

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ
ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԽՄՐԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈՆՏԻՍ

Աղոնց Հ. Տ., Ալեխանյան Վ. Վ., Եղիազարյան Ի. Վ., Խառյան
Մ. Վ. (պատ. խմբագիր), Նազարով Ա. Գ., Սիմոնով Մ. Զ.,
Փինաջյան Վ. Վ. (պատ. խմբագիր տեղակալ):

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Адонц Г. Т., Алексеевский В. В., Егизаров И. В., Касьян
М. В. (отв. редактор), Назаров А. Г., Пинадзян В. В.
(зам. отв. редактора), Симонов М. З.

МЕХАНИКА ГРУНТОВ

Յ. Գ. ԹԵՐ-ՄԱՐՏԻՐՕՍՅԱՆ

К ВОПРОСУ О БОКОВОМ ДАВЛЕНИИ В ГЛИНИСТЫХ
 ГРУНТАХ ПРИ УПЛОТНЕНИИ

Определение закономерностей изменения бокового давления во времени в процессе уплотнения является одним из основных вопросов теории консолидации грунтов. Однако этот вопрос до настоящего времени мало исследован. При рассмотрении плоской и пространственной задач уплотнения обычно принимают, что тотальное боковое давление является постоянной величиной, не зависящей от времени [1]. Это предположение приводит к недостаточно строгим решениям. В случае одномерного уплотнения изменение бокового давления не оказывает влияния на закономерности уплотнения во времени, так как скорость осадки определяется вертикальными напряжениями в скелете грунта (компрессионная зависимость), которые определяются выражением вида

$$\sigma_1(t) = q - p(t), \quad (1)$$

где $\sigma_1(t)$ — наибольшие главные напряжения в скелете грунта;

q — тотальные напряжения;

$p(t)$ — напряжения в поровой воде.

Величину наименьшего главного напряжения в скелете грунта можно определить по формуле:

$$\sigma_2(t) = \xi \cdot \sigma_1(t), \quad (2)$$

а тотальное напряжение на боковой поверхности q , выраженном вида:

$$q_0(t) = \xi \cdot \sigma_1(t) + p(t). \quad (3)$$

Здесь ξ — коэффициент бокового давления скелета грунта;

$q(t)$ — тотальное боковое давление;

$\sigma_2(t)$ — боковое напряжение в скелете грунта.

Закономерности уплотнения в случае пространственной задачи определяются тремя компонентами напряжений в скелете грунта $\sigma_x(t)$, $\sigma_y(t)$ и $\sigma_z(t)$, которые определяются выражениями вида:

$$\begin{cases} \sigma_x(t) = \sigma_1 - p(t); \\ \sigma_y(t) = \sigma_1 - p(t); \\ \sigma_z(t) = \sigma_2 - p(t). \end{cases} \quad (4)$$

где σ_x , σ_y и σ_z — напряжения в скелете грунта, соответствующие стабилизированному состоянию уплотнения. Из уравнения (3) видно, что

тотальное напряжение в горизонтальном направлении является переменной величиной и не соответствует стабилизированному состоянию. Это означает, что в уравнении (4) тотальные напряжения $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ не могут быть приняты постоянными. Вопрос о закономерностях изменения тотального напряжения в грунте в процессе уплотнения еще больше осложняется при учете ползучести скелета грунта и сжимаемости порошой жидкости.

Экспериментальные исследования закономерностей порового давления [2] в процессе уплотнения показывают, что оно не соответствует теории фильтрационной консолидации. В начальный момент оно имеет малое значение, а затем, постепенно увеличиваясь, через определенное время достигает своего максимального значения и в дальнейшем постепенно снижается до стабилизированного состояния. Это объясняется ползучестью скелета грунта и сжимаемостью порошой жидкости. Из уравнения (3) видно, что аналогичная закономерность изменения во времени будет иметь и боковое давление.

В настоящей работе, выполненной на кафедре Механики грунтов, оснований и фундаментов МИСИ им. В. В. Куйбышева под руководством проф. Н. А. Цытовича, рассматривается одномерная задача уплотнения упруго-ползучей пористой среды, заполненной сжимаемой жидкостью. Показывается, что боковое давление в этом случае является переменной величиной во времени и существенно отличается от теории фильтрационной консолидации.

При решении поставленной задачи приняты следующие основные положения:

1. Скелет грунта является упруго-ползучей пористой средой, подчиняющейся наследственной теории ползучести Н. Х. Арутюняна [3].

2. Поры грунта заполнены сжимаемой жидкостью (вода, защемленные пузырьки воздуха и растворенный воздух).

3. Движение жидкости подчиняется закону ламинарной фильтрации Дарси.

Уравнение состояния скелета грунта по аналогии с теорией наследственной ползучести представим в виде:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon(\tau_1) - \varepsilon(t) \cdot a(t, t) + \int_{\tau_1}^t \varepsilon(\tau) \frac{\partial}{\partial \tau} a(t, \tau) d\tau; \quad (5)$$

$$a(t, \tau) = a_{nr} + a_{sr} [1 - e^{-\tau(t-\tau)}], \quad (6)$$

где $a(t, \tau)$ — изменение пористости к моменту времени t от постоянной единичной интенсивности (коэффициент уплотнения);

$\varepsilon(t)$ — изменяющийся во времени коэффициент пористости грунта;

a_{nr} и a_{sr} — коэффициенты мгновенного и вторичного уплотнения грунта;

τ_1 — параметр ползучести скелета.

Уравнение состояния сжимаемой поровой жидкости имеет вид

$$\frac{d\rho}{d\rho} = \rho \cdot K_0, \quad (7)$$

где ρ — давление жидкости;

ρ — плотность жидкости;

K_0 — коэффициент объемной сжимаемости жидкости.

При рассмотрении двух состояний некоторого замкнутого объема воды и заземленных пузырьков воздуха можно показать, что коэффициент объемной сжимаемости жидкости численно равен величине $(J_m - 1)$, где J_m — коэффициент водонасыщения.

Таким образом, имеем:

$$\frac{d\rho}{d\rho} = \rho (J_m - 1).$$

Очевидно, даже при коэффициенте водонасыщения $J_m = 0,99$ объемная сжимаемость поровой жидкости в 200 раз превышает сжимаемость деаэрированной воды, которая равна $0,00005 \text{ см}^2/\text{кг}$.

Дифференциальное уравнение одномерного уплотнения с учетом сжимаемости поровой жидкости можно представить в виде:

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + K_0 \cdot \gamma_0 \cdot \frac{\partial \rho}{\partial t} = \frac{1 + \varepsilon_p}{\gamma_0} K_{cp} \cdot \frac{\partial^2 p}{\partial z^2}, \quad (8)$$

где γ_0 — объемный вес сжимаемой жидкости;

K — коэффициент фильтрации.

Принимая во внимание уравнение (5), дифференциальное уравнение (8) можем представить в виде:

$$\frac{\partial^2 p}{\partial t^2} + \frac{\partial p}{\partial t} \frac{\gamma_1 (a_{мг} + a_{вт} + \varepsilon_{cp} \cdot K_0)}{a_{мг} + \varepsilon_{cp} \cdot K_0} = \frac{(1 + \varepsilon_{cp}) K_{cp}}{\gamma_0 (a_{мг} + \varepsilon_{cp} \cdot K_0)} \left(\frac{\partial^2 p}{\partial z^2} + \gamma_1 \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} \right), \quad (9)$$

Это дифференциальное уравнение одномерного уплотнения упруго-ползучей пористой среды, заполненной жидкостью.

Первое начальное условие для уравнения (9) находим из условия отсутствия фильтрации в момент приложения нагрузки, вследствие чего имеет место равенство деформаций скелета и поровой жидкости. Иначе говоря

$$p(\tau_1) = q \cdot \frac{a_{мг}}{a_{мг} + \varepsilon_{cp} \cdot K_0} = q \cdot A_2, \quad (10)$$

где A_2 — коэффициент порового давления в начальный момент времени.

Второе начальное условие для $p'(t)$ получаем сравнением уравнений (5) и (8), откуда

$$a_{мг} \frac{\partial p(\tau_1)}{\partial t} - a_{мг} \cdot \gamma_1 [q - p(\tau_1)] + \varepsilon_{cp} \cdot K_0 \frac{\partial}{\partial t} p(\tau_1) - \frac{(1 + \varepsilon_{cp}) K_1}{\gamma_0} \frac{\partial^2 p(\tau_1)}{\partial z^2} = 0, \quad (11)$$

Граничными условиями функции $p(t, z)$ для всего периода уплотнения являются

$$\begin{cases} z = 0, \\ z = h, \end{cases} p = 0. \quad (12)$$

Учитывая начальные и граничные условия (10), (11), (12), решение уравнения (9) можем представить в виде [6]:

$$p(t, z) = \frac{4q}{\pi} \sum_{m=1,3,5}^{\infty} \frac{1}{m} (C_m \cdot e^{-N_m t} - D_m \cdot e^{-M_m t}) \sin m \cdot \frac{\pi z}{h}. \quad (13)$$

где C_m , D_m , N_m , M_m имеют следующие значения:

$$\left. \begin{aligned} C_m &= \frac{\gamma_0 \cdot a_{01} - \left[(a_{01} + \varepsilon_{cp} \cdot K_0) N_m + \gamma_0 \cdot a_{01} + \frac{1 + \varepsilon_{cp}}{\gamma_0} K_{cp} \cdot a_m^2 \right] A_0}{2 [a_{01} + \varepsilon_{cp} \cdot K_0] \sqrt{Q_m^2 - R_m}}; \\ D_m &= \frac{\gamma_0 \cdot a_{01} - \left[(a_{01} + \varepsilon_{cp} \cdot K_0) M_m + \gamma_0 \cdot a_{01} + \frac{1 + \varepsilon_{cp}}{\gamma_0} K_{cp} \cdot a_m^2 \right] A_0}{2 [a_{01} + \varepsilon_{cp} \cdot K_0]}; \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

$$\left. \begin{aligned} M_m &= -Q_m + \sqrt{Q_m^2 - R_m}; \\ N_m &= -Q_m - \sqrt{Q_m^2 + R_m}; \end{aligned} \right\} \quad (14')$$

$$\left. \begin{aligned} Q_m &= \frac{1}{2} \left[\frac{\gamma_0 (a_{01} + a_{02} + \varepsilon_{cp} \cdot K_0)}{a_{01} + \varepsilon_{cp} \cdot K_0} + \frac{(1 - \varepsilon_{cp}) K_{cp}}{\gamma_0 (a_{01} + \varepsilon_{cp} \cdot K_0)} \alpha_m^2 \right]; \\ R_m &= \frac{(1 + \varepsilon_{cp}) K_{cp}}{\gamma_0 (a_{01} + \varepsilon_{cp} \cdot K_0)} \alpha_m^2; \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

$$\alpha_m^2 = \frac{\pi^2 \cdot m^2 z^2}{h^2}. \quad (15')$$

В частном случае, при отсутствии сжимаемости поровой жидкости ($K_0 = 0$), это решение совпадает с решением [1], а при отсутствии также ползучести ($\gamma = \infty$) — совпадает с решением теории фильтрационной консолидации.

Вертикальные напряжения в скелете грунта в период фильтрационной консолидации будут определяться выражением вида:

$$\sigma_1(t, z) = q [1 - p(t, z)]. \quad (16)$$

Величину тотального бокового давления в процессе уплотнения определяем как сумму напряжений в скелете грунта и в поровой жидкости, принимая соответственно коэффициенты бокового давления, равными $\frac{1}{2}$ и 1.

Тогда

$$q_1(t, z) = p(t, z) + \frac{1}{2} \cdot \sigma_1(t, z). \quad (17)$$

Из уравнения (17) видно, что напряжение в скелете грунта является переменной не только во времени, но и по высоте уплотняемого слоя, так как

$$\sigma_2(t, z) = \xi \cdot \sigma_1(t, z). \quad (18)$$

Учитывая приведенные соотношения, коэффициент тотального бокового давления может определяться выражением вида:

$$\xi_{\text{тот}}(t, z) = \xi + (1 - \xi) \sum_{m=1, 3, 5} \frac{1}{m} (C_m \cdot e^{-\lambda_m t} - D_m \cdot e^{-\lambda_m t}) \sin \frac{m\pi z}{h}. \quad (19)$$

Очевидно, что максимальное значение коэффициента тотального бокового давления достигается на середине уплотняемого слоя при $z = h/2$ через определенный промежуток времени (рис. 1). На этом рисунке приведены кривые изменения порового и бокового давлений

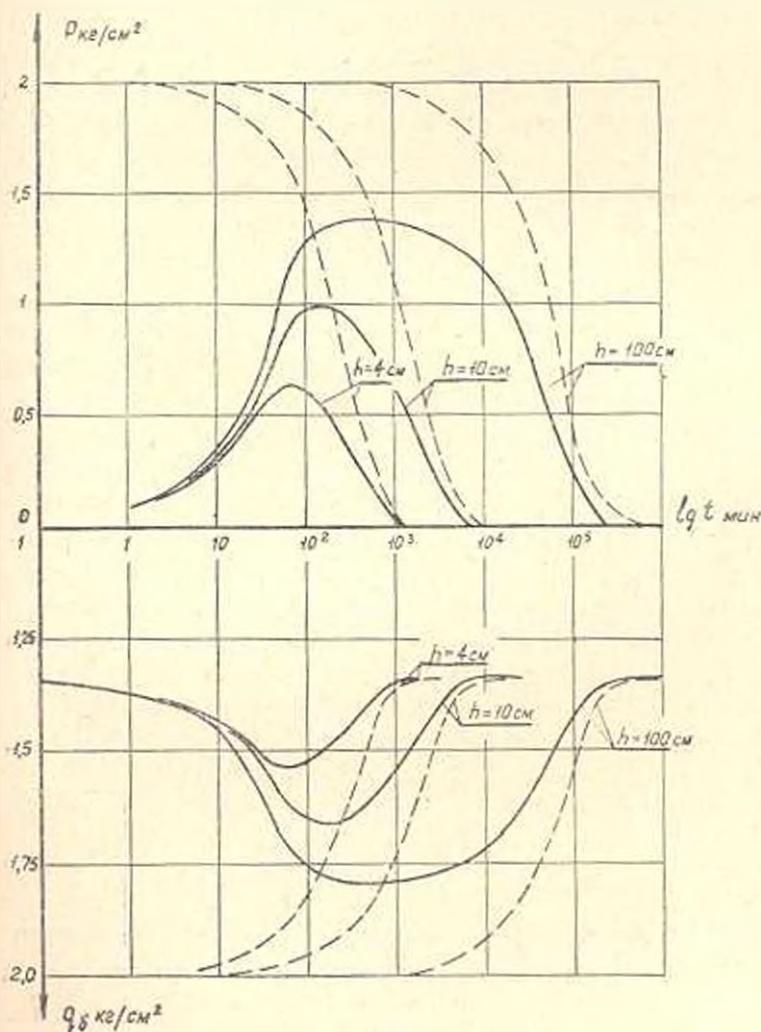


Рис. 1. Кривые изменения порового и бокового давлений во времени, рассчитанные по формулам (13) и (17) (сплошные линии) и по теории фильтрационной консолидации (пунктирные линии), при разных высотах уплотняемого слоя: $q = 2 \text{ кг/с.м}^2$; $u_m = 0,00085 \text{ с.м}^3/\text{кг}$; $\lambda_m = 0,0767 \text{ с.м}^2/\text{кг}$; $a = 0,0775 \text{ с.м}^2/\text{кг}$; $k_{\text{ср}} = 2 \cdot 10^{-7} \text{ с.м./мин}$; $\sigma_p = 1,362$; $\gamma = 0,00715 \text{ мин}^{-1}$.

во времени для разных толщин уплотняемого слоя. Параметры ползучести $a_{\text{вк}}$, $a_{\text{вт}}$, η были определены на компрессионном приборе конструкции Гидропроект. Коэффициент Пуассона для исследованной глины был принят, равным $\nu = 0,4$. Из приведенных на рис. 1 кривых видно, что закономерности изменения порового и бокового давлений в глинистых грунтах в процессе уплотнения существенно отличаются от закономерностей определяемой по теории фильтрационной консолидации и зависят от размеров уплотняемого образца (максимального пути фильтрации), водонасыщенности и свойств ползучести скелета грунта. Это объясняется тем, что внешнее давление в первый момент приложения нагрузки передается не полностью на воду, а постепенно. Причем его максимум не достигает величины внешнего давления и тем на большую величину, чем уплотненнее грунт и чем меньше толщина уплотняемого слоя.

Наблюдаемое резкое расхождение расчетных кривых изменения порового и бокового давлений по теории фильтрационной консолидации и по теории вторичной консолидации объясняется тем, что теория фильтрационной консолидации рассматривает только „грунтовую массу“, все поры которой полностью заполнены свободной гидравлически непрерывной и абсолютно несжимаемой жидкостью. То есть теория фильтрационной консолидации рассматривает простейший случай уплотнения двухкомпонентных сред, не учитывающий сжимаемость поровой жидкости и вторичной консолидации (ползучести) скелета грунта.

Резюмируя изложенное, отметим, что кривая „поровое давление-время“ и „боковое давление-время“ всегда имеют пик, который соответствует их максимальным значениям, определяемым по формулам (13) и (17). Максимальные значения порового и бокового давлений зависят от свойств ползучести скелета, водонасыщенности грунта и максимального пути фильтрации и всегда меньше величин, определяемых по теории фильтрационной консолидации. Предложенная теория вторичной консолидации может быть использована для прогноза порового и бокового давлений в процессе уплотнения в уплотненных глинистых грунтах с коэффициентом водонасыщения $0,9 < J < 1$.
Московский инженерно-строительный институт

им. Куинджицева

Поступило 24.III.1965

Չ. Գ. ՏԻՐ-ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆ

ԿԱՎԱՅԻՆ ԳՐՈՒՆՏՆԵՐՈՒՄ ԿՈՂԱՅԻՆ ԶՆՇԻՄԱՆ ՀԱՐՑԻ ՇՈՒՐՋԸ ԳՐՈՒՆՏՆԵՐԻ ԽՏԱՅՄԱՆ ԸՆԹԱՅՔՈՒՄ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Գիտարկված է մասնակի ջրհոսքից խամ սողրի ենթարկվող ծակոտկենային միջավայրի միատանցը խտացման խնդիրը: Ցույց է տրված, որ կախյալին պրունաներում կմախրի սողրի և ծակոտկենային ջրի սեղմելիության առկայու-

թյան ղեկըրում լարվածային վիճակը էապես տարրերվում է հանրաձանաչ ֆիլտրացիոն խտացման թևորիայից (նկ. 1) :

Կավային գրունտներում կողային և ծակոտկենային ճնշման կորերը միշտ ունեն պիկ, որոնք համապատասխանում են նրանց մաքսիմալ արժեքին: Դրանց մեծությունները կախված են դրունտի կմախքի սողքի հատկությունից, ջրհալեցվածությունից, ֆիլտրացիայի ճանապարհի մաքսիմալ երկարությունից և միշտ ավելի փոքր են ֆիլտրացիոն թևորիայով որոշված մեծությունից:

Առաջարկված տեսական լուծումը կարող է սպասադորձվել միատանց խրտադման ղեկըրում մասամբ հաղեցված կավային գրունտներում կավային և ծակոտկենային ջրի ճնշման մեծուիյան որոշման համար խտացման րնթացքում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Флорин В. А. Основы механики грунтов. М., т. II, 1961.
2. Мичян С. Р. К вопросу о перераспределении напряжений между скелетом и поровой водой глинистого грунта. Изв. АН АрмССР, т. XIV, № 1, 1961
3. Арутюнян Н. Х. Некоторые вопросы ползучести. М.—Л., 1952.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Ж. В. ЗАХАРЯН, Э. Е. ХАЧИЯН, Л. В. ШАХСУВАРЯН

О РАСЧЕТНОЙ СХЕМЕ КРУПНОПАНЕЛЬНЫХ ЗДАНИЙ

На основе анализа работы крупнопанельных зданий на сейсмические воздействия в данной статье предлагается расчетная схема, которая может быть распространена и на некоторые другие конструкции жилых зданий.

В исследовании приняты следующие основные предпосылки. Здание рассматривается как дискретная система с сосредоточенными массами на уровне перекрытий. Перекрытия здания принимаются в виде жестких диафрагм, которые при колебаниях могут перемещаться лишь в горизонтальном направлении без поворота вокруг горизонтальной оси. Такой характер деформации здания подобен деформации бруса при чистом сдвиге. Однако следует отметить, что преобладание деформаций сдвига характеризует работу всей системы, а не отдельных элементов стен, в которых могут возникать как нормальные, так и тангенциальные напряжения. Таким образом, расчетную схему здания можно представить в виде консольной системы с сосредоточенными массами, связанными между собой некоторыми фиктивными жесткостями сдвига, которые зависят от материала и конструкции здания и могут быть определены путем сопоставления расчетных частот колебаний с экспериментальными.

