системы свободного охлаждения, нельзя считать пренебрежимо малыми. На основе многовариантных расчетов сезонных затрат электроэнергии показана целесообразность, с энергетической точки зрения, перехода на свободное охлаждение при температуре наружного воздуха, близкой к +9 °C.

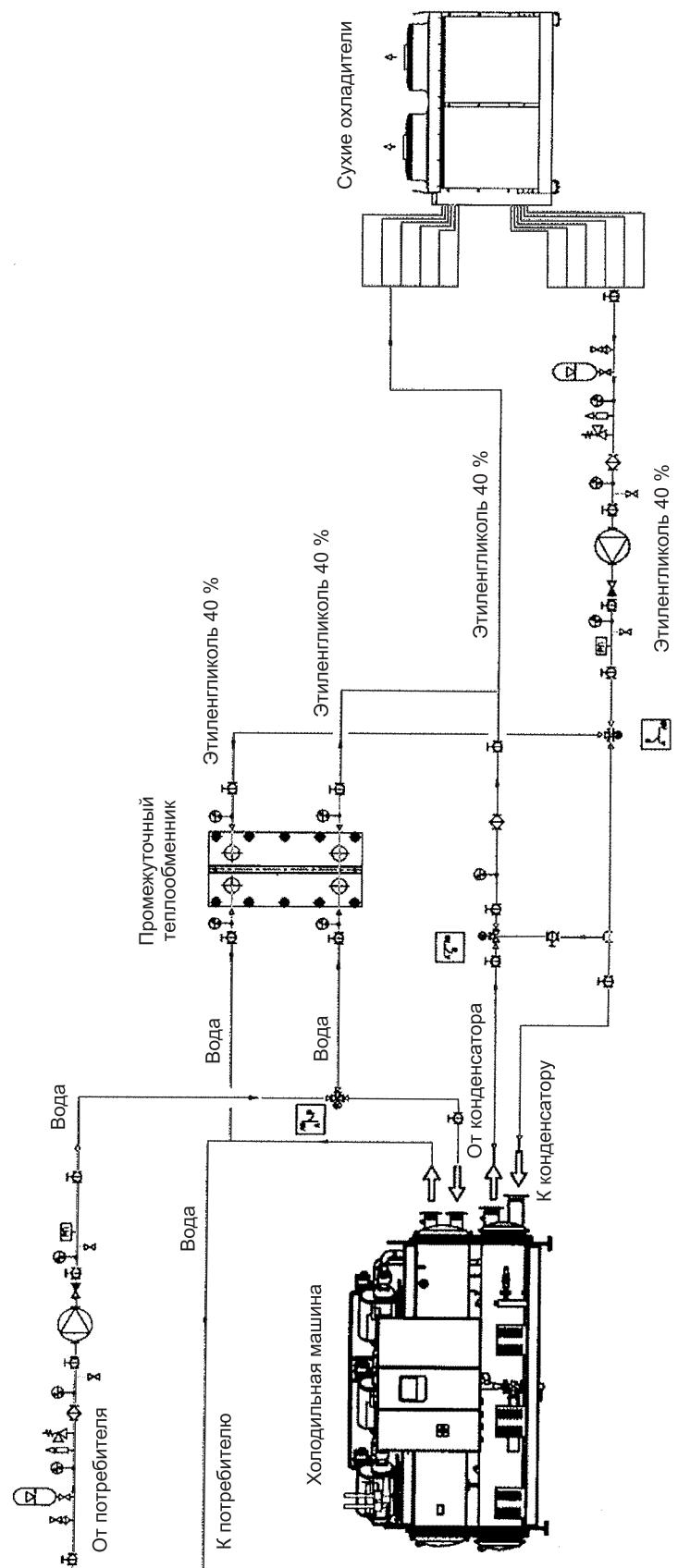
Ключевые слова: кондиционирование воздуха, холодильная машина, сухой охладитель, электроэнергия, расчет.

Принято считать, что температура перехода от свободного охлаждения к машинному равна +5 °C и ниже. Это объясняется тем, что при выборе размеров сухого охладителя полагаются на его требуемую мощность для охлаждения конденсаторов холодильной машины при ее 100%-ной холодильной загрузке.

Целью работы являлось определение на основе многовариантных расчетов температуры наружного воздуха, при которой энергетически выгодно применять свободное охлаждение воды для систем кондиционирования воздуха. Кроме того, важно выяснить энергетические затраты на свободное охлаждение и его эффективность, так как обычно принимают свободное охлаждение не энергозатратным [1].

В расчетах рассматривалось трехэтажное офисное здание с большими тепловыделениями ($50 \text{ Вт}/\text{м}^2$ расчетной площади), температура внутри обслуживаемых помещений зимой принята равной +20 °C, летом — +24 °C. Схема системы состоит из двух холодильных машин на базе винтовых компрессоров с водоохлаждаемыми конденсаторами, двух сухих охладителей, двух насосных станций, промежуточного теплообменника и запорной арматуры (рисунок). Каждая холодильная машина имеет два винтовых компрессора, регулирование производительности которой от 25 % с шагом регулирования 12,5 % от общего значения холодопроизводительности. Использовалось следующее оборудование: компрессоры фирмы «Bitzer», сухие охладители «Cabero», насосы фирмы «Wilo».

Применение двух холодильных машин и охладителей обусловлено удобством ремонта оборудования. При этом в здание будет подаваться 50 % необходимой нагрузки от каждой из них. Подбор по одному агрегату приведет к полному отключению всей системы при аварии, а кроме того, стоимость и габариты оборудования установки существенно возрастут. В зависимости от текущей нагрузки в режиме как свободного, так и машинного охлаждения может работать один или два сухих охладителя.



Сухие охладители работают в двух режимах. Во-первых, они играют роль свободных охладителей при достаточно низкой температуре наружного воздуха и, во-вторых, используются как сухие градирни для охлаждения незамерзающей жидкости в конденсаторах холодильных машин. Поверхность сухих охладителей подобрана в двух вариантах для обеспечения: охлаждения конденсаторов при 100%-ной холодильной нагрузке на холодильные машины и перехода на свободное охлаждение при температуре наружного воздуха +9 °C, причем рассматривалось три варианта максимальной расчетной температуры наружного воздуха: +26 °C, +28, +32 °C.

Система имеет два контура, выходящих из промежуточного теплообменника. Первый контур потребителя заполнен водой. Обычно для систем кондиционирования воздуха принимается вода с температурой +7...+12 °C. Однако при этом диапазоне температур машинное охлаждение должно осуществляться вплоть до 0 °C наружного воздуха. Для более позднего перехода на машинное охлаждение приняты значения температуры охлажденной воды +12 и отепленной воды +17 °C. Рабочая поверхность теплообменника определяет максимальную производительность по холоду, которую может обеспечить свободное охлаждение. Принятая температура воды +12...+17 °C в вентиляторных конвекторах (фэнкойлах) не приводит к пересушиванию воздуха в обслуживаемых помещениях и тем самым препятствует увеличению холодильной нагрузки на фэнкойл, хотя и требует его большего размера.

Второй контур относится к системе свободного охлаждения и к конденсатору. Он имеет разную температуру хладоносителя (этиленгликоль 40 %) при различной температуре наружного воздуха. Система свободного охлаждения при заявленном диапазоне температуры воды в контуре между теплообменником и сухой градирней должна охлаждать незамерзающую жидкость до +10 °C и нагреваться в промежуточном теплообменнике не более, чем до +15 °C. При таком процентном содержании этиленгликоля пуск в холодное время года возможен до температуры -28 °C. При более низких температурах этиленгликолевый раствор становится более густым, и насос не может его продавить. Насосные группы этиленгликолового контура оснащены частотными преобразователями. Насосы с частотными преобразователями ограничены минимальным расходом, ниже которого они не могут перемещать теплоноситель. Для каждого отдельного насоса этот минимум устанавливается программой подбора. На вентиляторах сухих градирен частотные преобразователи настраиваются так, что они регулируются до скорости вращения 30 % от номинальной.

Возможно несколько подходов к регулированию расхода на испаритель (в контуре потребителя):

1. Расход в фэнкойлах регулируется с помощью узлов обвязки (работает трехходовой клапан), насос без частотного преобразователя.
2. Установка трехходового регулирующего клапана и насосов с частотным преобразованием.
3. Насос с частотным регулированием и двухходовой клапан.

По опыту эксплуатации и наладки упомянутого оборудования было принято решение в пользу первого подхода с использованием трехходового клапана и насосов без частотного преобразователя в контуре потребителя. Второй подход имеет большой недостаток: трехходовой клапан и

частотный преобразователь пытаются подавить друг друга. В третьем случае процесс регулирования более сложен, чем в первом.

Сравнение энергетических показателей различных вариантов установки ходоснабжения. Рассмотрим несколько типоразмеров установки ходоснабжения, обеспечивающих покрытие холодильной нагрузки при разной расчетной температуре наружного воздуха t_h^P и осуществляющих переход на свободное охлаждение при различной текущей температуре наружного воздуха t_h :

- вариант 1а — $t_h^P = +26^\circ\text{C}$, $t_h = +5^\circ\text{C}$;
- вариант 1б — $t_h^P = +26^\circ\text{C}$, $t_h = +9^\circ\text{C}$;
- вариант 2а — $t_h^P = +28^\circ\text{C}$, $t_h = +5^\circ\text{C}$;
- вариант 2б — $t_h^P = +28^\circ\text{C}$, $t_h = +9^\circ\text{C}$;
- вариант 3а — $t_h^P = +32^\circ\text{C}$, $t_h = +5^\circ\text{C}$;
- вариант 3б — $t_h^P = +32^\circ\text{C}$, $t_h = +9^\circ\text{C}$.

Холодильные машины, насосные группы водяного и этиленгликолового контуров для вариантов 1 и 2 одинаковые, поскольку максимальные расходы воды близки по значению.

Вопрос о целесообразности перехода от свободного охлаждения на машинное решался путем сравнения энергозатрат на свободное охлаждение за время работы системы кондиционирования воздуха при разных размерах сухого охладителя. Для этого были выполнены расчеты электрической мощности для всех вышеперечисленных вариантов при различной температуре наружного воздуха. Результаты расчетов приведены в табл. 1–3.

Расход электроэнергии рассчитан с учетом продолжительности стояния каждого интервала температуры наружного воздуха с серединой, указанной в таблицах. При выяснении менее энергозатратного варианта свободного охлаждения в суммарный расход электроэнергии $Q_{c,o}$, кВт · ч, за период от минимальных температур наружного воздуха до $t_h = +9^\circ\text{C}$, для вариантов «а» включены затраты энергии как на свободное охлаждение, так и на машинное вплоть до $t_h = +9^\circ\text{C}$. Его значения составили для вариантов: 1а — $Q_{c,o} = 74682$, 1б — $Q_{c,o} = 69476$, 2а — $Q_{c,o} = 67730$, 2б — $Q_{c,o} = 59120$, 3а — $Q_{c,o} = 73451$, 3б — $Q_{c,o} = 598881$.

Выводы. 1. Из результатов расчетов следует, что мощности системы свободного охлаждения, потребляемые электрооборудованием, нельзя считать пренебрежимо малыми. При повышении температуры наружного воздуха они значительно увеличиваются и при температуре t_h , близкой к границе перехода на машинное охлаждение, приближаются к мощности, потребляемой машинным охлаждением.

2. Расчеты подтвердили распространенное мнение, что переход на машинное охлаждение с сухими охладителями, обеспечивающими 100%-ную нагрузку холодильной машины, происходит при $t_h = +5^\circ\text{C}$. Этот сухой охладитель в режиме свободного охлаждения работает в течение отопительного периода с лучшим коэффициентом преобразования, чем больший охладитель, подобранный на переход к машинному охлаждению при $t_h = +9^\circ\text{C}$. Но больший охладитель приводит к увеличению коэффициента преобразования при машинном охлаждении.

3. Из приведенных значений электропотребления за время от отрицательной температуры наружного воздуха до $+9^\circ\text{C}$ можно сделать вывод, что переход на машинное охлаждение при более высокой наружной тем-

Энергетические показатели системы холодаоснабжения с холодильной машиной, подобранный на расчетную температуру +26 °С (вариант 1)

Температура наружного воздуха, °С		-28	-25	-20	-15	-10	-5	0	+5	+7	+9	+15	+20	+26	+28	+32	За год
Число часов (в рабочее время) в год стояния температуры наружного воздуха, ч		12	22	66	125	221	370	507	222	154	330	526	255	84	27	1	
а) переход на свободное охлаждение при наружной температуре +5 °С																	
Холодильная нагрузка, кВт		107,13	114,0	120,0	127,0	137,9	156,0	185,9	234,3	268,0	301,7	372,6	450,0	537,0	497,1	423,4	
Выработка холода, кВт·ч		1285,6	2508	7920	15875	30476	57720	94251	52015	41272	99561	195988	11470	45108	13422	423,4	669295
Режим охлаждения		Свободный								Машинный							
Электрическая мощность, кВт		компрессоров	—	—	—	—	—	—	—	31,4	39,2	64,0	81,9	116,0	116,0	116,0	
	вентиляторов	1,53	1,76	2,13	2,67	3,54	5,15	8,6	18,06	19,61	22,08	27,27	32,93	39,3	39,3	39,3	
	насосов	15,1	15,26	15,4	15,56	15,82	16,24	16,94	18,06	19,2	19,63	22,71	26,75	28,78	28,78	28,78	
Суммарная электрическая мощность, кВт		16,63	17,02	17,53	18,23	19,36	21,39	25,54	36,12	70,21	80,91	114,0	141,6	184,1	184,1	184,1	
Потребляемая электрическая энергия, кВт·ч		200	374,4	1157	2279	4279	7915	12947	8018	10813	26700	59954	36104	20617	4970	184	196511,4
Коэффициент преобразования (COP)		6,4	6,7	6,8	7,0	7,1	7,3	7,3	6,5	3,8	3,7	3,3	3,2	2,9	2,7	2,3	3,41
б) переход на свободное охлаждение при наружной температуре +9 °С		Свободный								Машинный							
Холодильная нагрузка, кВт		107,13	114,0	120,0	127,0	137,9	156,0	185,9	234,3	268,0	301,7	372,6	450,0	537,0	497,1	448,1	
Выработка холода, кВт·ч		1285,6	2508	7920	15875	30476	57720	94251	52015	41272	99561	195988	11470	45108	14116	448,1	670013,7
Режим охлаждения		Свободный								Машинный							
Электрическая мощность, кВт		компрессоров	—	—	—	—	—	—	—	64,0	81,9	116,0	116,0	116,0	116,0	116,0	
	вентиляторов	1,63	1,87	2,28	2,85	3,78	5,50	9,17	19,3	30,0	53,1	29,09	35,13	41,92	41,92	41,92	
	насосов	15,1	15,26	15,4	15,56	15,82	16,24	16,94	18,06	18,8	19,63	22,71	26,75	28,78	28,78	28,78	
Суммарная электрическая мощность, кВт		16,73	17,1	18,4	19,6	21,7	26,1	37,3	48,8	72,8	115,8	143,8	186,7	186,7	186,7	186,7	
Потребляемая электрическая энергия, кВт·ч		201	377	1167	2301	4331	8042	13237	8285	7521	24014	60910	36663	20910	5041	187	193187
Коэффициент преобразования (COP)		6,4	6,7	6,8	6,9	7,0	7,2	7,1	6,3	5,5	4,1	3,2	3,1	2,9	2,8	2,4	3,47

Энергетические показатели системы холодаоснаждения с холодильной машиной, подобранный на расчетную температуру +28 °С (вариант 2)

		Температура наружного воздуха, °С										За год																			
		-28					-20					+28																			
		Число часов (в рабочее время) в год стояния темпера-		-15			-10		0			+5		+7		+9		+15		+20											
		ратуры наружного воздуха, ч					221					370					222														
Холодильная нагрузка, кВт																															
		12	22	66	125	221	370	507	222	154	330	526	255	84	27	1															
а) переход на свободное охлаждение при наружной температуре +5 °С																															
		107,13	114,0	120,0	127,0	137,9	156,0	185,9	234,3	268,0	301,7	372,6	450,0	537,0	569,0	497,1															
		1285,6	2508	7920	15875	30476	57720	94251	52015	41272	99561	195988	11470	45108	15363	497,1	671309,7														
Режим охлаждения																															
		компрессоров					—					—					—														
		вентиляторов					1,44					2,18					4,21														
		насосов					15,26					15,56					16,24														
		Суммарная электрическая мощность, кВт					16,70					17,14					18,72														
		Потребляемая электрическая энергия, кВт·ч					196,2					367,3					4136														
		Коэффициент преобразования (COP)					6,6					6,8					7,0														
б) переход на свободное охлаждение при наружной температуре +9 °С																															
		107,13	114,0	120,0	127,0	137,9	156,0	185,9	234,3	268,0	301,7	372,6	450,0	537,0	569,0	520,8															
		1285,6	2508	7920	15875	30476	57720	94251	52015	41272	99561	195988	11470	45108	15363	521	671333,6														
Режим охлаждения																															
		компрессоров					—					—					—														
		вентиляторов					1,14					1,31					1,59														
		насосов					15,1					15,4					15,56														
		Суммарная электрическая мощность, кВт					16,24					16,6					17,6														
		Потребляемая электрическая энергия, кВт·ч					195					365					1122														
		Коэффициент преобразования (COP)					6,6					6,9					7,1														
Машинный																															
		—					—					—					—														
		31,4					39,2					64,0					81,9														
		—					—					—					—														
		24,0					37,2					20,6					25,7														
		—					—					19,63					22,7														
		—					39,8					107,3					134,4														
		—					18754					6134					14413														
		—					56445					34259					4849														
		—					—					3,5					3,1														
		—					—					3,6					3,4														
		—					—					3,1					3,1														
		—					—					3,82					3,82														

Энергетические показатели системы холода с ходильной машиной, подобранный на расчетную температуру +32 °С (вариант 3)

Температура наружного воздуха, °С		-28	-25	-20	-15	-10	-5	0	+5	+7	+9	+15	+20	+26	+28	+32	За год
Число часов (в рабочее время) в год стояния температуры наружного воздуха, ч		12	22	66	125	221	370	507	222	154	330	526	255	84	27	1	За год
Холодильная нагрузка, кВт																	
Холодильная нагрузка, кВт		107,13	114,0	120,0	127,0	137,9	156,0	185,9	234,3	268,0	301,7	372,6	450,0	537,0	569,0	630,0	
Выработка холода, кВт·ч		1285,6	2508	7920	15875	30476	57720	94251	52015	41272	99561	1195988	11470	45108	15363	630	671442,6
Режим охлаждения		Свободный								Машинный							
Электрическая мощность, кВт вентиляторов	компрессоров	—	—	—	—	—	—	—	—	39,9	39,9	55,0	89,8	114,5	134,9	167,2	
насосов		1,44	1,66	2,02	2,52	3,35	4,87	8,12	16,8	11,9	16,3	21,56	29,2	35,2	38,1	43,12	
Суммарная электрическая мощность, кВт		15,7	15,8	15,95	16,1	16,40	16,8	17,6	18,8	19,2	19,86	22,84	26,7	28,7	29,6	31,9	
Потребляемая электрическая энергия, кВт·ч		17,14	17,5	17,9	18,6	19,8	21,7	25,7	35,6	71,0	76,06	99,4	145,7	178,4	202,6	242,2	
Коэффициент преобразования (COP)		6,2	6,5	6,7	6,8	7,0	7,2	7,2	6,6	3,8	4,0	3,7	3,1	3,0	2,8	2,6	3,66
б) переход на свободное охлаждение при наружной температуре +9 °С		Свободный								Машинный							
Холодильная нагрузка, кВт		107,13	114,0	120,0	127,0	137,9	156,0	185,9	234,3	268,0	301,7	372,6	450,0	537,0	569,0	630,0	
Выработка холода, кВт·ч		1285,6	2508	7920	15875	30476	57720	94251	52015	41272	99561	1195988	11470	45108	15363	630	671442,6
Электрическая мощность, кВт вентиляторов	компрессоров	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	55,0	89,8	114,5	134,9	167,2	
насосов		1,13	1,30	1,58	1,97	2,62	3,80	6,35	13,3	20,8	36,8	14,9	21,4	25,5	27,0	29,9	
Суммарная электрическая мощность, кВт		15,7	15,8	15,95	16,1	16,4	16,8	17,6	18,8	18,8	19,86	22,8	26,7	28,7	29,6	31,9	
Потребляемая электрическая энергия, кВт·ч		16,83	17,1	17,5	18,1	19,0	20,6	23,9	32,1	39,6	56,6	92,8	137,9	168,7	191,5	229,0	
Коэффициент преобразования (COP)		6,4	6,7	6,8	7,0	7,3	7,6	7,8	7,3	6,8	5,3	4,0	3,3	3,0	2,8	4,11	

пературе $t_h = +9$ °C энергетически более выгоден, чем переход при $t_h = +5$ °C.

4. Электрическая мощность, потребляемая на машинное охлаждение, значительно зависит от температуры наружного воздуха, так как, во-первых, меняется нагрузка на охлаждение самого приточного воздуха, а, во-вторых, с повышением температуры наружного воздуха ухудшаются условия снижения температуры жидкости для охлаждения конденсатора. Поэтому затраты электроэнергии на работу холодильной машины резко возрастают при расчетной температуре наружного воздуха в теплый период года.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Наумов, А.Л. Оценка и роль теплозащиты общественных зданий [Текст] / А.Л. Наумов // АВОК. — 2009. — № 7. — С. 30–36.

*МАЛЯВИНА Елена Георгиевна, канд. техн. наук, проф.; E-mail: emal@list.ru
Московский государственный строительный университет
ФРОЛОВА Анастасия Анатольевна, асп.; E-mail: privalova-a@mail.ru
Московский государственный строительный университет*

Получено 19.10.12

Malyavina Elena Georgievna, candidate of technical sciences, professor; E-mail: emal@list.ru, Moscow State University of Civil Engineering, Russia
Frolova Anastasiya Anatolievna, post-graduate student; E-mail: privalova-a@mail.ru, Moscow State University of Civil Engineering, Russia

CALCULATION OF ENERGETICALLY EXPEDIENCY EXTERNAL AIR TEMPERATURE FOR TRANSITION TO FREE COOLING OF CONDITIONED ROOMS

Power consumption of electric equipment of system of free cooling can't be considered small. On the basis of multiple calculations of seasonal expenses of the electric power it is shown that expediency of transition to free cooling at external air temperature near +9 °C.

Key words: air-conditioning, cooling machine, sensible-heat cooler, electrical energy, calculation.

REFERENCES

1. Naumov, A.L. Assessment and role of thermal protection of public buildings [Text] / A.L. Naumov // AVOK. — 2009. — N 7. — P. 30–36.

УДК 697.95:518.001.24

В.М. УЛЯШЕВА

О КОРРЕКТНОСТИ ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ВЕНТИЛЯЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ

Представлены результаты численного моделирования процессов тепло- и воздухообмена в помещениях с источниками тепловыделений. Приведены данные мониторинга параметров микроклимата. Выполнен анализ сходимости численного метода.

Ключевые слова: источник тепловыделений, микроклимат, сходимость численного метода.

Численному моделированию вентиляционных процессов в горячих цехах со сложными объемно-планировочными решениями посвящен ряд работ, в частности [1–3]. Особенности размещения тепловыделяющего технологического оборудования и коммуникаций определяют характер циркуляционных течений в таких помещениях, к числу которых можно отнести и машинные залы компрессорных цехов с газотурбинными установками. План и разрез модуля машинного зала приведен на рис. 1.

Тенденцией последних лет стало появление и широкое распространение на рынке коммерческих программных продуктов, позволяющих выполнять численные расчеты течений жидкости и газа произвольной сложности в областях произвольной геометрической конфигурации. В вентиляционной практике успешно применяются программные продукты, такие как ANSYS, Star-CD, Fluent и др.

