

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՌԻ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ
ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ИЗВЕСТИЯ
АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԽՐԴԱԿԱՆ ԿՈՒՆԻՒՆ

Այսնց Հ. Տ. (պատ. խմբագրի պատասխանատու), Անանյան Ա. Վ.,
Դանդաբյան Ա. Մ., Եղիազարյան Ի. Վ., Կասյան Բ. Վ., Խաչատ-
րյան Վ. Մ., Դադարյան Ա. Գ., Արմենով Մ. Զ., Փենյուկ
Վ. Վ. (պատ. խմբագրի):

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Авонц Г. Т. (п. о. отв. редактора), Анянин А. К., Гаспа-
рян А. М., Египзаров Н. В., Касьян М. В., Назаров А. Г.,
Пикабусян В. В. (отв. секретарь), Симонов М. З., Худо-
вердян В. М.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

А. Г. НАЗАРОВ

О МЕХАНИЧЕСКОМ ПОДОБИИ ТВЕРДЫХ ТЕЛ И ЕГО
ПРИМЕНЕНИИ К ИССЛЕДОВАНИЮ СТРОИТЕЛЬНЫХ
КОНСТРУКЦИЙ И СЕЙСМОСТОЙКОСТИ СООРУЖЕНИЙ

Сообщение 2

В сообщении 1 были приведены: определение подобия твердых тел, основная теорема о подобии, некоторые следствия из нее, а также примеры, иллюстрирующие изложенное [1].

1. Температурные и усадочные напряжения в подобных телах

Нетрудно установить распределение температуры в теле A' , если задано распределение температуры в теле A , для обеспечения подобия их состояний. Для этого достаточно потребовать, чтобы относительные деформации ε_t и $\varepsilon_{t'}$, вызванные приращениями температуры Δt и $\Delta t'$ в сходственных точках были подчинены условию

$$\varepsilon_t = \gamma \varepsilon_{t'}. \quad (1)$$

Пусть коэффициенты линейных расширений тел A и A' соответственно равны α_t и $\alpha_{t'}$. Тогда будем иметь соответственно

$$\varepsilon_t = \alpha_t \Delta t,$$

$$\varepsilon_{t'} = \alpha_{t'} \Delta t'.$$

или, учитывая (1) получим

$$\alpha_{t'} \Delta t' = \gamma \alpha_t \Delta t.$$

Отсюда найдем, что при заданном α_t распределение приращений температуры в теле A' должно подчиниться условию

$$\Delta t' = \gamma \frac{\alpha_t}{\alpha_{t'}} \Delta t. \quad (2)$$

При этом условии обеспечивается подобие состояний тел A и A' причем напряжения σ и σ' по-прежнему будут связаны соотношением

$$\sigma' = \beta \sigma. \quad (3)$$

Для обеспечения подобия в распределении напряжений от отно-

сительных усадочных деформаций ε_{ys} и ε_{γ} необходимо, чтобы они также подчинялись условию

$$\varepsilon_{ys} = \gamma \varepsilon_{\gamma}. \quad (4)$$

2. Составные подобные тела

Пусть два различных тела A и B имеют общую поверхность соприкосновения Σ_0 и находятся в равновесии под действием приложенных к ним внешних сил. При отсутствии сил трения, взаимодействие обоих тел A и B выразится распределенными нормальными напряжениями p по поверхности контакта Σ_0 . Если имеет место трение между соприкасающимися поверхностями, то по ним дополнительно возникнут тангенциальные напряжения τ , в общем случае являющиеся некоторой функцией нормального напряжения, т. е. $\tau = f(p)$ [2, 3]. При законе Кулона $f(p) = k$ есть постоянное число. Мы можем, наконец, допустить, что оба тела A и B связаны по их общей границе Σ_0 . Если устранить связи между обоими телами A и B , то по поверхности Σ_0 обоих тел должны быть также определенным образом распределены нормальные и тангенциальные напряжения p и τ в общем случае изменяющиеся во времени по некоторому закону.