Дифференциальные уравнения колебания такой системы можно представить в виде [1]:

$$\begin{aligned}
 m_1 y_1 - a_1 y_1 - a_2 (y_2 - y_1) &= 0; \\
 m_2 y_2 + a_2 (y_2 - y_1) - a_3 (y_3 - y_2) &= 0; \\
 \dots & \\
 m_{n-1} y_{n-1} + a_{n-1} (y_{n-1} - y_{n-2}) - a_n (y_n - y_{n-1}) &= 0; \\
 m_n y_n + a_n (y_n - y_{n-1}) &= 0.
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

где y_i — горизонтальное смещение;

m_i — масса сосредоточенной нагрузки;

a_i — жесткость этажа.

Решения системы (1) ищем в виде

$$y_n = C_n \sin pt, \tag{2}$$

где p — круговая частота.

Для крупнопанельных зданий средней этажности высшие формы колебаний не имеют существенного значения, поэтому здесь приведем корни уравнений (7) только для основного тона колебаний:

$$\begin{aligned} \text{при } n = 1, & \quad \lambda = 1; \\ n = 2, & \quad \lambda = 0,382; \\ n = 3, & \quad \lambda = 0,198; \\ n = 4, & \quad \lambda = 0,121; \\ n = 5, & \quad \lambda = 0,0811. \end{aligned} \quad (8)$$

Частота колебаний здания будет определяться по формуле:

$$p_n = \frac{1}{\lambda_n} \sqrt{\frac{kFG}{mI}}. \quad (9)$$

Стало быть, для определения частоты свободных колебаний необходимо иметь значение обобщенной жесткости kFG . Как видно, в выражение жесткости входят величины, характеризующие форму плана здания (k), размеры здания в плане (F), а также величина, характеризующая упругие константы материала и конструкции (I). Первые две величины могут быть представлены аналитически, а последняя определена лишь экспериментальным путем. С этой целью были испытаны две модели отсеков крупнопанельного здания по проекту серии А1-464С в масштабе 1/5, изготовленные по условиям простого подobia [2].

Модель № 1 была двухъярусная, однопролетная. Модель № 2 — четырехъярусная, трехпролетная. Модели испытывались на свободные колебания и горизонтальную статистическую нагрузку, приложенную на уровне перекрытий, пропорционально расчетным сейсмическим силам.

По полученным частотам свободных колебаний моделей определялись значения обобщенной фиктивной жесткости, которые приведены в табл. 1.

Таблица 1

Номера моделей	Частота свободных колебаний в гц	Масса сосредоточенной нагрузки в $\text{кг см}^2 \cdot \text{м}$	Высота этажа l в м	λ согласно (8)	$kFG = \frac{(2\pi n)^2 m l}{\lambda^2 \gamma}$
1	35,9	19,6	0,54	0,382	$1,45 \cdot 10^6$
2	21	47,4	0,51	0,121	$3,52 \cdot 10^6$

Величину F можно представить как $\gamma_{пр} F_{ст}$, где $\gamma_{пр} = 1 - \frac{C}{0,85}$ (C — отношение площади проемов — $F_{пр}$ к площади стен в плане — $F_{ст}$) [3]. Для обеих моделей $\gamma_{пр}$ получилось равным 0,65. Коэффициент формы — (k) для прямоугольника равен 0,83.

Перепишав (9) в виде

$$G = \frac{(2\pi\omega)^2 ml}{ikf^2} \quad (10)$$

и подставив соответствующие численные значения, было получено для модели № 1 $G = 1330 \text{ кг/см}^2$, для модели № 2 $G = 1410 \text{ кг/см}^2$. Как видно, значения G для обеих моделей довольно близки. По приведенному в табл. 1 значению обобщенной жесткости $kFG = 1,45 \cdot 10^8 \text{ кг}$ подсчитаны также статические прогибы для модели № 1. Для консольной стойки, работающей на сдвиг, статические прогибы при известных граничных условиях могут быть определены по формуле:

$$y_k = y_{k-1} + \frac{h_k \sum_{i=1}^k S_i}{kFG} \quad (11)$$

В табл. 2 приведены экспериментальные величины прогибов модели № 1 на уровне 1 и 2 этажей и соответствующие прогибы, вычисленные по формуле (11).

Таблица 2

Этаж	Нагрузка в кг	Величины прогибов в микронах	
		эксперимен- тальная	расчетная
1	$S_1 = 87$	82	70
2	$S_2 = 163$	139	120

Расчетные и опытные величины и в этом случае оказались довольно близкими. Приведенные в таблицах 1 и 2 данные подтверждают правильность выбранной расчетной схемы. Однако это лишь качественная оценка, так как модели были испытаны без компенсации напряжений от собственного веса. Для количественной оценки жесткости модель № 2 была испытана с моделированием гравитационных сил, методика которого приведена в [4]. Опыты показали, что от пригрузки обобщенная жесткость модели несколько увеличилась и составила $kFG = 1,35 \cdot 10^8 \text{ кг}$ при частоте свободных колебаний 23,8 гц, которая более точно моделирует частоту натуральных зданий, исходя из принципов подобия [2]. Данной частоте в натуре соответствует 4,7 гц (согласно $\omega = \omega'/\alpha$, где α масштаб модели), что удовлетворительно близко как к результатам натуральных опытов, так и опытов на модели [3, 5].

В принципе от вертикальной пригрузки жесткость системы должна была уменьшаться, так как все модули деформации с ростом нагрузки уменьшаются. В данном случае повышение жесткости, по-видимому, обуславливается тем, что от вертикальной нагрузки увеличивается площадь контактов элементов, вследствие чего уменьшается их относительное смещение и возрастает жесткость на сдвиг.

Кроме того, в недогруженной модели возможны были микротрещины, снизившие общую жесткость конструкции в целом и исчезнувшие при пригрузке.

Увеличение жесткости модели не сказалось на характере работы системы, в подтверждение чего приводим табл. 3, где сведены расчетные и опытные значения статических прогибов для модели № 2 в пригруженном состоянии.

Таблица 3

Этаж	Нагрузка	Прогибы в микронах	
		опытные	расчетные
1	$S_1 - 75 \text{ кг}$	—	70,5
2	$S_2 - 175 \text{ кг}$	120	156
3	$S_3 - 275 \text{ кг}$	190	213
4	$S_4 - 275 \text{ кг}$	260	276

Подсчитанная по частоте свободных колебаний модели № 2 в пригруженном состоянии величина G , равная 1960 кг/см^2 , может быть применена практически в первом приближении.

В ы в о д ы

1. В качестве расчетной схемы крупнопанельных зданий при сейсмических воздействиях может быть принята консольная система с сосредоточенными массами, связанными обобщенными жесткостями сдвига.

2. Частоту колебаний такой системы можно определить по формуле (9).

3. Величину фиктивного модуля сдвига при расчете крупнопанельных зданий кассетного производства серии А1—464С на сейсмические воздействия рекомендуется ориентировочно принять равной 2000 кг/см^2 .

Институт стройматериалов и сооружений
Госстроя АрмССР

Получено 1.II.1966.

А. Ф. ХАЧАТУРՅԱՆ, Է. Ե. ԿԱՉԵԱՆ, Ը. Վ. ԵԱՇՏՈՒՎԱՐՅԱՆ

ԽՈՇՈՐԿԱՆՆԷ ԶԻՆՔԵՐԻ ԶԱՇՎԱՅԻՆ ՍԽԵՄԱՅԻ ՎԵՐԱՔԵՐՅԱԼ

Ա մ փ ա փ ո ս մ

Խոշորածանելի շենքերն իրենցից ներկայացնում են բարդ տարածական սխեման, որոնց սկզբիկ հաշվարկը կատարվում է հաշվարին մոտավոր սխեմայի բնորոշյամբ: Շենքի իրական աշխատանքն արտահայտող հաշվարին սխեմայի ճիշտ բնորոշյունը մեծ դեր ունի սկզբիկական ուժերի մեծության գնահատման գործում:

Աւելիակ ազդեցության պայմաններում խոշորագանել շենքերի աշխատանքի տեսական և փորձնական փորձումները թույլ է տվել առաջարկելու նրանց համար հաշվային մի սխեմա, որը սկզբունքորեն կարող է ծառայել և այլ կոնստրուկցիաների շենքերի համար: Հաշվային սխեմայի հիմքում ընկած են հետևյալ թույլատրելիությունները՝ բնակելի շենքերի հաշվային սխեման ավելի մաս է դիտարկել և ոչ կոնսերվատիվ սխեմայի, որը պայմանավորվում է մասսաների կենտրոնացումը ծածկերի հորիզոնի վրա: Շենքի ծածկերը կարելի է բնարել ինչպես կոշտ դիաֆրագմաներ, այն իմաստով, որ նրանք շենքի առաջանման ընթացքում կարող են տեղափոխվել իրար նկատմամբ հորիզոնական ուղղությամբ առանց հորիզոնական առանցքի շարժը պատշաճ դորձելու: Շենքի այդպիսի դիֆորմացիան նման է հեծանի մարտը սահքի դեֆորմացիային: Առաջարկվող հաշվային սխեման կարելի է ներկայացնել ինչպես սահքի կեղծ կոշտությամբ իրար հետ միացված կենտրոնացած մասսաներ անկողի կոնստրուկցիայի նման: Այդ կոշտությանները նշանակալիությունը, որը կախված է ինչպես շենքի կոնստրուկցիայից, այնպես և նյութից, ներառվում է որոշել իրար հետ համադրելով շենքի առաջանման հաճախության փորձից և ընդունված հաշվային սխեմայի հիման վրա տեսականորեն ստացված ավելանքից:

Նման սխեմայի առաջանմաների դիֆերենցիալ հավասարումները տված (1) ձևով իրենց յուրմասն ունեն (2) տեսքով: Ընդունելով, որ խոշորագանել շենքում մասսաներն իրար հավասար են և զանվում են իրարից հավասար հեռավորության վրա, կոնկրետ դեպքում մինչև 5 հարկ ընդգրկող շենքի համար, հաճախության հավասարումները կարող են ձևավորվել (7) բանաձևով, իսկ նրանց արմատները (8) տեսքով: Ելելով բերվածներից շենքի հաճախությունը կորոշվի (9) բանաձևով: Այս բանաձևում այն մի շարք անդամներից բացի, որոնք կարող են անալիտիկորեն որոշվել, զույգված ունի և բերված կոշտության kGF անդամը, որը հնարավոր է որոշել փորձնական եղանակով:

Այդ նպատակով գինամիկական ազդեցությամբ փորձեր են զրվել խոշորագանել երկհարկ և բառահարկ շենքի 1:5 մասշտաբով իրականացված 2 մեխանիկական մոդելների վրա: Փորձերից ստացված հաճախության արդյունքների հիման վրա հաշվված է 2 մոդելների համար ընդհանրացված կոշտությունները (աղյուսակ 1): Այնուհետև այդ տվյալներն սպառադրվելով (11) բանաձևով հաշվված է երկու մոդելների տեղափոխումները և այն համեմատված է ստատիկ փորձից ստացված արդյունքների հետ (2 և 3 աղյուսակներ): Փորձված համեմատությունն ապացուցում է, որ խոշորագանել շենքերի համար առաջարկված հաշվային սխեման մաս է շենքի իրական աշխատանքային սլախեմային և առաջին մասավորությամբ սողքի գործակիցը կարելի է ընդունել հավասար 2000 կգ/սմ²:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Хачиян Э. Е. Некоторые прикладные задачи теории сейсмостойкости сооружений. Ереван, 1963.
2. Назаров А. Г. О механическом подобии твердых деформируемых тел. Изд. АН АрмССР, Ереван, 1965.
3. Коричневый Н. Л., Поляков С. В. и др. Основы проектирования зданий в сейсмических районах. М., 1961.

4. Шахсугарян Л. В., Захарин Ж. В. Опыт применения метода моделирования при изучении вопросов сейсмостойкости крупнопанельного здания. Сборник научных сообщений АИСМ. Исследования по сейсмостойкости зданий*, вып. 7, 1966.
5. Денисов Б. Е. Испытание на виброплатформе модели крупнопанельного здания. Журн. «Строительная механика и расчет сооружений», № 4, 1965.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Т. А. ГОРОЯН

О НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ
 ЭЛЕМЕНТОВ ПО НАКЛОННЫМ СЕЧЕНИЯМ ПРИ
 СЕЙСМИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЯХ

При расчете сооружений на сейсмическое воздействие существенную роль играет внутреннее трение, обуславливающее рассеяние энергии при колебаниях, связанное с амплитудой циклических изменений напряжений в элементах и узлах конструкций. Однако, как отмечает А. Г. Назаров [1], меру рассеяния энергии, а следовательно и амплитуду изменения напряжения нужно ограничить, связывая ее с количеством возможных циклов колебания динамических напряжений, так, чтобы за все время эксплуатации сооружения процесс рассеяния энергии не вызвал заметного изменения свойств материала элементов сооружения и не приводил бы к изменению его первоначальной расчетной схемы. Как показывают результаты обследований последствий сильных землетрясений [2, 3], большая часть повреждений железобетонных рамных конструкций связана с воздействием поперечных сил, которые и приводят к хрупкому разрушению по наклонным сечениям. На рис. 1 показано хрупкое разрушение железобетонной колонны рамного каркаса здания школьного гимнастического зала в гор. Нингата (Япония), имевшее место при землетрясении 16 июня 1964 года [3]; из 6 колонн 5 разрушились по наклонным сечениям на уровне обре-

за фундамента. Аналогичные повреждения железобетонных элементов рамных каркасов были обнаружены нами при обследовании последствий Ташкентского землетрясения 26 апреля 1966 года.

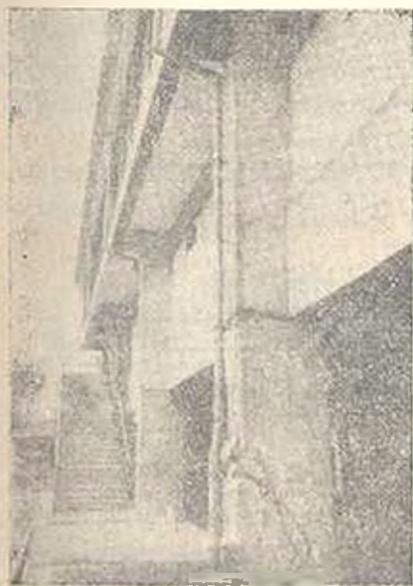
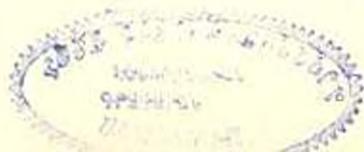


Рис. 1. Разрушение железобетонной колонны по наклонному сечению при землетрясении 16 июня 1964 (Нингата, Япония) [3].

реза фундамента. Аналогичные повреждения железобетонных элементов рамных каркасов были обнаружены нами при обследовании последствий Ташкентского землетрясения 26 апреля 1966 года.



ПА - 7643.

Возможность хрупкого разрушения элементов железобетонных рамных каркасов по наклонным сечениям, следовательно, и изменения первоначальной расчетной схемы должны быть предотвращены ограничением максимальной амплитуды динамических напряжений. Ограничение максимальной амплитуды динамических напряжений, зависящее от количества циклов их колебания, связано с вероятностью повторения динамической нагрузки и ее продолжительностью. При землетрясениях действие динамической нагрузки непродолжительно, количество возможных повторных нагружений за все время эксплуатации сооружения может быть оценено примерно в 100—1000 циклов. При таких нагружениях несущая способность конструкций не может быть оценена, исходя из предела прочности материала или предельной выносливости, когда количество повторных нагружений обычно исчисляется миллионами циклов.

Насколько автору известно, экспериментальные работы по определению несущей способности железобетонных изгибаемых элементов при немногочисленных циклических нагружениях не проведены. Имевшиеся работы относятся либо к прочности арматуры, либо к прочности бетона [4, 5]. В статье приводятся результаты экспериментальных работ, проведенных нами над изгибаемыми элементами из легкого железобетона, цель которых частично восполнить этот пробел. На основе этих результатов сделана попытка дать некоторые предельные рекомендации по расчету наклонных сечений изгибаемых элементов, несущих сейсмическую нагрузку.

Опыты проводились над свободно лежащими однопролетными балками при схеме нагружения, приведенной на рис. 2. Размеры сечений балок назначены исходя из технических параметров испытательной машины. Образцы балок, сечением 14×17 см и длиной 1,50 м, армировались рабочей арматурой $3 \varnothing 12$ мм из горячекатаной круглой стали класса А-1 (процент армирования $\mu = 1,57\%$). Монтажная арматура — $2 \varnothing 8$ мм. Отогнутые стержни не предусмотрены и поперечная сила полностью передается бетону сжатой зоны и двухсрезным хомутам диаметром 4 мм. Наклонные сечения запроектированы согласно СНиП II-14.1-62 [6] и их теоретическая несущая способность значительно больше нагрузки, вызывающей текучесть растянутой арматуры. Для выявления роли хомутов при циклических нагружениях запроектированы и изготовлены две серии образцов: с расчетным шагом 10 см и учащенным — 5 см шагом хомутов (с сохранением их диаметров). В качестве инертных использованы дробленый песок и цемент из туфа ереванского типа.

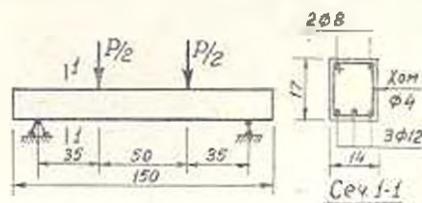


Рис. 2. Схема нагружения.

Испытания были проведены на пульсационном прессе ГРМ-1, позволяющем осуществить пульсацию в диапазоне динамической нагрузки 2—25 т. При этом пролет всех образцов балок составлял 1,20 м. Так как при динамической нагрузке показания силовых измерителя пульсатора не отличаются большой точностью, то контроль усилий производился посредством стального балочного динамометра с базой 50 см. Динамометр устанавливался последовательно с образцом так, что усилие, передаваемое образцу, сообщалось также и динамометру. На его растянутой зоне наклеен проволочный датчик сопротивления, по показаниям которого определяется усилие, воспринимаемое образцом.

Тензометрические измерения заключались в записи на осциллографической бумаге усилий, передаваемых пульсатором, и амплитуд колебания образца (последние записывались через консольный прогибомер, собранный по мостовой схеме). Регистрировался также момент образования наклонных трещин в зависимости от числа циклов пульсации по разработанному нами способу. С этой целью на боковых поверхностях образца, в местах возможных образований наклонных трещин, попеременно перед испытанием наносились полосы из тонко молотого графита (просеянного через сито с 4900 от/см^2 и разбавленного силикатным клеем). С образованием трещины цепь обрывалась, луч шлейфа сдвигался и этим самым регистрировался момент трещинообразования (рис. 3).

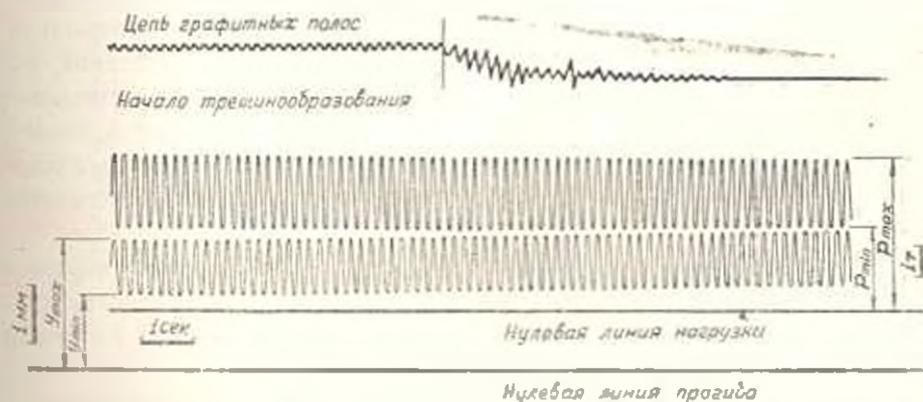


Рис. 3. Осциллограмма вынужденных колебаний образца № 3 в момент разрушения.

Перед динамическими испытаниями все образцы подвергались статическим испытаниям, не доводя до трещинообразования, и производилась тарировка измерительных приборов. Пульсации осуществлялись так, чтобы при установившемся режиме образец подвергался колебаниям порядка 1000—2000 циклов (частотой 5 гц). Если при этом не происходило разрушение, то продолжалось испытание при увеличенной максимальной нагрузке цикла. На рис. 4 приведен общий вид образца при испытаниях.

Результаты испытаний сведены в табл. 1. Там же приведены физико-механические характеристики образцов и параметры циклов нагружений. Теоретические значения статических разрушающих нагрузок (графы 3 и 4) определены по [6], принимая R_a и R_n соответственно равными: пределу текучести арматуры ($\sigma_1 = 2500 \text{ кг/см}^2$) и 90% кубиковой прочности бетона в день испытания образца. Значения нагрузки $Q_{\text{теор}} = 2 Q_{\text{ст}}$, вызывающей разрушение по наклонному сечению, определены согласно [6] по формуле

$$Q_{\text{ст}} = 1,06 R_a b h_0 q_x - q_x u,$$

где u — шаг хомутов. Фактические значения разрушающих нагрузок, приведенные в графах 5 и 6, получены при статических испытаниях образцов после немногочисленных циклических нагружений.