При всей доступности методов численного решения и представления материалов остается проблема достоверности полученных данных. Для

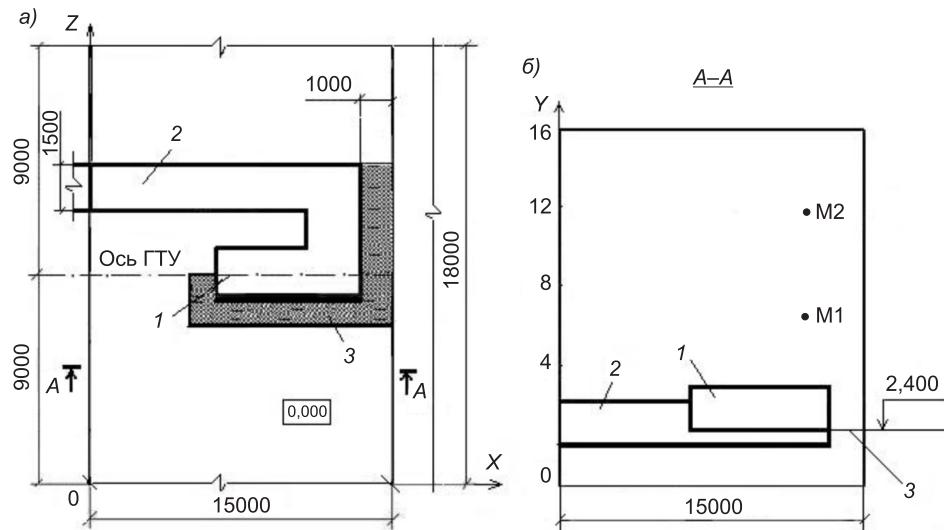


Рис. 1. План (а) модуля машинного зала и разрез А-А (б)

1 — газотурбинная установка, 2 — газоход, 3 — площадка обслуживания; М1, М2 — точки мониторинга сходимости

решения задачи необходимой точности ее постановка должна быть корректной, а используемый численный метод должен обладать устойчивостью и сходимостью. Верификация компьютерных моделей проводится в первую очередь путем сравнения численных и экспериментальных результатов, что было выполнено автором ранее [3]. В данной работе подробнее остановимся на вопросе сходимости численного решения.

Как известно, в основе численного моделирования турбулентных течений воздуха в помещениях с источниками теплоты и примеси лежит численное решение системы основных дифференциальных уравнений неразрывности, сохранения импульса в форме Навье–Стокса, энергии и примеси:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_j} &= 0, \\ \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_j u_i}{\partial x_j} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\nu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) + g\beta(T - T_0) + \frac{\partial}{\partial x_i} (-\bar{u}'_i \bar{u}'_j), \\ \frac{\partial \bar{T}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_j \bar{T}}{\partial x_j} &= \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\lambda}{\rho c_p} \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_i} \right) + \frac{\partial}{\partial x_i} (-\bar{T}' \bar{u}'_i), \\ \frac{\partial \bar{C}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_j \bar{C}}{\partial x_j} &= \frac{\partial (-\bar{u}'_i \bar{C}')}{\partial x_i} + J_c, \end{aligned} \quad (1)$$

где t — время;

ρ — плотность;

\bar{u}_j — компоненты вектора осредненной скорости по осям координат;

ν — коэффициент кинематической вязкости;

$(T - T_0)$ — отклонение фактической температуры от фиксированной средней;

$\beta = T^{-1}$ — коэффициент теплового расширения воздуха;

$\bar{P}, \bar{T}, \bar{C}$ — осредненные давление, температура и концентрация примеси;

$\bar{u}'_i \bar{u}'_j = \frac{\tau_{ij}}{\rho}$ (τ_{ij} — турбулентные напряжения (дополнительные напряжения Рейнольдса));

$\rho c_p \bar{u}'_j \bar{T}', \bar{u}'_j \bar{C}'$ — дополнительные тепловой поток и поток массы;

u'_i, u'_j, T', C' — локальные пульсации скорости, температуры и примеси потока;

J_c — интенсивность источника примеси.

Для исследования распределения параметров микроклимата использован программный комплекс «Fluent», при этом в качестве примеси принято влагосодержание воздуха [4]. Расчет турбулентной вязкости осуществлялся с использованием модели турбулентности Спаларта — Аллмараса, причем применялся высокорейнольдсовый вариант этой модели, т.е. скорости воздуха вблизи граничных поверхностей определены с помощью пристеночных функций [2]. Явления свободной конвекции, возникающие вблизи нагретых поверхностей, учтены с помощью аппроксимации Буссинеска.

Для перехода от дифференциальных уравнений к дискретным применен метод конечных объемов на структурированной неортогональной несмещенной сетке. Это означает, что все переменные определяются в центрах ячеек сетки. Сетка сгущается вблизи твердых границ. Полное количество ячеек

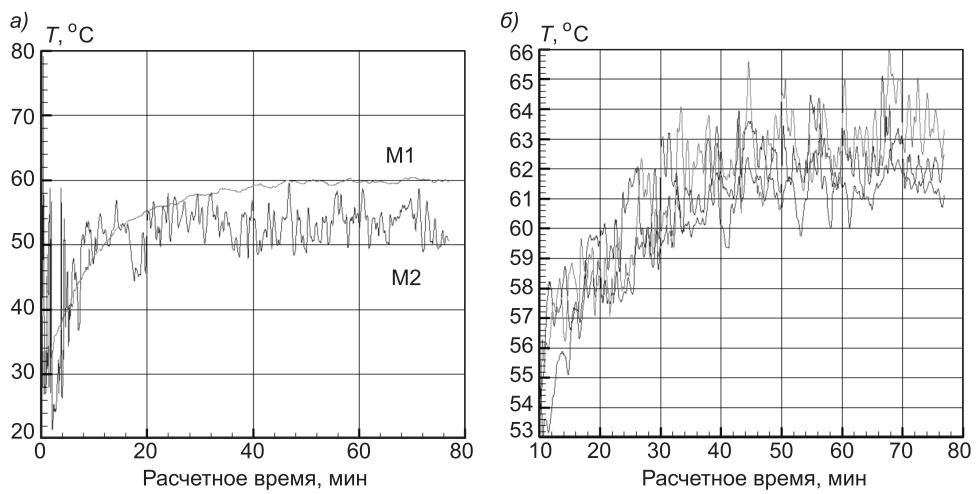


Рис. 2. Сходимость температуры воздуха в точках М1 и М2 (а) и в вытяжных отверстиях (б)

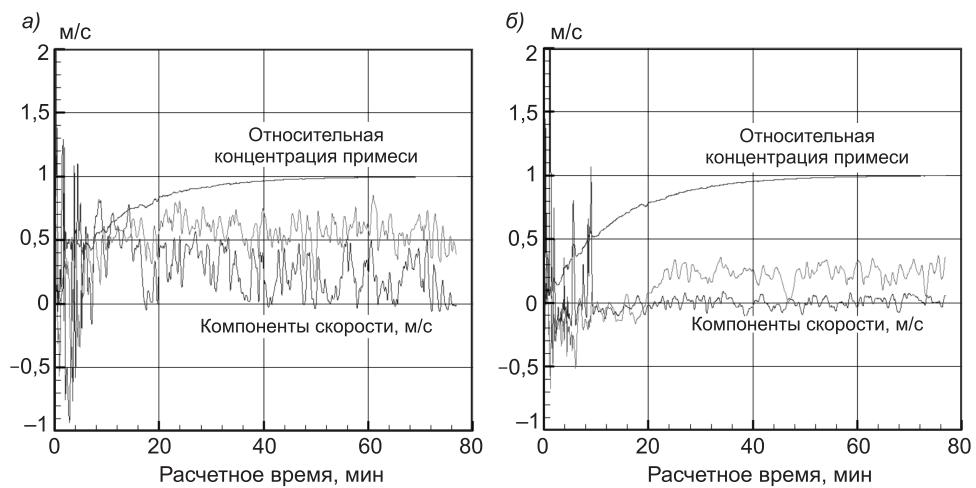


Рис. 3. Сходимость скорости движения воздуха и относительной концентрации примеси в точках М1(а) и М2 (б)

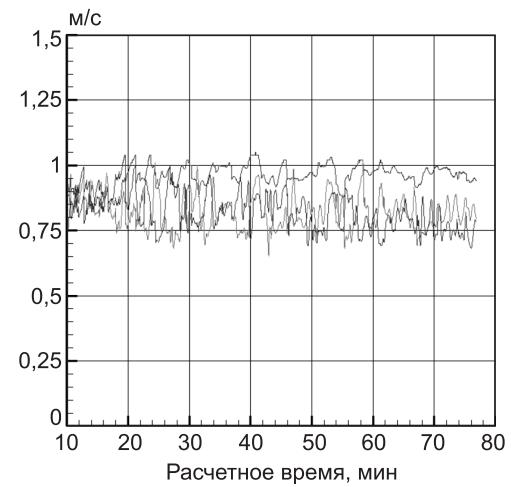


Рис. 4. Сходимость средней скорости движения воздуха в вытяжных отверстиях

для расчетного модуля вдоль осей координат X , Y , Z равно 72, 81, 96 соответственно. Максимальный размер пристеночных ячеек составил 10 мм.

Аппроксимация членов уравнений (1), описывающих конвективный перенос количества движения, выполнена по противоточной схеме первого порядка точности. Коррекция давления проведена по алгоритму SIMPLEC. В качестве граничных условий для скоростей воздуха на стенках заданы, как обычно, условия «прилипания». На поверхностях, через которые имеет место поток теплоты (поверхности газотурбинной установки и газохода, наружных конструкций), приняты плотности потока тепловой энергии. В приточных отверстиях задавались скорость, температура и влагосодержание воздуха.

Системы линейных алгебраических уравнений, полученные в результате дискретизации исходной системы дифференциальных уравнений, решались методом сопряженных градиентов. В качестве начального условия задавалось нулевое поле скоростей воздуха при расчетных температурах наружного воздуха в холодный и теплый периоды года. Окончательный результат получался как результат нестационарного процесса. Начальный шаг по времени принимался 0,5 с, который затем постепенно увеличивался до 2 с.

Для оценки сходимости численного метода в процессе расчета выполнялся мониторинг параметров воздуха в характерных точках (см. рис. 1), в качестве которых выбраны точки M1 ($X = 13$ м, $Y = 7$ м) и M2 ($X = 13$ м, $Y = 12$ м). Кроме того, контролировался процесс сходимости средних параметров и в вытяжных отверстиях. Как известно, сходимость означает уменьшение до нуля ошибки численного решения по мере того, как размеры контрольных объемов расчетной области стремятся к нулю. В силу ограниченности вычислительных ресурсов расчет считался законченным, когда поведение отслеживаемых параметров становилось стационарным (либо значение изменялось не более чем на 2–3 %, либо наблюдался стационарный колебательный режим). Некоторые результаты мониторинга температуры и скорости движения воздуха приведены на рис. 2–4.

Как показывают данные мониторинга, процесс достижения заданной сходимости достаточно длительный. Для результатов, представленных на рис. 2–4, это время составило 80 мин. Причинами такого процесса являются как неизбежные погрешности численных методов и вычислительных действий, так и необходимость применения неортогональной сетки. Можно отметить, что наиболее быстро сходимость достигалась при расчете температуры в точке M1 и относительной концентрации примеси. Более длительным оказался процесс сходимости скорости движения воздуха, что связано с турбулентной структурой вентиляционных потоков в рассматриваемом помещении.

Выводы. Результаты мониторинга параметров микроклимата показывают, что выбор структурированной неортогональной несмещенной сетки с переменным шагом позволяет получить оптимальное соотношение между точностью искомых численных результатов и временем решения задачи.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Кузнецов, Г.В. Моделирование термогравитационной конвекции в замкнутом объеме с локальными источниками тепловыделения [Текст] / Г.В. Кузнецов, М.А. Шеремет // Теплофизика и аэромеханика. — 2006. — Т. 13, № 4. — С. 611–621.
2. Позин, Г.М. К вопросу математического моделирования тепловоздушных процессов в помещениях с источниками теплоты [Текст] / Г.М. Позин, В.М. Уляшева // Изв. вузов. Строительство. — 2008. — № 9. — С. 52–57.

3. Уляшева, В.М. Исследование вентиляционных процессов в помещениях с источниками тепловыделения экспериментальными и численными методами [Текст] / В.М. Уляшева // Изв. вузов. Строительство. — 2012. — № 4. — С. 47–52.
4. Позин, Г.М. Распределение параметров воздуха в помещениях с источниками тепловыделений [Текст] / Г.М. Позин, В.М. Уляшева // Инженерно-строительный журн. — 2012. — № 6 (32). — С. 42–47.

*УЛЯШЕВА Вера Михайловна, канд. техн. наук, доц.; E-mail: ulyashevavm@mail.ru
Ухтинский государственный технический университет*

Получено 08.10.12

Ulyasheva Vera Mikhailovna, candidate of technical sciences, assistant professor;
E-mail: ulyashevavm@mail.ru, Ukhta State Technical University, Russia

ABOUT A VENTILATION PROCESSES NUMERICAL MODELING CORRECTNESS

The heat and air exchange processes numerical modeling results in puttings with heat sources are introduced. The microclimate parameters monitoring data are reduced. The convergence analysis of the numerical method is executed.

Key words: a heat source, microclimate, convergence of the numerical method.

REFERENCES

1. Kuznetsov, G.V. Thermogravity convection modeling in enclosed volume with local heat sources [Text] / G.V. Kuznetsov, M.A. Sheremet // Thermophysics and aeromechanics. — 2006. — Vol. 13, N 4. — P. 611–621.
 2. Pozin, G.M. On the issue of mathematical modeling of thermal-air processes' with respect to heat source premises [Text] / G.M. Pozin, V.M. Ulyasheva // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 2008. — N 9. — P. 52–57.
 3. Ulyasheva, V.M. Ventilation processes research in puttings with heat emission sources of experimental and numerical methods [Text] / V.M. Ulyasheva // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 2012. — N 4. — P. 47–52.
 4. Pozin, G.M. Allocation of temperature and relative humidity of air in puttings with sources of development of heats [Text] / G.M. Pozin, V.M. Ulyasheva // Magazine of Civil Engineering. — 2012. — N 6 (32). — P. 42–47.
-

УДК 628.336

Т.И. ХАЛТУРИНА, О.В. ЧУРБАКОВА

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ОБЕЗВОЖИВАНИЯ ОСАДКОВ МАСЛОЭМУЛЬСИОННЫХ СТОЧНЫХ ВОД

Представлены данные экспериментальных исследований по повышению эффективности процесса обезвоживания осадков маслоэмulsionных сточных вод путем их кондиционирования электролитическим и криогенным методами.

Ключевые слова: кондиционирование, осадки сточных вод, электрообработка, асимметричный ток, криогенез.

На металлообрабатывающих предприятиях в технологических процессах при обработке поверхностей изделий смазочно-охлаждающими жидкостями образуются маслоэмulsionные сточные воды (МЭС). Одной из главных задач улучшения состояния природной среды является создание малоэнергоемких экологически чистых технологий обработки и утилизации осадков, возникающих при обработке стоков. Известно кондиционирование осадков криогенной обработкой и электролитическим методом на предприятиях, использующих методы электрообработки для очистки сточных вод^{1,2}.

Целью исследований являлось изучение возможности интенсификации процесса обезвоживания труднофильтруемого, аморфного маслосодержащего осадка при использовании современных технологий, позволяющих добиться экономии расхода электроэнергии с учетом региональных условий.

Исследования процесса электрообработки проводились в динамических условиях на электроагрегате с рабочим объемом 250 дм³. Объектом исследований служили осадки как модельных, так и реальных МЭС прокатного производства ОАО «Красноярский металлургический завод». Так как на заводе выпускается алюминиевый прокат, то экономически целесообразно для электроагрегационной обработки использовать алю-

Таблица 1

Свойства осадка при обработке постоянным и асимметричным током

Свойства осадка	До обработки	После обработки током	
		постоянным	асимметричным
Замасленность, %	35	31,2	24
Влажность, %	99,3	98,1	97,7
Объем, %	100	58	30
Удельное сопротивление фильтрации, $r \cdot 10^{10}$, см/г	640	460	210

¹ Яковлев С.В., Краснобородко И.Г., Рогов В.М. Технология электрохимической очистки воды. М.: Стройиздат, 1987. 312 с.

² Чурбакова О.В., Халтурина Т.И. Интенсификация обработки и утилизации маслосодержащего осадка // Изв. вузов. Строительство. 2001. № 9–10. С. 94–97.

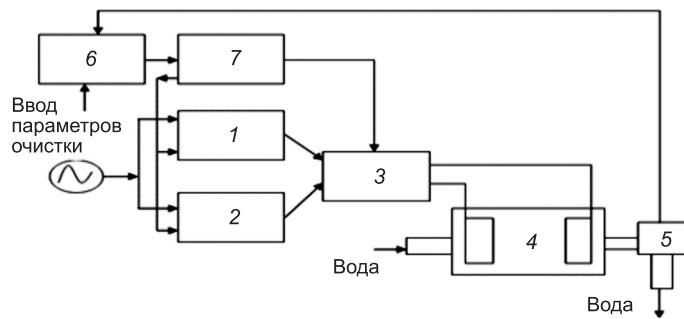


Рис. 1. Схема устройства для получения асимметричного тока

миний, поскольку его стоимость значительно ниже рыночной. Исходя из этого применяли электроды из Al, рабочая поверхность которых составляла 1,79 дм², а расстояние между пластинами — 10 мм.

Возможность интенсификации электрообработки маслосодержащего осадка с помощью асимметричного тока показана в работе [1].

Результаты эксперимента по обработке осадка постоянным и асимметричным током представлены в табл. 1. Использование асимметричного тока для обезвоживания обеспечивает, по сравнению с обработкой постоянным током, уменьшение объема осадка примерно в 3 раза, удельного сопротивления осадка фильтрации примерно в 2,5 раза.

Для обработки осадка асимметричным током разработано устройство для его получения (рис. 1) [2], которое содержит управляемый источник прямого тока 1, управляемый источник обратного тока 2, коммутатор тока 3, электролизер 4, блок 5 датчиков контролируемых параметров очистки сточных вод, компьютер 6, блок 7 управления коммутатором тока и источниками прямого и обратного тока. Устройство позволяет увеличить ресурс работы установки и автоматизировать процесс электрообработки осадка сточных вод.

Учитывая климатические условия Сибири, а также рост тарифов на электроэнергию, были проведены исследования процесса криогенеза осадка.

Данные по изменению свойств осадка при различной температуре замораживания приведены в табл. 2. При замораживании маслосодержащего осадка происходит уменьшение влажности на 20 %, удельного сопротивления осадка фильтрации в 10–18 раз, замасленности на 5–9 %, увеличение плотности, что объясняется изменением его структуры. Установлено, что чем ниже температура замораживания и скорость ветра, тем выше интенсивность процесса обезвоживания. Однако увеличение интенсивности замораживания, что наблюдается при низких температурах (-30°C) и повышенных значениях скорости ветра, приводит к тому, что скорость вы-

Таблица 2
Изменение свойств осадка при замораживании в естественных условиях

Свойства осадка	Исходный осадок	Условия замораживания, $^{\circ}\text{C}$			
		-8	-12	-18	-30
Влажность, %	98	84	83,4	75,4	82
Плотность, г / см ³	1,05	1,14	1,13	1,13	1,15
Удельное сопротивление фильтрации $r \cdot 10^{-10}$, см/г	690	69	71	39,6	45
Замасленность, %	51,4	48,9	46	42	47
Объем, %	100	18	15	13	17

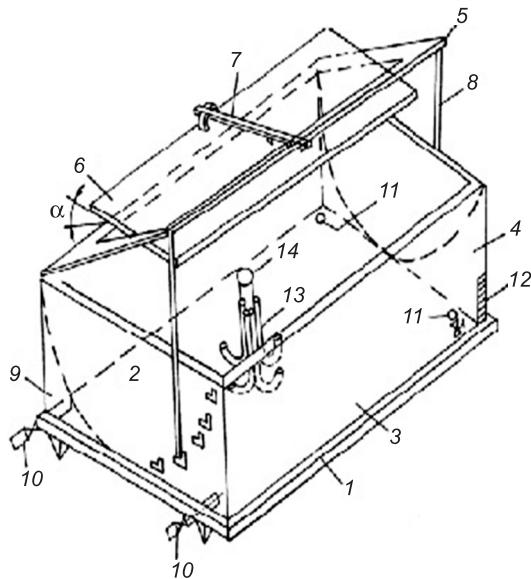


Рис. 2. Схема установки для замораживания осадка

1 — передвижная емкость; 2 — полуцилиндрическая рабочая камера; 3 — боковые стенки; 4 — гидроотсеки; 5 — щит; 6 — корректирующая плоскость; 7 — система подъема щита; 8 — система установки щита; 9 — торцевые стенки; 10 — патрубки подачи горячей воды; 11 — патрубки сброса горячей воды; 12 — термодатчик; 13 — траверса; 14 — монтажная петля для выгрузки замороженного осадка

плоскостью-элероном, которую можно установить на определенный угол α движения воздушного потока. Это позволило изменить скорость движения воздуха над охлаждающейся поверхностью осадка, интенсифицировать теплообмен и кинетику процесса промораживания осадка.

Результаты исследований зависимости скорости ветра от угла наклона элерона α приведены в табл. 3, а результаты изучения влияния угла α наклона элерона на водоотдачу осадка — в табл. 4. Установлено, что плоскость-элерон позволяет интенсифицировать скоростное поле, которое влияет на поверхностную плотность теплового потока и определяет полноту промораживания осадка, вызывающую его обезвоживание.

Для ускорения процесса обезвоживания осадка и сокращения периода его полного промораживания было предложено оборудовать установку

теснения твердых частиц и частиц масла при деформации гидроксидных связей становится соизмеримой со скоростью замерзания. Это объясняется тем, что мигрирует только небольшая часть воды, а основная влага замерзает там, где она находилась. Следовательно, для проведения процесса в оптимальных условиях необходимо регулирование замораживания.

Регулирование процесса криогенной обработки маслосодержащего осадка в естественных условиях можно проводить на установке [3]. Экспериментальные исследования по изучению возможности интенсификации процесса обезвоживания при криогенезе были выполнены на установке, аналогичной конструкции, указанной в работе [3], схема которой представлена на рис. 2.

Рабочая камера оборудована щитом, с монтированной

Таблица 3
Влияние угла α наклона элерона на скорость движения воздуха над поверхностью осадка

Угол наклона элерона α , °	Температура замораживания, °C	Скорость ветра, м/с	Скорость ветра над поверхностью осадка, м/с	Изменение скорости ветра, м/с
15	-15	1,98	2	0,02
30	-9	1,9	2,25	0,35
45	-8	1,15	1,76	0,61
60	-6	1,58	2,88	1,3
75	-4	2	2,24	0,24
80	-4	2,6	2,64	0,04

Таблица 4
Влияние угла наклона элерона α на водоотдающие свойства осадка
(при $t = -10^{\circ}\text{C}$)

Свойства осадка	Исходный осадок	Угол наклона элерона $\alpha, {}^{\circ}$			
		0	30	45	60
Влажность, %	99	88	87,9	87,5	87
Объем, %	100	22	18	17,2	16
Изменение скорости ветра, м/с	—	0	0,35	0,64	1,3

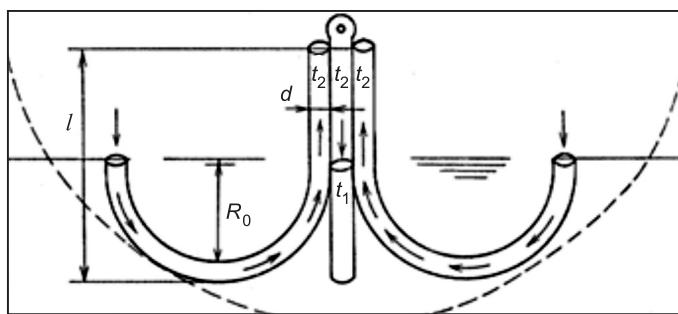


Рис. 3. Схема полой траверсы

l — длина траверсы, м; R_0 — радиус, м; d — диаметр траверсы, м;
 t_1 — температура замораживания, ${}^{\circ}\text{C}$; t_2 — температура поверхности, ${}^{\circ}\text{C}$

Таблица 5
Изменение свойств осадка при криогенезе

Свойства осадка	Исходный осадок	-12°C		-18°C		-30°C	
		с травер- сой	без траверсы	с травер- сой	без траверсы	с травер- сой	без траверсы
Влажность, %	99	77,1	83,4	71,5	75,4	80,8	82
Объем, %	100	13,1	15	11	13	13	17
Удельное сопротивление, $r \cdot 10^{-10}$, см/г	690	42	70	24	39	32	45

полой траверсой (рис. 3). Результаты экспериментов по изменению свойств осадка при криогенезе с применением полой траверсы представлены в табл. 5. Оптимальные режимы замораживания осадка достигаются при использовании полой траверсы, однако следует учитывать условия замораживания.

Для обоснования эффективности действия полой траверсы в устройстве для замораживания осадка можно воспользоваться расчетными зависимостями решения задачи Стефана для тел цилиндрической формы [4]

$$R_k = \eta_k R_0,$$

$$\eta_k^2 (\ln \eta_k - 0,5) + 0,5 = 2 \Pi_L,$$

$$\Pi_L = \lambda (t_k - t_{\pi}) / L_v R_0,$$

где R_k — радиус границы промерзания, м;

η_k — коэффициент скорости промерзания, мм/ч;

R_0 — радиус полого цилиндра, м;

Π_L — коэффициент замораживания;

λ — коэффициент теплопроводности, Вт/м;

t_k — температура замораживания, ${}^{\circ}\text{C}$;

t_{π} — температура поверхности цилиндра, ${}^{\circ}\text{C}$;

L_v — теплота фазового перехода единицы объема жидкости, Вт/м³.

Масса намерзающего льда (H) на единицу длины траверсы вычисляется по формуле

$$H = \pi(R_k^2 - R_0^2)\rho,$$

где ρ — плотность льда, $\rho = \frac{\gamma}{g}$ (γ — удельный вес, кг/м³);

g — ускорение силы тяжести, м/с².

По условию замораживания область в емкости разделяется на линейное замораживание со стороны стенок и сверху и радиальное — вовнутрь объема. Соответственно этому расчет толщины намерзающего льда производится по формулам:

для линейного замораживания

$$h = -h_r + \sqrt{h_r^2 + 2\lambda(t_1 - t_2) \frac{\tau}{L}},$$

для радиального замораживания

$$h = (\eta - 1) \frac{d}{2}; \eta^2(\ln\eta - 0,5) + 0,5 = 2\Pi_L,$$

коэффициент Π_L

$$\Pi_L = \frac{4\lambda\tau(t_1 - t_2)}{Ld^2},$$

где d — диаметр траверсы, м;

τ — время, с.

Коэффициент теплопроводности

$$\lambda = 0,11 \left(\frac{68}{Re} + \frac{K_s}{d} \right) 0,25,$$

где Re — критерий Рейнольдса, $Re = \frac{\rho v l}{\mu}$ (v — скорость, м/с; l — длина, м; μ — коэффициент вязкости, кг · с/м³);

K_s — коэффициент эквивалентной шероховатости (для стальной трубы $K_s = 0,1$ мм).

Скорость движения воздуха

$$V = \sqrt{2q(\rho_1 - \rho_2)a \frac{d}{\lambda\rho_1}},$$

где q — среднее количество теплоты, отводимое при замораживании 1 кг осадка, Дж/кг;

a — коэффициент температуропроводности, $a = \frac{\lambda}{c\rho\gamma}$, м²/ч (c — теплопроводность, Дж/кг · °C).

Из выражения скорости V видно, что ее величина зависит от диаметра трубы d и не является функцией длины L .

Выводы. Таким образом, при изучении процесса кондиционирования маслосодержащего осадка показано, что обработка асимметричным током позволяет снизить удельное сопротивление фильтрации в 2,5 раза и объем на 30–50 %, а криогенная обработка в естественных условиях приводит к изменению структуры осадка, снижению удельного сопротивления осадка фильтрации в 4–10 раз и объема в 6–8 раз.

Использование современных технологий обработки осадков сточных вод с учетом региональных условий позволяет добиться экономии расхода электроэнергии при работе обезвоживающих аппаратов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Халтурина, Т.И. Обработка осадков сточных вод металлообрабатывающих предприятий [Текст] / Т.И. Халтурина, Ю.В. Хомутова, О.В. Чурбакова // Изв. вузов. Строительство. — 2005. — № 8. — С. 63–66.
2. Пат. 2431231 Россия, МПК Н0214 9/06. Устройство для получения асимметричного тока [Текст] / Т.И. Халтурина, Ю.В. Гавrilova, О.В. Чурбакова, Т.А. Курилина ; опубл. 10.10.2011, Бюл. № 28.
3. А.с. 1740332 Россия, МКИ 5C02F 11/20. Устройство для обезвоживания осадков [Текст] / Б.Ф. Турутин, Т.И. Халтурина, О.В. Чурбакова ; опубл. 15.06.1992. Бюл. № 22.
4. Пехович, А.И. Расчеты теплового режима твердых тел [Текст] / А.И. Пехович, В.М. Жидких. — Л. : Энергия, 1976. — 351 с.

*ХАЛТУРИНА Тамара Ивановна, канд. хим. наук, проф.
Сибирский федеральный университет, г. Красноярск
ЧУРБАКОВА Ольга Викторовна, канд. техн. наук, доц.
Сибирский федеральный университет, г. Красноярск*

Получено 25.10.12

Khalturina Tamara Ivanovna, candidate of chemical sciences, professor, Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia

Churbakova Olga Victorovna, candidate of technical sciences, assistant professor, Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia

THE IMPROVING THE EFFICIENCY OF THE DEWATERING MASLOEMULSIONNYH WASTEWATER

The paper presents results of experimental studies to improve the efficiency of the dewatering masloemulsionnyh wastewater by electrolysis of their conditioning and cryogenic techniques.

Key words: air conditioning, sewage sludge, electric treatment, asymmetrical current, cryogenesis.

REFERENCES

1. Khalturina, T.I. Treatment of sewage sediments in metalworking [Text] / T.I. Khalturina, Yu.V. Khomutova, O.V. Churbakova // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 2005. — N 8. — P. 63–66.
2. Pat. 2431231 Russia. MIC N0214 9/06. Asymmetric unit for the current [Text] / T.I. Khalturina, Yu.V. Gavrilova, O.V. Churbakova, T.A. Kurilina ; Publ. 10.10.2011, Bul. N 28.
3. A.s. 1740332 Russia. MKI 5C02F 11/20. Device for dewatering [Text] / B.F. Turutin, T.I. Khalturina, O.V. Churbakova ; Publ. 15.06.1992. Bul. N 22.
4. Pehovich, A.I. Calculations of the thermal regime of solids [Text] / A.I. Pehovich, V.M. Gidkikh. — L. : Energy, 1976. — 351 p.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ И ДОРОЖНЫЕ МАШИНЫ

УДК 621.542.001

А.В. КУЛИКОВ, А.В. ГРУЗИН, Д.Э. АБРАМЕНКОВ, Э.А. АБРАМЕНКОВ

ПНЕВМОУДАРНЫЙ МЕХАНИЗМ С КОМБИНИРОВАННЫМ УПРАВЛЕНИЕМ ВПУСКОМ ВОЗДУХА В КАМЕРУ РАБОЧЕГО ХОДА И ЕГО ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ

Рассматривается пневматический ударный механизм с комбинированным управлением впуском воздуха в камеру рабочего хода посредством дроссельного перепускного винтового распределительного канала-паза, выполненного на втулке.

Ключевые слова: пневматический механизм, ударник, давление воздуха, распределительный стержень, дроссельный канал, винтовой канал, корпус, выпуск, выпуск, инструмент, камера рабочего хода, камера холостого хода, распределительная камера.

Задачи снижения энергоресурсов, потребляемых пневматическими машинами ударного действия, а также увеличения единичного удара, являются актуальными и требуют научно обоснованных предложений. Рассматриваемое решение направлено на повышение суммарного силового импульса давления воздуха при рабочем ходе и таким образом на увеличение энергии единичного удара.

Известны пневматические ударные механизмы [1], имеющие цилиндры с впускными и выпускными каналами, рабочие инструменты с хвостовиками, ступенчатые ударники с центральными сквозными каналами, жестко закрепленными относительно крышки стержнями, например в [2] (рис. 1). Запорный клапан 1 устанавливают с возможностью постоянного контакта с поршнем 2. При этом для подачи энергоносителя в камеру 3 холостого хода в поршне 2 в месте его контакта с запорным клапаном 1 выполнены открытые со стороны распределительной камеры 4 рабочего хода внутренние продольные пазы 5. По условиям технологичности пазы 5 нарезаны во втулке 6, запрессованной внутри поршня 2, причем внутренняя поверхность втулки 6 служит направляющей запорного клапана 1, который установлен в жестко прикрепленном к корпусу 7 фланце 8 при помощи гаек 9, шайб 10 и втулки 11. Во фланце 8 предусмотрены отверстия 12 для подачи энергоносителя в камеру 4 рабочего хода.

Между фланцем 8 и втулкой 11, надетой на шток 13 запорного клапана 1 для предохранения резьбовой нарезки 14 штока 13 от повреждений, имеется зазор 15, что позволяет дополнительно улучшить центрирование запорного клапана 1 за счет ограниченного перемещения его в радиальной плоскости. Запорный клапан 1 установлен во втулке 6 канала 16

© Куликов А.В., Грузин А.В., Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А., 2012

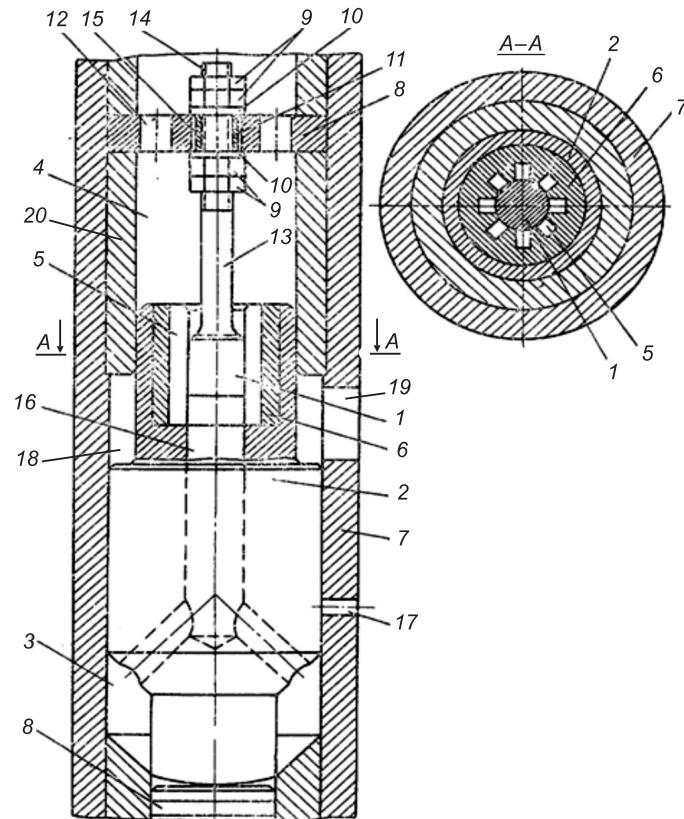


Рис. 1. Схема пневматического ударного механизма

поршня 2. Выпуск отработавшего воздуха из камеры 18 осуществляется через выпускной канал 19, а из камеры 3 — через канал 17. Втулка 20 цилиндра является направляющей для штоковой части поршня 2 и ограничителем его перемещения в конце холостого хода.

Недостатками такого и подобных ему решений являются: кольцевая камера атмосферного давления, образованная цилиндром-корпусом и штоковой частью ударника, не участвует в создании силового импульса давления воздуха с ее стороны; штоковая часть ударника образует посадку с втулкой цилиндра со стороны распределительной камеры, что при нарушении соосности между ними приводит к смещению стержня и возрастанию сил сопротивления движению поршневой части стержня во втулке ударника и их разрушению.

Постановка задачи и техническое предложение по ее решению. Для подобных пневматических ударных механизмов необходимо исключать камеры атмосферного давления; уменьшать количество посадок трением; сокращать количество деталей, участвующих в подвижных контактах; обеспечивать соосность всех подвижных деталей относительно базовой; уменьшать непроизводительный расход воздуха; минимизировать утечки воздуха через неплотности подвижно сопрягаемых деталей.

Преимущество предложенного технического решения заключается в применении величин проходных сечений средств впуска, рассчитанных по методу, предусматривающему определение необходимого и достаточного сечения каналов впуска в рабочие камеры при варьировании соотно-

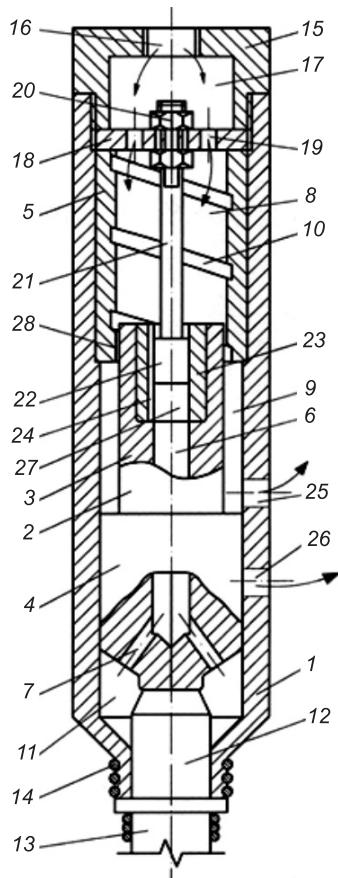


Рис. 2. Принципиальная схема пневматического устройства

рабочего инструмента, рабочий инструмент 13, концевую пружину 14, крепежный стакан 15, воздухоподводящий канал 16, камеру 17 сетевого воздуха, кольцевой фланец 18, отверстия 19, болтовое соединение 20, стержень 21, запорный клапан 22, втулку 23, продольный канал-паз 24, выпускные каналы 25 и 26, отверстие 27 во втулке 23, отверстие кольцевого зазора 28.

На расчетной схеме (рис. 3) пневматического ударного механизма обозначены: M, N — координаты ограничения протяженности хода ударника до фланца, разделительного кольца, поршневой части стержня в осевом канале ударника; F_{cy} — сила трения ударника о стержень; S_c — полная площадь диаметрального сечения поршневой части стержня; ω_{ap}, ω_{ax} — проходные сечения каналов выпуска отработавшего воздуха из камеры рабочего и холостого ходов; $\omega_c, \omega_{pk}, \omega_x, \omega_p$ — проходные сечения каналов впуска воздуха в предкамеру, распределительную камеру, камеры холостого и рабочего ходов; ω_{zc} — проходное сечение канала запуска воздуха в распределительную камеру; S_m, S_p, S_x — площади сечения кольцевой штоковой части ударника, кольцевой части со стороны камеры рабочего хода и со стороны холостого хода ударника; p_c, p_{pk}, p_p, p_x — давления воздуха в сети, распределительной камере, кольцевой камере рабочего и холостого ходов; $\theta_c, \theta_{pk}, \theta_p, \theta_x$ — температура воздуха в сети, распределительной камере, кольцевой камере рабочего и холостого ходов; V_p, V_x, V_c ,

уменьшениями: объемов камер рабочего и холостого ходов — $\lambda = V_p / V_x = 6...8$; проходных сечений каналов впуска в камеры V_p и V_x — $\alpha = \omega_x V_p / \omega_p V_x = 3...4$; комплексным коэффициентом, учитывающим основные бародинамические и термодинамические параметры — $\beta = p_0 S_y V_p^2 m_y^{-1} (\omega_p K)^{-2} = 2...12$, где p_0 — давление воздуха на входе в предкамеру; S_y, m_y — площадь сечения и масса ударника; V_p, ω_p — объем камеры рабочего хода и проходное сечение дросселя впуска воздуха в камеру; K — термодинамический коэффициент — $K = [2kR\theta_0(k-1)^{-1}]^{1/2}$; k — показатель процесса; R — универсальная газовая постоянная; θ_0 — температура воздуха в сети. Устойчивое радиальное положение ударника в цилиндрическом корпусе обеспечивается контактной посадкой поршневой части ударника со стороны хвостовика инструмента.

Предложение авторов иллюстрируется принципиальной схемой пневматического устройства (рис. 2), которая содержит следующие элементы: цилиндрический корпус 1, ступенчатый поршень 2, штоковую часть 3, основную часть 4, втулку 5, центральный канал 6, радиальные каналы 7, распределительную камеру 8, кольцевую камеру 9, дроссельный перепускной винтовой канал-паз 10, камеру 11 холостого хода, хвостовик 12

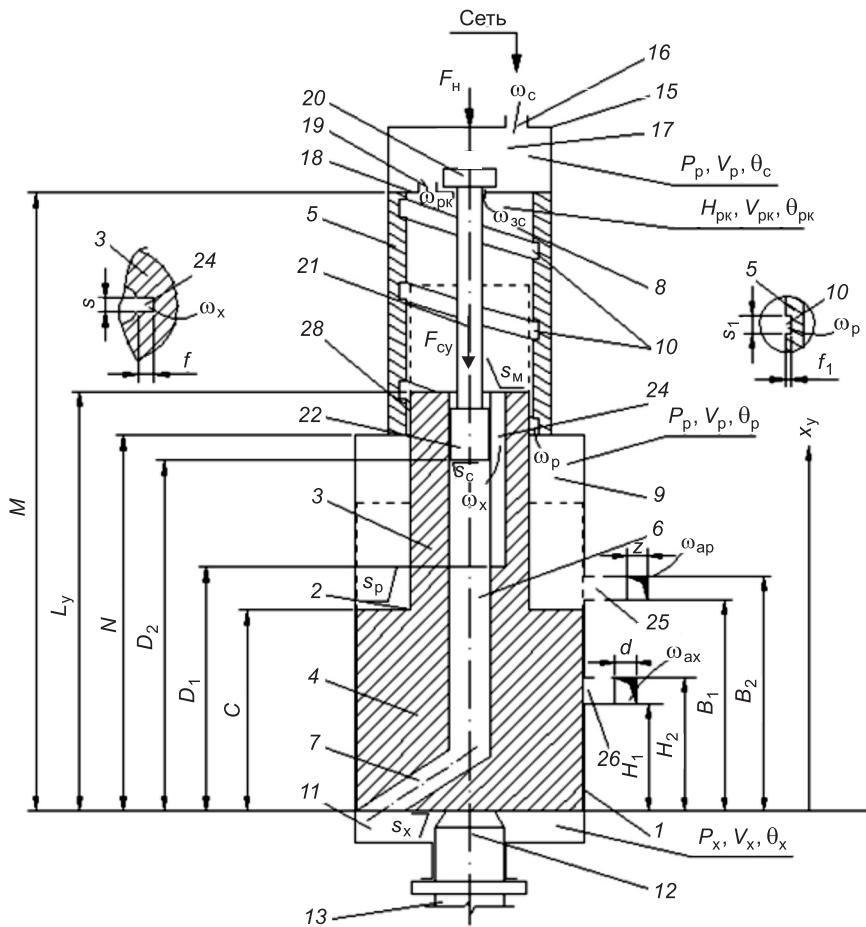


Рис. 3. Расчетная схема пневматического ударного механизма

V_{pk} — объемы камер рабочего и холостого ходов, предкамеры и распределительной камеры; F_h — усилие нажатия на корпус пневмоударного механизма; x_y , L_y — перемещение и полная длина ступенчатого ударника; C — длина поршневой части ударника; z , d — ширина каналов выпуска; f , s — ширина и глубина канала впуска в камеру холостого хода; f_1 , s_1 — ширина и глубина дроссельного перепускного винтового канала-паза впуска в кольцевую камеру рабочего хода; H_1 , H_2 , B_1 , B_2 — координаты отсекающих кромок каналов выпуска отработавшего воздуха, соответственно из камеры холостого и рабочего ходов; D_1 , D_2 — координаты канала впуска в камеру холостого хода.

После включения пускового устройства (на рис. 2 и 3 не показано и может быть любым известным) воздух из сети поступает по воздухоподводящему каналу 16 в крепежном стакане 15 в камеру 17 сетевого воздуха. Через отверстия 19 подвода воздуха в кольцевом фланце 18 он идет в кольцевую распределительную камеру 8. Из кольцевой распределительной камеры 8 по продольному каналу-пазу 24 штоковой части 3 ступенчатого поршня 2 воздух поступает по центральному каналу 6 ступенчатого поршня 2 и его радиальным каналам 7 в камеру 11 холостого хода. Одновременно по кольцевому зазору 28 и дроссельному перепускному винтовому каналу-пазу 10 воздух из кольцевой распределительной камеры 8 направляется в кольцевую камеру 9 рабочего хода, соединенную с атмосферой.

сферой через выпускной канал 25. В начале движения ступенчатого поршня 2 продолжается наполнение воздухом камеры 11 холостого хода, обеспечивая расчетную величину импульса холостого хода. Под действием импульса давления воздуха со стороны камеры 11 холостого хода ступенчатый поршень 2 движется в сторону кольцевой распределительной камеры 8, совершая холостой ход. При последующем движении ступенчатый поршень 2 перекрывает выпускной канал 25 в цилиндрическом корпусе 1, продольный канал-паз 24 штоковой части 3 ступенчатого поршня 2 закрывается запорным клапаном 22 стержня 21 и поступление воздуха в камеру 11 холостого хода прекращается.

После открытия основной частью 4 ступенчатого поршня 2 выпускного канала 26 давление воздуха в камере 11 холостого хода выравнивается до атмосферного. В кольцевой камере 9 рабочего хода после разобщения ее с атмосферой начнется сжатие воздуха, отсеченного в ней и поступающего из кольцевой распределительной камеры 8 через кольцевой зазор 28 и дроссельный перепускной винтовой канал-паз 10, до некоторой расчетной величины, причем при верхней «мертвой точке» движения штоковая часть 3 ступенчатого ударника 2 имеет максимальную площадь перекрытия с втулкой 5 цилиндрического корпуса 1, соответственно задействована в работу максимальная длина дроссельного перепускного винтового канала-паза 10, что приводит к увеличению местного сопротивления и минимальному расходу воздуха, подающегося в кольцевую камеру 9 рабочего хода. Давление воздуха в кольцевой распределительной камере 8, кольцевой камере 9 рабочего хода увеличивается и под действием разности импульсов давлений, действующих на ступенчатый поршень 2 со стороны кольцевой распределительной камеры 8, кольцевой камеры 9 рабочего хода и камеры 11 холостого хода. Ступенчатый поршень 2 затормаживается и останавливается в расчетной точке. Сразу же под действием импульса давления воздуха со стороны кольцевой распределительной камеры 8 и кольцевой камеры 9 рабочего хода ступенчатый поршень 2 начинает движение в сторону хвостовика 12 рабочего инструмента 13, совершая рабочий ход. При этом ступенчатый поршень 2 откроет выпускной канал 25, и кольцевая камера 9 рабочего хода будет сообщаться с атмосферой. Затем ступенчатый поршень 2 перекроет своей боковой поверхностью выпускной канал 26, откроет продольный канал-паз 24 штоковой части 3 ступенчатого поршня 2, вследствие чего в камере 11 холостого хода начнется сжатие отсеченного в ней воздуха и воздуха, поступающего по продольному каналу-пазу 24, отверстию 27, центральному каналу 6 и радиальному каналу 7 из кольцевой распределительной камеры 8. После открытия выпускного канала 25 давление в кольцевой камере 9 рабочего хода понизится до атмосферного.

Так как рабочая площадь основной части 4 ступенчатого поршня 2 со стороны камеры 11 холостого хода больше торцевой площади штоковой части 3 ступенчатого поршня 2, то под действием разности импульсов давлений воздуха со стороны этих камер ступенчатый поршень 2, преодолевая противодавление со стороны камеры 11 холостого хода, наносит удар по хвостовику 12 рабочего инструмента 13. Под действием импульсов отскока и давления воздуха со стороны камеры 11 холостого хода ступенчатый поршень 2 начинает холостой ход. Далее рабочий цикл пневматического ударного механизма повторяется.