Сопоставляя результаты испытаний образцов обеих серий, замечаем, что несущая способность образцов II серии по наклонным сечениям намного выше, чем I серии; хотя двойное уменьшение шага хомутов образцов II серии дает всего лишь примерно 50% увеличения их теоретической несущей способности. Статические испытания, проведенные после немногочисленных циклических нагружений, показывают, что образцы I серии по наклонным сечениям выдерживают нагрузку, составляющую около 50% теоретической разрушающей, между тем, как образцы II серии без разрушения по наклонным сечениям выдерживают всю нагрузку, вызывающую текучесть растянутой арматуры.

Столь сильное расхождение в несущих способностях образцов обеих серий по наклонным сечениям нельзя полностью приписать усталостным явлениям в бетоне, ибо бетон обеих серий образцов воспринял небольшое количество циклических нагружений с близкими параметрами цикла, и нужно искать в правильности теоретического определения несущей способности при сейсмических воздействиях по СНиП [6]. Хотя испытания проведены над ограниченным количеством образцов и притом из легкого железобетона, тем не менее полученные результаты весьма настораживающие, так как СНиП II-B. 1-62 одинаково распространяются на легкие и обычные тяжелые бетоны. Вопрос этот весьма актуальный и требует проведения специальных исследований.

Анализ результатов испытаний образцов I серии показывает, что при циклических нагружениях они по наклонным сечениям выдерживают пульсацию порядка 500–1000 циклов установившегося режима, когда статическая нагрузка или среднее напряжение цикла $P_{\text{ст}} = 1/2$

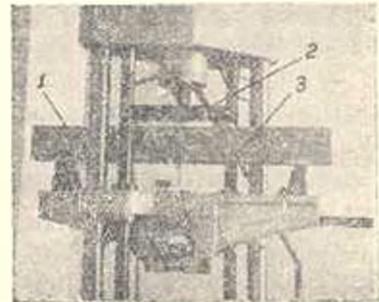


Рис. 4. Общий вид испытания:
1— образец; 2— динамометр;
3— графитная полоса.

Таблица 1

Результаты испытаний туфожелезобетонных образцов

Номера образцов		Кубковая прочность бетона в день испытания образца ($\kappa\Gamma, \text{с.м}^2$)	Статические разрушающие нагрузки ($\kappa\Gamma$)				$\frac{P_{\text{разр}}}{P_{\text{разр}}^T}$	$\frac{P_{\text{разр}}}{Q_{\text{разр}}^T}$	Количество циклов пульсации		Нагрузки циклов (с.м^2)		Характеристики циклов	
			теоретические		фактические $P_{\text{разр}}$				неустановившегося режима	установившегося режима	P_{max}	P_{min}	коэффициент асимметрии $\frac{P_{\text{min}}}{P_{\text{max}}}$	Коэффициент сжатия $s = \frac{P_{\text{min}}}{P_{\text{с}}}$
			по нормальному сечению $P_{\text{разр}}^T$	по наклонному сечению $Q_{\text{разр}}^T = 2Q_{\text{ск}}$	по нормальному сечению	по наклонному сечению								
I серия ($n=10 \text{ с.м}$)	1	252	6830	8540	—	3980	—	0,467	175	500	3150	1900	0,603	0,247
	2	232	7140	9260	—	4000	—	0,432	295	1140	2675	1575	0,590	0,259
	3	292	7140	9260	—	4525**	—	0,490	465	460	4525	2075	0,460	0,370
	4	260	6840	8680	—	3900	—	0,450	435	1220	2875	1300	0,453	0,377
	5	260	6840	8680	—	3600**	—	0,415	410	1870	2100	925	0,386	0,444
5*	260	6840	8680	—	3600**	—	0,415	510	777	3600	1750	0,485	0,346	
II серия ($n=5 \text{ с.м}$)	6	222	6750	11640	6650	—	0,985	—	280	2015	4000	1500	0,376	0,455
	7	222	6750	11640	6750	—	1,000	—	550	2220	4000	1400	0,350	0,483
	7*	222	6750	11640	6750	—	1,000	—	50	2500	4700	1300	0,277	0,557
	8	254	6800	12520	6800	—	1,000	—	600	1090	5325	1925	0,362	0,470
	9	254	6800	12520	7000	—	1,030	—	840	2880	6000	1750	0,292	0,550

* Повторное испытание.

** Разрушающая нагрузка при динамических испытаниях.

($P_{\max} + P_{\min}$) находится в пределах $(0,462 \div 0,636) P_{\text{разр}}$, а динамическое напряжение или амплитуда цикла $P_{\min} = 1,2 (P_{\max} - P_{\min})$ составляет $(0,247 \div 0,377) P_{\text{разр}}$. При больших значениях $P_{\text{ст}}, P_{\text{разр}}$ происходит хрупкое разрушение по наклонным сечениям (образцы № 3 и 5). Как видно из осциллограммы (рис. 3), после появления первых трещин через несколько циклов колебания (порядка 25—30) происходит раскрытие сквозной наклонной трещины и разрушение образца. Разрушение происходит вследствие того, что оставшаяся часть сечения становится недостаточной для восприятия и чисто статической нагрузки, отвечающей по величине максимальному значению повторной динамической нагрузки [7]. Отсюда в первом приближении несущая способность изгибаемых элементов из туфожелезобетона по наклонным сечениям, при базе колебаний нагрузки порядка 500—1000 циклов, может быть обеспечена, если допускать $P_{\text{ст}} \leq 0,5 P_{\text{разр}}$ и коэффициент симметрии цикла $s \leq 0,3$. При этом максимальная нагрузка цикла будет $P_{\max} = P_{\text{ст}} + P_{\min} \leq 0,65 P_{\text{разр}}$, а минимальная — $P_{\min} = P_{\text{ст}} - P_{\min} \geq 0,35 P_{\text{разр}}$, и, следовательно, коэффициент асимметрии цикла $\varphi \geq 0,55$.

Динамические испытания образцов с учащенным шагом хомутов (II серия) проводились при среднем напряжении цикла $P_{\text{ст}} = (0,40 \div 0,55) P_{\text{разр}}$ и параметрах: $s = 0,455 \div 0,550$, $\varphi = 0,376 \div 0,292$. При этом в одном случае, даже при максимальной нагрузке цикла $P_{\max} = 0,877 P_{\text{разр}}$ (образец № 9), при базе колебания нагрузки 1000 циклов и больше, не было зафиксировано образования наклонных трещин от действия касательных напряжений и не наступила текучесть растянутой арматуры. С прекращением пульсации образцы были подвергнуты статическим испытаниям, и нагрузки, вызывающие текучесть растянутой арматуры, получились близкими к теоретическим. Таким образом, конструктивными приемами, уменьшением шага хомутов против расчетного можно обеспечивать несущую способность изгибаемых железобетонных элементов по наклонным сечениям при немногочисленных циклических нагружениях.

В ы в о д ы

На основании проведенных экспериментальных исследований можно сделать следующие выводы:

1. При немногочисленных циклических нагружениях сейсмического типа фактическая несущая способность железобетонных элементов по наклонным сечениям значительно ниже, чем теоретическая, определяемая по СНиП II-B. 1-62 [6].

2. Хрупкое разрушение элементов из легкого железобетона по наклонным сечениям при сейсмических воздействиях может быть предотвращено, если одновременно соблюдены следующие условия: среднее напряжение цикла $P_{\text{ст}} \leq 0,5 P_{\text{разр}}$, коэффициент симметрии цикла $s \leq 0,3$ и коэффициент асимметрии цикла $\varphi \geq 0,55$.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

В. К. ГУКАСЯН, В. А. СТЕПАНИН

ПРОЧНОСТЬ И ДЕФОРМАЦИИ ПАНЕЛЕЙ ИЗ ТУФОВЫХ
 КАМНЕЙ ПРИ ПЕРЕКОСЕ

В статье описываются результаты проведенных опытов, целью которых явилось определение несущей способности тонкостенной кладки из туфовых камней правильной формы при действии нагрузок, вызывающих перекос. Кладка в виде квадратной панели выполнялась из туфовых камней Маисянского месторождения прочностью на сжатие от 102—143 кг/см² на цементно-известковом растворе. Состав раствора 1:0,7:7 (по весу) с применением дробленого туфового песка Ахтаиакского карьера. Было изготовлено и испытано 5 групп панелей (10 образцов) размером 120×120×20 см. Изготовление кладки всех образцов (кроме образцов 4-й группы) осуществлялось согласно ВТУ—3—61 [1]. Вертикальные швы заполнялись раствором литой консистенции ($sl = 12-13$ см), а горизонтальные — пластичной консистенции ($sl = 8-9$ см). Образцы 4-й группы изготавливались в горизонтальном положении. Все швы заполнялись литым раствором. Толщина растворных швов колебалась в пределах 1,2—1,6 см. Образцы вызревали в лабораторных помещениях при температуре воздуха 16—22°С и относительной влажности 55—75%.

Конструкция образцов, схема их испытания и расстановка приборов показаны на рис. 1.

Испытания проводились на 200-тонном гидравлическом прессе, при этом образцы 1 и 4-й групп испытывались при приложении сжимающей нагрузки вдоль одной диагонали (рис. 1а); образцы 2 и 3-й групп испытывались на вертикальное и горизонтальное воздействие нагрузок (рис. 1б). Горизонтальное обжатие — $N_{об}$ осуществлялось при помощи 10-тонных тарированных пружин и металлических тяжей диаметром 30 мм, расположенных по обеим сторонам кладки. Усилия в тяжах определялись с помощью датчиков сопротивления, а также по осадке пружин. С целью сопоставления прочностных и деформи-

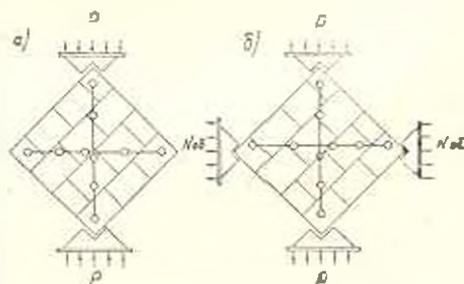


Рис. 1. Схемы испытания кладки и расстановки приборов: а) без обжатия кладки; б) с обжатием кладки.

руемых образцов проводились на 200-тонном гидравлическом прессе, при этом образцы 1 и 4-й групп испытывались при приложении сжимающей нагрузки вдоль одной диагонали (рис. 1а); образцы 2 и 3-й групп испытывались на вертикальное и горизонтальное воздействие нагрузок (рис. 1б). Горизонтальное обжатие — $N_{об}$ осуществлялось при помощи 10-тонных тарированных пружин и металлических тяжей диаметром 30 мм, расположенных по обеим сторонам кладки. Усилия в тяжах определялись с помощью датчиков сопротивления, а также по осадке пружин. С целью сопоставления прочностных и деформи-

тивных показателей каменной кладки при сжатии и перекосе образцы кладки 5-й группы были испытаны на центральное сжатие. В этих образцах измерялись продольные и поперечные деформации, а также деформации среднего растворного шва при центральном сжатии.

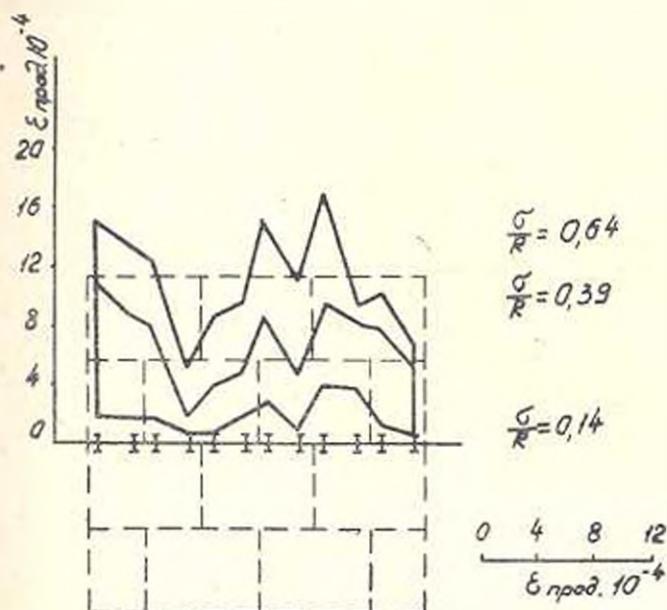


Рис. 2. Относительные деформации среднего шва кладки при центральном сжатии, измеренные проволоочными датчиками сопротивления с базой 30 м.м.

На рис. 2 приведены величины относительных деформаций растворного шва. Кривые показывают, что деформации растворного шва распределяются неравномерно, при этом с увеличением сжимающей нагрузки неравномерность распределения деформации увеличивается. При испытании образцов кладки на перекос разрушение образцов 1, 2, 3-й группы происходило в основном по горизонтальным и вертикальным швам (рис. 3), при этом в горизонтальных швах — по контакту, а в вертикальных — по раствору. У образцов 4-й группы разрушение происходило большей частью по камню (рис. 3). Это можно объяснить тем, что при действии нагрузок, вызывающих перекос, швы кладки работают на разрыв и скалывание. Швы являются наиболее уязвимыми местами кладки, поэтому прочность последней при перекосе существенно зависит от прочности раствора и его сцепления с камнем [2]. Прочность сцепления раствора с камнем для этих образцов составляла $3,6 \text{ кг/см}^2$.

Для образцов 2, 3 и 4-й групп трещинообразование начиналось по камню в углах панели, в местах приложения сжимающих сил. Это явление объясняется тем, что большие напряжения обжатия образцов 2 и 3-й групп и монолитность кладки образцов 4-й группы

резко повышали сопротивление кладки сдвигу по швам, в результате этого разрушение камня наступало раньше.

Характеристика образцов и величины нагрузок, соответствующих появлению первой трещины и разрушению при перекосе, приведены в таблице. Как видно из таблицы, отношение P_1/P_0 для испытанных образцов колеблется в пределах 0,72–0,96.

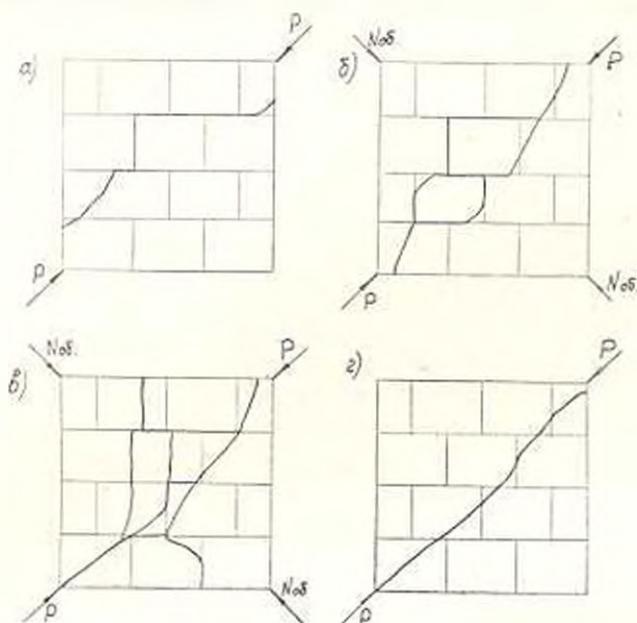


Рис. 3. Схема образования трещин в испытанных образцах: а) 1-й группы; б) 2-й группы; в) 3-й группы; г) 4-й группы.

Анализ полученных результатов показывает, что прочность образцов 4-й группы в 2,5 раза больше прочности образцов 1-й группы. При этом разрушение образцов 1-й группы происходило в основном по растворным швам (рис. 3, а), а образцов 4-й группы — по камню (рис. 3, г). Это можно объяснить тем, что сцепление туфовых камней с раствором литой консистенции значительно больше, чем с раствором пластичной, несмотря на то, что прочность раствора пластичной консистенции больше на 16%. Образцы 2-й и 3-й группы были испытаны при наличии предварительного обжатия силой $N_{об} = 0,25 - 0,45 P_p$ (P_p — разрушающая нагрузка для образцов группы 1-й, где $N_{об} = 0$). Сравнение экспериментальных данных для образцов 1, 2 и 3 групп показывает, что между величинами $N_{об}$ и соответствующей P_p существует линейная зависимость (рис. 4).

На рис. 5, показаны эюры распределения деформаций по диагоналям образца. Деформации в сжатом направлении уменьшаются по мере приближения к середине образца, а деформации в растянутом направлении, наоборот, увеличиваются по мере, от краев к середине. Полученные результаты распределения деформаций и образования трещины испытанных образцов кладки из туфовых камней пра-

Таблица

Группы образцов	№ образцов	Размеры образцов, см	Предел прочности раствора, кг/см ²		Нагрузка m				Величина обжатия m №6.		R_2, R_3	Вид засружения
			пластич.	литов	при первой трещине R_1		при разрушении R_0		предварительного	дополнительного		
					образца	средн.	образца	среднее				
1	1	$119 \times 119 \times 18,5$	19	33	10	10,0	14	13	—	—	0,72	По схеме на рис. 1а
	2	$119 \times 119 \times 18,5$	6,5	4,4	10		12		0,83			
2	3	$119 \times 119 \times 20$	31	22	20	21	22	22,5	3	0,4	0,91	По схеме на рис. 1а
	4	$122 \times 120 \times 18,5$	4,4	2,1	22		23		0,96			
3	5	$116 \times 119 \times 20$	45	38	18	23	24	27	6	0,9	0,75	То же
	6	$118 \times 118 \times 20$	5,8	5,8	28		30		0,93			
4	7	$119 \times 116 \times 18,5$	51	42	30	30,4	33	32,5	—	—	0,91	По схеме на рис. 1а
	8	$120 \times 116 \times 19$	8,2	7,2	30,8		32		0,96			
5	9	$117 \times 121 \times 20$	45	36	80	88	81	90,3	—	—	0,99	Центральное сжатие
	10	$117 \times 121 \times 18,5$	8,6	7,0	96		99,7		0,97			

* В числителе прочность растворов кубиков на сжатие; в знаменателе прочность растворов восьмерок на растяжение.

вильной формы качественно имеют ту же закономерность, полученную ранее для кирпичной кладки [3, 4] и для кладки из бакинского известняка-ракушечника [5]. Это позволяет в первом приближении пока пользоваться эмпирической зависимостью, полученной в работах [3—5] для оценки несущей способности каменных образцов на перекос.

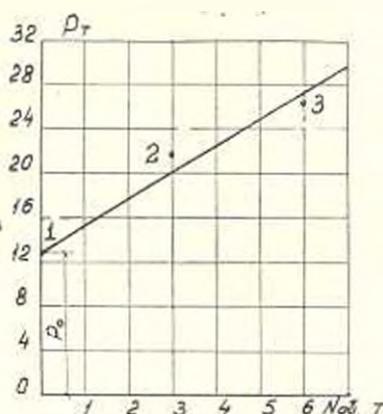


Рис. 4. Зависимость несущей способности кладки от величины предварительного обжатия.

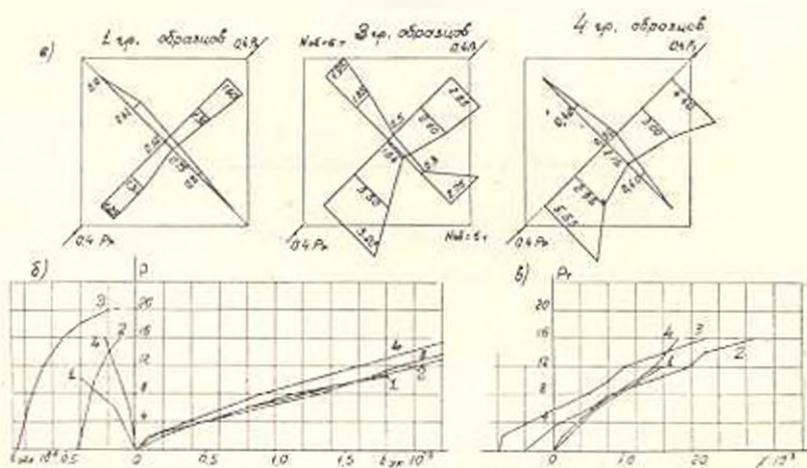


Рис. 5. а) эпюра относительных деформаций в направлении диагоналей; б) график относительных деформаций панели; в) деформации сдвига.

По кривым, представленным на рис. 5а, с возрастанием сжимающей нагрузки относительный угол сдвига панели γ увеличивается. В частности, в интервале нагрузок от 0 до 6 т для образцов 1-й группы и от 0 до 10 т для образцов 4-й группы зависимость между нагрузкой и углом сдвига близка к линейной. Кривые γ образцов 2-й и 3-й группы почти параллельны.

В ы в о д ы

1. Несущая способность кладки из камней правильной формы при заливке швов литым раствором ($s/l = 12-13$ см), при перекосе в среднем в 2,5 раза больше, чем для кладки, введенной по обычной технологии.

2. Прочность кладки при сдвигающих усилиях существенно зависит от прочности сцепления раствора с камнем.

3. Прямыми измерениями было установлено, что горизонтальные растворные швы при центральном сжатии подвергаются неравномерному обжатию, при этом отдельные камни в кладке работают на растяжение и изгиб.

ЛИСМ

Поступило 5.XI.1965.