Аналитическое описание и ограничения для рабочего процесса пневмоударного механизма. Физико-математическая модель рабочего процесса, описанного выше механизма, представлена системой уравнений (1)–(9):

бародинамическая составляющая:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dp_c}{dt} = \frac{k}{V_c} [W(\omega_c \varphi_c - \omega_{3c} \varphi_{3c} - \omega_{pk} \varphi_{pk})], \\ \frac{dp_{pk}}{dt} = \frac{k}{V_{pk} - x_y S_m} \times \\ \times \left[W(\omega_{pk} \varphi_{pk} + \omega_{3c} \varphi_{3c} - \omega_p(x_y) \varphi_p - \omega_x(x_y) \varphi_x) + p_{pk} \frac{dx_y}{dt} S_m \right], \\ \frac{dp_p}{dt} = \frac{k}{V_p - x_y S_k} \left[W(\omega_p(x_y) \varphi_p - \omega_{ap}(x_y) \varphi_{ap}) + p_p \frac{dx_y}{dt} S_k \right], \\ \frac{dp_x}{dt} = \frac{k}{V_x + x_y S_x} \left[W(\omega_x(x_y) \varphi_x - \omega_{ax}(x_y) \varphi_{ax}) - p_x \frac{dx_y}{dt} S_x \right]; \end{array} \right. \quad (1)$$

термодинамическая составляющая:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\theta_c}{dt} = \frac{\theta_c}{V_c p_c} [W(\omega_c \varphi_c \Omega_c - \omega_{3c} \varphi_{3c} \Omega_{3c} - \omega_{pk} \varphi_{pk} \Omega_{pk})], \\ \frac{d\theta_{pk}}{dt} = \frac{\theta_{pk}}{p_{pk} (V_{pk} - x_y S_m)} \times \\ \times \left[W(\omega_{pk} \varphi_{pk} \Omega_{pk} + \omega_{3c} \varphi_{3c} \Omega_{3c} - \omega_p(x_y) \varphi_p \Omega_p - \right. \\ \left. - \omega_x(x_y) \varphi_x \Omega_x) + (k-1)p_{pk} \frac{dx_y}{dt} S_m \right], \\ \frac{d\theta_p}{dt} = \frac{\theta_p}{p_p (V_p - x_y S_k)} \times \\ \times \left[W(\omega_p(x_y) \varphi_p \Omega_p - \omega_{ap}(x_y) \varphi_{ap} \Omega_{ap}) + (k-1)p_p \frac{dx_y}{dt} S_k \right], \\ \frac{d\theta_x}{dt} = \frac{\theta_x}{p_x (V_x + x_y S_x)} \times \\ \times \left[W(\omega_x(x_y) \varphi_x \Omega_x - \omega_{ax}(x_y) \varphi_{ax} \Omega_{ax}) - (k-1)p_x \frac{dx_y}{dt} S_x \right]; \end{array} \right. \quad (2)$$

баромеханическая составляющая:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d^2 x_y}{dt^2} = \frac{p_x S_x - p_{pk} S_m + \text{sgn} F_{yk} - p_p S_p + \text{sgn} F_{cy}}{m_y} \quad \text{при } x_y > 0, \\ \left(\frac{dx_y}{dt} \right)_0 = -k_y \left(\frac{dx_y}{dt} \right)_y \quad \text{при } x_y \leq 0, \end{array} \right. \quad (3)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d^2x_k}{dt^2} = \frac{p_x S_x - p_{pk} S_m - p_p S_p + \operatorname{sgn} F_{ky} + \operatorname{sgn} F_{cy} - F_h}{m_k} \text{ при } x_k > 0, \\ \left(\frac{dx_k}{dt} \right)_0 = -k_k \left(\frac{dx_k}{dt} \right)_y \text{ при } x_k \leq 0, \\ \frac{d^2x_c}{dt^2} = \frac{p_x S_x - p_c S_c + \operatorname{sgn} F_{cy}}{m_c} \text{ при } x_c > 0, \\ \left(\frac{dx_c}{dt} \right)_0 = -k_c \left(\frac{dx_c}{dt} \right)_y \text{ при } x_c \leq 0. \end{array} \right. \quad (3)$$

В (1)–(9), кроме указанных на рисунке и в тексте, обозначены: $W = [2kR/(k-1)]^{1/2}$, $F_{ky} \equiv F_{yk}$ соответственно силы трения между корпусом и ударником и ударником и корпусом; m_y — масса ударника; m_c , x_c — масса и перемещение стержня, которые можно исключить при отсутствии его перемещения.

Конструктивные ограничения и допущения (см. рис. 3):

$x_y \leq (N - C) \leq (M - D_1)$; запорный клапан перемещается в радиальном направлении в размерах зазора; непроизводительные утечки и перетечки между фланцем и стержнем, поршневой частью стержня и осевым каналом в ударнике, поршневой частью ударника и цилиндром, хвостовиком инструмента и цилиндром, штоковой частью ударника и втулкой цилиндрического корпуса незначительны и при предварительных исследованиях обычно не учитываются.

Бародинамические функции (ϕ_c , ϕ_{pk} , ϕ_p , ϕ_x , θ_c , θ_{pk} , θ_p , θ_x) впуска воздуха в камеры выпуска и утечек записываются по аналогии с зависимостью Сен-Венана–Вантцеля. Учитывая, что функции ϕ имеют одинаковую форму записи, представим их в виде:

$$\phi_{ij} = \begin{cases} 0,5283 > P_i / P_j & 0,2588P_i \sqrt{\theta_i}, \\ 0,5283 \leq P_i / P_j & P_i \sqrt{\theta_i} \sqrt{(P_i / P_j)^{2/k} - (P_i / P_j)^{(k+1)/k}}, \\ 0,5283 > P_j / P_i & -0,2588P_j \sqrt{\theta_j}, \\ 0,5283 \leq P_j / P_i & -P_j \sqrt{\theta_j} \sqrt{(P_j / P_i)^{2/k} - (P_j / P_i)^{(k+1)/k}}, \end{cases} \quad (4)$$

где индексы ji и ij обозначают соответственно направления течения воздуха «откуда-куда» и «куда-откуда» при i — куда и j — откуда.

$$\Omega_{ij} \equiv \Omega_{ji} = \begin{cases} \phi_{ij} > 0 & (k-1), \\ \phi_{ij} \leq 0 & k - (\theta_j / \theta_i), \\ \phi_{ji} > 0 & k - (\theta_i / \theta_j), \\ \phi_{ji} \leq 0 & (k-1), \end{cases} \quad (5)$$

где Ω — термодинамическая функция расхода воздуха в зависимости от изменения температур.

Координаты выпуска отработавшего воздуха из кольцевой камеры рабочего и камеры холостого ходов:

$$\omega_{ap}(x_y) = \begin{cases} 0 & \text{при } (x_y + C) > B_2, \\ (B_2 - (x_y + C))Z & \text{при } B_1 < (x_y + C) < B_2, \\ (B_2 - B_1)Z & \text{при } (x_y + C) < B_1. \end{cases} \quad (6)$$

$$\omega_{ax}(x_y) = \begin{cases} 0 & \text{при } x_y < H_1, \\ (x_y - H_1)d & \text{при } H_2 > x_y > H_1, \\ (H_2 - H_1)d & \text{при } x_y < H_2. \end{cases} \quad (7)$$

Площади каналов впуска воздуха в кольцевую камеру рабочего и камеру холостого ходов из распределительной камеры:

$$\omega_x(x_y) = \begin{cases} 0 & \text{при } (x_y + C) \geq D_2 - D_1, \\ fS & \text{при } D_2 > (x_y + C) > D_1, \\ fS & \text{при } (x_y + C) \leq D_1. \end{cases} \quad (8)$$

$$\tilde{\omega}_p(x_y) = \begin{cases} 0,5(f_1 S_1) & \text{при } (x_y + C) \leq N, \\ 0 & \text{при } (x_y + C) \geq N, \\ f_1 S_1 & \text{при } (N - C) < (x_y + C) < N. \end{cases} \quad (9)$$

Моделирование вариантов позволило установить возможности улучшения расходных характеристик известных пневматических ударных механизмов со ступенчатым ударником, применив гарантированное перекрытие каналов впуска на время сообщения камеры с атмосферой. Во время впуска воздуха в камеры проходное сечение канала впуска соответствует необходимому и достаточному значению для создания со стороны камер силового импульса давления воздуха как для холостого, так и рабочего хода ударника.

Выводы. 1. Применение метода расчета проходных сечений каналов впуска воздуха в камеру холостого и рабочего ходов дает оптимальное значение геометрического сечения канала, достаточного для создания силового импульса давления воздуха со стороны камер холостого и рабочего ходов, без его завышения.

2. Дроссельный перепускной винтовой канал-паз, выполненный на втулке цилиндрического корпуса, не снижает прочность штоковой части ударника.

3. В конце холостого хода местное сопротивление дроссельного перепускного винтового канала-паза становится максимальным, расход воздуха — минимальным, а в конце рабочего хода местное сопротивление дроссельного перепускного винтового канала-паза — минимальное, расход воздуха максимальный.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. А б р а м е н к о в, Э.А. Пневматические механизмы машин ударного действия: дроссельные, струйные, беззолотниковые, бесклапанные [Текст] / Э.А. Абраменков, Д.Э. Абраменков. — Новосибирск : Изд-во НГУ, 1993. — 430 с.
2. Пат. 359382 СССР, № 1657310/22-3. Пневматический ударный механизм [Текст] /А.Я. Земляной, Ю.Н. Смирнов, М.И. Оноцкий ; заявл. 17.05.1971; опубл. 03.01.1973, Бюл. № 35.

КУЛИКОВ Андрей Викторович, асп.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет
(Сибстрин)

ГРУЗИН Алексей Владимирович, асп.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет
(Сибстрин)

АБРАМЕНКОВ Дмитрий Эдуардович, д-р техн. наук, проф.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет
(Сибстрин)

АБРАМЕНКОВ Эдуард Александрович, д-р техн. наук, проф.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет
(Сибстрин)

Получено 16.10.12

Kulikov Andrey Viktorovich, post-graduate student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

Gryzin Alexey Vladimirovich, post-graduate student, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

Abramenkov Dmitry Eduardovich, doctor of technical sciences, professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

Abramenkov Eduard Alexandrovich, doctor of technical sciences, professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

PNEUMOSHOCK MECHANISM WITH COMBINED CONTROL OF AIR INTAKE IN CHAMBER OF WORKING COURSES AND HIS PHYSICAL AND MATHEMATICAL DESCRIPTION

We considered a pneumatic hammer mechanism with combined control intake air into the camera stroke through the throttle bypass screw distribution channel-groove formed on the sleeve.

Key words: pneumatic mechanism, drummer, air pressure, distributing rod throttle channel, screw channel, case, intake, exhaust, tool, the camera stroke, the camera idling speed, distribution camera.

REFERENCES

1. Abramenkov, E.A. Pneumatic mechanisms of actionshockmachines: throttle, jet, without plunger, without valve [Text] / E.A. Abramenkov, D.E. Abramenkov. — Novosibirsk : Publishing of NGU, 1993. — 430 p.
2. Pat. 359382 of the USSR. № 1657310/22-3. Pneumatic impact mechanism [Text] / A.Ya. Zemlyanov, Yu.N. Smirnov, M.I. Onozkiy ; appl. 17.05.1971 ; publ. 03.01.1973, Bul. N 35.

НАУЧНЫЕ ПРОБЛЕМЫ АРХИТЕКТУРЫ И ЭКОЛОГИИ

УДК 726.7(571.56)

Д.С. МАСЛЕННИКОВА

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ОРГАНИЗАЦИИ ВНУТРЕННЕГО ПРОСТРАНСТВА ЯКУТСКОГО МОНАСТЫРЯ НА ДЕРЕВЯННОМ И КАМЕННОМ ЭТАПАХ СТРОИТЕЛЬСТВА (XVII–XX вв.)

Историко-архитектурная реконструкция основных этапов формирования Якутского Спасского монастыря позволяет выявить наиболее характерные принципы организации структуры внутреннего пространства, обусловленные как преемственностью традиций древнерусского монастырского зодчества, так и особенностями региональных условий строительства. Архитектуроцентрическое исследование ансамбля монастыря проведено по следующим критериям: анализ планировочной структуры, объемно-пространственной композиции, художественно-стилистических качеств застройки и функциональных сопровождающих сферы монастырской деятельности.

Ключевые слова: архитектурно-планировочная схема, объемно-пространственная композиция, внутренняя среда, силуэт архитектурного ансамбля, вертикальный акцент, декоративно-художественный стиль, оборонительные укрепления, монастырское хозяйство.

Якутский Спасский православный монастырь — первый в Якутии и самый северный на окраинных землях Российской империи — основан при Якутском остроге в 1632 г. И, поскольку острог неоднократно перестраивался в период 1630–1680 гг., менял свое расположение и монастырь, перемещаясь в соответствии с переносами острога. Так, в новообразованном монастыре сразу же поставили деревянный храм, освященный в 1640 г. в честь преподобного Михаила Малеина (так как средства на постройку монастырской святыни поступили от царя Михаила Федоровича) [1]. Однако уже в 1643 г., вскоре после возведения, церковь и немногочисленные монастырские постройки перенесли на левый берег Лены. Простота и рациональность строительных приемов деревянного зодчества обеспечивали необходимую подвижность и позволяли монашеской братии следовать за Якутским острогом, перевозя монастырские храмы и другие постройки в разобранном виде.

На новом месте в монастыре срубили еще одно сакральное сооружение — собор во имя Спаса (1663–1665 гг.), объемно-пространственная композиция которого представляла собой тип храма «с трапезной»: высокий двухъярусный четверик нес мощный восьмерик, увенчанный пятиглавием на кубоватых бочках. Обе деревянные храмовые постройки, составившие идеально-духовное ядро обители, и жилые корпуса с хозяйственными-бытовыми службами в 1680 г. были вновь перенесены, теперь уже, как оказалось, на окончательное место.

© Масленникова Д.С., 2012

Первый период формирования монашеской обители (1630–1680 гг.) характеризовался поиском оптимального, выгодного в стратегическом и торгово-экономическом отношении расположения на благоприятном для строительства рельефе. Двойная смена места является уникальной особенностью Якутского Спасского монастыря среди других региональных.

Когда в 1680 г. определились границы монастырских владений северного иноческого царства, начался второй период (1680–1711 гг.) — основательного деревянного строительства. Основой архитектурно-планировочной композиции Якутского монастыря стала концентрическая схема, представляющая собой геометрически правильный четырехугольник (рис. 1). Деревянные монастырские укрепления, имеющие приближенную к квадрату конфигурацию, были ориентированы по сторонам света. Воплощенная практически без отклонений, благодаря равнинному се-

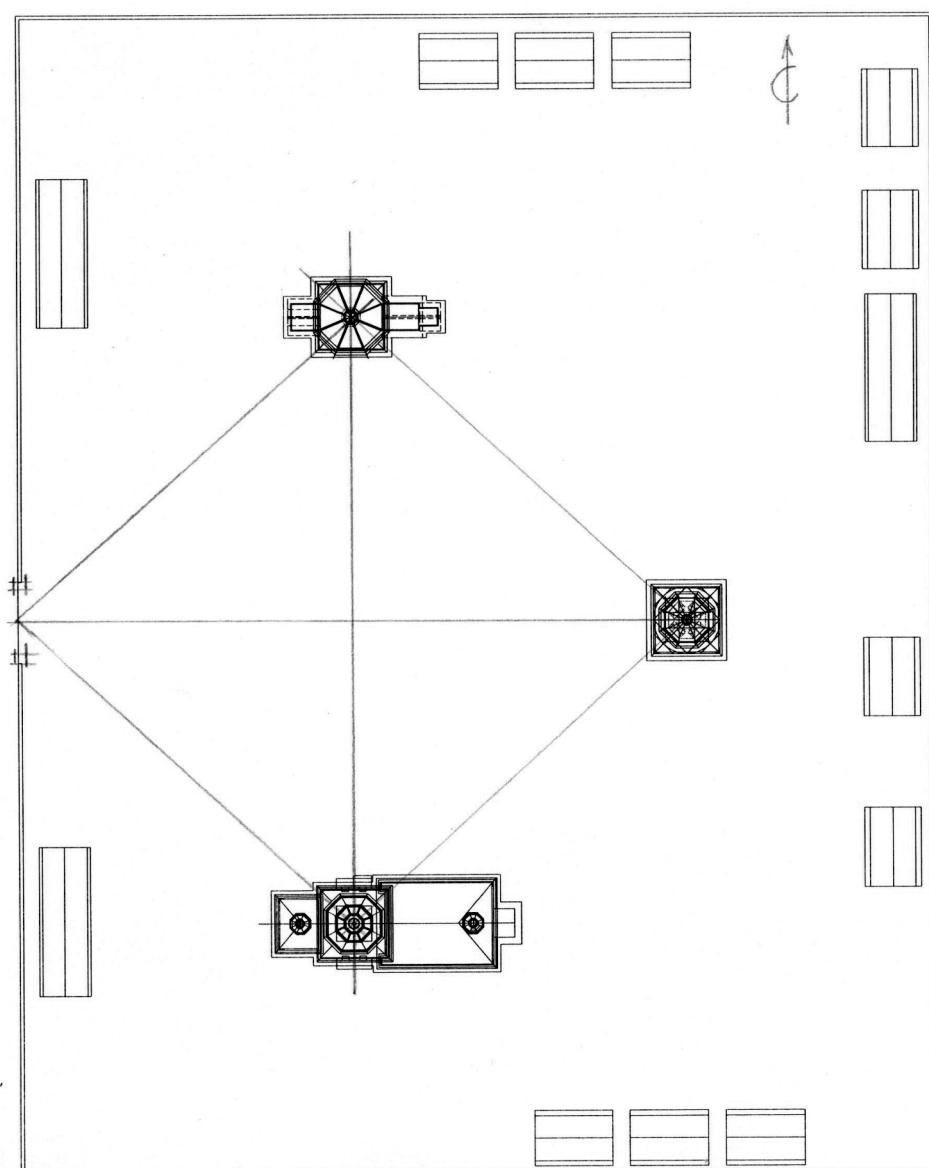


Рис. 1. Архитектурно-планировочная схема Якутского Спасского монастыря на деревянном этапе строительства. Реконструкция автора

верному рельефу, идеальная топологическая модель задавала позиции расположения храмовых объектов в пространственной структуре Якутского Спасского монастыря. Так как якутскому архитектурному ансамблю изначально свойственна была организация внутренней среды по принципу симметрии, обусловленной направлением главных планировочно-композиционных осей, то закономерно, что точку их пересечения зафиксировала деревянная ярусная доминанта колокольни — вертикальный акцент, дополнивший двухчастное идейно-духовное ядро из старых храмов, перенесенных с прежних мест, — Михайловской церкви и Спасского собора.

Смысовой центр обители приобрел вид весьма распространенной в древнерусских монастырских ансамблях трехчастной композиции треугольного типа, в которой архитектурные составляющие храмового ядра расположены по вершинам треугольника. Главные Святые ворота Якутского Спасского монастыря ориентировались теперь на ярусный объем колокольни, а главный монастырский собор и «холодная» Михайловская церковь находились на равных расстояниях от нее, симметрично главной планировочной оси. Очевидно, такая необычная, редко встречающаяся закономерность организации внутренней объемно-пространственной структуры, сформировалась под влиянием традиционного сакрального ядра древнерусского погоста, состоящего из двух объединенных колокольней «теплого» и «холодного» храмов [2]. Аналоги с ансамблевой композицией погоста возникли в Якутском Спасском иноческом царстве не случайно, вероятно, монастырские владения захватили часть существовавшего при Табагинском урочище кладбища.

Большое внимание уделялось развитию и производственной сферы монашеской обители. Так, интенсивно развивался функционально-типологический спектр. Были выстроены все необходимые сооружения: скотные дворы (доминирующей отраслью монастырского сельского хозяйства, наряду с торговлей, являлось скотоводство из-за неплодородности земель, обусловленной весьма суровыми природно-климатическими условиями), кухня с трапезной, сараи, мастерские, склады, амбары, баня, конюшня и прочие подсобные постройки, обрамляющие пространство храмового ядра.

Таким образом, во второй период существования монастыря в нем сформировалась та фундаментальная основа архитектурно-планировочной схемы, объемно-пространственной композиции и функционально-типологической структуры, которая будет сохранена в процессе перестроек, реконструкций и восстановлений обители после многочисленных пожаров. Традиция сохранять за церковью в случае ее гибели старое место способствовала устойчивости пространственной организации внутренней структуры. Такая неизменность принципов композиции и планировки архитектурного ансамбля обусловливалась ассоциативной взаимосвязью архитектурно-художественной и богослужебной сфер монастырского феномена.

В 1711 г. пожар уничтожил все первоначальные деревянные постройки монастыря. Восстановлением хозяйственно-бытовой, общественно-жилой сферы и идейно-духовного ядра характеризуется третий период существования (1711–1800 гг.) монашеской обители в Якутии. Пятиярусная колокольня и Спасский собор были выстроены в первую очередь в 1725 г. Затем на место прежней, сгоревшей церкви Михаила Малеина была перенесена в 1730-х гг. с городского рынка Якутска деревянная Николаевская церковь. Вновь обретенный монастырь освятили опять-таки в честь преподобного Михаила Малеина, сохранив, таким образом, не

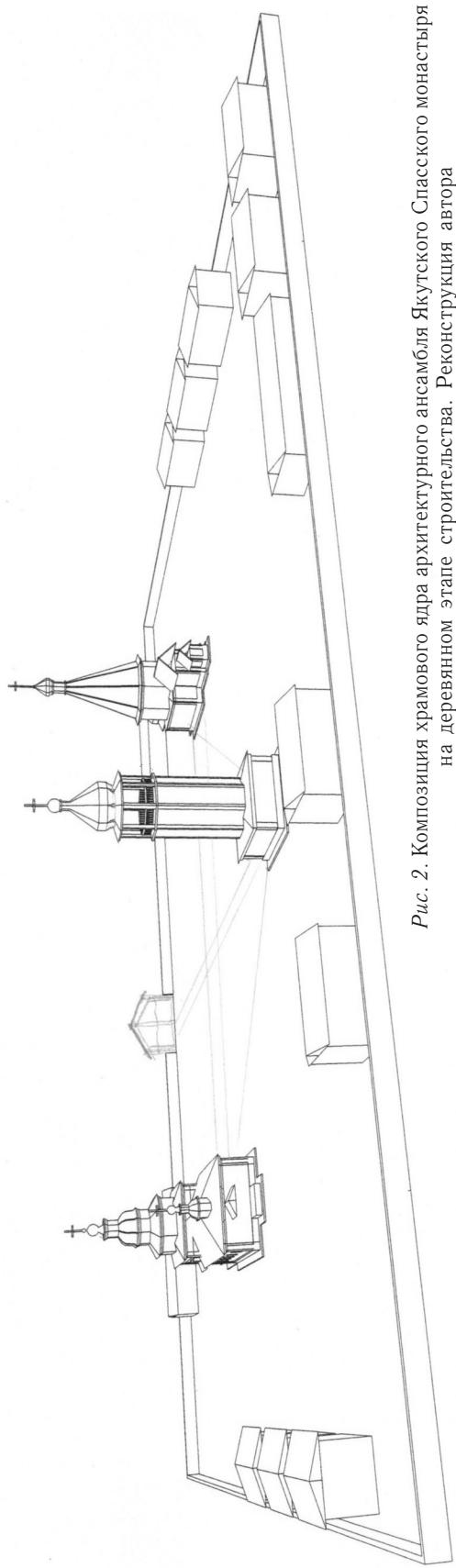


Рис. 2. Композиция храмового ядра архитектурного ансамбля Якутского Спасского монастыря на деревянном этапе строительства. Реконструкция автора

только сложившуюся схему планировки и композиции, но и традиционную топонимику архитектурного ансамбля (рис. 2).

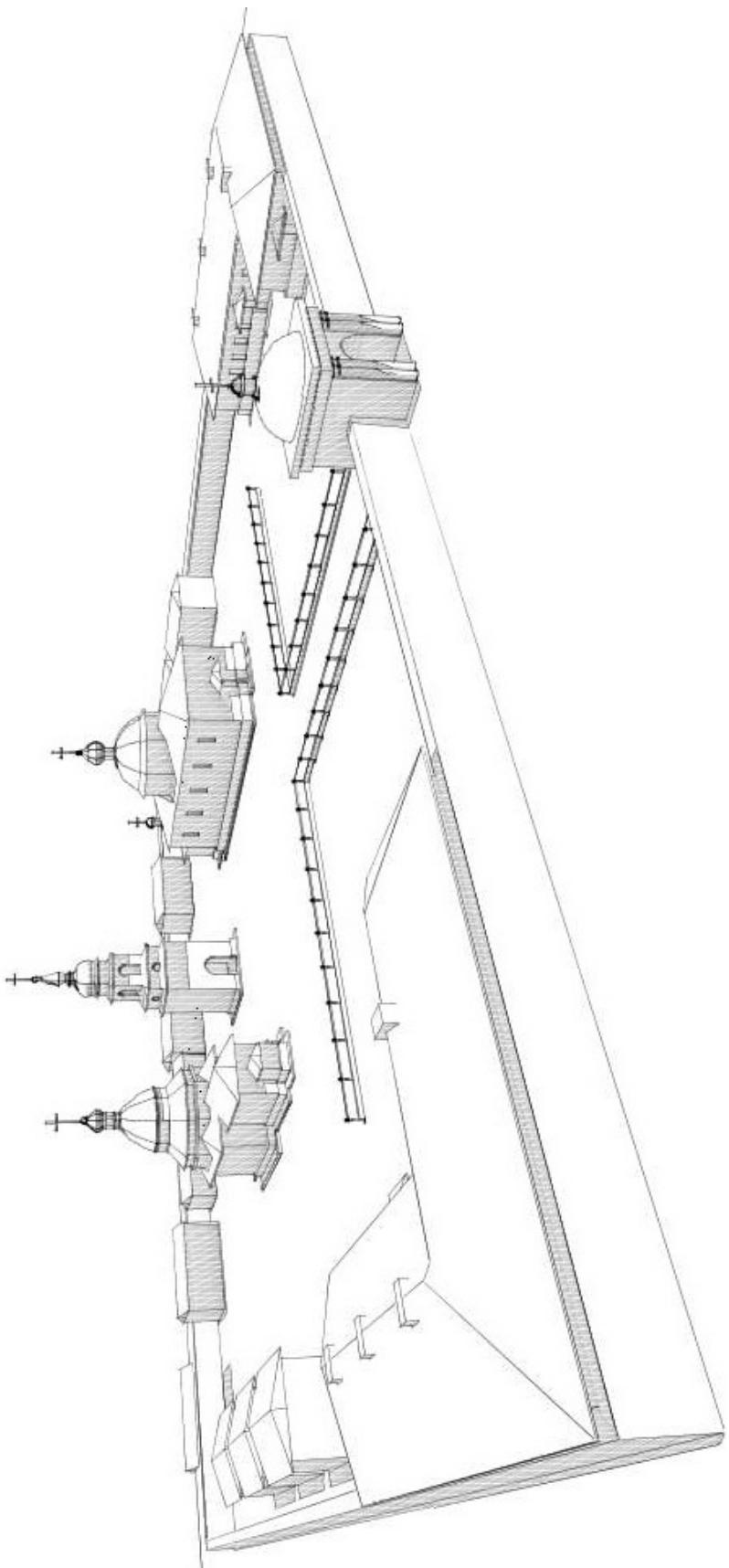
Спасский собор хоть и не потерялся в архитектурном ансамбле монастыря благодаря своему мощному эффектному пятиглавию со сложными криволинейными очертаниями кубоватых бочек в основании барабанов, но все же являлся равнозначной составляющей симметричной композиции храмов, расположенных на равных расстояниях относительно мощного архитектурного акцента — ярусного стержня колокольни. Ее динамичная вертикаль вновь стала точно в геометрическом центре ансамбля, замкнув собой главную планировочную ось. Пространственное взаимодействие динамичной вертикалистройной, устремленной ввысь колокольни и статичной основательной массы монументальных объемов Спасского собора и Михайловской церкви объединялось общим принципом центричного ярусного построения объемов и композиционной темой массивных кубоватых бочек в венчаниях храмов. Светотеневые эффекты, возникавшие на таких сложных формах, усиливали их пространственное звучание и способствовали тому, что силуэтная панorama обители прекрасно воспринималась с дальних точек даже в условиях скучной освещенности, свойственной северному климату. Во внешнем облике Якутского иноческого царства контрастное противопоставление приземистого четырехугольника монастырских стен, обрамляющих невысокую, преимущественно одноэтажную общественно-жилую и хозяйственную-бытовую застройку, и мощных ярусных доминант храмов с

пластичными завершениями усиливало своеобразие и архитектурно-художественную выразительность архитектурного ансамбля. Иерархичность внутренней структуры иноческого царства подчеркивалась пятиглавым завершением Спасского собора при одноглавой колокольне и шатровой Михайловской церкви. В целом для Якутского Спасского монастыря была характерна архаичная рассредоточенность ведущих доминант в противовес бытовавшей в период процесса феодализации и территориально-грабления Руси концентрации главных сакральных сооружений в едином компактном комплексе монастырского ансамбля.