Վ. Ք. ՂԱՅԻԱՅԱՆ, Վ. Ա. ՍՏԵՓԱՆՅԱՆ

ՏՈՒՑԱՔԱՐԵՐԻՑ ՈՐՄՆԱՊԱՆՆԵՆԵՐԻ ԱՄՐՈՒԹՅՈՒՆԸ ԵՎ ԴԵՖՈՐՄԱՑԻԱՆ ՇՆՂՄԱՆ ԺԱՄԱՆԱԿ

Ա մ փ ո ւ փ ո ս մ

Հողիվածում նկարագրվում է փորձի արդյունքները՝ նպատակ ունենալով որոշելու կանոնավոր ձևի տուֆարարերից բարակապատ որմածքների կրողունակությունն այնպիսի բեռների ազդեցության տակ, որոնք առաջացնում են շեղում:

Որմնապանկների փորձանմուշները՝ $120 \times 120 \times 20$ սմ շափերի պատրաստվել են սովորական տեխնոլոգիայով (բոստ ժՏՊ—Ց—61) և միայն ջրիկ կոնսիստենցիայի շողախով կարանների իրականացմամբ կրեանյան տիպի (Մայիսյանի հանքավայրի) 100 մարկայի կանոնավոր ձևի տուֆարարից՝ 50 մարկայի շողախով, սղտաղործելով Հողիվանակի հանքավայրի տուֆի շարդիված ավալ:

Կատարված էքսպերիմենտայ հնաազոտությունների վերլուծությունը թույլ է տալիս անելու նախնական հետևյալ եզրակացությունները:

1. Երբոր կարանները ջրիկ կոնսիստենցիայի շողախով պատրաստված որմնապանկների կրողունակությունը միջին հաշվով 2,5 անգամ մեծ է համեմատած սովորական տեխնոլոգիայով պատրաստված որմնապանկներից:

2. Շեղման փորձարկման ժամանակ որմածքի ամրությունն էսպես կախված է շողախի և քարի միջև եղած շողիկապման ամրությունից:

3. Դիմադրության հայտնիչի շափումով հաստատվում է, որ որմածքի կենտրոնական սեղման ժամանակ շողախի հորիզոնական շերտը ենթարկվում է անհամապատասխան սեղման, իսկ առանձին քարերն ենթարկվում են ձգման և ծոման:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. ВТУ на проектирование и возведение стен зданий и сооружений из туфовых камней правильной формы (ВТУ—3—61). Ереван, 1961.
2. Степанян В. А. Нормальное сцепление раствора с камнем. Ереван, 1956.
3. Поляков С. В., Коноводченко В. И. Прочность и деформации квадратных виброкирпичных панелей при перекосе и плоскости стены. Прочность перикальных стыков. Сб. «Исследования по сейсмостойкости крупнопанельных и каменных зданий», М., 1962.
4. Поляков С. В., Коноводченко В. И. Статья в сб. «Сейсмостойкость сборных крупноэлементных зданий», Госстройиздат, 1963.
5. Поляков С. В., Садыхов З. Г. Статья в сб. «Сейсмостойкость сборных крупноэлементных зданий», Госстройиздат, 1963.

ЭНЕРГЕТИКА

Э. С. ПОГОСБЕКОВ

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОБЪЕМА МНОГОЛЕТНЕГО
АККУМУЛИРОВАНИЯ ГАЗА ДЛЯ ТЕПЛОВЫХ
ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ ЭНЕРГОСИСТЕМЫ

Осуществление многолетнего аккумулирования позволяет обеспечить неравномерное потребление газа тепловыми электростанциями при равномерном поступлении его по магистральному газопроводу, то есть позволяет зарегулировать многолетнюю неравномерность потребления топлива тепловыми электростанциями [1].

Как показали исследования [2], многолетние колебания годовых значений как гидравлической, так и выравнивающей электроэнергии в пределах заданных обеспеченностей можно представить в виде кривых обеспеченностей нормального распределения вероятностей.

Выработка гидроэлектроэнергии является результатом преобразования, переработки речного стока, который в гидрологических и водохозяйственных расчетах принят изменяющимся в многолетнем разрезе по асимметричному закону распределения вероятностей годовых значений стока [3, 4]. В процессе выработки гидроэлектроэнергии практически во всех случаях в турбины гидроэлектростанций возможен пропуск ограниченных расходов воды, срезающих максимальные значения расхода речного стока до пропускной способности гидротехнических сооружений. Это обстоятельство, во-первых, устанавливает конечный предел бесконечной распространности правой ветви дифференциальной кривой распределения, принятой к математическому описанию распределений годовых объемов речного стока (рис. 1).

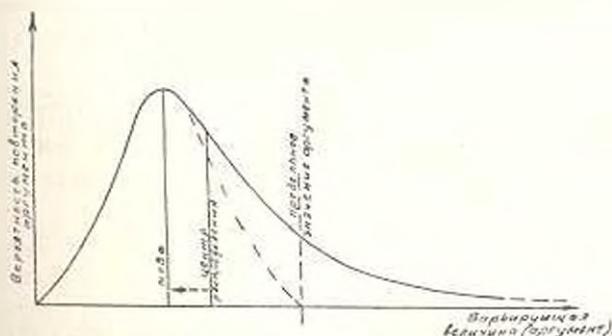


Рис. 1.

кривой Пирсона третьего типа, во-вторых, как бы стягивает точки оси абсцисс правой ветви кривой к центру распределения (средне-многолетнему значению). Центр распределения в свою очередь за счет уменьшения средне-многолетней величины сдвигается влево к модальному значению. Следовательно, гипотетически можно допустить, что в процессе выработки гидроэлектроэнергии имеет место вырождение асимметричной кривой распределения в симметричную с укорочением правой ветви кривой и с слиянием моды и центра распределения.

Распределения вероятностей годовых значений энергии в многолетних энергетических рядах достаточно полно характеризуются средним статистическим значением ряда \bar{X} , дисперсией σ^2 и коэффициентом корреляции r . Располагая указанными статистическими параметрами расчетного ряда ограниченной длительности, как выборочными характеристиками действительно многолетнего ряда неограниченной длительности, можно по кривой обеспеченности этого ряда моделировать искусственный многолетний ряд любой продолжительности [4]. Моделирование искусственных рядов по кривым обеспеченности позволяет создавать многолетние энергетические ряды любой продолжительности, в которых будет заключено значительно больше необходимой информации о многолетних колебаниях энергии, нежели в весьма коротких исходных расчетных рядах. Для наших исследований, когда стоит задача по определению объема многолетнего аккумулирования энергоресурса (газа), наибольший интерес как раз и представляет информация о возможных значениях и чередованиях годовых объемов выравнивающей энергии.

Стохастическую связь между годовыми величинами энергии по аналогии с расчетным стоком можно выразить через функцию перехода [4]:

$$\bar{X}_{t+1} = 1 + r (\bar{X}_t - 1) + \Phi_{t+1} \cdot C_r \sqrt{1 - r^2}, \quad (1)$$

где r — коэффициент корреляции (случай простой цепи Маркова); \bar{X}_t — предшествующее значение случайной величины годовой энергии многолетнего ряда; \bar{X}_{t+1} — последующее значение случайной величины; C_r — безусловный коэффициент вариации энергетического ряда; Φ_{t+1} — относительное отклонение ординат кривой обеспеченности годовых величин энергии от среднего значения.

В силу того, что кривая обеспеченности энергетического ряда выражается через нормальную функцию распределения вероятностей, величина Φ_{t+1} определяется по таблице интеграла вероятностей

$$F(x) = \frac{2}{\sqrt{2\pi}} \int_0^x e^{-\frac{t^2}{2}} dt.$$

Значение Φ_{t+1} представляет собой величину аргумента x интеграла вероятностей. Между интегралом вероятностей (функцией распределения вероятностей) и абсциссами кривой обеспеченности $p(x)$

существует связь $p(x) = \frac{1 - F(x)}{2}$, посредством которой и определяются ординаты кривой обеспеченности, их относительные отклонения Φ_{i-1} .

В частном случае, когда между годовыми объемами энергии смежных лет корреляционная зависимость отсутствует ($r=0$), функция перехода (1) упрощается и принимает вид $\mathcal{E}_{i-1} = 1 + \Phi_{i-1} C_r$, что говорит о том, что связь между смежными годами осуществляется лишь посредством кривой обеспеченности, построенной для безусловного коэффициента вариации.

Моделирование многолетнего ряда годовых объемов энергии любой продолжительности по статистическим параметрам $\bar{\mathcal{E}}$, σ и r , найденным по исходному расчетному ряду ограниченной длительности, производится с помощью таблицы случайных чисел по формуле (1). Заданные значения $C_r = \frac{\sigma}{\bar{\mathcal{E}}}$ и r подставляются в формулу. Затем

каждое последующее значение \mathcal{E}_{i+1} определяется на основе предыдущего \mathcal{E}_i посредством последовательного ряда случайных чисел, представляющих собой обеспеченности p годовых объемов энергии моделируемого ряда. Для каждого значения выражения $(1-2p)$ находим соответствующие величины $x = \Phi_{i-1}$, которые подставляются в (1).

По указанному способу был смоделирован 500-летний ряд выравнивающей энергии выработки Ингури ГЭС по кривой обеспеченности, построенной на базе выработок этой ГЭС по наблюдаемому гидрологическому ряду. Расчет показал, что отклонение среднемноголетней величины смоделированного ряда от исходного заданного значения средней не превышает 2%.

Моделируемый ряд выравнивающей (тепловой) электроэнергии продолжительностью n лет со среднемноголетним значением $\bar{\mathcal{E}}$ выражает собой как бы календарный график объемов потребной тепловой электроэнергии \mathcal{E}_i за длительный период. Если осуществлять ежегодную подачу теплоэлектроэнергии объемом $\bar{\mathcal{E}}$, то ежегодно будем иметь разницу между подачей $\bar{\mathcal{E}}$ и потреблением \mathcal{E}_i , равную $\Delta\mathcal{E} = \bar{\mathcal{E}} - \mathcal{E}_i$. В случае сохранения каким-либо способом положительных разностей путем накопления (аккумуляирования) их за ряд лет для удовлетворения потребности в годы с отрицательной разностью мы получим нарастающие объемы положительных и отрицательных разностей

$$\Delta\mathcal{E}_{i-1} = \bar{\mathcal{E}} - \mathcal{E}_i - \Delta\mathcal{E}_i \quad (2)$$

Искомый многолетний объем аккумуляирования W будет равен сумме абсолютных величин максимальных значений положительных и отрицательных разностей, полученных за весь многолетний ряд

$$|-\Delta\mathcal{E}_{\max}| + |\Delta\mathcal{E}_{\max}| = W.$$

Рассмотренный нами способ определения объема многолетнего аккумулирования энергоресурса основан на годовых величинах выравнивающей энергии, которые не учитывают сезонных (внутригодовых) колебаний, свойственных электроэнергии, вырабатываемой гидроэлектростанциями. Неучет внутригодовых колебаний искажает действительную картину процесса и даст при расчетах заниженные величины объема аккумулирования и средне многолетней подачи энергоресурса. Как видно из рис. 2, при расчетах потребной выравнивающей

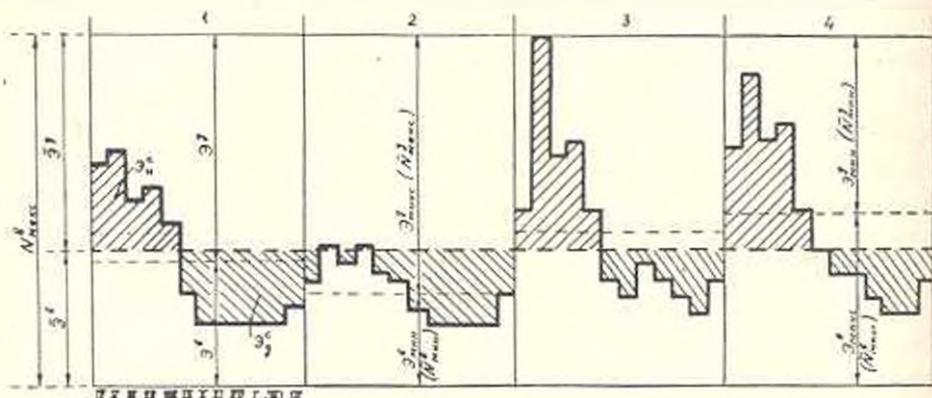


Рис. 2.

щей энергии только по годовым объемам выработки мы имели бы максимальное значение годовой дополняющей энергии за пятилетие, равное разности годовых выработок четвертого и второго годов, т. е.

$$\mathcal{E}_{\text{макс}}^{\text{д}} = \mathcal{E}_{\text{макс}}^{\text{в}} - \mathcal{E}_{\text{мин}}^{\text{в}}$$

и соответственно средне многолетняя выравнивающая энергия была бы равна

$$\bar{\mathcal{E}}^{\text{д}} = \frac{\mathcal{E}_{\text{макс}}^{\text{д}}}{2}.$$

В этом случае в год с максимальным объемом выработки (4-й год) потребность в выравнивающей энергии как бы отсутствует и равна нулю.

При учете же внутригодовой неравномерности потребность в выравнивающей энергии в 4-й год (в год с максимальной выработкой) вовсе не равняется нулю и имеет весьма существенное значение, определяемое уровнем, задаваемым максимальной среднемесячной мощностью гидроэлектроэнергии $N_{\text{макс}}^{\text{в}}$ из всего рассматриваемого многолетия. Вместо прежнего уровня выравнивания, диктовавшегося по сути дела среднегодовой мощностью максимальной годовой выработки $N_{\text{макс}}^{\text{в}}$, устанавливается новый более высокий уровень выравнивания многолетней неравномерности, равный максимальной из всего многолетнего ряда среднемесячной мощности $N_{\text{макс}}^{\text{в}}$.

Если подача энергоресурса (газа) осуществляется по средне многолетнему уровню, равному среднему за многолетие месячному объ-

му, будут возникать излишки энергии \mathcal{E}_n^+ в месяцы с повышенной против среднегодовой величины выработкой гидроэлектроэнергии и нехватки в ней \mathcal{E}_n^- в месяцы с пониженной выработкой. Аккумулируя каждый год излишки энергоресурса \mathcal{E}_n^+ в избыточные, по энергии месяцы с последующим использованием их в дефицитные месяцы года \mathcal{E}_n^- и передавая остаток $\Delta\mathcal{E}_n^+ = \mathcal{E}_n^+ - \mathcal{E}_n^-$ на следующий год, может быть осуществлено сезонно-многолетнее регулирование.

Ввиду того, что нами по аналогии с гидрологической разбивкой лет принят отчет годов с наводного периода (с максимальными месячными выработками гидроэлектроэнергии) с завершением годов меженью (с минимальными месячными выработками гидроэлектроэнергии), когда потребность в выравнивающей электроэнергии от начала года к концу возрастает, балансовое выражение накопленных разностей при сезонно-многолетнем регулировании представится уравнением

$$\Delta\mathcal{E}_{i-1} + \mathcal{E}_{ni} - \mathcal{E}_{ni}^+ = \Delta\mathcal{E}_i^+.$$

Сумма $\Delta\mathcal{E}_{i-1} + \mathcal{E}_{ni} - \mathcal{E}_{ni}^+$ указывает на объем аккумуляирования или величину наполнения свободной емкости в очередном году; разность же $\Delta\mathcal{E}_{ni} - \mathcal{E}_{ni}^+ = \mathcal{E}_i^+$ являет собой процесс опорожнения емкости и дает величину извлекаемого из емкости энергоресурса.

Таким образом, режим регулирования за многолетие, складывающийся из процесса наполнения и опорожнения емкости, оцениваемый величинами $\Delta\mathcal{E}_{ni}$ и $\Delta\mathcal{E}_i^+$, может быть представлен двумя балансовыми выражениями:

$$\begin{aligned} \Delta\mathcal{E}_{i-1} - \mathcal{E}_{ni}^+ &= \Delta\mathcal{E}_i^+; \\ \Delta\mathcal{E}_{ni} - \mathcal{E}_{ni}^+ &= \Delta\mathcal{E}_i^+. \end{aligned} \quad (3)$$

Максимальное значение разности $\Delta\mathcal{E}_{ni} - \Delta\mathcal{E}_i^+$ по данному многолетнему ряду и укажет на объем W многолетнего аккумуляирования, который необходим для осуществления сезонно-многолетнего регулирования газопотребления теплоэлектростанции.

Моделирование искусственного многолетнего ряда сезонных неравномерностей, присущих исходному репрезентативному энергетическому ряду, предлагается осуществить следующим образом. Как показали исследования, между годовыми объемами выравнивающей энергии \mathcal{E}_i и объемами сезонных фаз \mathcal{E}_{ni}^+ , \mathcal{E}_{ni}^- (вычисленных относительно среднегодовой месячной выработки) имеет место корреляционная связь. Эта корреляционная зависимость достаточно тесная по одним объектам и относительно слабая по другим может быть выражена через два уравнения регрессии:

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_{ni}^+ &= \mathcal{E}_i^+ + r_1 \frac{r_{12}}{r_1} (\mathcal{E}_i - \bar{\mathcal{E}}); \\ \mathcal{E}_{ni}^- &= \mathcal{E}_i^- + r_2 \frac{r_{22}}{r_2} (\mathcal{E}_i - \bar{\mathcal{E}}), \end{aligned}$$

где \bar{E}_n , \bar{E}'_n — средние за многолетие величины сезонных отклонений (фаз) от среднемноголетней месячной энергии.

Эти зависимости позволяют на базе моделируемого ряда годовых энергий конструировать соответствующий ему ряд сезонных объемов энергии \bar{E}_n и \bar{E}'_n .

АрмНИИ энергетика

Поступило 6.V.1965.

Է. Ս. ՊՈԳՍԵԿՈՎ

ԼՆԵՐԳՈՒԹՅԱՆԻ ԶԵՐՈՎԱՅԻՆ ԿԵՆՏՐԱԼԻԶԱՆՆԵՐԻ ԶԱՄԵՐ
ԳԱՅԻ ԲԱԶՄԱԿԱՆ ԿՈՆՏՐԱԿՏԱՆ ԾԱՎԱԴԻ ԱՐՈՇԱԲԻՐԸ

Ս. մ զ ո ղ ո լ ի

Հիդրոէլեկտրակենտրոնների տրասպորտի թաղանթի սակման առկայությունը սահման է ջերմային էլեկտրակայաններին աշխատել բազմամյա տատանումներով, ծածկելով այդ անկումները: Զերոակենտրոնների այդպիսի անհավասարաչափ աշխատանքը, որպես վատերի ոգտագործելով դադարեցնելով է դադամուղի ոչ էկոնոմիկ ոգտագործմանը:

Գաղամարքներում կուտակված զազի թաղանթի իրացումը ննարավորություն է առկա սպասելի նրա անհավասարաչափ սպառումը՝ մոդիսարաչափին դադամուղով զազի հավասարաչափ ներմուծման ղեկումը:

Գրաննայով հիդրոէլեկտրայի տրասպորտի տատանումների փնտկագրական որինաչափությունը, կարելի է կազմել ջերմային էլեկտրակայաններից պատանջվող էլեկտրակենտրոնների բաղամյա տատանումների ցանկացած չափի տրհասական շարք: Վերջինս թայ է առկա բախարտը ճշամվյումը որոշել էներգոտեսուրների կուտակման թաղանթի ծավալը:

Հոդվածում շարադրված է էներգետիկական տրհասական շարքերի մատենման էռթյունը՝ թա տատանվության կորերի, և դրանց միջոցով էներգոտեսուրի կուտակման թաղանթի ծավալի որոշման եղանակը:

Տարեկան էներգիայի մեծությունը նրան համարաաաաաաա սեղոնային անհավասարաչափությունը որոշելով, նա կաղելով, հաջողվում է համատեղել թաղանթի ծավալի որոշումը սեղոնայինի նա և սասանայ էներգոտեսուրի սեղոնարաղամյա կուտակման գումարային մեծությունը: Այդ ծավալը համարմեր է զազի այն ծավալին, որն անհրաժեշտ է կուտակել էներգոտեսուրում թաղանթի կարգավորիչների սեծիմով աշխատող ջերմէլեկտրակայանների համար:

Լ Ի Ե Ր Ա Տ Ր Ա

1. Огосян А. М., Абулджалил Д. С. Экономика гидроэлектростанций и энергосистеме. М., 1961.
2. Погосбеков Э. С. К вопросу выравнивания многолетних колебаний гидроэлектростанций тепловыми электростанциями. Известия АН АрмССР (серия техн. наук), т. XVII, № 4, 1964.
3. Крицкий С. И., Меньков М. Ф. Гидрологические основы речной гидротехники, 1950.
4. Савинко Т. Г. Основы расчета регулирования речного стока методом Монте-Карло. Тбилиси, 1964.