Однако восстановленное в 1725 г. храмовое ядро просуществовало недолго: в 1770 г. пожар уничтожил второстепенный по символическому значению, но не менее ценный от этого, старейший храм Якутского иноческого царства — церковь во имя преподобного Михаила Малеина, а в 1780 г. сгорел и Спасский собор. Ситуацию усугубляла секуляризация 1764 г., обусловившая постепенный упадок экономической сферы деятельности монастыря.

Четвертый период (1800–1890 гг.) — возрождения монастыря — знаменуется масштабными каменными строительными работами: в 1800 г. восстановлен в камне Спасский собор, в 1822 г. построено миссионерское училище (для обучения якутов с целью принятия ими священного сана), в 1829 г. — духовная семинария, в 1859 г. — архиерейский дом. Однако местных мастеров не хватало, ощущалась острая потребность в опытных профессиональных зодчих, вследствие этого многое в монастыре строилось по типовым проектам (общественные здания, жилые корпуса) либо возводилось самими монахами без какого-либо проекта на основе личностных предпочтений местной церковной власти — игумена, наделенного обязанностями и главного строителя монастыря. Своеобразие Якутского иноческого царства обусловливалось творческой индивидуальностью таких незаурядных личностей, как игумен о. Иннокентий (Вениаминов), архиепископ Камчатский, Курильский и Алеутский, назначенный настоятелем северной обители. По его инициативе в четвертый период существования обители была возведена новая каменная ограда (конфигурация которой в точности повторяла контур первоначальных деревянных монастырских стен), хотя оборонная значимость фортификационных сооружений стремительно сокращалась и не наблюдалось особой необходимости в стратегических укреплениях. Новые каменные братские корпуса в линии монастырских стен, симметрично обрамляющие парадный вход в обитель, формировали внутреннее пространство архитектурного ансамбля, замкнутого и изолированного от внешнего мира. Таким образом, функционально-практическое назначение монастырской ограды сменилось образно-символическим (рис. 3).

Возведение в камне сгоревших деревянных архитектурных составляющих храмового ядра и общественно-жилой сферы, несмотря на то что осуществлялось в строгом соответствии с прежней планировочной схемой монастыря, привело к изменению его силуэтной панорамы, в частности, к повышению динамичности и вертикализма. Кроме того, в декоративном оформлении монастырских зданий явственно пропустила стилистическая направленность. Объемно-пространственная композиция новых монастырских каменных храмов и колокольни, выстроенных в рамках стиля «сибирского барокко» (1800 г. — трехпрестольный двухэтажный Спасский собор, 1820 г. — Михайловская церковь, 1856 г. — много-



*Рис. 3. Художественный образ и организация внутреннего пространства Якутского Спасского монастыря на каменном этапе строительства.
Реконструкция автора*

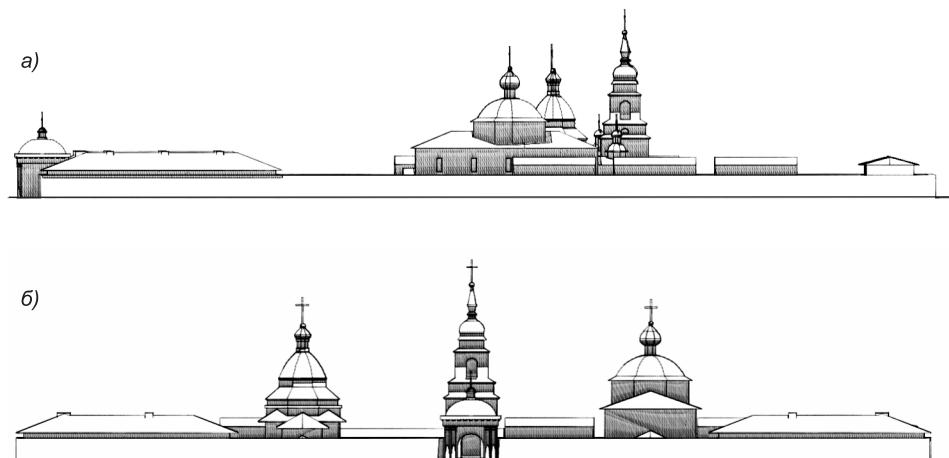


Рис. 4. Внешнее силуэтное решение Якутского Спасского монастыря на каменном этапе строительства. Реконструкция автора

а — развертка архитектурного ансамбля с южной стороны; б — развертка архитектурного ансамбля со стороны Святых ворот

ярусная колокольня), основывалась на контрастных сочетаниях центрических ярусных объемов (рис. 4).

Архитектурно-пространственная организация внутренней среды Якутского иноческого царства представляла собой на данном этапе каменного строительства глубинную композицию: при восприятии архитектурного ансамбля от главных Святых ворот торжественно раскрывалось центральное пространство с монументальными объемами храмов. Главенствующее значение монастырского собора выявлялось вертикалью колокольни. Иерархия организации внутреннего пространства выдерживалась строго в соответствии с традицией: корпуса келий обрамляли храмы, к правильному четырехугольнику монастырских стен примыкали вспомогательные объекты хозяйствственно-бытового назначения: трапезная с кухней, амбар, мастерские и прочие постройки. Основная же часть производственно-экономической и сельскохозяйственной сферы (животноводческой ее отрасли) монастыря сконцентрировалась в «подмонастыре» — за оградой обители и включала в себя конюшни, кузницу, пастбища, хлев, амбары, сараи и прочие постройки. Так, на протяжении всего существования ансамбля торжественность центрального пространства, составленного треугольным сакральным ядром, подчеркивалась концентрически расположенной, упорядоченной регулярной общественно-жилой и хозяйствственно-бытовой застройкой. Принцип концентричности как закономерный при формировании внутренней структуры древнерусских монастырей, таким образом, остается неизменным в архитектурно-планировочной и объемно-пространственной организации Якутского Спасского монастыря.

В пятый период произошло стремительное расширение торгово-экономической сферы, развивалось сельское хозяйство. В Якутске монастырь приобрел в собственность две торговые лавки [3]. Данный фактор способствовал тому, что монастырь стал крупным торговыми-административным центром, и пятый период (1890–1923 гг.) существования обители стал временем истинного расцвета монастырской архитектуры. К тому же в 1870-е гг. Спасский монастырь перешел в подчинение епархиальному архиерею, и в связи с этим были созданы представитель-

ные административно-образовательные здания: духовная консистория (1886 г.), архиерейский дом и епархиальное управление (1913 г.), общественно-жилые корпуса для паломников и новые корпуса монашеских келий (1890–1900 гг.) [4]. Период высшего развития обители — создания монументальной, торжественно-парадной архитектуры — оказался завершающим: в 1920-е гг. монастырь еще действовал, а в 1923 г. произошло официальное закрытие монастыря, были разрушены почти все его постройки.

Таким образом, Спасский Якутский монастырь представлял собой уже на самом раннем этапе формирования традиционный архитектурный ансамбль с идеально правильными четырехугольными очертаниями контура монастырских стен со строго выдержанной функциональной иерархией пространственной структуры и концентричностью зон застройки. Вместе с тем в обители ярче всего среди всех региональных монастырей проявились яркие индивидуальные черты, заключавшиеся, прежде всего, в принципах организации внутреннего пространства, а именно:

— ведущие доминанты были рассредоточены на обширной территории, и в объемно-пространственной композиции архитектурного ансамбля монастыря ощущался их крупный, размеренный ритм;

— не применялось объединение объектов в цельную полузамкнутую структуру, архитектурные составляющие трактовались во внутренней среде как самостоятельные объемы;

— сакральное ядро Якутского Спасского монастыря, организованное по треугольному типу, представляло собой довольно редкий в древнерусском монастырском зодчестве и совершенно исключительный среди региональных обителей пример бицентричной композиции, в которой центральную главенствующую позицию главного монастырского собора занимает архитектурно-композиционный вертикальный стержень колокольни, объединяющий симметрично поставленные, уравновешенные храмы;

— монастырские стены, утратившие свое прежнее стратегическое значение, не имели периметральных и угловых акцентов (башен, надвратной церкви), вместо них ограду формировали братские корпуса.

Итак, место, которое в целом занимал Якутский Спасский монастырь в русской архитектуре, уникально. Синтез общерусских и местных традиций определил неповторимость архитектурно-художественного образа, своеобразие композиции и планировки иноческой обители, одной из самых совершенных в региональном монастырском зодчестве.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Зверинский, В.В. Преобразование старых и учреждение новых монастырей с 1764 по 1890 г. (594 монастыря). Материал для историко-топографического исследования о православных монастырях в Российской империи с библиографическим указателем [Текст] / В.В. Зверинский. — СПб., 1890. — 640 с.
2. Бусева-Давыдова, И.Л. Монастырские комплексы [Текст] / И.Л. Бусева-Давыдова // Русское градостроительное искусство. Древнерусское градостроительство / под ред. Н.Ф. Гуляницкого. — М. : Стройиздат, 1993. — С. 310–320.
3. Краткое обозрение древних русских зданий и древних отечественных памятников [Текст] // Материалы для статистики Российской империи, издаваемые с Высочайшего соизволения при статистическом отделении Совета министров внутренних дел. — СПб., 1841. — 490 с.
4. Юрганова, И.И. Церкви Якутии : Краткая история [Текст] / И.И. Юрганова. — Якутск : Триада, 2010. — 400 с.

*МАСЛЕННИКОВА Диана Сергеевна, канд. архит., доц.; E-mail: diana_masl@mail.ru
Тихоокеанский государственный университет, г. Хабаровск*

Получено 12.10.12

Maslenikova Diana Sergeevna, candidate of architecture, assistant professor;
E-mail: diana_masl@mail.ru, Tihookeansky State University, Khabarovsk, Russia

**PRINCIPLES ORGANIZATION OF INTERNAL SPASE
OF YAKUT SPASSKY MONASTERY IN WOODEN
AND STONE PERIOD OF BUILDING (SECOND HALF
OF XVII — THE BEGINNING OF XX CENTURIES)**

Yakutsk Spassky monastery — one of such monasteries, the most ancient on northern suburbs of the Russian empire, has been based in 1663 ashore channels of Lena near to Yakutsk. We consider typological, spase-planning, compositional and decorative features of the orthodox Yakutsk Spassky monastery. Architecture of Far East monasteries as the part of religious-cultural potential of region, is now fertile space for the professional creativity, based on in-depth study of temple architecture history, its sources on suburb lands of the Russian state.

К e y w o r d s: architectural-planning scheme, volume-spased composition, inside environment, panorama of architectural ensemble, vertical accent, decorative-artistic style, defensive strengthenings, monastic economy.

REFERENCES

1. Zverinskiy, V.V. Reconstruction of the antique and building of the new monasteries (1764–1890 y., 594 monasteries). Material for historical-geographical examination about orthodox monasteries in Russian empire with referense index [Text] / V.V. Zverinskiy. — SPb., 1890. — 640 p.
2. Buseva-Davidova, I.L. Monastic ensemble [Text] / I.L. Buseva-Davidova / / Russian citybuilding art. Ancient citybuilding / ed. by N.F. Gulyanitckiy. — M. : Stroyizdat, 1993. — P. 310–320.
3. Concise history antique russian buildingies and antique national monuments [Text] // Material for statistics Russian Empire, publishing from Visothaishego soizvolenia with statistical department Council Minister Inside Affairs. — SPb., 1841. — 490 p.
4. Urganova, I.I. The temples of Yakut : Concise history [Text] / I.I. Urganova. — Yakutsk : Triada, 2010. — 400 p.

НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

УДК 624.075.2.014.2

А.А. КОЛЬЗЕЕВ

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ЗАМКНУТОЙ ФОРМЫ СЕЧЕНИЯ НА УСТОЙЧИВОСТЬ СЖАТЫХ СТАЛЬНЫХ СТЕРЖНЕЙ ТРЕХПОЯСНЫХ ФЕРМ

Исследованы резервы несущей способности сжатых стержней замкнутого сечения в составе трехпоясных ферм. Выполнены расчеты на ЭВМ с учетом физической и геометрической нелинейности моделей стержней. Получены коэффициенты влияния формы сечения.

Ключевые слова: сжатый стержень, устойчивость, замкнутое сечение.

Известно, что замкнутая (трубчатая) форма поперечного сечения является идеальной для стержней, работающих на сжатие. Стержни из труб имеют наибольшие радиусы инерции относительно главных осей и наивысшую жесткость при кручении в сравнении с любым типом открытого сечения (двуутавр, швеллер и др.). Повышенная коррозионная стойкость и долговечность при условии герметизации внутренней полости, хорошие аэродинамические качества делают привлекательными стержневые элементы из труб в колоннах, фермах, арках, высотных сооружениях. Однако широкое применение конструкций из круглых труб сдерживается их относительно высокой стоимостью. В то же время сварные трубы из двух прокатных уголков или швеллеров можно легко изготовить как на заводе металлоконструкций, так и на строительной площадке.

К достоинствам сварных труб при использовании их, например, в фермах можно отнести возможности сопряжения стержней в узлах без фасонок при прямых резах труб и опирания профилированного настила или прогонов непосредственно на пояс, а также удобство передвижения монтажников по поясам ферм (по сравнению с круглыми трубами) в процессе монтажа.

Интересными конструктивными решениями являются пространственные трехпоясные фермы (два верхних и один нижний пояс), пояса которых образованы из двух прокатных неравнополочных уголков, сваренных одинаковыми полками. Пояса фермы вписываются в правильный треугольник, что обеспечивает прямые резы стержням решетки, выполненным также из прямоугольных сварных труб. Трехпоясная ферма (другое название — трехгранный блок) обладает значительными резервами несущей способности при монтаже, как при подъеме, так и во время установки на опоры, не требуя временных расчалок.

При непосредственном опирании стального профилированного настила на трехпоясную ферму верхние пояса работают на внецентренное сжатие, нижний пояс — на растяжение, а элементы решетки — центрально сжаты (растянуты). Трехпоясные фермы такой конструкции были использованы, например, в покрытии спортзала Казахского института физической культуры в г. Алма-Ате (проект Казахского отделения ЦНИИПроектстальконструкции при участии НИСИ им. Куйбышева).

© Кользев А.А., 2012

На основе исследований, проведенных на кафедре металлических и деревянных конструкций НГАСУ (Сибстрин), установлено, что внецентренно-сжатые стержни из прямоугольных труб обладают резервами несущей способности по устойчивости [1].

Несущая способность внецентренно-сжатого стержня верхнего пояса трехгранных блоков по устойчивости может быть вычислена по формуле (все обозначения по [2]):

$$N = \varphi_e R_y A \gamma_c, \quad (1)$$

где φ_e — коэффициент устойчивости, зависящий:

- от гибкости $\lambda = l_{ef} / i_z$ (l_{ef} — расчетная длина стержня, i_z — радиус инерции сечения);
- относительного эксцентризитета $m = e A / W_z$;
- коэффициента влияния формы сечения η .

Резервы несущей способности сжатых стержней замкнутого сечения скрыты в величине коэффициента η , который учитывает влияние формы поперечного сечения стержня, степень его ослабления пластическими деформациями при потере устойчивости. В действующих нормах есть понятие «базового» сечения внецентренно-сжатого стержня. Таким сечением является сплошное прямоугольное сечение, для которого $\eta = 1$. Для большинства других типов сечений $\eta > 1$. Понятие коэффициента формы сечения было введено в расчетную методику Ф. Блейхом [3] на основе исследований Е. Хвалла и К. Ежека, выполненных в 1935 г.

Коэффициенты влияния формы сечения η , включенные в действующие нормы [2], были уточнены на основе исследований, проведенных в ЦНИИСК им. Кучеренко. Однако эти эксперименты не учитывали распределение упругопластических деформаций по длине стержня.

Задачей настоящей работы является оценка величины коэффициентов влияния формы сечения для внецентренно-сжатых стержней замкнутого сечения, образованных из двух неравнополочных уголков, сваренных одинаковыми полками.

Длина грани треугольного поперечного сечения фермы может варьироваться в пределах 3...4 м. Это связано, с одной стороны, с вертикальным провозным габаритом по железной дороге (не более 3,85 м). При длине грани 4 м высота блока составляет 3,46 м, при грани 5 м — 4,3 м > 3,85 м. С другой стороны, часто применяемый в покрытиях профилированный стальной настил марки Н75-750-0,8 работает на пролете до 4 м. Длины панелей верхних поясов также удобно принимать равными 3...4 м, что кратно пролетам зданий 24...36 м. Соединительные решетки поясов фермы — треугольные. Расчетная схема трехпоясной фермы пролетом 24 м приведена на рис. 1. Устойчивость верхних сжатых поясов в

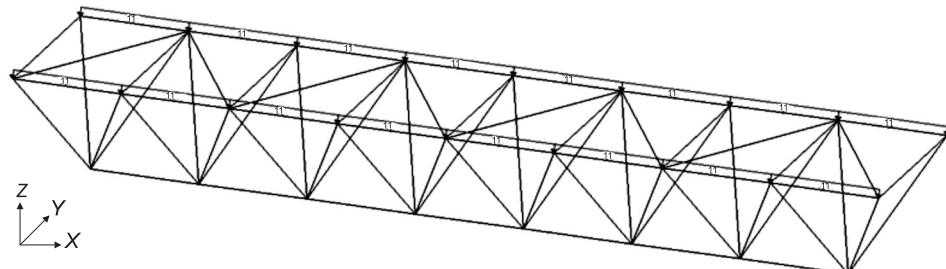


Рис. 1. Расчетная схема трехпоясной фермы при равномерно распределенной нагрузке 11 кН/м

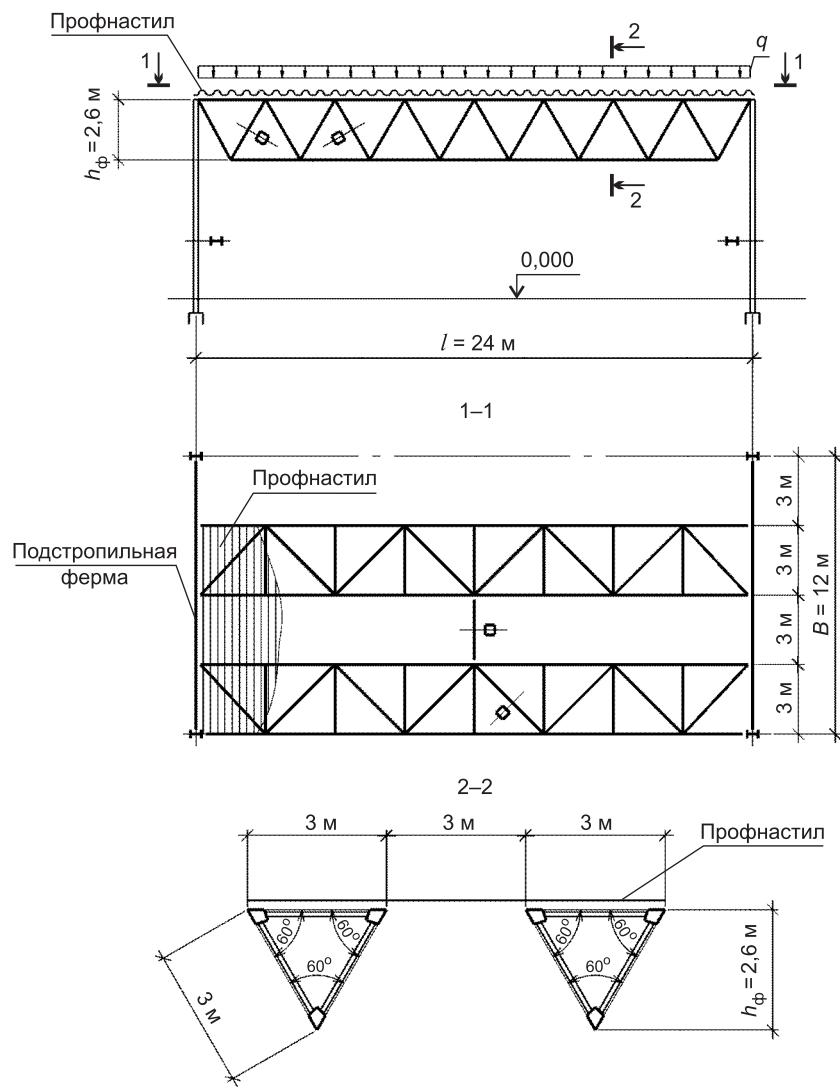


Рис. 2. Блок покрытия с трехпоясными фермами

горизонтальной плоскости при таком конструктивном решении обеспечивается за счет жесткого диска, образованного стальным профилированным настилом, соединенным с верхними поясами ферм (рис. 2). Дополнительным преимуществом является снижение постоянной нагрузки на покрытие за счет отказа от прогонов.

Трехпоясные фермы могут использоваться в покрытии как в виде отдельных несущих конструкций, так и в составе блоков: стропильные (трехпоясные), подстропильные фермы, связи и стальной профнастил (см. рис. 2). Преимущество блочного монтажа — возможность сборки конструкций блока на земле (повышение качества и безопасности работ и сокращение сроков монтажа). За один подъем можно перекрыть до $36 \cdot 12 = 432 \text{ м}^2$. Кроме длины панели в качестве варьируемого параметра сжатого пояса можно использовать эксцентрикситет сжимающей силы $e = M/N$ или относительный эксцентрикситет $m = e/\rho$, где ρ — ядровое расстояние.

Эксцентрикситет сжимающей силы зависит от длины панели пояса l_p . Выполнив несложные преобразования, можно получить эту зависимость для наиболее нагруженной панели:

$$e = \frac{8l_n}{\alpha\beta^2}, \quad (2)$$

где $\alpha = 12$ — коэффициент, позволяющий вычислить максимальный пролетный момент в промежуточной панели пояса как в балке на упруго-погодливых опорах; $\beta = 8$ при $l_n = 3$ м и $\beta = 6$ при $l_n = 4$ м.

Таким образом, при длине панели $l_n = 3$ м $e = 8 \cdot 3 \text{ м} / (12 \cdot 8^2) = 0,031 \text{ м} = 3,1 \text{ см}$; при длине панели $l_n = 4$ м $e = 8 \cdot 4 \text{ м} / (12 \cdot 6^2) = 0,074 \text{ м} = 7,4 \text{ см}$.

Для более точной оценки величины этого параметра рассчитаем модель трехпоясной фермы (см. рис. 1) в программе SCAD. Постоянная нагрузка с «легкой» кровлей: гидроизоляция, утеплитель, пароизоляция, вес стального профнастила и фермы — 110 кг/м². Снеговая нагрузка — 240 кг/м² для IV снегоходного района. В результате получены расчетные комбинации усилий:

$$\begin{aligned} N_{\max} &= -300 \text{ кН}; M_{\text{коотв}} = 8 \text{ кН} \cdot \text{м} \text{ (в середине пролета фермы);} \\ M_{\max} &= 10 \text{ кН} \cdot \text{м}; N_{\text{коотв}} = -70 \text{ кН} \text{ (в опорной панели).} \end{aligned}$$

Эксцентризитет сжимающей силы варьируется от $e_{\min} = 8/300 = 0,027 \text{ м} = 2,7 \text{ см}$ до $e_{\max} = 10/70 = 0,143 \text{ м} = 14,3 \text{ см}$.

Для решения поставленной задачи в качестве пояса трехгранных блоков будем использовать замкнутое сечение из двух уголков 180×110×10, сваренных одинаковыми полками (см. рис. 1, 2, таблицу). Варьируемые параметры: длина панели сжатого пояса — 2,5...4 м, эксцентризитет сжимающей силы от 0,5 до 15 см ($m = 0,14...4,2$). Материал поясов — сталь С255 по ГОСТ 27772–88.

Поставленная задача решалась с помощью программы PSK, реализованной на языке «С». В основе алгоритма программы, разработанной в ЦНИИПроектстальконструкции, лежит метод перемещений с использованием суперэлементов. Критическая нагрузка вычислялась с учетом физической и геометрической нелинейности, а также развития зон упругопластических деформаций по длине стержня.

Модель разбивалась на 8 одинаковых конечных элементов по длине стержня и на 32 элемента в поперечном сечении. Физическая нелинейность работы материала модели учитывалась с помощью диаграммы сжатия стали, предложенной ЦНИИСК им. Кучеренко и задаваемой координатами точек, $\sigma_t = 240 \text{ МПа}$. Изогнутая в процессе нагружения ось стержня и начальная кривизна, в том числе, аппроксимировались полуволной синусоиды. Расчетная схема модели приведена в таблице. Для каждого варианта модели вычислялись критическая нагрузка и коэффициенты влияния формы сечения по методике, изложенной в [4]. Учет развития зон упругопластических деформаций по длине стержня позволяет получить более надежные результаты, что подтверждается экспериментально [1].

Анализируя результаты (см. таблицу), можно заключить:

1. Величина коэффициентов влияния формы сечения для внецентренно-сжатых стержней, сваренных из двух неравнополочных уголков, соединенных одинаковыми полками, близка к единице. Соответственно, чем меньше величина коэффициента формы сечения, тем меньше степень ослабления поперечного сечения пластическими деформациями и тем эффективнее работа внецентренно-сжатого стержня.

2. Влияние гибкости и относительного эксцентризитета на величину η незначительно.

Результаты расчета по программе PSK

Расчетная схема и поперечное сечение стержня	$l, \text{ м}$	λ	$e, \text{ см}$	m	$N_{cr}, \text{ кН}$	η
	2,5	42	0,5	0,14	1236	0,979
			1	0,28	1204	0,988
			2	0,55	1128	1
			4	1,11	994	1,02
			6	1,66	834	1,03
			8	2,21	753	1,03
			10	2,77	659	1,02
			15	4,2	490	1,02
	3	50	0,5	0,14	1184	0,979
			1	0,28	1163	0,982
			2	0,55	1094	0,994
			4	1,11	951	1,02
			6	1,66	856	1,01
			8	2,21	754	1,01
			10	2,77	660	1,01
			15	4,2	486	1,01
<p>$2l = 180 \times 110 \times 10$ $A = 56,8 \text{ см}^2$ $i_z = 6,01 \text{ см}$</p>	4	67	0,5	0,14	1064	0,972
			1	0,28	1055	0,975
			2	0,55	1013	0,983
			4	1,11	897	1
			6	1,66	799	1,01
			8	2,21	720	1
			10	2,77	645	1
			15	4,2	481	1

3. Практический выход настоящих исследований — экономия стали в сжатых поясах трехгранных блоков и повышение надежности расчетов на устойчивость внецентренно-сжатых стержней.

Для примера рассчитаем расход металла на сжатые пояса модели трехпоясной фермы пролетом 24 м (см. рис. 1).

Верхний пояс: принимаем замкнутое сечение из двух уголков 125×80×8. Для наиболее нагруженной панели $e = 2,7 \text{ см}$; $m = 2,7 \cdot 31,96 \text{ см}^2 / 67 \text{ см}^3 = 1,3$. Гибкость $\lambda = 300 \text{ см} / 3,94 \text{ см} = 76$; $\phi_e = 0,43$.

Проверка на устойчивость:

$$\sigma = 300 \text{ кН} / (0,43 \cdot 31,96 \text{ см}^2) = 21,8 \text{ кН/см}^2; \sigma < 24 \text{ кН/см}^2.$$

Устойчивость сжатого пояса обеспечена.

Нижний пояс: $N_{max} = +614 \text{ кН}$. В целях унификации принимаем поперечное сечение, аналогичное верхнему поясу.

Проверка нижнего пояса на прочность:

$$\sigma = 614 \text{ кН} / 31,96 \text{ см}^2 = 19,2 \text{ кН/см}^2 < 24 \text{ кН/см}^2.$$

Прочность растянутого пояса обеспечена.

При расчете по [2] коэффициент формы сечения $\eta = 1,2$; $m_{ef} = 1,2 \cdot 1,3 = 1,6$; $\phi_e = 0,39$. Проверка на устойчивость $\sigma = 300 / (0,39 \cdot 31,96) = 24,1 \text{ кН/см}^2$; $\sigma > 24 \text{ кН/см}^2$ не выполняется. Для верхнего пояса необходимо принимать сечение из двух уголков $125 \times 80 \times 10$.

Экономия стали для двух верхних сжатых поясов трехгранных блоков пролетом 24 м составляет:

- вес поясов по [2]: $2 \cdot 15 \text{ кг/м} \cdot 24 \text{ м} \cdot 2 = 1440 \text{ кг}$;
- вес поясов при учете $\eta = 1: 2 \cdot 13 \text{ кг/м} \cdot 24 \text{ м} \cdot 2 = 1248 \text{ кг}$, примерно 13 %.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Кользееев, А.А. Устойчивость внецентренно-сжатых стальных стержней из прямоугольных труб [Текст] // А.А. Кользееев // Изв. вузов. Строительство. — 1996. — № 4. — С. 7–10.
2. СП 16.13330.2011: Свод правил. Стальные конструкции. Актуализированная редакция СНиП II-23-81*. — М.: Минрегион России, 2011. — 172 с.
3. Блейх, Ф. Устойчивость металлических конструкций [Текст] / Ф. Блейх. — М.: Физматгиз, 1959. — 460 с.
4. Кользееев, А.А. Оценка влияния формы сечения на устойчивость внецентренно-сжатых стержней [Текст] / А.А. Кользееев // Изв. вузов. Строительство. — 1992. — № 1. — С. 3–6.

*КОЛЬЗЕЕВ Андрей Александрович, канд. техн. наук, доц.
Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет
(Сибстрин)*

Получено после доработки 29.10.12

Kolzeyev Andrey Alexandrovich, candidate of technical sciences, assistant professor, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Russia

ESTIMATION OF INFLUENCE OF THE CLOSED FORM OF SECTION ON THE STABILITY OF COMPRESSED STEEL RODS OF THREE-FLANGE TRUSSES

Carrying capacity reserves of compressed steel rods of closed section of three-flange trusses are investigated. Computer calculations were made according to physical and geometrical nonlinearity models of rods. Section shape effect coefficients are obtained.

Key words: compressed rod, stability, closed section.

REFERENCES

1. Kolzeyev, A.A. Stability of eccentrically compressed steel bars of rectangular tubes [Text] / A.A. Kolzeyev // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 1996. — N 4. — P. 7–10.
2. Russian Ministry of Construction, «General rules for steel structure design, SP 16.13330.2011». — M., 2011. — 172 p.
3. Bleih, F. Buckling Strength of Metal Structures [Text] / F. Bleih. — M., 1959. — 460 p.
4. Kolzeyev, A.A. Section shape effect evaluation upon eccentrically loaded members stability [Text] / A.A. Kolzeyev // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 1992. — N 1. — P. 3–6.

УДК 539.215.1

А.Н. ХАРХАРДИН, Л.А. СУЛЕЙМАНОВА, В.В. СТРОКОВА

**ТОПОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА
ПОЛИДИСПЕРСНЫХ СМЕСЕЙ И СОСТАВЛЯЮЩИХ
ИХ ФРАКЦИЙ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ СИТОВОГО
И ЛАЗЕРНОГО АНАЛИЗОВ ГРАНУЛОМЕТРИИ**

Приводятся теория и метод получения дополнительной информации о топологических свойствах полидисперсных смесей и фракций, входящих в их состав, из кривых ситового и лазерного анализа их гранулометрического состава на микросайзере.

Ключевые слова: полидисперсные смеси, гранулометрический состав, плотность упаковки частиц.

Графические зависимости распределения частиц по размерам, полученные на лазерном анализаторе гранулометрического состава и путем рассева полидисперсных смесей на фракции, представляемые на них в виде максимумов, позволяют определить, не прибегая к эксперименту, плотность упаковки частиц. Простые полидисперсные смеси имеют пологие нисходящие отрезки от вершины одного наибольшего максимума (рис. 1, 2, 1) и не являются высокоплотными составами. Сложные полидисперсные смеси имеют ряд максимумов на кривой зависимости содержания частиц от их размера (рис. 2, 2) и приближаются к высокоплотным составам в зависимости от количества и высоты меньших максимумов. Так как исследование на лазерном анализаторе частиц производится в водной среде, то форма частиц вместе с межфазным слоем на их поверхности является сферической [1] и здесь следует ожидать

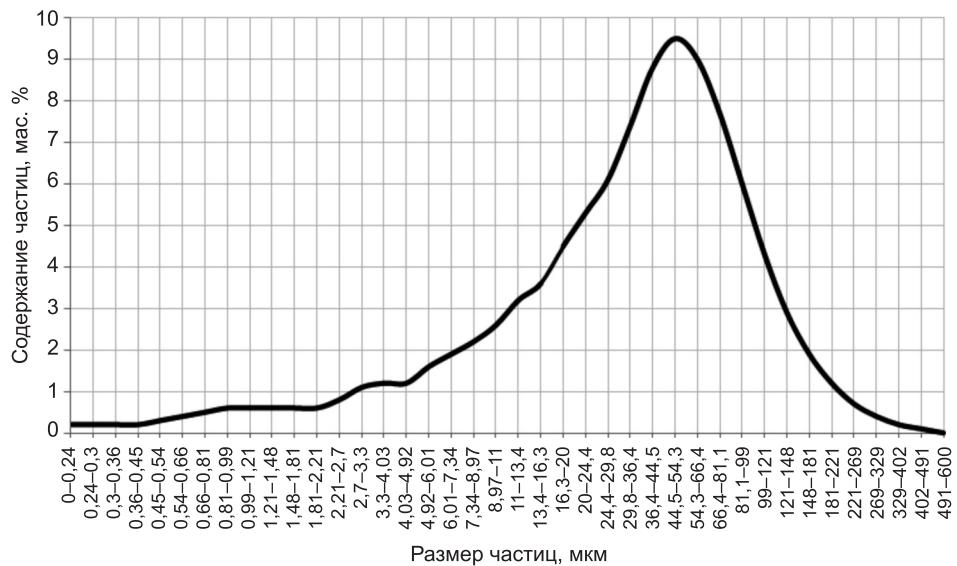


Рис. 1. Распределение частиц по размерам портландцемента ЦЕМ I 42,5Н по результатам лазерного анализа на микросайзере

© Хархардин А.Н., Сулейманова Л.А., Строкова В.В., 2012

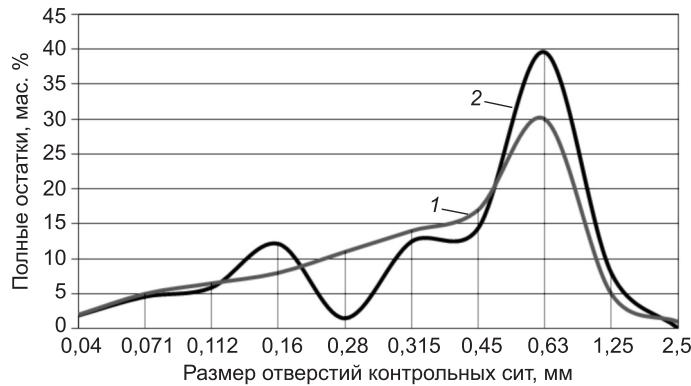


Рис. 2. Гранулометрический состав полидисперсных смесей по результатам ситового анализа

1 — вспученный перлитовый песок естественного состава; 2 — смесь вспученного перлитового песка и перлитовой пыли

не только случайную (произвольную) их упаковку, но и плотнейшую укладку подобно атомам или ионам в кристаллической решетке металлов с плотностью упаковки $\eta_1 = \pi / 3\sqrt{2} = 0,7405$.

Если на кривой графической зависимости распределения частиц по размерам сложной полидисперсной смеси взять отношение средних размеров частиц в точках максимумов к среднему размеру частиц основной крупной фракции, то можно установить класс системы их распределения по относительным размерам согласно закону распределения при высокоплотной упаковке в виде [2]:

$$d_n / d_1 = \left(\frac{2,549}{10\eta_1} \right)^{mn/3}, \quad (1)$$

где m — класс системы распределения частиц в смеси при высокоплотной упаковке, $m = 0 - 12\dots$;

η_1 — плотность случайной упаковки частиц в основной крупной фракции (в основе);

n — номер очередной фракции подбора состава смеси, начиная с основы, $n = 1, 2, 3\dots$

Так, при $\eta_1 \leq 0,64976$, $m = 1$ и $n = 0; 1; 2; 3\dots$ из выражения (1) получим относительные размеры частиц для общей системы их распределения класса $m = 1$: $d_n / d_1 = 1; 0,732; 0,536; 0,392; 0,287; 0,210; 0,154; 0,113; 0,082; 0,060; 0,044; 0,032; 0,024\dots$ Эти размеры соответствуют второй фракции систем (подсистем) класса $m = m + 1$. При $m = 2$ и $n = 1, 2, 3\dots$ установим систему распределения частиц второго класса: $d_n / d_1 = 1; 0,536; 0,287; 0,154; 0,082; 0,044; 0,024\dots$ Так получают систему распределения частиц при высокоплотной их упаковке в смеси для каждого класса m .

Особенность системы класса $m \geq 12$ в том, что плотность упаковки частиц в их двухфракционных составах наибольшая. При $\eta_1 \leq 0,64976$ и $\eta_1 = \eta_2 = \eta_3 = \gamma_i / \rho_i$, где γ_i , ρ_i — насыпная плотность уплотненного дисперсного слоя в данной среде и плотность частиц соответственно, получим:

$$\sigma_2 = \eta_1 + (1 - \eta_1)\eta_2 = 0,64976 + (1 - 0,64976) \cdot 0,64976 = 0,8773,$$

$$\sigma_2 = \eta_1 + (1 - \eta_1)\eta_2 = 0,64029 + (1 - 0,64029) \cdot 0,64029 = 0,8706.$$

Наличие промежуточных фракций в таких тонкодисперсных двухфракционных составах приводит к незначительному увеличению плотности упаковки частиц в полидисперсных смесях. Это связано с образованием заряда на их поверхности в процессе сухого механического измельчения зернистого сырья и проявлением сил электростатического отталкивания разрыхлением дисперсного слоя. Частичное экранирование заряда поверхности частиц межфазной (адсорбционной) прослойкой в процессе мокрого способа измельчения минерального сырья приводит к уплотнению частиц. Однако, чем меньше размер частиц, тем больше толщина адсорбционного слоя на их поверхности. Отсюда вытекает правило для тонкодисперсных минеральных смесей и порошков: *плотность упаковки частиц в полидисперсных смесях незначительно превышает плотность их упаковки в двухфракционных составах, полученных на их основе (крупной) и последней мелкой фракции, т.е. $\sigma_n \approx \sigma_{12}$.* Поэтому плотность упаковки частиц в полидисперсных смесях можно вычислять по плотности упаковки частиц как в двухфракционных составах — основы и мелкой фракции, в частности при $m = 2$, по формуле:

$$\sigma_n = \sigma_{ln} = \eta_1 + (1 - \eta_1) \psi_i^{(m)} = \eta_1 + (1 - \eta_1)(1 - \eta_n)^2 \eta_n^2, \quad (2)$$

где $\psi_i^{(m)}$ — степень заполнения свободного объема в крупной фракции (основы) частицами мелкой фракции (табл. 1; [3, табл. 6.1, с. 49]) в зависимости от класса m системы распределения частиц в смеси, для класса $m = 2$, что характерно для ситового и лазерного анализа тонкодисперсных смесей, $\psi_i^{(2)} = (1 - \eta_2)^2 \eta_2^2$.

Таблица 1
Степень заполнения свободного объема между крупными частицами в бимодальных упаковках частицами мелкой фракции в зависимости от класса системы m и относительного ее размера

Класс системы, m	$\psi_i^{(m)}$	$\psi_i^{(m)}$	d_n/d_1
<1	$\varepsilon_i^3 \eta_i^3$	0,012	$\leq 0,73$
1	$\varepsilon_i^2 \eta_i^3$	0,033	0,73
2	$\varepsilon_i^2 \eta_i^2$	0,052	0,54
3	$\varepsilon_i^2 \eta_i$	0,080	0,39
4	ε_i^2	0,123	0,29
4,5	$\varepsilon_i \eta_i^2$	0,148	0,25
5	$\varepsilon_i^2 \eta_i$	0,189	0,21
6	$\varepsilon_i \eta_i$	0,297	0,15
7	$\varepsilon_i \eta_i^{3/2}$	0,290	0,11
8	ε_i	0,35	0,08
9	η_i^2	0,422	0,06
10	$\eta_i^{3/2}$	0,524	0,04
11	$1 - \eta_i^2$	0,578	0,03
12	η_i	0,65	0,02

Это правило не выполняется в естественных полидисперсных зернистых смесях и в искусственных зерновых составах. Покажем ниже, что плотность упаковки частиц в какой-либо фракции полидисперсной смеси легко определить, не прибегая к эксперименту, по результатам ситового или лазерного анализа ее гранулометрического состава.

Плотность упаковки частиц в каждой очередной фракции в какой-либо получаемой системе на кривых их распределения по размерам вычисляют как в отдельной подсистеме класса m по формуле из выражения (1):

$$\eta_1 = \left[\frac{2,549}{(d_n / d_1)^{3/mn}} \right]. \quad (3)$$

Приравняем выражение (1) к какому-либо относительному размеру из его систем, например, при $m = 2$ и $d_2/d_1 = 0,536$ определим η_1 согласно (3) следующим образом:

$$\left(\frac{2,549}{10\eta_1} \right)^{2n/3 \cdot 3/2n} = 0,536^{3/2n},$$

$$\text{отсюда при } n = 1 \text{ получим } \eta_1 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,536^{3/2}} \right) = 0,64976.$$

Используем этот прием для расчета η_1 в полидисперсной зернистой смеси вспученного перлитового песка, гранулометрический состав которого приведен на рис. 1 и в табл. 2.

Средний размер зерен полидисперсного перлитового песка определен по массовой доле каждой фракции в смеси $c_1 = c_2 = c_3 \dots c_i$, где c_i — плотность зерен:

$$d_{1cc} = \frac{\sum d_{cp_i} \Phi_i}{99,8} = \frac{65,64 \text{ мм}}{99,8} = 0,6577 \text{ мм.}$$

На кривой (см. рис. 1) рассева перлитового песка на фракции видно, что наибольшее содержание зерен в смеси с размером $d_{1max} = 0,63$ мм (первый максимум — основы). Далее идут фракции с размером 0,315;

Таблица 2
Гранулометрический состав вспученного перлитового песка
по результатам ситового анализа

Размер зерен, мм	Средний размер зерен, d_{cp_i} , мм	Относительный размер зерен, $d_{cp_i}/d_{cp1}/di/d_1$	Содержание Φ_i , %	$d_{cp_i}\Phi_i$
2,50–1,25	1,7678		7,9	13,9656
1,25–0,63*	0,8874	1,0	39,6	35,1410
0,63–0,45	0,5324		14,3	7,6140
0,45–0,315	0,3765	0,4243/0,500	12,4	4,6686
0,315–0,28	0,2970		1,4	0,4160
0,28–0,16	0,2117	0,2386/0,254	12,1	2,5611
0,160–0,112	0,1339		2,8	0,7764
0,112–0,071	0,0892	0,100/0,1127	4,5	0,4052
0,071–0,004	0,0533		1,8	0,0959
Всего:			99,8	65,64

* Жирным шрифтом выделены размеры системы класса $m = 2$.

0,16; 0,071 мм, т.е. имеем класс системы распределения зерен по размерам $m = 2$, который определяется отношением среднеарифметических или топологических их величин соответственно:

$$d_2 / d_1 = \frac{0,315}{0,63} = 0,5, m = 2 \text{ и } d_2 / d_1 = \frac{0,3765}{0,8874} = 0,4243,$$

$$m = 1 / 0,4243 = 2,36.$$

Из общего вида закона (1) распределения зерен по размерам [2] выделим класс системы $m = 2$ и преобразуем его для получения выражения для η'_1 основы:

$$\left(\frac{2,549}{10\eta'_1} \right)^{2n/3 \cdot 3/2n} = 0,5^{3/2n}.$$

Отсюда при $n = 1$ получим $\eta'_1 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,5^{3/2}} \right) = 0,721$.

Произведем проверку: $d_2 / d_1 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,721} \right)^{2/3} = 0,5$ — равенство выполняется.

Так как полученная величина $\eta'_1 \geq 0,64976$, то при данном относительном размере зерен (либо пустот между ними) имеем плотнейшую систематическую плотность их упаковки (по гексагональному либо гранецентрированному типу укладки). При этом средняя толщина водной прослойки между зернами в плотном дисперсном слое крупной фракции будет равна:

$$\delta = [(0,7404805 / 0,7209769)^{1/3} - 1]d / 2 = \\ = 0,00894 \cdot 0,8874 \text{ мм} / 2\Phi = 2,64 \text{ мкм},$$

где Φ — коэффициент формы зерен, $\Phi = 1,2 \dots 1,5$ [2].

Так как $\eta'_1 \geq 0,64976$, то плотность случайной упаковки зерен крупной фракции (основы) в этом случае ($n = 1$) составит:

$$\eta'_1 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,5^{3/(2n+1)}} \right)^{3/2(n+1)} = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,5} \right)^{3/4} = 0,5098^{3/4} = 0,6033,$$

где величина 2 в показателе степени — класс системы.

Плотность случайной упаковки зерен второй фракции ($n = 2, m = 2$) перлитового песка при $d_2/d_1 < 0,536$:

$$\eta'_2 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,5^{3/2(n-1)}} \right)^{3/2(n-1)} = 0,721^{3/2} = 0,6122.$$

Плотность случайной упаковки зерен в смеси, состоящей из первых двух ($n = 2$) смежных фракций (см. табл. 1), будет равна:

$$\sigma_2 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,5^{3/(2n+1)}} \right)^{3/2(n+1)} = 0,3864^{1/2} = 0,6216,$$

а если бы плотность упаковки зерен первой крупной фракции изначально была бы случайной (произвольной) и $0,6038 \leq \eta_1 \leq 0,64976$, то величина σ_2 достигала бы своего наибольшего значения, в данном случае имеем:

$$\sigma_2 \leq \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,5^{3/2n}} \right)^{3/2(n+1)} \leq 0,4287^{1/2} \leq 0,65475.$$

Ниже отдельные показатели степени в приводимых уравнениях, кроме очевидных, уточняются по плотности упаковки различных составов, методика расчета которых представлена в работе [2]. При этом знаменатель в этих уравнениях должен быть больше величины 2,549.