ЭНЕРГЕТИКА

Մ. Գ. ԲԱՐՄՍՅԱՐՅԱՆ

К ВОПРОСУ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПОКАЗАТЕЛЕЙ,
 ХАРАКТЕРИЗУЮЩИХ РЕЖИМ И РЕГУЛИРОВАНИЕ
 ГАЗОПОТРЕБЛЕНИЯ

Регулирование неравномерности газопотребления обычно возлагается на тепловые электростанции (ТЭС), которые в связи с этим становятся буферными потребителями, потребляющими в течение года два вида топлива: основной уголь или мазут и природный газ, который сбрасывается им в летний период. Такое положение объясняется неравномерным потреблением газа в народном хозяйстве, а также отсутствием газохранилищ достаточных объемов. Однако независимо от выбранного способа регулирования режима газопотребления двойным топливоснабжением или сооружением подземного газохранилища возникает необходимость изучения режима потребления газа. В подземных хранилищах стоимость хранения газа зависит от многих и самых различных факторов: расстояния хранилища от места потребления и магистрального газопровода, степени неравномерности газопотребления, производительности и длины магистрального газопровода, геологической, геофизической и промышленной характеристики выбранного пласта. Кроме того, при проектировании магистральных газопроводов или ответвлений от них необходимым условием является учет режимных особенностей подключаемых к ним потребителей.

Оценка колебаний потребления газа отдельными категориями потребителей проводится на основе изучения режимов расхода газа с помощью числа часов использования максимума нагрузки, т. е.

$$H_{\max} = \frac{8760}{K_{\text{сез}} K_{\text{нед}} \cdot K_{\text{сут}}},$$

который учитывает сезонные, недельные и суточные колебания. Все три вида колебаний характеризуются коэффициентами неравномерности, представляющими собой отношение максимальной нагрузки к средней, т. е.

$$K = \frac{G_{\max}}{G_{\text{сред}}}$$

Однако показатели H_{\max} и K недостаточны с точки зрения регулирования неравномерности газопотребления как газохранилищем,

так и ТЭС, функционирующей в качестве буферного потребителя, так как для регулирования одинакового количества газа при равных значениях этих показателей требуется разное количество регулирующего газа или равные объемы газохранилища. Поэтому, кроме K и H_{\max} , рекомендуются режимные показатели, которые нашли широкое применение в энергетике [1, 2]: показатель базовости, который равен отношению наименьшей нагрузки к средней, т. е. $K' = \frac{G_{\min}}{G_{\text{сред}}}$; показатель выравниваемости, который равен отношению наименьшей нагрузки к наибольшей, т. е.

$$K'' = \frac{G_{\min}}{G_{\max}}$$

В какой же степени могут быть применены эти режимные показатели для регулирования неравномерности газопотребления? Проанализируем три графика, имеющие различные конфигурации (различное соотношение пиковых и базисных частей), но равные площади потребления газа при равных значениях средней $G_{\text{сред}}$, максимальной G_{\max} величины расходов газа, числа часов использования максимума нагрузки H_{\max} (рис. 1).

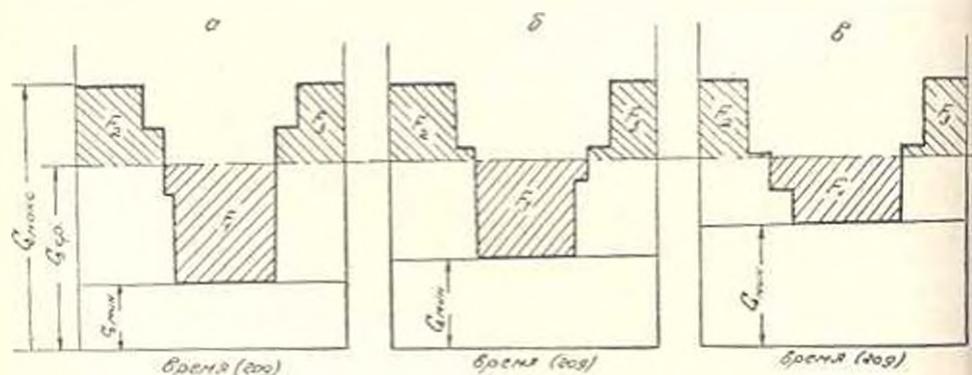


Рис. 1

Необходимо также отметить, что графики имеют одинаковые значения коэффициента неравномерности $K = 1,50$ и отличаются только значением минимального расхода G_{\min} . Несмотря на то, что графики имеют одинаковые значения G_{\max} и H_{\max} , значения K' и K'' будут разными. Значения K' равны: для графика *а* — 0,37, для графика *б* — 0,50 и для графика *в* — 0,93. Значения K'' равны: для графика *а* — 0,25, для графика *б* — 0,33 и для графика *в* — 0,62.

Графики потребления газа можно регулировать газопроводом, газохранилищем и двойным топливоснабжением. Если регулирование ведется газопроводом, то расчет его пропускной способности производится по величине G_{\max} . Как видно из графиков, загрузки газопроводов получается одинаковой для них, так как суммарная и максимальная величины газопотребления одинаковы. Для этого случая

H_{\max} полноценно характеризует условия регулирования режима газопотребления.

При регулировании газохранилищем пропускная способность газопровода снижается до $G_{\text{огр}}$. Регулирование газохранилищем состоит в том, что количество избыточного газа (площадь F_1) аккумулируется в газохранилище в летний период. В зимний период, когда ощущается нехватка газа, газ, отмеченный суммой площадей $F_1 + F_2$, отбирается из газохранилища и используется в народном хозяйстве. Так как количество избыточного газа должно быть равно количеству недостающего, то во всех графиках $F_2 = F_1 + F_3$. Однако $F_1 + F_3$ по трем графикам не равны, это означает, что для регулирования одинакового количества газа при равных значениях H_{\max} требуется разное количество газа, необходимое для регулирования. Наибольшему значению K' и K'' , особенно K' , соответствует наименьшая величина потребного объема газохранилища или необходимого количества резервного топлива. Следовательно, наименьший объем газохранилища или резервного топлива имеет место в графике β , где $K' = 0,93$ и $K'' = 0,62$.

Рассмотрим, наконец, случай, когда регулирование происходит двойным топливоснабжением. Если базисная часть графиков покрывается мазутом или углем, что составляет для графика α — 25%, для графика β — 35% и для графика β — 62%, то потребность в новом виде топлива будет разная: по графику α — 75%, по графику β — 65% и по графику β — 38%. Если предположим, что пиковая часть покрывается мазутом или углем, то потребность в новом виде топлива также составит разную величину. Таким образом, значения H_{\max} и K не могут считаться полноценными показателями для регулирования режима газопотребления двойным топливоснабжением. Для определения потребного объема газохранилища или резервного топлива показатели K' и K'' более полно характеризуют режим газопотребления, чем K и H_{\max} .

В данной статье определены показатели, характеризующие колебания газопотребления отраслями промышленности, и приведены их численные значения.

Для городских газовых сетей главным фактором, определяющим их работу, является режим потребления газа [3—5]. Если по режимным характеристикам газопотребления бытовыми, коммунально-бытовыми потребителями имеются сравнительно полные данные, то режимы потребления газа различными отраслями промышленности остаются пока что мало изученными. Из-за отсутствия данных, характеризующих режим газопотребления отраслями промышленности, расход газа принимается равномерным в течение года.

С целью выявления показателей, характеризующих режим потребления газа отраслями промышленности, проведена статистическая обработка фактических часовых и суточных расходов газа отдельными промышленными потребителями Ленинградского и Бакинского

промышленных узлов. Проведенные нами исследования показали, что всем отраслям промышленности, независимо от доли технологической нагрузки в общем газопотреблении, присущи определенные колебания во времени.

Анализ выявил ряд факторов, имеющих случайный характер, но оказывающий существенное влияние на режим газопотребления: а) аварийные отключения и ремонтные работы как в производстве, так и на газопроводах; б) остановка из-за профилактического и технологического ремонта; в) непредвиденные планы переходы на использование вместо газа другого вида топлива; г) изменения графика газопотребления, вызванные изменениями режима технологического процесса и наружной температуры и т. п. Каждая отрасль промышленности имеет свой характерный режим потребления газа, который зависит от специфики работы технологического и энергетического оборудования промышленных предприятий данной отрасли. В режиме газопотребления отраслями промышленности наблюдаются колебания не только в годовом (сезонном), но и недельном и суточном разрезах. Полученные при статистической обработке фактического материала коэффициенты, характеризующие колебания в газопотреблении, показывают ту неравномерность, которая присуща различным отраслям промышленности.

Значения коэффициентов, характеризующих годовые или сезонные колебания газопотребления основными отраслями промышленности, приведены в табл. 1.

Таблица 1

Отрасль промышленности	Ленинградский промузл			Бакинский промузл		
	K	K'	K''	K	K'	K''
Химическая	1,30	0,78	0,60	1,05	0,96	0,92
Нефтеперерабатывающая	—	—	—	1,10	0,68	0,80
Машиностроительная и электротехническая	1,52	0,53	0,35	1,25	0,81	0,65
Радиотехническая	1,75	0,55	0,31	—	—	—
Строительные материалы	1,50	0,60	0,40	1,06	0,91	0,86
Пищевая и мясо-молочная	1,27	0,70	0,55	1,21	0,80	0,70
Полиграфическая	1,35	0,59	0,44	—	—	—
По всей промышленности	1,46	0,55	0,34	—	—	—
По всей промышленности	1,10	0,70	0,50	1,15	0,83	0,77

Наибольшая неравномерность в годовом разрезе присуща предприятиям отраслей промышленности Ленинградского промузла по сравнению с Бакинским, что объясняется продолжительностью отопительно-вентиляционной нагрузки и влиянием последней на общее потребление газа. Наименьшая неравномерность присуща отраслям промышленности: химической, нефтеперерабатывающей и производству строительных материалов Бакинского промузла. Наибольшее значение коэффициента неравномерности отмечается в газопотребле-

нии радиотехнической, машиностроительной, полиграфической промышленности. Это объясняется тем, что доля технологической нагрузки в общем газопотреблении составляет незначительную величину и относительно-вентиляционная нагрузка оказывает существенное влияние на режим газопотребления, а также наличием перерывов в технологическом режиме предприятий.

Значения коэффициентов, характеризующих колебания газопотребления отраслями промышленности Бакинского промузла в суточном разрезе, приведены в табл. 2.

Таблица 2

Отрасль промышленности	Зимний режим			Летний режим		
	K	K'	K''	K	K'	K''
Химическая	1,07	0,92	0,86	1,08	0,92	0,85
Нефтеперерабатывающая	1,08	0,91	0,84	1,12	0,96	0,80
Строительные материалы	1,10	0,89	0,77	—	—	—
Машиностроительная и электротехническая	1,32	0,79	0,60	1,38	0,55	0,35
Пищевая и мясо-молочная	1,30	0,68	0,52	1,38	0,60	0,40

Как видно из табл. 2, значения $K_{лет}$ превосходят значения $K_{зим}$, что объясняется отключением в весенне-летний период отопительно-вентиляционной нагрузки, наличие которой в зимний период содействует сглаживанию суточной неравномерности графика газопотребления.

В ы в о д ы

1. При регулировании режима газопотребления газохранилищем или ТЭС показатели K и $H_{мин}$ не могут считаться универсальными, так как они характеризуют только условия регулирования, когда оно ведется газопроводом.

2. При регулировании неравномерности газопотребления газохранилищем или двойным топливоснабжением показатели K' и K'' полнее характеризуют режим газопотребления, необходимый для установления потребных объемов газохранилищ или резервного топлива.

3. Потребление газа различными отраслями промышленности происходит с определенными колебаниями, причем каждой отрасли присуща свойственная ей неравномерность в годовом, недельном и суточном разрезах, независимо от доли технологической нагрузки в общем газопотреблении.

ԳՆԱԳՆԱԳՆԱԿԱՆ ՈՒՅԻՄԸ ԵՎ ԿԱՐԳԱՎՈՐՈՒՄԸ
ԲՆՈՒԹԱԳՐՈՎ, ՑՈՒՑԱՆՈՇՆԵՐԻ ՈՐՈՇՄԱՆ ԶԱՐՑԻ ՇՈՒՐՋԸ

Ս. մ. փ. ո. փ. ո. Վ. մ.

Գաղամբարների անհրաժեշտ ծավալի պահասության պատճառով, գաղասպասման սեժմի անհատաստարաչափության կարգավորումը գրվում է չերմային էլեկտրակայանների վրա: Այդ հանդամանքը երևան է բերում գաղասպասման սեժմի և նրա կարգավորման ցուցանիշների գրաստման անհրաժեշտություն:

Հստակաձևում ստացարկված են բազային և համահատաստության գործակիցներ, որոնք անհրաժեշտ են գաղամբարի պահանջվող ծավալի և պահասապահության վստելիքի բանակի որոշման համար, երբ կարգավորումը տարվում է գաղամբարի կամ չերմային էլեկտրակայանի միջոցով. բանի որ անհատաստարաչափության գործակիցը և բնանվածության մաքսիմալ սզատպործման ժամերի բանակը բնավագրում են միայն այն պայմանները, երբ կարգավորումը տարվում է գաղամուգի միջոցով:

Կազասպասման տատանումները բնավագրող ցուցանիշները որոշված են արդյունարևրության տարրեր ճյուղերի համար և արված են նրանց թվային արժեքները:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Куценко В. А., Шварцман Э. С., Вопросы технико-экономического проектирования крупных гидростанции и энергосистеме Госэнергоиздат, 1953.
2. Ослепин А. М. Применение методов энерго-экономических расчетов и регулирования режима газоснабжения. Сб. «Экономия транспорта, хранения и использования газа». Изд. «Недра», 1964.
3. Видюгов Л. П., Комаров В. А., Дейкина П. П. и др. Некоторые особенности потребления газа в отдельных отраслях промышленности. Сб. «Материалы научно-технического совещания по методике оценки влияния режимов потребления природного газа и газоснабжения на экономику топливоснабжения района». ЦНИИТЭнефтехгаз, М., 1964.
4. Гордюхин А. П. Режим работы городских систем газоснабжения. Изд. МХХ РСФСР, 1955.
5. Таржевкин В. К. Технико-экономические показатели подземного хранения природного газа. ЦОСИНТИ «Подземное хранение газа», вып. 2, 1960.

Մ. Բ. ԷԼԻՅԱՆ, Բ. Վ. ԱՄԲԱՐՇՄՅԱՆ
 ДИНАМИКА ШТРИПСЕВОГО МЕХАНИЗМА

Нами в работе [1] показано, что механизм, представленный на рис. 1, относится к IV классу. В общем случае подлежат определению 27 неизвестных. Все силы, действующие на звенья механизма, сведены к одной главной силе и главному моменту. Группа содержит

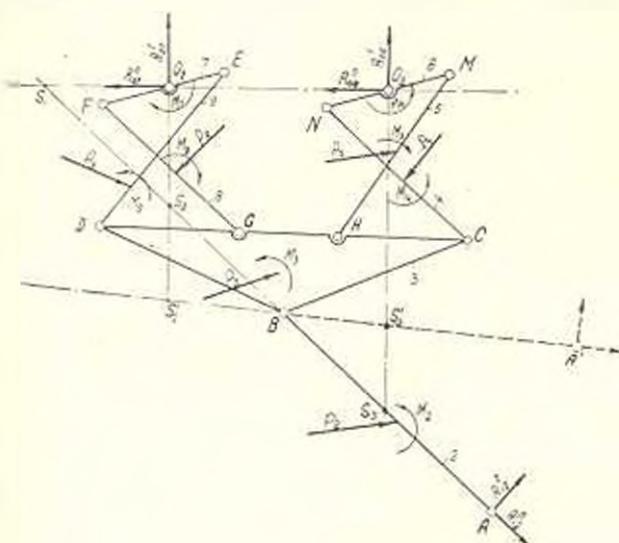


Рис. 1.

6 неизвестных — величины реакции и их направления и точках A, O₂, O₃. Разлагая реакцию в точке A на \vec{R}_{12}^n и \vec{R}_{12}^t , продолжим линию AB до пересечения с линией центров O₂O₃; реакции в точках O₂ и O₃ представлены в виде: $\vec{R}_{23}^n, \vec{R}_{23}^t$ и $\vec{R}_{32}^n, \vec{R}_{32}^t$.

Из условия равновесия второго звена можно определить:

$$\sum M_B = 0;$$

$$\vec{R}_{12}^n = - \left[\frac{M(P_2) + M_2}{AB} \right]. \quad (1)$$

Составляя по порядку уравнения моментов относительно точек Ассур-а S₁, S₂ и S₃, рассматривая равновесие всей группы, получим:

$$\sum M_{S_i} = 0;$$

$$\vec{R}_{12}^n = - \left\{ \vec{R}_{12}^t \cdot \frac{b}{a} + \frac{1}{a} \sum [M_i + M(\vec{P}_i)_{S_i}] \right\}. \quad (2)$$

где a = O₂O₃; b = O₂S₁.

Обозначая

$$-\frac{\delta}{a} = K, \quad e = \frac{1}{a} \sum [M_i - M(\bar{P}_i)_{s_i}],$$

получим:

$$\bar{R}_{05} = K \bar{R}_{07} - e; \quad (2)$$

$$\sum M_{S_2} = 0;$$

$$h_1 (\bar{R}_{07} \cdot \bar{R}_{14}) + \bar{R}_{16} a + \sum M_{I_7} - \sum M(\bar{P}_i)_{S_7} = 0; \quad (3)$$

$$\sum M_{S_3} = 0;$$

$$h_2 (\bar{R}_{07} + \bar{R}_{16}) - \bar{R}_{16} a + \sum M_{I_7} + \sum M(\bar{P}_i)_{S_7} = 0, \quad (4)$$

где $h_1 = O_2 S_2$; $h_2 = O_3 S_3$.

Решая совместно уравнение (3) и (4), имея в виду уравнение (2), получим:

$$\bar{R}_{07} = \frac{K_2 a e - (h_2 - h_1) \sum M_{I_7} - h_2 \sum M(\bar{P}_i)_{S_7} + h_1 \sum M(\bar{P}_i)_{S_7}}{a (h_2 K - h_1)}. \quad (5)$$

Имея \bar{R}_{07} , \bar{R}_{16} после несложных преобразований уравнения (2), находим:

$$\bar{R}_{16} = \frac{eK - \frac{K}{a} \left| (1-e) \sum M_{I_7} - \sum M(\bar{P}_i)_{S_7} \right| + e \sum M(\bar{P}_i)_{S_7}}{K - e}. \quad (6)$$

Для определения \bar{R}_{12} составляется условие равновесия группы относительно точек O_4 или O_5 :

$$\sum M_{O_5} = 0;$$

$$\bar{R}_{12}^a = - \frac{\sum [M_{I_7} + M(\bar{P}_i)_{S_7}] + M(\bar{R}_{12}) + M(\bar{R}_{16})}{h_3}, \quad (7)$$

где $h_3 = O_4 K$.

С целью нахождения реакции \bar{R}_{07} рассматривается равновесие седьмого звена (рис. 2).

Реакции в парах F и E разлагаем на две составляющие по направлению стержней 9 и 8 и перпендикулярно к ним, т. е. $\bar{R}_{07}^1, \bar{R}_{07}^2$ и $\bar{R}_{07}^3, \bar{R}_{07}^4$.

Далее, имея в виду, что $\bar{R}_{07} = -\bar{R}_{10}$ и $\bar{R}_{17} = -\bar{R}_{20}$ получим для восьмого звена

$$\sum M_D = 0;$$

$$\bar{R}_{10} = - \left[\frac{M_9 + M(\bar{P}_6)}{ED} \right] \quad (8)$$

и для девятого звена

$$\sum M_G = 0;$$

$$\bar{R}_{20} = - \left[\frac{M_8 + M(\bar{P}_7)}{FC} \right] \quad (9)$$

Далее, составляя уравнение момента относительно точки Ассура S_4 , найдем

$$\Sigma M_{S_4} = 0; \quad R_{10}^n = - \left[\frac{\Sigma M (P_7)_{S_4} + M_7}{h_4} \right], \quad (10)$$

где $h_4 = S_4 L$,

уравнение равновесия вышеуказанного звена запишется в виде:

$$\bar{R}_{10}^n + \bar{R}_{17}^n + \bar{R}_{17}^t + \bar{R}_{10}^n + \bar{R}_{10}^t + \bar{R}_{17}^t = 0. \quad (11)$$

Выбирая масштаб, строим план сил (рис. 2).

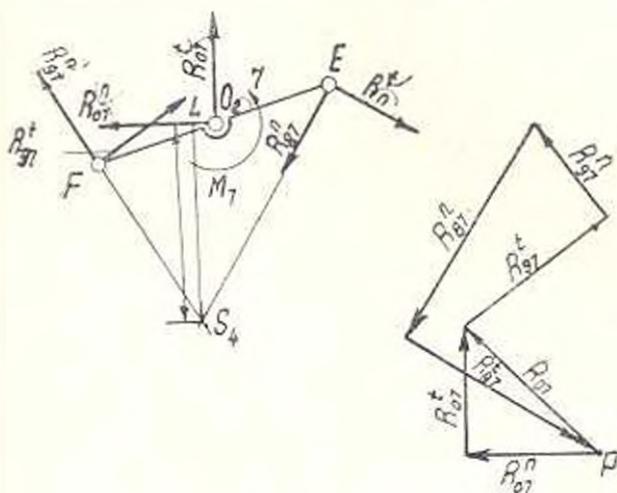


Рис. 2.

Для нахождения реакции в паре 6 напишем векторное уравнение равновесия для 8-го звена

$$P_8 + R_{78} + R_{38} = 0 \quad (11')$$

подобным образом и для 9-го звена.