Плотность упаковки зерен перлитового песка в полидисперсной смеси класса $m = 2$ (см. рис. 1), состоящей из трех фракций с размером частиц $d_1 = 0,63$ (0,8874), $d_2 = 0,315$ (0,3765) и $d_3 = 0,16$ (0,2117) мм, которые явно выделяются максимумами их содержания в смеси на кривой ситового анализа гранулометрического состава, определим по величине отношения d_3/d_1 .

$$d_3 / d_1 = 0,16(0,2117) / 0,63(0,8874) = 0,254 (0,2386).$$

По табл. 1 [3] для $d_3/d_1 = 0,254$ (0,2386) находим класс подсистемы их распределения в бимодальной упаковке, $m = 4,5$. Для подсистем класса $m \geq 3$ запишем соответствующее равенство (1):

$$\left(\frac{2,549}{10\eta_3} \right)^{4,5n/3 \cdot 3/4,5n} = 0,254^{3/4,5n}.$$

Отсюда плотность упаковки частиц третьей фракции ($n = 1$ либо $n = 3$), а по классу определения системы распределения ($n = 2$) будет соответственно равна:

$$\eta_3 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,254^{3/4,5}} \right) = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,254^{3/4,5(n-2)}} \right) = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,254^{3/4,5(n-1)}} \right) = 0,6356.$$

Плотность упаковки частиц в полидисперсной смеси кварцевого песка, состоящей из первых трех фракций ($n = 3$, $m = 2$),

$$\begin{aligned} \sigma_3 &= \left(\frac{2,549}{10 \cdot (0,254 \dots 0,2386)^{3/(2n-1)}} \right)^{3/2(n-1)} = \\ &= (0,5800 \dots 0,6022)^{3/4} = 0,6647 \dots 0,6836. \end{aligned}$$

Тогда как плотность упаковки зерен в двухфракционной зернистой смеси, состоящей из первой крупной и третьей фракции подсистемы класса $m = 4,5$ ([2, табл. 1] и $n = 2$), будет равна:

$$\begin{aligned} \sigma_{13} &= \left(\frac{2,549}{10 \cdot (0,254 \dots 0,2386)^{3/(4,5n+1)}} \right)^{3/4,5n-2} = \\ &= (0,3845 \dots 0,3918)^{3/7} = 0,6639 \dots 0,6693. \end{aligned}$$

Плотность упаковки частиц четвертой фракции согласно (2), где $d_4/d_1 = 0,071/0,63 = 0,1127$, $n = 4$, а подсистема класса [2, табл. 1] $m = 7$ будет составлять:

$$\eta_4 = \left[\frac{2,549}{0,1127^{3/7(n-3)}} \right] = 0,64967.$$

Плотность упаковки частиц в полидисперсной смеси из четырех фракций вспученного перлитового песка, при достаточном содержании четвертой фракции, где $d_4 / d_1 = 0,071 / 0,63 = 0,1127$, $n = 4$, а $m = 2$, будет

$$\sigma_4 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,1127^{3/(2n-1)}} \right)^{3/2(n-2)} = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,1127^{3/7}} \right)^{3/4} = 0,64967^{3/4} = 0,7236.$$

Тогда как плотность упаковки частиц в двухфракционной смеси, состоящей из первой крупной фракции и четвертой мелкой фракции ($n = 2$, $m = 7$), будет равна:

$$\sigma_{14} = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,1127^{3/(7n-2)}} \right)^{3/7(n-1)} = 0,43994^{3/7} = 0,7033.$$

Однако из табл. 2 видно, что содержание четвертой фракции в смеси (4,5 %) недостаточно для получения высокоплотной упаковки в ней зерен, поэтому в смесь следует ввести дополнительное ее количество. Приведем пример расчета необходимого количества четвертой фракции и повышения при этом плотности упаковки зерен в смеси. По данным анализа гранулометрического состава мелкой полидисперсной смеси — перлитовой пыли $d_{2cc} = (0,036 \cdot 0,044)^{1/2} = 0,0398$ мм. Найдем отношение $d_{2cc} / d_{1cc} = 0,0398 / 0,6578 = 0,06$. При этом класс подсистемы распределения частиц крупной и мелкой полидисперсных смесей будет равен: $m = 9$, а $\psi_i^{(9)} = \eta_n^2$ [3, табл. 1], и появляется возможность определения расхода мелкой:

$$G_2 = G_1(1 - \sigma_4)(\eta_5 / \sigma_4)\beta_5,$$

где β_5 — коэффициент раздвижки зерен крупной смеси частицами пыли.

Неизвестное в этом выражении η_5 — плотность упаковки частиц пыли, которая попадает в область квазиверного состояния, где $\eta_5 < 0,545$ [2]. По известному уравнению [2] уточним величину η_5 по плотности упаковки $\eta_1 = 0,6122$:

$$\eta_5 = 0,6122 \left[1 - \frac{1}{3\ln(120,754 \cdot 0,6122^5)} \right] = 0,525,$$

тогда расход мелкой полидисперсной смеси (пыли) при введении ее в крупную полидисперсную смесь вспученного перлитового песка, принимая его навеску $G_1 = 100$ массовых частей (мас. ч.) и считая, что $\beta_5 = \sigma_4 / \eta_5$ и $\beta_5 = 1$, будет равен:

при $\beta_5 = \sigma_4 / \eta_5$

$$G_2 = G_1(1 - \sigma_4) \frac{\eta_5}{\sigma_4} \beta_5 \frac{\rho_5}{\rho_1} = 100 \text{ мас. ч.} =$$

$$= (1 - 0,7236) \cdot 2200 / 2650 = 22,9 \text{ мас. ч.},$$

где ρ_1 , ρ_5 — плотность зерен перлитового песка и плотность частиц перлитовой пыли соответственно;

при $\beta_5 = 1$

$$\begin{aligned} G_2 &= G_1(1 - \sigma_4) \frac{\eta_5}{\sigma_4} \frac{\rho_5}{\rho_1} 100 \text{ мас. ч.} = \\ &= (1 - 0,7236) \cdot \frac{0,525}{0,7236} \cdot 2200 / 2650 = 16,7 \text{ мас. ч.} \end{aligned}$$

В пересчете на 100%-ную смесь по массе это составит:

при $\beta_5 = \sigma_4 / \eta_5$ $G_2 = 22,9 / 122,9 = 18,6 \%$,

при $\beta_5 = 1$ $G_2 = 16,7 / 116,7 = 14,3 \%$.

Недостающее количество четвертой фракции:

$$\text{от } 18,6 - 4,5 = 14,1 \% \text{ до } 14,3 - 4,5 = 9,8 \%.$$

Учитывая наличие очень мелких фракций в крупной полидисперсной смеси, расход мелкой можно снизить на величину $(1,8 + 0,2) = 2 \%$, тогда

$$G_{2\max} = 14,13 - 2 = 12,13 \%, G_{2\min} = 9,8 - 0,2 = 9,6 \%.$$

Плотность упаковки частиц в бинарной полидисперсной смеси будет равна

$$\sigma_n = \sigma_{n1} + (1 - \sigma_{n1}) \eta_5^2 = 0,7236 + (1 - 0,7236) \cdot 0,525^2 = 0,800.$$

Таким образом, для получения высокоплотной бинарной смеси потребуется 12–10 % второй мелкой полидисперсной смеси (пыли). Расход минерального вяжущего вещества или полимерного связующего в объемных долях при этом составит:

$$\varphi = (1 - 0,800)\alpha^3 = 0,200\alpha^3,$$

где $\alpha^3 = 1,05 \dots 1,1$.

Приведем пример расчета топологических свойств продукта совместного измельчения материалов следующего состава: портландцементный клинкер Белгородского цементного завода — 70 %, двухводный гипс — 5 %, суперпластификатор Полипласт СП-1 — 1 %, отсеи дробления кварцитопесчаника Лебединского ГОКа — 30 % (табл. 3).

Таблица 3
Гранулометрический состав измельченного портландцементного клинкера с добавками по результатам ситового анализа

Размер частиц, мкм	Средний размер частиц d_{cp_i} , мкм	Относительный размер частиц, d_{cp_i}/d_{cp1}	Содержание φ_i , мас. ч.	Содержание φ_i , мас. ч. (расчет)
13,4–11	12,14	1,0	6,5	6,5
8,97–7,34	6,64	0,547	5,4	2,4
4,03–3,30	3,65	0,300	4,0	3,2
1,48–1,21	1,34	0,164	4,4	4,3
$\leq 1,21$	$\leq 1,21$	0,0895	0,7	3,6

Как видно из табл. 3, гранулометрический состав смеси соответствует классу $m = 2$ распределения частиц по размеру. Для этого класса распределения согласно (1) имеем:

$$d_n / d_1 = \left(\frac{2,549}{10\eta_1} \right)^{2n/3 \cdot 3/2n} = 0,547^{3/2n}.$$

Отсюда плотность случайной упаковки частиц крупной фракции ($n = 1$) согласно (2) будет равна:

$$\eta_1 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,547^{3/2}} \right) = 0,6301.$$

Распределение частиц по размерам будет таким (при $m = 2$ и $n = 0; 1; 2; 3\dots$):

$$d_n / d_1 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,6301} \right)^{2n/3} = 1,0; 0,5470; 0,2992; 0,1637; 0,0895\dots$$

Здесь все величины относительных размеров частиц имеют хорошую сходимость с реальным их распределением в продукте измельчения (см. табл. 2). Следовательно, плотность упаковки частиц во всех фракциях согласно (2) будет равна: $\eta_1 = \eta_2 = \eta_3 = \eta_4 = \eta_5 = 0,6301$, так для $m \geq 2$:

$$\begin{aligned} \eta_n &= \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,547^{3/2(n-1)}} \right) = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,547^{3/2}} \right) = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,2992^{3/2 \cdot 2}} \right) = \\ &= \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,1637^{3/2 \cdot 3}} \right) = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,0895^{3/2 \cdot 4}} \right) = 0,6301. \end{aligned}$$

Так как $\eta_1 \leq 0,65$, то плотность случайной упаковки частиц в смеси первых двух смежных фракций ($n = 2$) будет равна:

$$\sigma_2 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,547^{3/(2n+1)}} \right)^{3/(2n^2-1)} = 0,36609^{3/7} = 0,6501.$$

Плотность упаковки частиц в смеси, состоящей из первых трех фракций ($n = 3$), будет:

$$\sigma_3 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,3^{3/2(n+1)}} \right)^{3/(2n+1)} = 0,4008^{3/7} = 0,6758.$$

Так как $d_3 / d_1 = 3,65 / 12,14 = 0,30$, а класс подсистемы при этом $m = 4$ [3, табл. 1], то плотность упаковки частиц в смеси из первой и третьей фракции ($n = 2$) составит:

$$\sigma_{13} = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,3^{3/4n}} \right)^{3/(4n-1)} = 0,4008^{3/7} = 0,6758.$$

Плотность упаковки частиц в смеси из первых четырех фракций ($n = 4$, $m = 2$) будет равна:

$$\sigma_4 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,16367^{3/2n}} \right)^{3/2(n-1)} = 0,5025^{1/2} = 0,7089.$$

Тогда как плотность упаковки частиц в смеси из первой крупной и четвертой мелкой фракции ($m = 6$ [3, табл. 1] и $n = 2$) составит:

$$\sigma_{14} = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,16367^{3/6n}} \right)^{3/2(n+2)} = 0,4008^{3/8} = 0,7097.$$

Плотность упаковки частиц в смеси, при введении в нее пятой фракции ($n = 5$, $m = 2$), могла бы быть:

$$\sigma_5 = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,0895^{3/(2n-1)}} \right)^{3/2(n-2)} = 0,56986^{1/2} = 0,7549.$$

Плотность упаковки частиц в смеси, состоящей из крупной и последней мелкой фракции ($n = 2$, $m = 8$ [3, табл. 1]), будет равна:

$$\sigma_{15} = \left(\frac{2,549}{10 \cdot 0,0895^{3/(8n-4)}} \right)^{3/8(n-1)} = 0,4660^{3/8} = 0,7510.$$

Данный метод рекомендуется нами в основном для расчета плотности упаковки частиц наиболее крупной фракции в полидисперсных смесях — η_1 (в кварцевых песках, в продуктах отсева дробления и тонкого измельчения горных минеральных пород), в каждой последующей мелкой фракции — η_n и общей плотности упаковки в них частиц — σ_n по данным анализа их гранулометрического состава. Этот метод и получаемые по нему показатели топологических свойств необходимы для оптимизации полидисперсных составов с целью снижения расхода минерального вяжущего вещества или полимерного связующего в производстве высоконаполненных композитов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Лазерный анализатор частиц «Микросайзер»: Паспорт С 201.001 ПС. — СПб. : ВА ИНСТАЛТ, 2004. — 30 с.
2. Хархардин, А.Н. Способы получения высокоплотных составов зернистого сырья [Текст] / А.Н. Хархардин // Изв. вузов. Строительство. — 1996. — № 10. — С. 56–60.
3. Хархардин, А.Н. Структурная топология дисперсных материалов : учеб. пособие [Текст] / А.Н. Хархардин. — Белгород : Изд.-во БГТУ им. В.Г. Шухова, 2011. — 286 с.

ХАРХАРДИН Анатолий Николаевич, д-р техн. наук, проф.

Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова

СУЛЕЙМАНОВА Людмила Александровна, д-р техн. наук, проф.

Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова

СТРОКОВА Валерия Валерьевна, д-р техн. наук, проф.

Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова

Kharkhardin Anatoly Nikolaevich, doctor of technical sciences, professor, Belgorod Shukhov State Technological University, Russia

Suleimanova Lyudmila Alexandrovna, doctor of technical sciences, professor, Belgorod Shukhov State Technological University, Russia

Strokova Valeriya Valерьевна, doctor of technical sciences, professor, Belgorod Shukhov State Technological University, Russia

TOPOLOGICAL PROPERTIES OF POLYDISPERSED MIXTURES AND FRACTIONS CONSISTING OF THEM ACCORDING BY RESULTS OF PARTICLE-SIZE DISTRIBUTION WITH SIEVE AND LASER ANALYSIS

Theoretical data and processing technique of data concerning topological properties of poly dispersed mixtures and fractions consisting of them according to data of particle-size distribution with sieve and laser analysis by the «MicroSizer» equipment.

Key words: dispersed mixtures, particle-size distribution, packaging density.

REFERENCES

1. Manual «The Particle-size distribution analyzer MicroSizer»: C 201.001ПС. — St-Petersburg : VA INSTALT, 2004. — 30 p.
 2. Kharkhardin, A.N. Methods of designing of high-packed compositions of granular raw materials [Text] / A.N. Kharkhardin // News of Higher Educational Institutions. Construction. — 1996. — N 10. — P. 56–60.
 3. Kharkhardin, A.N. Structural topology of dispersed materials manual [Text] / A.N. Kharkhardin. — Belgorod : Published BSTU, 2011. — 286 p.
-

ПАМЯТИ НАУМА ПЕТРОВИЧА АБОВСКОГО

22 ноября 2012 г. на 83-м году ушел из жизни заслуженный деятель науки и техники РСФСР, академик Международной академии наук Высшей школы, почетный член РААСН, заслуженный изобретатель РФ, почетный доктор Одесской архитектурно-строительной академии, доктор технических наук, профессор-консультант кафедры «Строительные конструкции и управляемые системы» ИСИ СФУ Наум Петрович Абовский.



Наум Петрович Абовский окончил с отличием в 1951 г. Одесский гидротехнический (инженерно-строительный) институт. С августа 1953 г. по август 1958 г. работал ассистентом, а после защиты кандидатской диссертации в 1958 г. — доцентом кафедры строительной механики Новосибирского инженерно-строительного института.

Н.П. Абовский являлся организатором кафедры «Строительная механика» (1963) в Красноярском политехническом институте и ее бессменным руководителем в течение 45 лет.

Он — создатель и руководитель красноярской научной школы «Строительная механика, пространственное формообразование и управление конструкциями и системами».

Абовскому принадлежит более 30 монографий и учебных пособий, 57 патентов, свыше 400 научных статей, редактирование и издание более 30 сборников научных работ.

Н.П. Абовский подготовил более 30 кандидатов технических и физико-математических наук, двух докторов технических наук, трех профессоров. Его ученики работают в СФУ, возглавляя ряд кафедр и деканатов, в других вузах и на предприятиях, успешно трудятся в Украине, США и Канаде. К этому следует добавить сотни молодых инженеров, специализированно подготовленных кафедрой в области пространственных конструкций.

Н.П. Абовским и его учениками достигнуты значительные успехи в научно-образовательной деятельности, ими разработаны: вариационно-разностные методы расчета; пионерные работы по теории и принципам создания и управления конструкциями; междисциплинарный научно-образовательный инновационный комплекс (МНОИК) «Управляемые

конструкции и системы»; конструктивная сейсмобезопасность зданий и сооружений в сложных грунтовых условиях; сталежелезобетонные конструкции нового типа; пространственные фундаментные платформы для малоэтажного строительства в сложных грунтовых условиях; комплекс запатентованных конструктивных разработок для строительства в северных нефтегазоносных районах Красноярского края; современные аспекты активного обучения инженеров.

Кроме того, произведены расчет строительных и машиностроительных оболочечных систем сложной формы, в том числе гипаров; построение полной системы вариационных принципов теории упругости и теории оболочек, в том числе для ребристых оболочек (1969–1971), а также принято участие в строительстве и научно-экспериментальных исследованиях оболочек покрытий зданий в Красноярском крае, в том числе гипаров.

За более чем 50-летнюю трудовую деятельность Н.П. Абовский отмечен рядом правительственные и отраслевых наград. Он почетный работник высшего профессионального образования (1999), лауреат профессиональной премии г. Красноярска (2004). В 2006 г. законодательное собрание присвоило ему знак «Признание», он награжден медалью «Ветеран труда» (1986), почетной медалью в честь юбилея В.Г. Шухова, медалью РААСН за учебное пособие «Современные аспекты активного обучения. Строительная механика. Теория упругости. Управление строительными конструкциями», дипломами и почетной грамотой РААСН за успехи в научной и творческой деятельности и цикл работ «Развитие и применение НОК «Управление конструкциями».

Наум Петрович много сил отдавал научно-общественной деятельности, будучи председателем секции краевого научного совета при крайкоме КПСС, а затем при администрации г. Красноярска по строительству; членом министерской научной комиссии по сопротивлению материалов, теории упругости и строительной механики; членом краевой общественной экологической палаты; сопредседателем секции Исполнительного комитета Международной (Европейской) Ассоциации по управляемым конструкциям (Италия); членом оргкомитета Международной конференции по пространственным конструкциям (Москва); председателем региональной секции МОО «Пространственные конструкции» (Москва).

Коллектив кафедры «Строительные конструкции и управляемые системы» Инженерно-строительного института Сибирского федерального университета выражает соболезнования родственникам, друзьям и коллегам, с кем сотрудничал Наум Петрович.

И.С. Инжутов — директор ИСИ СФУ,
д-р техн. наук, проф., акад. РАЕН

Л.В. Енджеевский — д-р техн. наук, проф.,
чл.-кор. РААСН

С.В. Деордиев — заведующий кафедрой «СКиУС»,
канд. техн. наук, доц., чл.-кор. РАЕН

УКАЗАТЕЛЬ

статьей, опубликованных в 2012 г. (с № 1 по № 12)

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

- Адищев В.В., Митасов В.М., Роот В.В., Шмаков Д.С.** Динамический эффект при образовании трещины нормального отрыва в изгибаемых железобетонных элементах № 2
Тутыгин А.Г., Варфоломеев А.Ю. Моделирование исключения рисков биологического повреждения конструкций деревянных зданий № 2

ТЕОРИЯ ИНЖЕНЕРНЫХ СООРУЖЕНИЙ

- Адищев В.В., Шмаков Д.С.** Определение момента образования трещины как нечеткой величины по экспериментальным данным № 5
Горынин Г.Л., Немировский Ю.В. GN-теория расчета композитной балки при изгибе. Общая теория. С ообщение 1 № 6
Горынин Г.Л., Немировский Ю.В. GN-теория расчета композитной балки при изгибе. Размерная теория и пример. С ообщение 2 № 7–8
Дукарт А.В. К определению установившихся колебаний системы с двумя степенями свободы при действии периодических импульсов конечной продолжительности № 1
Дукарт А.В., Фам Тхань Бинь. Оптимальные параметры и эффективность ударного гасителя колебаний для локальной виброзащиты гибких элементов, опирающихся на массивную конструкцию при действии на нее периодических импульсов № 7–8
Дукарт А.В., Фам Вьет Нгок. Об эффективности динамического гасителя колебаний с вязким трением при действии периодических импульсов конечной длительности № 11–12
Дукарт А.В., Фам Вьет Нгок, Фам Тхань Бинь. Об эффективности динамического и ударного гасителей при изгибных колебаниях стержней, вызванных действием периодических импульсов № 9
Коврижных А.М., Коврижных С.А. Упругопластическое деформирование и разрушение простейших элементов конструкций № 11–12
Кутовой В.П. Исследование пространственных задач оптическими методами с использованием методов инверсии № 3
Миренков В.Е., Шутов В.А., Полуэктов В.А. О повреждаемости пластин при нагружении № 6

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ

- Альбакасов А.И., Гарькина И.А., Данилов А.М., Королев Е.В.** Моделирование свойств и синтез серных композиционных материалов № 2
Байджанов Д.О., Нэмэн В.Н., Бакирова Д.Г. Тонкомолотое стекло — активная минеральная добавка № 9
Бердов Г.И., Ильина Л.В. Взаимодействие алюминатных клинкерных минералов с водными растворами электролитов № 9
Бердов Г.И., Ильина Л.В. Взаимодействие силикатных клинкерных минералов с водными растворами электролитов № 10
Бердов Г.И., Ильина Л.В., Раков М.А., Сухаренко В.А. Взаимодействие портландцемента с водными растворами электролитов № 11–12
Бернацкий А.Ф., Машкин А.Н., Петров И.И., Зибницкая Н.Е. Особенности активирования цемента в технологии тяжелого и ячеистого бетона № 2
Бернацкий А.Ф., Себелев И.М. Области применения золошлаковых отходов в строительной отрасли № 1
Бурученко А.Е., Мушарапова С.И. Влияние минералогического состава отходов производства цветных металлов на процесс спекания керамических масс № 9

Бурученко А.Е., Середкин А.А. Пеностекло на основе шлака теплоэнергетики и формовочных земель машиностроения	№ 6
Володченко А.Н., Лесовик В.С. Автоклавные ячеистые бетоны на основе магнезиальных глин	№ 5
Высоцкая М.А., Федоров М.Ю., Кузнецов Д.А. Адсорбционная и структурирующая активность перлита как наполнителя для асфальтобетона	№ 7–8
Гридчин А.М., Ядыкина В.В., Воробьёва Р.В. Влияние СВЧ-облучения на концентрацию активных поверхностных центров дисперсных материалов	№ 1
Дерябин П.П., Дерябин П.Е. Структура и характер пористости ячеистого бетона, полученного различными способами порообразования	№ 6
Изотов В.С., Ибрагимов Р.А. Комплексная добавка для модифицирования бетона	№ 2
Калашников В.И., Валиев Д.М. Усадочные и прочностные свойства пропаривающих порошково-активированных песчаных бетонов	№ 5
Канаев А.Ю., Христофорова И.А., Христофоров А.И. Пеносиликат, модифицированный железооксидными промышленными отходами	№ 7–8
Карпова О.В., Логанина В.И., Симонов Е.Е. Эффективность применения известково-диатомитовой декоративной штукатурки для отделки ограждающих конструкций	№ 5
Ковков И.В., Абдрахимов В.З., Колпаков А.В. Исследование фазового состава керамических материалов на основе алюмосодержащих отходов	№ 10
Колпаков А.В., Абдрахимов В.З. Исследование структуры пористости керамзита из глинистых материалов различного химико-минералогического состава	№ 1
Комиссаренко Б.С., Абдрахимов В.З., Колпаков А.В. Исследование водопоглощения при капиллярном подсосе воды и длительности статической прочности под нагрузкой крупнопористого керамзитобетона	№ 11–12
Кононов А.Н., Зимакова Г.А. Взаимодействие гидроактивного полиуретана с водой	№ 7–8
Котляр В.Д. Особенности пресс-порошков на основе опок при производстве керамического кирпича	№ 4
Лесовик В.С., Сулейманова Л.А., Кара К.А. Энергоэффективные газобетоны на композиционных вяжущих для монолитного строительства	№ 3
Лесовик В.С., Чернышева Н.В., Клименко В.Г. Процессы структурообразования гипсодержащих композитов с учетом генезиса сырья	№ 4
Логанина В.И., Акжигитова Э.Р. Декоративные сухие строительные смеси на основе цветных песков	№ 6
Логанина В.И., Макарова Л.В., Кислицына С.Н., Сергеева К.А. Повышение водостойкости покрытий на основе известковых отделочных составов	№ 1
Машкин Н.А., Гутарева Н.А., Зибницкая Н.Е., Урусова Т.А., Шарыпов П.Ю. Влияние активирования цементно-песчаных суспензий на физико-механические свойства мелкозернистых бетонов	№ 11–12
Мирюк О.А. Влияние железистого компонента на твердение магнезиальных композиций	№ 4
Мосаков Б.С. К вопросу активации силикатных вяжущих	№ 11–12
Овчаренко Г.И., Гильмияров Д.И., Викторов А.В., Фок Н.А. Новая технология переработки кислых золошлаковых отходов ТЭЦ в строительные материалы	№ 10
Овчаренко Г.И., Фомичев Ю.Ю. Технология переработки высококальциевой золы и шлака ТЭЦ в силикатный кирпич	№ 11–12
Поляков В.С., Падохин В.А. Пластифицирующие добавки для бетонных смесей на основе дисперсии лигносульфонатов в смесях олигомеров ϵ -капролактама и фосфолипидов растительных масел	№ 5
Саградян А.А., Зимакова Г.А. Исследование пущоланической активности зольных микросфер	№ 2
Саградян А.А., Зимакова Г.А. Изучение свойств тяжелого бетона, модифицированного органоминеральной добавкой, включающей зольные микросфера	№ 4

Смирнова О.М. Зависимость прочности бетона с добавками на поликарбоксилатной основе от свойств портландцемента после низкотемпературной тепловлажностной обработки	№ 9
Стенина Н.Г., Машкин Н.А., Плетнев П.М., Шаравин Ю.А. Влияние металлонаполнителя на формирование черепка дисперсно-армированного керамического кирпича	№ 1
Степаненко И.В. Твердение бетонов в условиях контактного подвода тепла	№ 10
Туляганов А.К., Безбородов В.А. Сухие штукатурные композиции на цементной основе, армированные базальтовыми волокнами	№ 5
Хархардин А.Н. Расчет структурообразующих элементов и состава портландцементного пенобетона. Часть 2	№ 1
Юхневский П.И. Критериальная оценка добавок-пластификаторов бетонных смесей для прогноза их эффективности	№ 5

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ СТРОИТЕЛЬСТВА АВТОМАТИЗАЦИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ СТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Авдеев Ю.В., Кононов А.Д., Кононов А.А. Анализ принципов дистанционного адаптивного управления землеройно-транспортными машинами	№ 9
Герасимов В.В., Коробова О.А., Левченко А.В. Оценка организационной безопасности материального обеспечения строительных объектов	№ 9
Герасимов В.В., Коробова О.А., Пименов А.Т., Михальченко О.Ю. Основы интегрированной безопасности строительных систем	№ 2
Герасимов В.В., Коробова О.А., Пименов А.Т., Михальченко О.Ю. Оценка организационно-технологической безопасности строительных проектов	№ 3
Данилов Б.Б., Смоляницкий Б.Н. Методы повышения безопасности некоторых технологических процессов подземного строительства	№ 4
Исаков А.Л., Кузнецова К.С., Кузнецов С.М. Оптимизация работы комплекса машин при строительстве объектов	№ 1
Калугин Ю.Б. Календарное планирование работ с вероятностными временными параметрами в иерархических структурах	№ 10
Коробова О.А., Лощев В.В. Технология усиления оснований земляной насыпи, армированной геосинтетическими материалами	№ 1
Толочная Е.Б., Титов М.М. Численное моделирование теплофизических процессов в технологии зимнего бетонирования сборно-монолитного каркаса здания	№ 11–12
Устинов Ю.Ф., Кононов А.Д., Кононов А.А., Гильмутдинов В.И. Система автоматического управления основным отвалом автогрейдера	№ 10

ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО

Атавин А.А., Тарасевич В.В., Яненко А.П. Судоходные шлюзы и пути увеличения их пропускной способности	№ 2
Бальзанников М.И., Пиявский С.А., Родионов М.В. Совершенствование конструкций низконапорных грунтовых переливных плотин	№ 5
Гахова Л.Н., Кузнецова Ю.А. Напряженное состояние конструктивных элементов турбинного водовода в строительный период	№ 9
Дзюбенко Л.Ф., Кузнецова Ю.А., Сухно А.М., Яненко А.П. Расчет устойчивости ограждающей дамбы хвостохранилища	№ 3
Дзюбенко Л.Ф., Яненко А.П. О некоторых проблемах при анализе безопасности гидротехнических сооружений неэнергетических объектов	№ 1
Пиявский С.А., Евдокимов С.В. Обоснование конструкций водопропускных гидротехнических сооружений в условиях неопределенности	№ 6

САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА

Аверкин А.Г., Аверкин Ю.А. Сушилка для рук и волос и методология ее конструктивного расчета	№ 5
Адеев А.А., Лугин И.В. Динамика температуры пожарно-дымовых газов в тоннеле метрополитена при горении поезда	№ 10

Бройда В.А. Взаимодействие парных приточно-вытяжных регенеративных устройств с естественной вытяжной вентиляцией	№ 5
Бройда В.А. Экономия тепловой энергии за счет стабилизации расхода естественной вытяжной вентиляции	№ 10
Жулин А.Г., Сидоренко О.В., Белова Л.В. Барботажные дегазаторы станций обезжелезивания (общие рекомендации к применению и расчету)	№ 3
Казаков В.Д., Пельменёва Н.Д. Примерный расчет устройства для перемешивания сточных вод в головной части аэротенка-вытеснителя	№ 5
Кононова М.С. О влиянии температуры теплоносителя на технико-экономические показатели проектируемых тепловых сетей	№ 10
Костин В.И. Регулирование работы насосов и вентиляторов при совместной работе	№ 7–8
Костин В.И., Русских Е.Ю. Проблемы расчета расходов холода на системы кондиционирования воздуха промышленных зданий	№ 5
Логачев И.Н., Логачев К.И., Аверкова О.А. Эжекция воздуха ускоренным потоком частиц в перфорированном вертикальном канале с байпасной камерой. Сообщение 1. Уравнения динамики эжектируемого и рециркулируемого воздуха	№ 10
Логачев И.Н., Логачев К.И., Аверкова О.А. Эжекция воздуха ускоренным потоком частиц в перфорированном вертикальном канале с байпасной камерой. Сообщение 2. Линеаризация дифференциальных уравнений	№ 11–12
Маявина Е.Г., Фролова А.А. Расчет энергетически целесообразной температуры наружного воздуха для перехода на свободное охлаждение кондиционируемых помещений	№ 11–12
Рафальская Т.А. Прогнозирование переменных режимов работы тепловых пунктов в условиях повышенного графика центрального регулирования	№ 7–8
Самарин О.Д., Азивская С.С. Выбор оптимального закона регулирования для автоматизированных систем обеспечения микроклимата	№ 1
Самарин О.Д., Бушов А.В. Влияние экранов и жалюзи на теплозащитные свойства светопрозрачных конструкций	№ 2
Сколубович Ю.Л., Бойко О.А., Зеркаль С.М., Рогазинский С.В., Войтов Е.Л., Сколубович А.Ю. Численное моделирование процесса очистки водных растворов в псевдоожженном слое контактной массы	№ 7–8
Сколубович Ю.Л., Бойко О.А., Зеркаль С.М., Рогазинский С.В., Войтов Е.Л., Сколубович А.Ю. Численное исследование влияния ошибок измерения физических параметров реактора-осветлителя на устойчивость его статистической модели	№ 9
Уляшева В.М. Исследование вентиляционных процессов в помещениях с источниками тепловыделения экспериментальными и численными методами	№ 4
Уляшева В.М. О корректности численного моделирования вентиляционных процессов	№ 11–12
Халтурина Т.И., Чурбакова О.В. Повышение эффективности процесса обезвоживания осадков маслоэмульсионных сточных вод	№ 11–12
Халтурина Т.И., Чурбакова О.В., Колдырев Е.В. Интенсификация обезвоживания осадка сточных вод металлообрабатывающих предприятий	№ 9
Халтурина Т.И., Курилина Т.А., Хакимов Д.Ф., Чурбакова О.В. Очистка сточных вод гальванического производства от ионов Cu^{2+} , Ni^{2+} и Zn^{2+}	№ 1
Шацкий В.П., Гулевский В.А. Особенности реализации математической модели тепло- и массообмена в косвенно-рекуперативных водоспарительных охладителях	№ 4
Щукина Т.В. Влияние прогнозируемой почасовой солнечной радиации на эффективность альтернативного холодаоснабжения	№ 6

СТРОИТЕЛЬСТВО АВТОМОБИЛЬНЫХ ДОРОГ И МОСТОВ

Александров А.С., Киселева Н.Ю. Пластическое деформирование гнейс- и диабазмATERиалов при воздействии повторяющихся нагрузок	№ 6
Воробьёв В.С., Пингасов Д.В., Мирошниченко С.В. Управление рисками строительства автомобильных дорог	№ 1
Киселев В.П., Бугаенко М.Б., Кеменев Н.В. Стабилизация свойств нефтяного дорожного битума	№ 2

- Киселев В.П., Бугаенко М.Б., Кеменев Н.В.** Влияние добавок, обладающих антиоксидантной активностью, на качество асфальтобетонных смесей № 3
- Пингасов Д.В.** Оценка эффективности государственно-частного партнерства в реализации проектов платных автомобильных дорог № 3

СТРОИТЕЛЬНЫЕ И ДОРОЖНЫЕ МАШИНЫ

- Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А., Грузин А.В., Крутиков Е.Н., Малышева Ю.Э., Мельникова А.С.** Принципиальные схемы бесклапанных пневматических ударных механизмов с воздухоподводящей трубкой и их физико-математическое описание № 5
- Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А., Грузин А.В., Крутиков Е.И., Попов Д.А., Мельникова А.С.** Принципиальные схемы бесклапанных пневмоударных механизмов с неподвижным стержнем и их физико-математическое описание № 7–8
- Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А., Грузин А.В., Крутиков Е.И., Попова А.С., Попов Д.А.** Принципиальные схемы бесклапанных пневматических ударных механизмов с коаксиальной камерой воздухопровода и их физико-математическое описание № 6
- Абраменков Д.Э., Мельникова А.С., Дедов А.С., Попов Н.А., Грузин А.В., Абраменков Э.А.** Классификация признаков и принципиальные конструктивные схемы пневмоударных механизмов строительных навесных молотов № 1
- Веригин Ю.А., Кульсейтов Ж.О., Жандарбекова А.М.** К решению вопроса сокращения объемов текущего ремонта коробки передач погрузчиков моделей L-34В и 534С № 10
- Грузин А.В., Куликов А.В., Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А.** Принципиальная схема дроссельно-беззолотникового пневматического ударного механизма и его физико-математическое описание № 10
- Дедов А.С., Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А., Грузин А.В.** Влияние камеры форсажа холостого хода на термодинамические параметры дроссельного пневматического ударного механизма № 9
- Куликов А.В., Грузин А.В., Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А.** Пневмоударный механизм с комбинированным управлением впуском воздуха в камеру рабочего хода и его физико-математическое описание № 11–12
- Лаптева И.В., Ломухин В.Б., Виноградов А.Б., Суворов Д.Г.** Динамические пороги при диагностировании механизмов по анализу смазочного масла № 1
- Ломухина М.В., Ломухин В.Б., Виноградов А.Б., Суворов Д.Г., Привалов П.В.** Применение ремонтно-восстановительных составов как способ снижения негативного воздействия строительных и дорожных машин на окружающую среду № 2
- Привалов П.В.** Оценка эффективности функционирования станций (постов) технического обслуживания строительных и дорожных машин № 4
- Привалов П.В., Суворов Д.Г., Лаптева И.В.** Теоретические основы формирования службы технического сервиса технологических комплексов строительных и дорожных машин № 3
- Суворов Д.Г.** К вопросу проектирования уплотняющего оборудования на основе пневматических поршневых машин № 5
- Чубаров П.В., Гладышев Г.В., Абраменков Д.Э., Абраменков Э.А.** Дроссельный пневмоударный механизм с управляемыми проточными камерами присоединенных объемов № 2

НАУЧНЫЕ ПРОБЛЕМЫ АРХИТЕКТУРЫ И ЭКОЛОГИИ

- Вольская Л.Н., Бежанова М.В.** Об особенностях развития агломераций европейской части России и Сибири № 2
- Вольская Л.Н., Королев В.В.** Некоторые особенности сложения и развития градо-экологического каркаса крупных городов Западной Сибири в XVII–XXI вв. № 7–8
- Жигаев Е.Г.** Концепции и практика архитектурно-планировочного развития малых городов Сибири во второй половине XX в. № 3
- Кукина И.В.** К вопросу о неплановом развитии буферных зон в структуре современного города № 5

Масленникова Д.С. Закономерности организации внутреннего пространства Якутского монастыря на деревянном и каменном этапах строительства (XVII–XX вв.)	№ 11–12
Тарасова Ю.И. Строительство доходных домов в крупных городах Западной Сибири в конце XIX — начале XX века	№ 9
Федченко И.Г. Микрорайон на постсоветском пространстве: социально-планировочные изменения и тенденции развития	№ 1

НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

Адищев В.В., Астапов Н.С., Мальцев В.В. Уточненное решение классической задачи расчета балки-стенки	№ 6
Адищев В.В., Шмаков Д.С. Применение кластерного анализа для построения нечетких аппроксимаций диаграмм деформирования бетона	№ 4
Ананин В.Г., Осипов С.П., Попов М.Ю., Федяев Р.В. Математическая модель процесса аварийного торможения лифтов и подъемников с упругой связью	№ 7–8
Асташенков Г.Г. Учет коэффициента податливости основания фундаментов вращающихся печей при эксплуатации	№ 3
Безбородов В.Г., Меденцов Л.Ф., Брюков А.В., Меденцова Н.Л. Оценка степени спекания пенокерамики на основе суглинка	№ 2
Букреев В.И., Дегтярев-мл. В.В., Чеботников А.В. Эволюция волны излива в канале ограниченной длины с переменной площадью поперечного сечения	№ 5
Виноградов А.Б., Ломухин В.Б., Сургин В.В. Применение модификатора моторного масла на основе серпентина и мягких металлов при эксплуатации земснаряда типа ДЭР-250	№ 7–8
Глотов Б.Н., Абраменков Д.Э. О формировании параметрического ряда гидравлических ручных молотков	№ 3
Гордеева Т.Е. Применение метода двух моментов для определения надежности конструкции	№ 10
Гребенюк Г.И., Асташенков Г.Г., Яньков Е.В. Определение несовершенств линейно-деформируемых многопролетных балок с использованием метода сил и результатов геодезических измерений	№ 1
Данилов М.Н., Федорова Н.Н. Конечно-элементное моделирование многослойных ограждающих конструкций	№ 10
Дукарт А.В., Фам Вьет Нгок, Фам Тхань Бинь. О переходных режимах колебаний защищаемого объекта с гасителем, расположенного на поддерживающей конструкции, при действии на нее одиночного импульса	№ 5
Зиганшин А.М., Посохин В.Н., Романов С.В. Тестирование моделей свободной и пристеночной турбулентности при численном решении задачи о конвекции у вертикальной нагретой стенки	№ 4
Зиннуров Т.А., Каюмов Р.А., Манапов А.З. О чувствительности результатов статистического моделирования постоянных и ветровых нагрузок на сооружения к отклонениям параметров их законов распределений	№ 1
Катюшин В.В. Оценка влияния податливости фланцевых соединений на изгибную устойчивость центрально-сжатых стоек	№ 7–8
Кользееев А.А. Оценка влияния замкнутой формы сечения на устойчивость сжатых стальных стержней трехпоясных ферм	№ 11–12
Криворотов А.П., Зубачев П.В. Смещения и устойчивость грунтового откоса с гибким ограждением, поддерживаемым армоэлементами	№ 3
Криворотов А.П., Зубачев П.В. Практический метод расчета гибкой шпунтовой стены при ярусном расположении армоэлементов	№ 4
Митасов В.М., Себешев В.Г., Асташенков Г.Г., Логунова М.А. К вопросу учета и уменьшения влияния начальных геометрических несовершенств при возведении многоэтажных каркасных зданий	№ 2
Митасов В.М., Себешев В.Г., Логунова М.А. Конструктивные особенности и расчет железобетонных плит с заранее организованными трещинами	№ 6
Мойсейчик Е.А., Шафрай С.Д. О деформационном теплообразовании в элементах стальных строительных конструкций из низкоуглеродистой стали	№ 7–8

Монахов В.А., Потапова Т.Ю. Формирование матрицы скорости сложного движения точки	№ 4
Мухаметрахимов Р.Х., Изотов В.С. Повышение физико-механических свойств и долговечности фиброкерамических плит на основе целлюлозных волокон	№ 9
Осипов С.П., Негодин А.В., Бида К.Б., Парфенов А.В. Уравнения взаимной связи параметров износа конусных вращающихся резцов дорожных фрез	№ 4
Пангаев В.В., Онина М.М., Сердюк В.М., Молоков Д.В. Исследование масштабных коэффициентов для определения прочности цементных растворов при сжатии	№ 2
Пантелеев Н.Н., Митасов В.М., Логунова М.А. К вопросу определения несущей способности железобетонных колонн с внутренней обоймой	№ 3
Пименов А.Т., Игнатова О.А., Попков А.А., Фоменко В.В. Условия для обеспечения монолитности систем, образованных основанием и покрывающим слоем	№ 4
Посохин В.Н., Зиганшин А.М., Баталова А.В. К определению коэффициентов местных сопротивлений возмущающих элементов трубопроводных систем	№ 9
Привалов П.В., Виноградов С.А. Математическая модель резервирования запасных частей к комплексам строительных машин на различных уровнях потребления	№ 6
Притыкин А.И. Влияние сдвига на деформации перфорированных балок с шестиугольными вырезами	№ 3
Родионов И.К. Усиление растянутых стержней стальных ферм покрытий в аспекте сварочных технологий	№ 10
Романович А.А. Устройство для подачи анизотропных материалов в пресс-валковый измельчитель	№ 7–8
Роот В.В., Шмаков Д.С. Применение различных видов аппроксимаций диаграмм деформирования бетона для расчета изгибающихся железобетонных элементов	№ 9
Савельев С.В., Лашко А.Г. Эмпирические исследования эффективности применения пневмошарового вальца с бандажами для уплотнения грунтов	№ 5
Соловьев А.В., Лукин А.О. Оценка влияния стесненного кручения на работу балки с гофрированной стенкой	№ 6
Хархардин А.Н., Строкова В.В., Кожухова М.И. Критический размер микро- и наночастиц, при котором проявляются их необычные свойства	№ 10
Хархардин А.Н., Сулейманова Л.А., Строкова В.В. Топологические свойства полидисперсных смесей и составляющих их фракций по результатам ситового и лазерного анализов гранулометрии	№ 11–12
Холопов И.С., Тур В.И., Тур А.В. Исследование напряженно-деформированного состояния узлового соединения сетчатого купола	№ 4
Шафрай С.Д. Влияние конструктивно-технологической формы фланцевого соединения на его работоспособность	№ 9

В ЛАБОРАТОРИЯХ ВУЗОВ

Адищев В.В., Демешкин А.Г., Роот В.В. Экспериментальное исследование процесса возникновения трещин нормального отрыва в изгибающихся армированных элементах	№ 3
Васюта Б.Н., Чалков Г.В. Экспериментальное исследование моделей подкрановых балок на основе прокатных профилей при местном кручении верхнего пояса. Сообщение 3	№ 2
Виноградов А.Б., Ломухин В.Б., Сургин В.В. Лабораторные исследования модификатора моторного масла на основе серпентина и мягких металлов	№ 6
Герасимов С.И., Жилкин В.А., Власов Г.М. Контактные голографические интерферометры для исследования упругопластических деформаций элементов конструкций	№ 4
Гербер А.А., Коротких А.В., Крылов И.И. Особенности работы «балок Виренделля» из тонкостенных оцинкованных профилей	№ 6
Жаданов В.И., Калинин С.В. Деревометаллические балочные конструкции со стенкой из стального профилированного листа	№ 6
Зиновьев В.Б., Шведов В.Н., Попов А.М. О расстановке нагелей крестообразного сечения в соединениях деревянных элементов	№ 3

- Королев К.В., Самолетов Э.А., Смолин Ю.П.** Экспериментальные исследования коэффициента порового давления № 10
- Кравченко П.А., Парамонов В.Н.** Эффект увеличения несущей способности свай № 7–8 усиления под нагрузкой
- Миряев Б.В.** Экспериментальное исследование треугольных трехслойных панелей при совместном действии продольных сил и поперечной нагрузки № 10
- Русов Б.П.** Экспериментальная проверка прочности полимерных балок при ударе № 4
- Сычкина Е.Н., Пономарев А.Б.** К вопросу определения начального напряженного состояния полускальных грунтов в лабораторных условиях № 6

ВНЕДРЕНИЕ НАУЧНЫХ ДОСТИЖЕНИЙ В ПРОИЗВОДСТВО

- Толстой М.Ю., Вилор Н.В., Ярина Н.А., Баймачев Е.Э.** Развитие теплоснабжения с применением теплонососных установок – станций № 7–8

НАУЧНАЯ ИНФОРМАЦИЯ

- Владимиров С.А.** Комплексное исследование проблем ценообразования крупномасштабных инвестиционно-строительных проектов № 7–8
- Инжутов И.С.** Новое учебное пособие для студентов строительных вузов № 2
- Нуждин Л.В.** Серия новых учебников по геотехнике № 9

НАШИ ЮБИЛЯРЫ

- Геннадию Борисовичу Лебедеву — 75 лет** № 4

-
- Памяти Наума Петровича Абовского** № 11–12

ПРАВИЛА ПОДГОТОВКИ РУКОПИСИ¹

1. К рукописи, представляемой в редакцию на русском языке, необходимо приложить:

- *сопроводительное письмо* руководства организации, откуда исходит рукопись;

к сопроводительному письму должна быть приложена гарантия оплаты публикации статьи² за подпись автора или руководителя представляющей статью организации. Плата за публикацию статей аспирантов не взимается. Гарантийное письмо не требуется, если статья представляется организацией, осуществляющей целевые взносы на издание нашего журнала;

- рекомендацию соответствующей кафедры вуза (заверенную выписку из протокола заседания кафедры);
- экспертное заключение о возможности опубликования, оформленное в организации, откуда исходит рукопись;
- разрешение Роспатента на открытую публикацию материалов по заявке на изобретение.

2. Рукопись должна готовиться на компьютере в программе Microsoft Word и представляться в редакцию распечатанной в двух экземплярах, с приложением ее записи на CD (3", 5").

Текст рукописи набирают шрифтом Times New Roman Суг размером 14 пт. с межстрочным интервалом 1,5. Объем рукописи — до 10 страниц. Обязательна нумерация страниц.

3. Порядок оформления статьи (см. макет статьи на Internet-сайте журнала):

- индекс УДК;
- инициалы, фамилии авторов;
- название статьи;
- аннотация (объемом до 0,3 страницы текста);
- ключевые слова;
- текст статьи;
- библиографический список не более четырех ссылок (при большем количестве их следует оформлять по ГОСТ Р 7.0.5–2008);
- сведения об авторах: *фамилии, имена, отчества (полностью), ученые степени, звания* (звания в негосударственных академиях наук и почетные звания не указывать); наименование учреждений, в которых работают авторы, на русском и *английском языках*;
- почтовые адреса, телефоны и *e-mail* авторов;
- *название статьи на английском языке*;
- *аннотацию на английском языке*;
- *ключевые слова на английском языке*;
- *библиографический список на английском языке*.

4. На полях рукописи указываются места рисунков и таблиц (вставлять их в текст не нужно — это делается при верстке).

Статья должна быть тщательно отредактирована и подписана всеми авторами (с указанием даты отправки статьи).

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

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

Иллюстрации должны быть распечатаны в двух экземплярах, с подписями к ним. Размер иллюстрации не должен превышать 20×30 см, их общее число, как правило, не более 4.

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

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

¹ С дополнениями в соответствии с требованиями ВАК (выделены п/ж курсивом).

² На 2012 г. — из расчета 650 р. за 1 журнальную страницу.

Индекс 70377

(Окончание правил)

8. Следует применять физические величины, обозначения и единицы измерения в системе СИ(SI).

9. В библиографический список включаются только те работы, которые опубликованы в печати, составленные в соответствии с ГОСТ 7.80–2000, ГОСТ 7.1–03.

Примеры оформления можно найти на Internet-сайте НГАСУ (Сибстрин) по адресу www.sibstrin.ru и www.izvuzstr.sibstrin.ru

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

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

12. Рукописи, не принятые к опубликованию, авторам не высылаются. Редакция имеет право производить сокращения и редакционные изменения текста рукописей. *Корректура статей авторам не представляется.*

13. Гонорар за опубликованные статьи *не выплачивается*.

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

ПРИНИМАЕТСЯ ПОДПИСКА

на 2-е полугодие 2012 г.

НА НАУЧНО-ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

ИЗВЕСТИЯ
ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

«СТРОИТЕЛЬСТВО»

Журнал имеет разделы

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

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

Каталожная цена за 6 месяцев — 1500 р.

Цена отдельного номера — 250 р.

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

ISSN 0536—1052. Известия вузов. Строительство. 2012. № 11–12 (647–648), 1–134

ББК 38
И 33
УДК 69

Научное издание

**Известия вузов
СТРОИТЕЛЬСТВО**

№ 11–12 (647–648) 2012

Научно-теоретический журнал

Редакторы: *С.М. Погудина, Н.И. Коновалова*

Технический редактор *Г.П. Рыжкова*

Компьютерная верстка *Р.Г. Усова*

Корректор *Г.И. Шведкина*