Правая часть группы исследуется аналогично. Соответственно затем определяется реакция на жестком звене 3 (в парах H, C). Для определения величины и направления реакции в паре B рассматриваем равновесие второго звена, т. е.

$$\bar{P}_2 + \bar{R}_{12} + R_{32} = 0. \quad (12)$$

Построив план сил, находим R_{12} и R_{32} .

Определение в дальнейшем уравновешивающей силы на ведущем звене производится обычными методами динамического анализа. Представляет интерес случай, когда точка S_2 находится вне пределов чертежа. В этом случае, если допустить одинаковое направление \bar{R}_7 и \bar{R}_{10} , то задача решается с помощью систем уравнений (см. рис. 1, положение звена AB , показанное пунктиром):

$$\Sigma X = 0; \quad \Sigma Y = 0; \quad \Sigma M_{S_1} = 0; \quad \Sigma M_{S_2} = 0.$$

В случае, когда реакции R_{i6} и R_{i7} направлены противоположно, составляется уравнение равновесия относительно точки O_1 :

$$\Sigma M_{O_1} = 0; \quad (13)$$

$$\bar{R}_{i6} = - \left| \frac{\bar{R}_{i2}^n h_1 - \Sigma |M_i + M(P_i)_{i6}|}{a} \right|.$$

Аналогично для точки O_2

$$\Sigma M_{O_2} = 0;$$

$$\bar{R}_{i7} = - \left| \frac{\bar{R}_{i2}^n h_2 + \Sigma |M_i + M(P_i)_{i7}|}{a} \right|. \quad (14)$$

Далее обозначим:

$$\bar{R}_{i6} = \frac{2}{3} \bar{R}_{i7}. \quad (15)$$

После нахождения этой зависимости задача решается согласно изложенному выше методу.

При необходимости учета сил трения находим моменты трения в парах, т. е.

$$(M_{тр})_i = \bar{R}_i r_i f_i, \quad (16)$$

где \bar{R}_i — полная реакция в i -й кинематической паре;

r_i — радиус i -го шипа;

f_i — коэффициент трения скольжения в i -й паре.

Направление момента трения определяется направлением относительной угловой скорости. Задача решается методом последовательного приближения.

Ереванский политехнический
институт им. К. Маркса

Поступило 10.VI.1968.

Մ. Բ. ԷԴԼԻԱՆ, Ի. Վ. ԱՄԲԱՐԿՈՒՄՅԱՆ

ՇՏՐԻՊՈՒՆՅԻՆ ԻՐԵՆԼԵԿՏՐՈՒ ԳԻՆԱՍՏՐՈՒԿՈՒՆ ՎԵՐԼՈՒՄԻՆԻՔՏԻՆԸ

Ս. մ. փ. ո. փ. ո. ս. մ.

Այս հոդվածը նվիրված է բարի սղոցման հաստոցի շարիպսակին մեխանիզմի դինամիկական անալիզին:

Հոդվածի մեջ աստղարկվում է մատչելի եղանակ մեխանիզմի կինեմատիկական գույզերում առաջացող հակադրումների արոշման համար օգտագործելով ստատիկաի համասարակշռության պայմանները: Հոդվածում նշվում է նաև եղանակ հակադրումների արոշման համար հաշիի սանկելով շիման ուժերը

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. М. Б. Эдлиян, И. В. Саркисян. Известия АН АрмССР (серия ф.-м. н.), вып. 1, 1968.

МАШИНОВЕДЕНИЕ

Г. С. ДЖЕНДЕРЕДЖЯН

ПЕРЕМЕЩЕНИЯ И ДАВЛЕНИЯ В ПОДАТЛИВОМ
ПЛОСКОМ СТЫКЕ

1. Контактные деформации и износ прямолинейных направляющих станков и перемещаемых по ним элементов в основном характеризуются величинами истинных нормальных давлений в стыке [1]. Поэтому основным для направляющих станков является расчет по давлениям [2, 3].

Теория и расчет направляющих, предложенные проф. Д. Н. Решетовым, исходят из того предположения, что давления по длине направляющих распределяются прямолинейно. Автор считает, что «Это предположение является условным и физически соответствует случаю, когда жесткость контактирующих тел, рассматриваемых как балки, достаточно велика по сравнению с жесткостью поверхностных слоев в стыке, причем последние следуют линейному закону деформации» [3]. Такое допущение, естественно, упрощает расчетную схему, но из-за отсутствия учета влияния деформации стыкуемых элементов, поставленная задача решается с большим приближением. В действительности «Физические условия работы суппортов и ползунов очень сложны, так как эти детали обычно представляют собой весьма податливые системы, и их деформации существенно сказываются на распределении давления в направляющих» [1]. К аналогичному заключению привели предварительные эксперименты, проведенные автором на двух новых токарных станках К62 и на „Lang“. Нагружая суппорт над задней направляющей, специальными датчиками [4] измерялись перемещения по длине стыка. Максимальные перемещения получались непосредственно под нагрузкой. По мере удаления от точки приложения нагрузки перемещения постепенно уменьшались, а на краю суппорта наблюдались отрывы. Такая же картина наблюдалась и при затянутых и ослабленных планках. При больших нагрузках наблюдались отрывы у крайних точек суппорта даже при сильно натянутых планках. Следовательно, материалы и конструктивные размеры элементов станка, обеспечивающие поступательное движение, таковы, что под действием сил они деформируются и их деформации, исчисляемые в микронах и в долях микрона, существенно влияют на картину распределения давлений в стыке.

В свете изложенного считаем, что вопросы влияния жесткостей стыкуемых элементов на картину распределения давлений в стыке

весьма актуальны и их изучение представляет значительный интерес. Этому вопросу и посвящена настоящая работа, которая выполнялась в лаборатории станков Ереванского политехнического института под руководством акад. АН АрмССР М. В. Касьяна.

Испытания проводились на специальном винтовом прессе (рис. 1), смонтированном из станины токарного станка „Ланг“. Такая установ-

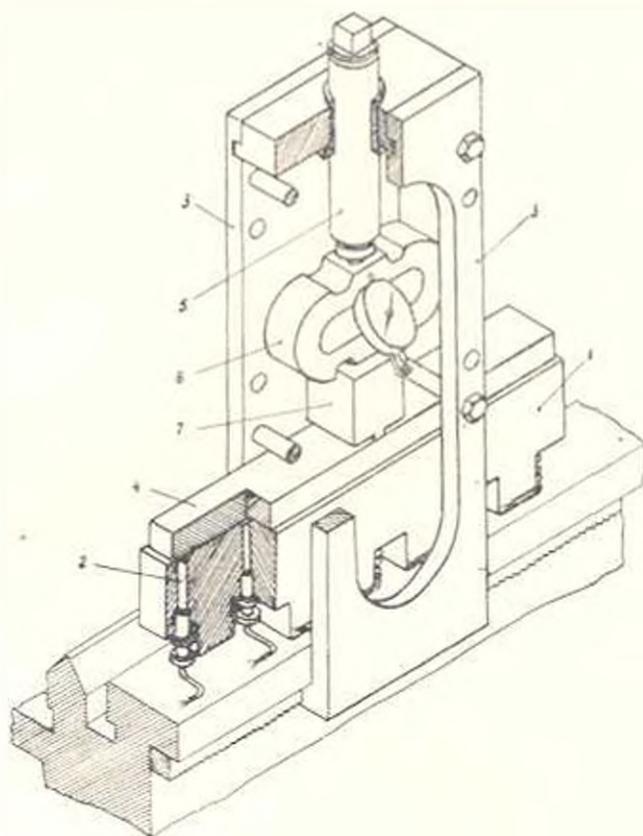


Рис. 1. Установка для испытаний.

ка дала возможность использовать большую жесткость станины, на которой закреплялось основание 1. Брус* 4, стыкуемый с основанием, в середине нагружался по ширине равномерно распределенной нагрузкой. Усилие от винта 5 передавалось брусу через образцовый динамометр 8 и жесткую болванку 7. Во избежание остаточных деформаций бруса при его максимальном нагружении был подобран соответствующая ширина опорной ножки болванки (12 мм). Тензометрические индикаторы 2 [4], установленные в ряд по длине стержня (по средней линии), предварительно затягивались так, чтобы они находились в постоянном контакте с поверхностью испытываемого бруса.

* Здесь и далее испытываемые образцы именуются брусками.

Это давало возможность получить перемещения точек как вiedere ния так и отрыва стыка.

Испытывались брусья, имеющие одинаковые размеры по длине ($L = 650$ мм) и ширине ($B = 80$ мм), но разные по толщине ($\delta = 10; 15; 20; 30; 40; 50; 60$ мм).

С целью удвоения количества образцов каждый брус обрабатывался с двух сторон. Стыкуемые поверхности брусьев и основания обрабатывались шлифованием по второму классу точности с чистотой $\gamma_1 - \gamma_2$. Таких комплектов было два: один из чугуна марки Сч 18—36; другой — Сч 21—40. Марки чугуна были подобраны наиболее ходовые, применяемые в станкостроении. Для всех испытываемых брусьев жесткость основания оставалась постоянной.

На каждый брус передавалась нагрузка до 5000 кг с интервалами измерений по 500 кг. По показаниям индикаторов, расположенных в ряд по длине стыка, определяли величины перемещений соответствующих точек. С целью получения стабильных результатов стык до начала измерений несколько раз нагружался. Перемещения точек стыка измерялись при начальном среднем давлении ≈ 2 кг/см².

По полученным величинам перемещений точек были построены упругие линии стыков брусьев, имеющих разные толщины. Поскольку изучение упругих линий брусьев послужило основным критерием в суждении, то точность и идентичность их построения играли важную роль. Поэтому для построения этих кривых применялось координатное лекало*. При помощи этого прибора установкой свободно деформируемой линейки по координатам перемещений измеряемых точек без необходимости стыкования отдельных отрезков дуг строились кривые стыка. Точность построения кривых фактически не зависела от визуальных способностей и навыков исполнителя. При вычерчивании кривых упругих линий расстояния между измеряемыми точками выдерживались натурные, а перемещения точек стыка увеличивались в 10^4 раз.

Изучение кривых упругих линий стыков (рис. 2), полученных при центральном нагружении показало, что распределение давлений в стыке по длине контакта зависит от жесткости стыкуемых элементов при постоянной жесткости основания; длина контактной части меньше длины бруса, и с увеличением нагрузки длина контакта уменьшается; в пределах контакта упругая линия стыка имеет форму, близкую к квадратной параболе; перемещение в центре контакта в зависимости от нагрузки меняется линейно и зависит от толщины бруса. Отступление от линейности наблюдается при малых нагружениях и толщинах бруса меньше 30 мм. С увеличением толщины бруса перемещения в центре стыка уменьшаются и при толщинах больше 60 мм разницы в прогибах не наблюдается. Это в равной мере

* Заявка на авторское свидетельство № 1063461/28—12.

относится и к длине контактной линии; брусья, изготовленные из чугунов марки Сч 18—36 и Сч 21—40, дали одинаковые результаты.

Дополнительные опыты, проведенные с брусками, отличающимися от испытываемых своими размерами по ширине, подтвердили, что жесткость прижимной болванки 7 (рис. 1) практически обеспечивает

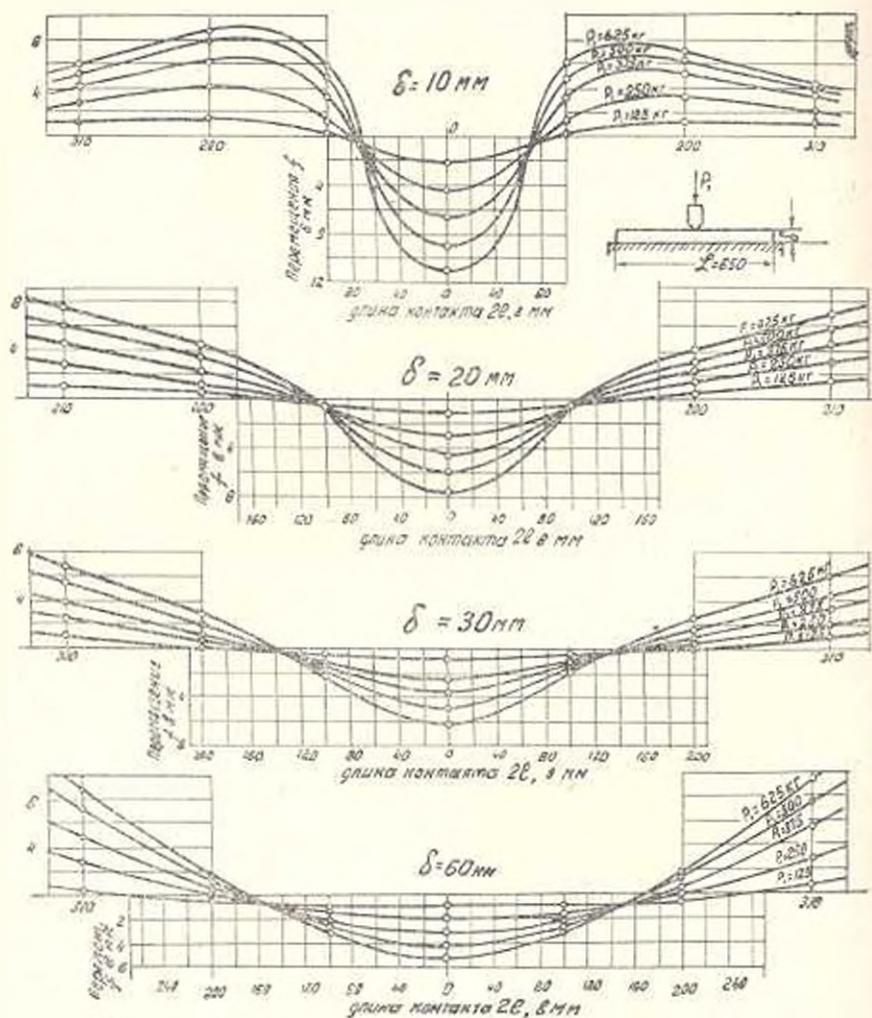


Рис. 2. Угнутые линии брусков.

равномерную нагрузку по ширине бруса. Это позволило в дальнейшем взамен бруса шириной B с нагрузкой P рассматривать брус единичной ширины с соответствующей нагрузкой ($P_1 = P/B$).

2. На рис. 3 представлены совмещенные графики сил P_1 и максимальных перемещений в центре стыка f_0 для брусков, имеющих разные толщины. Графики подтверждают, что по мере увеличения толщины бруса увеличивается тангенс угла наклона линии $P_1 - f_0$, причем для последующих брусков разница в углах резко уменьшается. Максимальное перемещение в центре стыка под нагрузкой

$$f_0 = \frac{P_1 C}{EI_1}, \quad (1)$$

где EI_1 — изгибная жесткость бруса, C — коэффициент пропорциональности.

Для проведенных экспериментов при $l_1 \geq 2,25 \text{ см}^4$

$$C = (0,315 + 0,825 l_1) \text{ см}^3. \quad (2)$$

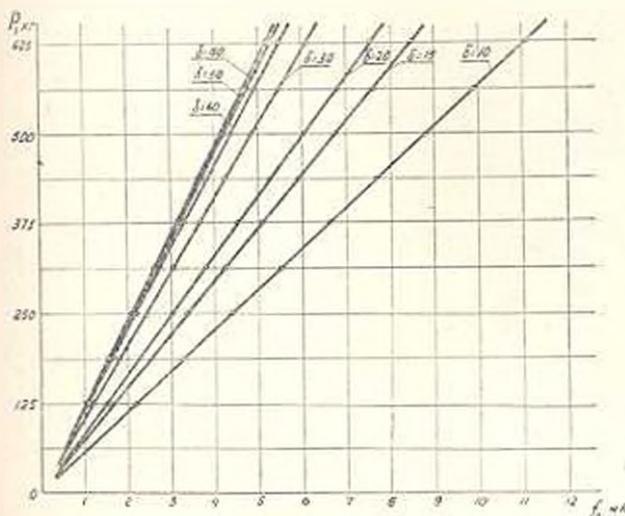


Рис. 3. Зависимости $P_1 - f_0$ при начальном среднем давлении $\approx 2 \frac{\text{кг}}{\text{см}^2}$.

Для брусков, имеющих толщину $30 < \delta < 60 \text{ мм}$, в силу (1) и (2)

$$f_0 = \frac{P_1 (0,315 + 0,825 l_1)}{EI_1} 10^4 \text{ мм}. \quad (3)$$

3. Для определения давлений исходим из предположения, что перемещения и давления в стыке пропорциональны, т. е.

$$f = K \cdot p. \quad (4)$$

При этом в отличие от гипотезы Винклера считаем, что длина контакта есть величина переменная, зависящая от жесткости бруса и действующей силы. Здесь K — коэффициент пропорциональности, который принято называть коэффициентом контактной податливости [1, 3].

Давление в любой точке контакта можно определить по формуле

$$p_x = p_0 \left(1 - \frac{x^2}{l^2}\right) \kappa \Gamma \text{ см}^2, \quad (5)$$

где p_0 — максимальное давление в центре стыка под нагрузкой;

p_x — давление в любой точке контакта на расстоянии x от вершины параболы, причем $0 < x < l$.

Величина максимального давления p_0 определяется из равенства внешней силы P_1 и площади эпюры давлений описываемой квадратной параболой:

$$P_0 = \frac{3}{2} \frac{P_1}{1-(2l)} \text{ кг/см}^2. \quad (6)$$

Формулами (5) и (6) можно пользоваться при известных значениях длины контактной линии $2l$, соответствующих прогибу f_0 .

Давления, рассчитанные по формуле (6), превышают значения средних давлений в стыке (см. табл. 1).

Таблица 1

Нагрузка, кг	Среднее давление $P_{\text{ср}}$ кг/см ²	Максимальные давления P_0 кг/см ² при толщине бруса λ , мм						
		10	15	20	30	40	50	60
125	1,92	10,2	7,2	6,2	4,6	4,0	3,8	3,7
250	3,85	23,3	16,8	14,7	11,1	9,7	9,3	9,2
375	5,76	37,1	27,3	23,8	18,4	16,0	15,6	15,2
500	7,68	51,7	38,2	33,5	26,0	22,8	22,0	21,7
625	9,60	65,7	49,3	43,2	33,7	29,5	28,6	28,1

На основании формул (3), (4) и (6) можно записать:

$$\lambda = \frac{2l}{K} = \frac{3}{2} \cdot \frac{EI_1}{(0,315 + 0,825 I_1) 10^4}. \quad (7)$$

Здесь величина $\lambda = \frac{2l}{K}$ по существу является коэффициентом контактной жесткости стыка. Формула (7) показывает, что при определенной толщине бруса λ величина постоянная, равная 3,2 тангенса угла наклона графика $P_0 - f_0$ (рис. 3).

В табл. 2 величины λ , вычисленные по формуле (7), сопоставлены с экспериментальными данными.

Таблица 2

Толщина бруса λ , мм	Момент инерции I_1 , см ⁴	Коэффициент контактной жесткости стыка кг/мм см	
		экспериментальная величина $\lambda = \frac{3}{2} \frac{P_1}{f_0}$	λ по формуле (7)
10	0,0833	84,3	—
15	0,280	110,0	—
20	0,667	123,0	—
30	2,25	153,0	155,0
40	5,33	171,0	170,0
50	10,40	176,0	176,0
60	18,00	178,0	178,0
80	42,67	—	180,0
100	83,30	—	181,0
∞	∞	—	181,8

Для определения λ при $l_1 < 2,25 \text{ см}^2$ следует пользоваться графиком $l_1 - \lambda$. Значения коэффициента контактной податливости были определены по данным опытов из соотношений $K = \frac{2l}{\lambda}$ или $K = \frac{f_0}{p_0}$ и уточнены по графику $K - p_0$ (рис. 4). Длины же контактных линий

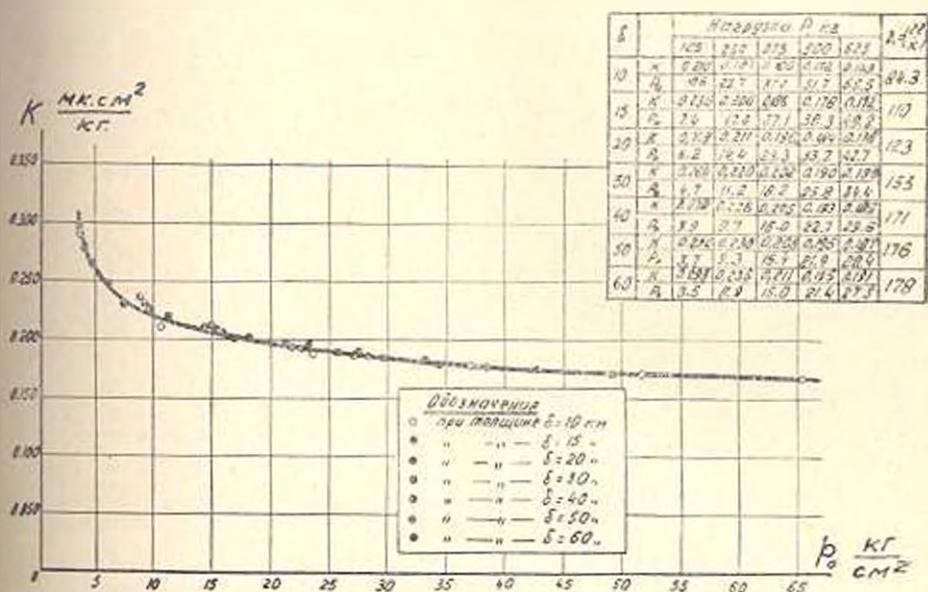


Рис. 4. Зависимость коэффициента контактной податливости от максимального давления.

окаютельно скорректированы по исправленным значениям K . Такие уточнения, как следует из графика $K - p_0$, не внесли существенных изменений в полученные результаты опытов.

Кривая $K - p_0$ не отличается по характеру от аналогичных кривых, приведенных в трудах ЭНИМС [1. 5]. Однако имеются замет-

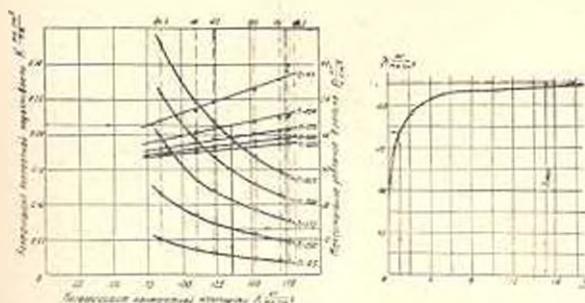


Рис. 5. Номограмма для определения K и p_0 .

ные отличия в величинах коэффициентов контактной податливости. Это объясняется тем, что в [1. 5] графики построены по средним значениям давлений в стыке, а у нас — по максимальным.

В результате обработки экспериментальных данных получена номограмма, представленная на рис. 5. По этой номограмме с достаточной точностью по заданной толщине бруса δ и нагрузке P_1 можно определить величину коэффициента контактной податливости K и максимальное давление p_0 . Далее можно определить p_x , f_0 , f_x и $2l$ по формулам (4), (5) и (7).

Ереванский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступило 29.XI.1966.

Պ. ԱՆՆՏՐՈՒԾՈՒՄ

ՏԵՂԱԳՈՒՆԵՐԻՄԵՐԸ ԵՎ ԱՆՇՈՒՄՆԵՐԸ ԸՆԴՈՒՄԻ ՀԱՐՑ ԿՏՈՒՆԿՈՒՄԸ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Հոդվածում: երկրորդ փորձարկման արդյունքներից, գիտվում են էլեմենտների ծախսային կոշտությունների աղյճությունը ճնշման բնոչանությամբ և դրա հարթ կցվանքում:

Բերված են պրաֆիկներ և կոնտակտային ընկրկելիություն գործակցի արժեքները, ստավիչագույն ճնշումների մեծություններն ու կոնտակտային դժի երկարությունները կապով նամոգրամմա՝ կախված կոշտությունից ու գործող ստիճ: Փորձերի սխեմաների մշակումից առաջված են նաև մի քանի հաշվարկային բանաձևեր:

Փորձերի արդյունքները և նրանց մաթեմատիկական մշակումը հանդեսի էլ են ճնշման m աեղսփոխման բացառությամբ սրինաչափությունների՝ ընկրկելի կցվանքի կենտրոնական բեռնաժուռային գեպում:

Առաջված արդյունքները հաստատում են, որ կցվանքը կազմող էլեմենտների սեփական դեֆորմացիաներն էապես ազդում են կցվանքում ճնշման բաշխման պատկերի վրա: Աստվելուցույն ճնշումները, փորձերի ստճմաններում, կախված կցվանքը կազմող էլեմենտների կոշտություններից, 2—8 անգամ մեծ են միջին ճնշումներից:

Լ Ի Տ Բ Ր Ա Մ Ա

1. *Каминский В. В., Левина З. М., Рашетов Д. Н.* Станины и корпусные детали металлорежущих станков, М., 1960.
2. *Проников А. С.* Расчет и конструирование металлорежущих станков, М., 1962.
3. *Рашетов Д. Н.* Расчет деталей станков, М., 1946.
4. *Джендереджян Г. С.* К вопросу определения истинных давлений на прямолинейных направляющих станках. Сборник научных трудов ЕрПИИ, 22, вып. 1, 1963.
5. *Рашетов Д. Н.* (под редакцией). Расчет контактных деформаций и отгибов направляющих. Установление форм направляющих из условия жесткости, М., 1963.

ХИМИЧЕСКАЯ ТЕХНОЛОГИЯ

Х. О. ГЕВОРКЯН, О. А. МАРТИРОСЯН, Г. А. НИКОЯН, Л. А. ТОВМАСЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ СЕРПЕНТИН-ГЛИНИСТЫХ
КЕРАМИЧЕСКИХ МАСС

Ограниченность запасов качественных разновидностей керамического сырья выдвигает проблему расширения сырьевой базы керамической промышленности за счет изыскания местных видов керамического сырья. В настоящее время в керамической промышленности возрос интерес к легкоплавким глинам, как к возможному сырью для производства разнообразных керамических изделий. Однако вопрос о применении легкоплавких глин в керамике изучен в недостаточной степени. Легкоплавкие глины еще не занимают четкого места в классификации глинистого сырья и характеризуются следующими особенностями:

- а) монтмориллонитовым или гидрослюдистым минералогическим составом глинистого вещества, гораздо реже — каолинитовым;
- б) сложностью состава; сравнительно невысоким содержанием глинистых и значительным — неглинистых минералов; невысоким содержанием глинозема и повышенным — кремнезема и окислов железа;
- в) низкой огнеупорностью;
- г) темной окраской обожженного черепка.

Следовательно, замена огнеупорной глины в керамических массах легкоплавкой вызывает необходимость предварительного исследования ее керамических свойств. В данной работе одним из компонентов изучаемых серпентин-глинистых составов являлась легкоплавкая бентонитовая глина.

Другой интересной разновидностью сырья для производства керамических изделий могут быть ультраосновные породы, представляющие собой темноокрашенные породы магнезиально-силикатного состава с содержанием SiO_2 не более 40%. Подробные данные о применении магнезиально-силикатного сырья для производства огнеупоров приведены в исследованиях А. С. Бережного [1, 2]. Главными магнезиально-силикатными соединениями являются ортосиликат-форстерит $2\text{MgO} \cdot \text{SiO}_2$ и метасиликат-клиноэнстатит $\text{MgO} \cdot \text{SiO}_2$ [3]. Первый отличается высокой огнеупорностью и на его основе получают форстеритовые огнеупоры.

Широко распространены в природе также гидросиликаты магния, являющиеся продуктами изменения безводных силикатов магния под

действием CO_2 и H_2O . Среди гидросиликатов магния большой интерес представляет серпентин $3\text{MgO} \cdot 2\text{SiO}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$, обжиг которого также приводит к образованию форстерита. По данным Мчедлова—Петросяна [4] схему изменения серпентина при нагревании можно представить следующим образом:



Основанное на этих процессах использование гидросиликатов магния для производства огнеупоров требует применения сырья с повышенным содержанием MgO . Одновременно возникает задача изыскания способов промышленного использования разновидностей магнезиально-силикатных пород с пониженным содержанием окиси магния ($<37\%$). Исследованием [5] Шоржинского серпентинита с пониженным содержанием MgO , проведенным с указанной целью, была установлена возможность его применения в качестве керамического сырья.

На основе изложенного и было выполнено настоящее исследование серпентин-глинистых керамических масс. Для приготовления опытных керамических масс применяли бентонитовую глину Саригюхского месторождения (Иджеванский район), серпентинит Шоржинского месторождения и вулканический песок Ланджахюрского месторождения (район Камо); их химический состав и физические характеристики приведены в табл. 1 и 2.

Химический состав компонентов керамических масс

Наименование материала	Содержание окислов в %							п.ш.
	SiO_2	$\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiO}_2$	Fe_2O_3	CaO	MgO	K_2O	Na_2O	
Бентонитовая глина	56,58	13,94	5,20	3,00	0,64	1,20	1,30	15,00
Серпентинит	39,12	3,22	6,20	3,52	33,81	0,02	0,05	14,29
Вулканический песок	74,76	14,34	1,40	0,60	0,86	2,80	2,60	3,22

Таблица 2

Физические свойства компонентов керамических масс

Наименование материала	Удельный вес в г/см^3	Объемный вес в г/см^3	Огнеупорность в $^\circ\text{C}$
Бентонитовая глина	2,623	1,017	1150
Серпентинит	2,709	2,66	1690
Вулканический песок	2,407	1,23	1260

Дифференциальные температурные кривые (рис. 1, 2) показывают следующие тепловые эффекты. Нагрев серпентинита сопровождается характерным эндотермическим тепловым эффектом с максимумом при 730° . На термограмме бентонитовой глины наблюдаются три эндотермических тепловых эффекта с максимумами при 120, 675 и 840°C , обусловленные: первый — удалением адсорбционной воды; вто-

рой—удалением конституционной воды. Природа третьего эффекта может быть объяснена как изменениями кристаллической алюмосиликатной

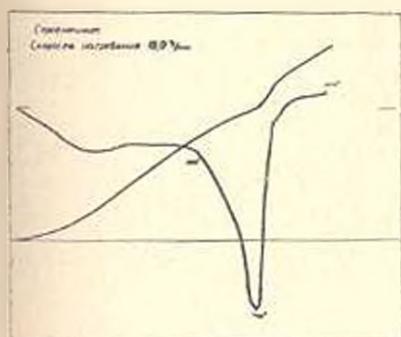


Рис. 1 Термограмма серпентинита.

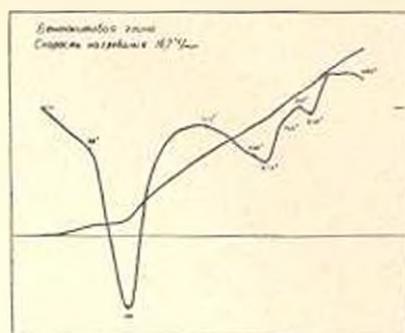


Рис. 2. Термограмма бентонитовой глины.

решетки, так и диссоциацией примесей карбонатных минералов. Термограмма указывает на монтмориллонитовую природу изучаемой глины.

В табл. 3 приведена характеристика керамических свойств бентонитовой глины.

Таблица 3

Керамические свойства глины

Число пластичности (по Аттербергу)	31,0
Нормальная формирующая влажность в %	71,81
Воздушная усадка в %	22,1
Коэффициент чувствительности	3,7
Гранулометрический состав: содержание фракций в %:	
0,01 м.м	11,2
0,01—0,005 м.м	22,7
0,005—0,001 м.м	37,8
0,001—0,0005 м.м	13,8
0,0005 м.м	14,5
Водопоглощение образца, обожженного при 1050°С в %	3,8

По существующей классификации глинистого сырья, бентонитовая глина Саригюхского месторождения может быть охарактеризована как высокопластичная, дисперсная, легкоплавкая глина монтмориллонитового состава. Эти характеристики показывают, что исследование бентонитовой глины в качестве связующего компонента в массах на основе серпентинита для производства керамических изделий представляет интерес.

Для исследования керамических масс были приготовлены составы (табл. 4) путем мокрого помола сырьевой смеси с последующим высушиванием.

Образцы ($d = 25$ мм; $h = 25$ мм) формовались полусухим прессованием массы с влажностью 9%, под давлением 250 кг/см². После высушивания образцы обжигались в температурном интервале 850—1250°С со скоростью нагрева 5°С в минуту и с выдержкой при максимальной температуре в течение 30 минут. Результаты испытания приведены в табл. 5. Кривые спекания для разных составов мало отличаются от кривой спекания состава 4 (рис. 3).

Таблица 4

Составы керамических масс

Материалы	Номера составов											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Бентонитовая глина	10	20	30	40	10	20	30	40	10	20	30	20
Серпентинит	50	50	50	50	60	60	60	60	70	70	70	70
Вулканический песок	40	30	20	10	30	20	10	0	20	10	0	0

Таблица 1

Результаты испытания обожженных образцов

	Номер составов											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Огнеупорность в °С	1310	1300	1290	1280	1330	1320	1310	1290	1335	1330	1320	1390
Интервал спекания—плавле- ния	140	130	120	110	130	120	110	90	115	110	100	170
Интервал спекшегося го- стояния	70	70	40	40	70	50	50	30	50	50	90	50

Приведенные данные показывают, что на основе серпентинита с добавками легкоплавкой глины и вулканического песка могут быть получены массы, образующие керамические черепки, которые по своим физико-механическим свойствам соответствуют изделиям строительной керамики.

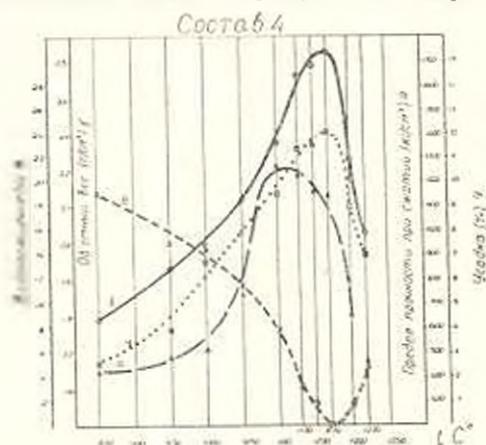


Рис. 3. Кривые спекания образцов.

Фазовый состав продуктов обжига изучался термографическим и рентгенографическим способами. Полученные дифференциальные температурные кривые нагревания показывают, что изучаемые массы имеют сходные тепловые эффекты и их термограммы мало отличаются от приведенной на рис. 4 термограммы массы 5. Эти кривые характеризуются следующими эффектами

Эндотермический эффект от 125 до 145°С, обусловленный удалением адсорбционной воды.

Эндотермический эффект от 675 до 690°С, слабо выраженный, обусловленный удалением конституционной воды из глинистого компонента, отчасти совпадающий с границами следующего теплового эффекта, обусловленного изменениями серпентинита.

обладающим компонентом, муллит $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ и в меньшей степени наблюдается форстерит Mg_2SiO_4 .

На основании описанных рентгенографических и термографических исследований можно считать установленным, что рассматриваемые серпентинит-глинистые составы при обжиге до спекания образуют кристаллические фазы: метасиликат $MgSiO_3$, муллит $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ и форстерит Mg_2SiO_4 , а также стекловидную фазу сложного состава. Последняя способствует образованию спекшегося керамического черепка.

С целью проверки результатов исследования были изготовлены опытные образцы изделий: метлахские плитки стандартных размеров.

Для опытных образцов была выбрана керамическая масса, содержащая 70% серпентинита, 20% бентонитовой глины и 10% вулканического песка. Масса была изготовлена мокрым помолом с последующим высушиванием шликера при $110^\circ C$. После измельчения и увлажнения была получена полусухая масса влажностью 10%; формование плиток производилось полусухим прессованием под давлением 200 кг/см^2 . Высушенные до остаточной влажности 2% плитки обжигались при температурах 1050, 1150, 1170 и $1185^\circ C$ со скоростью нагрева $5^\circ C$ в минуту и выдержкой при максимальной температуре в течение 90 минут.

Опытные плитки были испытаны в соответствии с ГОСТ 6787—53 (издание 1963 года). Результаты испытаний приведены в табл. 6.

Таблица 6

Результаты испытания опытных изделий

Свойства	Температура обжига, $^\circ C$			
	1050	1150	1170	1185
Водопоглощение в %	12,9	8,2	3,75	3,24
Объемный вес в $г/см^3$				
Истираемость (потери веса при истирании в $г/см^2$)	2,14	2,30	2,52	2,53
Наличие трещин, зазубрин и «мушки»	нет	нет	нет	нет

Данные табл. 6 показывают, что обожженные при $1170^\circ C$ и $1185^\circ C$ плитки отвечают требованиям стандарта на метлахские плитки.

На основании лабораторных исследований керамических масс и опытных образцов изделий можно сделать следующие выводы:

1. Глина Саригюхского месторождения является легкоплавкой, бентонитовой глиной монтмориллонитового характера, отличается высокой пластичностью, хорошей связующей способностью и может быть использована в качестве пластичного компонента для производства каменю-керамических изделий.

2. Керамические массы, изготовленные на основе Шоржикского серпентинита с местными легкоплавкими глинами при обжиге выше

1100—1130°C спекаются, образуя каменно-керамический черепок с удовлетворительными физико-механическими свойствами.

3. Фазовый состав продуктов обжига серпентин-глинистых масс включает кристаллические фазы: $MgSiO_3$, $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$, $Mg_3Si_2O_{10}$, а также стекловидную фазу сложного состава; последняя способствует спеканию изделий.

4. Для образования каменно-керамического черепка оптимальное содержание серпентинита составляет 50—70%. Чрезмерное снижение содержания серпентинита и соответствующее увеличение содержания легкоплавкой глины вызывают вспучивание и деформацию образца за счет повышенного образования маловязкой жидкой фазы.

5. Результаты испытания опытных образцов изделий, подтверждают, что обжигом серпентинит-глинистых масс получают каменно-керамические изделия (метлахские плитки), физико-механические свойства которых соответствуют требованиям стандарта. Это подтверждает возможность применения серпентинита совместно с легкоплавкими глинами в качестве керамического сырья.

Ереванский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступило 16.XII.1966.

Խ. Հ. ՉԵԼՈՐՉԱՆ, Օ. Ա. ՄԱՐՏԻՐՈՅԱՆ, Գ. Ա. ՓԻՂՈՅԱՆ, Պ. Ա. ՔԱՂԱՅԱՆ

ՍԵՐՊԵՆՏԻՆ-ԿԼԱՎԱՅԻՆ ԿԵՐԱՄԻԿԱԿԱՆ ՄԱՍՍԱՆԵՐԻ ՌԻՍՈՒՄՆԱՍԻՐՈՒԹՅՈՒՆԸ

Ա մ լ ը ո լ ի ո ս

Ուսումնասիրված են Շորժայի սերպենտինիտը, Մարիպուդի հանքավայրի բենտոնիտային կավը և նրանց խառնուրդներից պատրաստած կերամիկական մասաները, որոշված են այդ խառնուրդների ֆիզիկա-մեխանիկական հատկությունները և բնտրված են թրժման պայմանները:

Կատարված է սերպենտին-կավային խառնուրդների բարձրջերմաստիճանային թրժման ժամանակ կատարվող ֆիզիկա-քիմիական պրոցեսների ուսումնասիրություն: Պարզված է, որ սերպենտին-կավային խառնուրդները մինչև մասնակի հալումը թրժելուց ստացանում են՝ մաղնեղիումի մեթասպիլիկատ, մուրիա, ֆորստերիտ և բարձր կալցիումային ապակյա ֆազա:

Պարզված է, որ սերպենտինիտի և բենտոնիտային կավի խառնուրդները պիտանի են կերամիկական սպիկների արտադրության համար:

Սերպենտինիտի օգտագործման պայմանների համար, մշակված է մետախական սպիկների արտադրության տեխնոլոգիական պրոցեսը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Бережной А. С. ЖПХ, 6, 800, 1940.
2. Бережной А. С. Огнеупоры, 4, 147, 1955.
3. Andersen O. N., Vowen N. L. Z. anorg. allgl. Chem. 87, 283, 1914.
4. Мчедлов—Петроски О. П. Огнеупоры, 9, 1950.
5. Геворкян Х. О., Товмасын И. А. Известия АН АрмССР* (серия хим. наук), т. XI, 2, 1958.
6. Геворкян Х. О. Известия АН АрмССР* (серия ФМЕТ), 5—6, 1941.

ХИМИЧЕСКАЯ ТЕХНОЛОГИЯ

В. Г. АРАМЯН

СИСТЕМА $MgO-Al_2O_3-SiO_2-ZrO_2$ И ВОЗМОЖНОСТЬ
ПОЛУЧЕНИЯ ВЫСОКООГНЕУПОРНЫХ СОСТАВОВ НА ЕЕ
ОСНОВЕ

Система $MgO-Al_2O_3-SiO_2-ZrO_2$ в настоящее время является достаточно хорошо исследованной. Однако практическое использование этой системы еще не достаточно, а физико-технические свойства различных огнеупорных материалов по составу, относящихся к этой системе, мало изучены. Впервые эта система частично была исследована Герольдом и Сморзером [1]. По отдельным ее частям она была намного раньше изучена Сальдау и Жириной [2], далее Руффом и Эбертом [3], Эбертом и Коном [4], Ранкин и Мервином [5], Тороповым и Галаховым [6, 7], Будниковым и Литваковским [8, 9], Бережным и Карякиным [10], Бережным и Кордюк [11], Кордюк и Гулько [12] и др. По данным авторов [12] в рассматриваемой четырехкомпонентной системе имеется лишь небольшой объем составов с высокими температурами плавления порядка $1900^\circ C$ и выше.

Самая легкоплавкая эвтектика находится в области элементарного тетраэдра $MS-ZS-M_2A_2S_3^*$ и имеет наименьшую температуру плавления порядка $1300^\circ C$.

Если в середине концентрационного тетраэдра системы нет огнеупорных составов, то в областях, близких к бинарным и тройным системам, вероятность их существования является весьма очевидной. Так по данным [12] в объеме системы область с содержанием не более 10% расплава при $2000^\circ C$ составляет всего $0,3\%$, а область огнеупорных составов с $1600^\circ C$ 48% концентрационного тетраэдра. Следовательно, при всех комбинациях с четырьмя окислами, в состав которых входит в более или менее значительном количестве SiO_2 , ожидать высокотемпературных комбинаций нет оснований.

На рис. 1 приведена ионная тетраэдрация системы $MgO-Al_2O_3-SiO_2-ZrO_2$. В этой системе нет огнеупорных тройных соединений, а четверные соединения вообще не существуют. В системе $MgO-Al_2O_3-ZrO_2$ имеется лишь одно бинарное соединение шпинель MA с температурой плавления, равной $2135^\circ C$, дающее большое

* Условно принимаем обозначение окислов $MgO-M$, Al_2O_3-A , SiO_2-S и т. д. и соответственно соединений $MgSiO_3-MS$, $MgAl_2O_4-MA$ и т. д.

количество высокотемпературных составов в смеси с ZrO_2 без наличия химических превращений, что уже представляет собой определенный интерес.

В системе $MgO-ZrO_2-SiO_2$ имеется одно высокотемпературное соединение — форстерит (M_2S) с температурой плавления $1890^\circ C$, который с ZrO_2 также дает ряд смесей с достаточно высокой температурой плавления. В четырехкомпонентной системе имеется ряд соединений, но для наших целей представляет интерес лишь MgO и $MgAl_2O_4$, которые обладают высокими температурами плавления. Важное значение имеют также некоторые псевдобинарные подсистемы, образованные этими фазами.

Сюда же относятся области составов, используемые для производства муллита или бакора и других их разновидностей. В системе $MgO-Al_2O_3-SiO_2-ZrO_2$ наибольший интерес могут иметь лишь псевдобинарные системы, составленные прежде всего из таких тугоплавких соединений, как $Mg_2SiO_4-ZrO_2$, $Mg_2SiO_4-ZrSiO_4$, $MgO \cdot Al_2O_3-ZrO_2$, $ZrSiO_4-Al_2O_3$, $Al_6Si_2O_{13}-ZrO_2$ в областях высокого содержания двуокиси циркония или же глинозема. Последняя бинарная система изучена ранее и потому на ней не останавливаемся.

Для исследования были изготовлены, проплавлены и откристаллизованы свыше 75 составов, которые выбирались как в четырехкомпонентной системе, так и по ее бинарным и псевдобинарным подсистемам: M_2S-Z , M_2S-ZS , $MA-Z$, S_2A_1-Z , $A-ZS$ и S_2A_1-ZS .

На рис. 2, 3 и 4 приведены области изучаемых нами составов в трехкомпонентных системах. Содержание двуокиси циркония по всем шести рядам не превышало 50% и за исключением ряда $ZrSiO_4-Al_2O_3$, так как наша цель заключалась в использовании двуокиси циркония не как основного материала, а как присадки ввиду высокой его стоимости. В качестве исходных материалов были использованы окись магния марки „41“ ГОСТ 4526-48 с содержанием MgO не менее 98% , глинозем марки ГО, двуокись циркония с содержанием не менее 94% , циркон с содержанием ZrO_2 не менее 60% , кварцевый песок с содержанием SiO_2 не менее 94% и

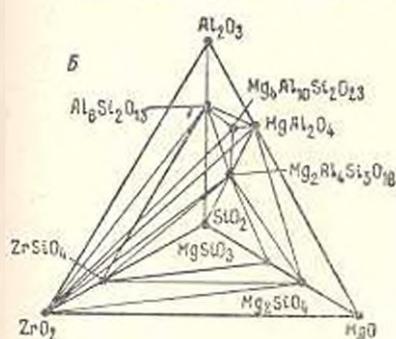


Рис. 1. А—новая, Б—старая тетраэдральная системы $MgO-Al_2O_3-SiO_2-ZrO_2$.

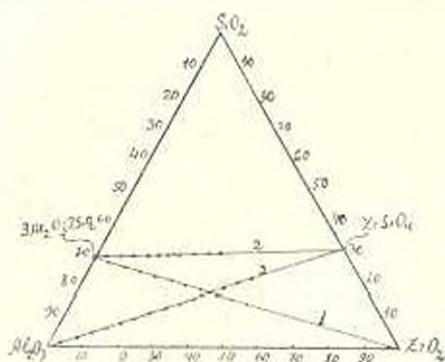


Рис. 2. Области изучаемых составов в трехкомпонентных системах: система $SiO_2-Al_2O_3-ZrO_2$.

окись кремния марки „С“ по ТУМХП 2981—51. Составы шихт, изготовленных в процессе исследований, приведены в табл. 1.

Как показал опыт, однокомпонентные и двухкомпонентные огнеупорные составы с точки зрения литейной технологии не всегда приемлемы ввиду слишком высокой температуры плавления, быстрого застывания расплава, высокой вязкости при литье, а также слишком большой скорости роста кристаллов.

Огнеупоры должны иметь подвижный расплав, который при отливке брусьев успел бы заполнить форму без образования больших усадочных раковин и имел умеренный рост кристаллов для образования мелкокристаллической структуры с наименьшим содержанием стекла. Наибольшее количество этих требований как раз может удовлетворить многокомпонентные системы с правильно подобранной композицией составляющих [9]. При плавлении полученных шихт по отдельным рядам, как правило, во всех шести вариантах наблюдалось изменение выхода расплава в зависимости от состава исходной смеси. С увеличением добавки двуокиси циркония выход расплава сначала во всех случаях возрастает, особенно в ряду шпинель-двуокись циркония, а потом или остается постоянным или же снижается, но незначительно, вероятно, за счет возрастания температуры плавления данного состава и возгона составляющих. Увеличение же подвижности идет, вероятно, за счет нарушения связей в расплаве двуокисью циркония.

Таблица 1

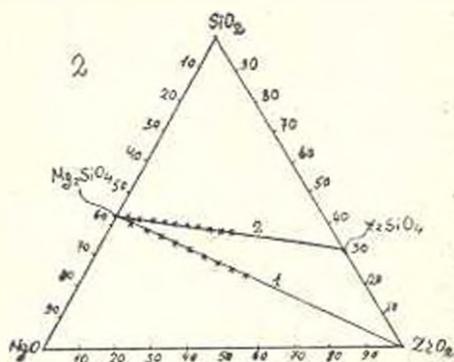
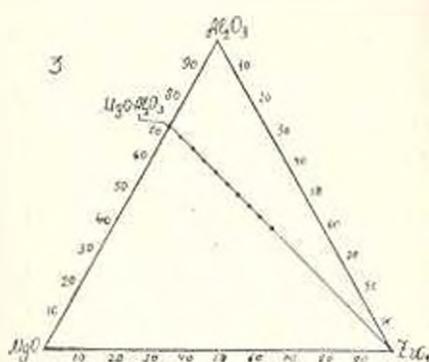
№ состава	Наименование ряда	Состав, %				
		MgO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	ZrO ₂	ZrSiO ₄
1	2	3	4	5	6	7
1	В объеме системы M—A—S—Z	2,54	26,94	53,58	16,91	
2		6,09	43,92	32,74	17,25	
3		21,24	9,48	50,98	18,30	
4		9,76	9,08	63,62	17,54	
5		7,05	60,87	15,28	16,80	
6		12,18	52,00	19,06	16,76	
7		46,40	17,96	10,68	24,96	
8		7,09	42,97	8,18	41,76	
9		15,60	42,80	21,80	16,80	
10		24,78	26,67	31,67	16,78	
11		21,38	17,97	18,88	41,77	
1	Ряд шпинель—ZrO ₂	26,88	68,11	—	5	
2		25,47	64,53	—	10	
3		24,05	60,91	—	15	
4		22,64	57,36	—	20	
5		21,22	53,77	—	25	
6		19,81	50,19	—	30	
7		18,39	46,60	—	35	
8		16,98	43,02	—	40	
9		15,59	39,43	—	45	
10		14,15	35,85	—	50	

Продолж. табл. 1

1	2	3	4	5	6	7
1	Ряд форстерит— ZrO_2	54,43	—	40,56	5	
2		51,57	—	38,43	10	
3		48,70	—	36,29	15	
4		45,85	—	34,10	20	
5		42,97	—	32,02	25	
6		40,11	—	29,89	30	
7		37,24	—	27,75	35	
8		34,38	—	25,62	40	
9		31,51	—	23,48	45	
10		28,15	—	21,35	50	
1	Ряд форстерит—циркон	54,43	—	40,56	—	5
2		51,57	—	38,43	—	10
3		48,70	—	36,29	—	15
4		45,85	—	34,16	—	20
5		42,97	—	32,02	—	25
6		40,11	—	29,89	—	30
7		37,24	—	27,75	—	35
8		34,38	—	25,62	—	40
9		31,51	—	23,48	—	45
10		28,15	—	21,35	—	50
1	Ряд мулант— ZrO_2	—	68,20	26,79	5	—
2		—	64,61	25,38	10	—
3		—	61,02	23,97	15	—
4		—	57,43	22,56	20	—
5		—	53,84	21,15	25	—
6		—	50,25	19,74	30	—
7		—	46,66	18,33	35	—
8		—	43,07	16,92	40	—
9		—	38,48	15,51	45	—
10		—	35,89	14,10	50	—
1	Ряд мулант—циркон	—	68,20	26,79	—	5
2		—	64,61	25,38	—	10
3		—	61,02	23,97	—	15
4		—	57,43	22,56	—	20
5		—	53,84	21,15	—	25
6		—	50,25	19,74	—	30
7		—	46,66	18,33	—	35
8		—	43,07	16,92	—	40
9		—	38,48	15,51	—	45
10		—	35,89	14,10	—	50
1	Ряд корунд—циркон	—	95	—	—	5
2		—	90	—	—	10
3		—	85	—	—	15
4		—	80	—	—	20
5		—	75	—	—	25
6		—	70	—	—	30
7		—	65	—	—	35
8		—	60	—	—	40
9		—	55	—	—	45
10		—	50	—	—	50
11		—	45	—	—	55
12		—	40	—	—	60
13		—	35	—	—	65
14		—	30	—	—	70

На рис. 3 приведен ряд кривых, характеризующих выход расплава в зависимости от содержания двуоксида циркония в массе.

При систематическом наблюдении плавления шихт и получения расплавов следует отметить, что из всех рядов наиболее труднорасплавливаемыми были чистая шпинель и форстерит. С добавкой двуокиси циркония получение расплава облегчается. При подъеме электрода из расплава в одних отливках остаются большие раковины. Ряд

Рис. 3. Система: SiO_2 — MgO — ZrO_2 .Рис. 4. Система: MgO — Al_2O_3 — ZrO_2 .

расплавов с падением температуры очень быстро застывает, и часть, имеющая большую подвижность, успевает выравняться и дает ровный монолит, совершенно не содержащий раковин.

При исследовании литейных качеств полученных расплавов оказалось, что с добавкой двуокиси циркония подвижность расплавов увеличивается. Так, присадка к форстеритовому и шпинелевому рас-

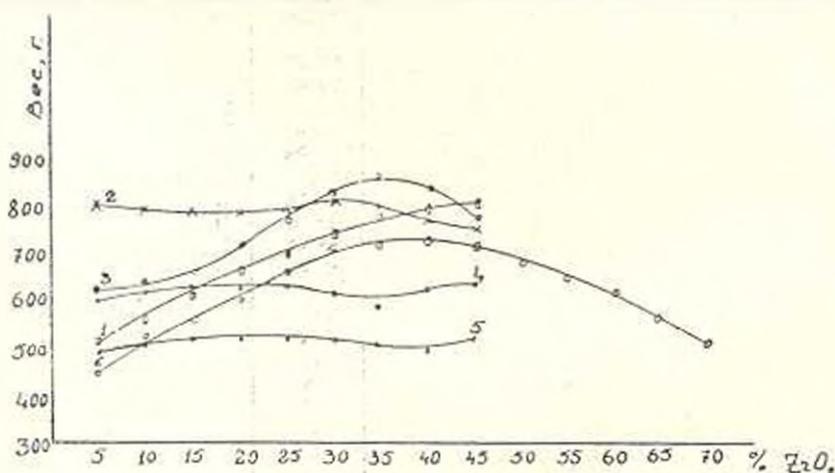


Рис. 5. Кривые выхода расплава в зависимости от содержания двуокиси циркония: 1—шпинель—двуокись циркония; 2—форстерит—циркон; 3—форстерит—циркон; 4—муллит—циркон; 5—циркон—корунд.

плаву двуокиси циркония свыше 25% резко увеличивает подвижность расплава. Влияет также на подвижность расплава и добавка ZrSiO_4 . Малоподвижные расплавы получаются при добавке ZrSiO_4 к муллиту, а также при увеличении содержания SiO_2 . Полученные расплавы кри-

сталлизовались в термоящиках в графитовых формах в течение суток. Вес кристаллизованных отливок колебался от 500 до 800 г.

Предварительные макроскопические исследования показали, что составы, содержащие SiO_2 свыше 30%, плохо кристаллизуются и имеют в основном хрупкую стекловидную структуру с блестящим изломом. Составы же, имеющие высокое содержание Mg и Al_2O_3 и незначительное SiO_2 , хорошо кристаллизуются и имеют мелкокристаллическую структуру.

Из одиннадцати четырехкомпонентных расплавов обладают хорошей литейной способностью и кристаллической структурой всего лишь 5 составов: 5, 6, 7, 9 и 11 (см. табл. 1), в которых содержание SiO_2 колеблется от 8 до 18%, причем при содержании MgO и SiO_2 до 8% основную массу слитка составляют кристаллы Al_2O_3 и ZrO_2 . При содержании MgO свыше 15% и Al_2O_3 свыше 40% начинается образование алюмомагнезиальной шпинели, а также и муллита, даже если содержание SiO_2 очень незначительно порядка 7–8%. При содержании SiO_2 более 20% в цементирующей массе увеличивается количество стекла, что в составе высокотемпературных огнеупоров весьма нежелательно.

Таким образом, в исследованных шихтах основным веществом и полученной четырехкомпонентной системе с низким содержанием SiO_2 и высоким Al_2O_3 является шпинель, а муллит образует дополнительную структуру с незначительным его содержанием. Моноклинная двуокись циркония выкристаллизовывается самостоятельной фазой, прорастая между основными кристаллами.

В ы в о д ы

1. В середине концентрационного тетраэдра системы $MgO-Al_2O_3-SiO_2-ZrO_2$ нет огнеупорных составов, но они существуют в областях, близких к бинарным и тройным системам.

2. В системе $MgO-Al_2O_3-SiO_2-ZrO_2$ наибольший интерес представляют псевдобинарные системы: M_2Z-Z , M_2Z-ZS , $MA-Z$, $ZS-A$.

3. Изготовленные, проплавленные и откриталлизованные отливки при макроскопическом и микроскопическом исследовании подтвердили предварительные оценки технических характеристик. Из шести намеченных для исследования рядов наибольший интерес представили три ряда $Mg_2SiO_4-ZrO_2$, $Mg_2SiO_4-ZrSiO_4$ и особенно $MgO \cdot Al_2O_3-ZrO_2$, которые при повышенном содержании ZrO_2 показали высокую подвижность расплава и хорошую кристаллизационную способность и тем самым вызвали необходимость продолжить исследования в этом направлении, что и делается нами в настоящее время.

Վ. Գ. ԱՐԱՅԱՆ:

$MgO-Al_2O_3-SiO_2-ZrO_2$ սիստեմը եվ նրա շրջի վրա բարձր
 շրջանում կազմված սիստեմը շրջանում

Ա մ փ ո փ ո ս մ

Հողվածում բերված են կշռադասումներ հալված բարձր հրակայուն նյութերի ստացման համար $MgO-Al_2O_3-SiO_2-ZrO_2$ բաղադրագրի սխեմայի կազմերի առաջիկ նպատակահարմար օգտագործման միտքերը: Համաստ կերպով անալիզի է ենթարկված $MgO-Al_2O_3-SiO_2-ZrO_2$ սխեմայում նրա եռակի ենթասխեմաներով բարձր հրակայուն համակցությունների ստացման հնարավորությունը:

Բերված է արդյունաբերական յուրացման համար հետաքրքրություն ներկայացնող մի շարք հալված հրակայուն նյութերի կազմերի մշակումը և տրված է հալման ելքը՝ կախված բովանդակության մեջ ZrO_2 պարունակությունից: Շարադրված է նաև հրակայուն նյութերի արդյունաբերության համար հետաքրքրություն ներկայացնող առաջիկ բարենպաստ կազմերի համաստ պարագրաֆիկական (բարտանական) բնութագրերը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Herold P. G., Smothers, Jour. Amer. Cer. Soc., 37, № 8, 353, 1954.
2. Салвоу П. П., Журнова Н. А. Известия АН СССР, отд. химических наук, № 6, 1915.
3. Ruff O., Ebert F. Z. Anst. an. alleg. chemie, 180, 19, 1928.
4. Ebert F., Cohn E. Zeltschrift an. chemie, 213, 321, 1933.
5. Rankin G. A., Morwin M. E. Amer. Jour. of Science New Haven conn. ser., 15, 301-325, 1918.
6. Торопов Н. А., Галихов Р. Я. ДАН СССР, т. 78, № 2, 1951.
7. Торопов Н. А., Галихов Р. Я. Известия АН СССР, № 2, 1956.
8. Будников Н. П., Литваковский А. А. ДАН СССР, 106, 267, № 2, 1956.
9. Литваковский А. А. Плавленые литые огнеупоры. Госстройиздат, 1956.
10. Бережной А. С., Кордюк Р. А. Журн. «Огнеупоры», № 5-5, 1951.
11. Бережной А. С., Кордюк Р. А. ДАН УССР, № 4, 506, 1961.
12. Кордюк Р. А., Гулько Н. В. ДАН СССР, № 5, 154, 1964.

Բ Ո Վ Ո Ն Կ Ա Կ Ո Ւ Թ Յ Ո Ւ Ն

Գրուածների միասնիկա

Չ. Կ. Տեր-Ասուտիւսյան. Գաղայի գրուածներում կողային ձևչման հարցի շուրջը գրուածները խտացման բնիպցրում	8
---	---

Ֆինաւարական կոնսուլդիաններ

Ք. Վ. Զեւարեան, Լ. Ն. Խաչիլան, Լ. Վ. Շահուսիբաբեան. Խոջուրագանի շներերի հաշվաշին սխեմայի վերաբերյալ	10
Տ. Ա. Կոստյան, Աւստրիական ազգայնագիտական ընկերության կողմէն կրողուհականութիւնն ըստ մեր կարգաւորների	17
Վ. Բ. Արեւաբեան, Վ. Ա. Ստեփանյան, Տուրքիայի սրմնադասեցիների ամբողջութիւնը և դիֆֆերենցիան շեղման ժամանակ	24

Հնէագիտիկա

Է. Ս. Պաղտարեկալ. Հնէագիտութեամբ յերմային էլեկտրականականների համար գազի բազմամտա կուստիան ծախսի որոշումը	31
Ե. Գ. Բարխուդարյան. Գազուսպանման սեփմը և կարգադրումը բնութագրող ցուցանիշների որոշման հարցի շուրջը	37

Մեքենագիտություն

Ս. Ս. Էդիլյան, Թ. Վ. Համբարձումյան, Շարիֆուսայիե մեխանիկայի դիստիկական վերլուծութիւնը	43
Գ. Ս. Ճենտեւեկյան. Տեղափոխումները և ձեւումները բնկրկելի հարթ կցվածքում	47

Քիմիական անալիզիկա

Ե. Հ. Գևորգյան, Ս. Ա. Մարտիրոսյան, Է. Ա. Վիլլյան, Պ. Ա. Բովմանյան. Մերկուրիոսիւրիայի կերամիկական մասսաների ուսումնասիրութիւնը	55
Վ. Գ. Արսւնյան. MgO—Al ₂ O ₃ —SiO ₂ —ZrO ₂ սխեմայի և նրա հիմքի վրա բարձր հրակայուն կազմերի ստացման նախադրութիւններ	62

СОДЕРЖАНИЕ

Механика грунтов

- Д. Г. Тер-Мартirosян*. К вопросу о боковом давлении в глинистых грунтах при уплотнении 3

Строительные конструкции

- Ж. В. Захарян, Э. Е. Хачян, А. В. Шахсварян*. О расчетной схеме крупнопанельных зданий 10
- Т. А. Гороян*. О несущей способности железобетонных элементов по наклонным сечениям при сейсмических воздействиях 17
- В. К. Гуксаян, В. А. Степанян*. Прочность и деформации панелей из туфовых камней при перекосе 24

Энергетика

- Э. С. Погосбяков*. Определение объема многолетнего аккумуляирования газа для тепловых электростанций энергосистемы 31
- Н. Г. Бархударян*. К вопросу определения показателей, характеризующих режим и регулирование газопотребления 37

Машиноведение

- М. Б. Эдилян, Р. В. Ахбарцумян*. Динамика штирпеного механизма 43
- Г. С. Джемдереджян*. Перемещения и давления в податливом плоском стыке 47

Химическая технология

- Х. О. Геворкян, О. А. Мартиросян, Г. А. Палоян, Н. А. Товмасын*. Исследование серпентин-глинистых керамических масс 55
- В. Г. Арамян*. Система $MgO-Al_2O_3-SiO_2-ZrO_2$ и возможность получения высокоогнеупорных составов на ее основе 62