Преобразуем тело A в подобное тело A' при заданных масштабных множителях $\alpha, \beta, \gamma, \tau$ и при соблюдении условий теоремы 1 и ее следствий (1, 2, 3, 4). Осуществим аналогичное же преобразование тела B в тело B' при соблюдении тех же значений масштабных множителей. Тогда во всех сходственных точках обоих тел A' и B' включая и Σ' должны быть приложены нормальные и тангенциальные напряжения $p' = \beta p$ и $\tau' = \gamma \tau$, при чем, при трении, $\tau'/\beta = f(p'/\beta)$.*

Смещения точек поверхностей Σ' обоих тел A' и B' отличаются от смещений сходственных точек поверхностей Σ_0 в $\alpha\gamma$ раз. Отсюда следует, что в процессе деформаций тел A' и B' их поверхности Σ' деформируются таким образом, что они постоянно должны соприкасаться между собой, поскольку такое же условие имеет место для поверхностей Σ_0 тел A и B . Следовательно, A и B можем рассматривать как некоторое тело C , а тела A' и B' как тело C' подобное телу C . Из изложенного вытекает, что на тела C и C' распространяется теорема 1 и ее следствия. Мы можем условно записать наш вывод, используя символику алгебры

$$A + B = C,$$

$$A' + B' = C'.$$

Вывод этот распространяется и на систему тел $A_1, A_2, \dots, A_n$, имеющих между собой общие границы, вдоль которых они взаимодействуют указанными выше способами. Таким образом, в общем случае, мы можем рассмотреть составные подобные тела

* В частности при законе Кулона $k' = k$.

$$A_1 + A_2 + \dots + A_i + \dots = C,$$

$$A'_1 + A'_2 + \dots + A'_i + \dots = C'.$$

при одинаковых, конечно, масштабных множителях для всех тел A_i . Отметим, что в сообщении 1 нами было дано такое определение подобных тел, что под ними можно подразумевать и составные тела. Здесь мы лишь сняли ограничение, наложенное нами на подобные тела, заключающееся в требовании непрерывности изменения механических свойств с изменением координат, для возможности доказательства теоремы 1 по избранному нами пути. В частности, отсюда вытекает, что составные подобные тела могут включать в себе шарнирные, болтовые, нагельные, заклепочные, шпильчатые и другие соединения. Для составных подобных систем подобие их состояний полностью обеспечивается условиями теоремы 1 и ее следствиями (1, 2, 3, 4). Легко это иллюстрировать непосредственно на существующих теориях (см. напр. [4]).

Здесь мы рассмотрим частный пример подобия составного стержня. Пусть тело A представляет собою стержень кольцевого сечения с внутренним радиусом R_1 , наружным радиусом R_2 , причем упругие постоянные его E_1 и ν_1 . В этот стержень вставлен круговой стержень с упругими постоянными E_2 и ν_2 . Таким образом стержень состоит из материалов с различными модулями Юнга E_i и различными коэффициентами Пуассона ν_i . Положим, что этот стержень растянут вдоль своей оси симметрии, принимаемой за ось z , продольными напряжениями α_i , тогда имеем [5]:

$$\alpha_i = \frac{PE_i}{S_E + K_{33}} \quad (i = 1, 2), \quad (7)$$

$$S_E = \pi [R_1^2 E_1 + (R_2^2 - R_1^2) E_2], \quad (8)$$

$$K_{33} = \frac{4\pi (\nu_1 - \nu_2)^2 (R_2^2 - R_1^2) R_1^2}{(\alpha_1 - \beta_1) (R_2^2 - R_1^2) + (\alpha_2 - \beta_2) R_1^2 + 2\nu_2 R_2^2}, \quad (9)$$

где

$$\alpha_1 - \beta_1 = \frac{2(1 + \nu_1)(1 - 2\nu_1)}{E_1}; \quad (10)$$

$$\alpha_2 - \beta_2 = \frac{2(1 + \nu_2)(1 - 2\nu_2)}{E_2}; \quad (11)$$

$$\beta_2 = \frac{1 + \nu_2}{E_2}. \quad (12)$$

P — осевая сила.

Смещения отдельных точек вдоль оси z и вдоль осей x и y перпендикулярных этой оси равны:

$$u_i = - \frac{v_i x P}{S_E + K_{33}}, \quad v_i = - \frac{v_i y P}{S_E + K_{33}}, \quad w = \frac{P \cdot z}{S_E + K_{33}} \quad (13)$$

При преобразованиях подобия имеем

$$P' = \alpha^2 \beta P, \quad E'_i = \frac{\beta}{\gamma} E_i, \quad v'_i = v_i, \quad x' = \alpha x, \quad y' = \alpha y, \\ z' = \alpha z, \quad R'_1 = \alpha R_1, \quad R'_2 = \alpha R_2. \quad (14)$$

Из (8) следует, что

$$S'_E = \frac{\alpha^2 \beta}{\gamma} S_E, \quad K'_{33} = \frac{\alpha^2 \beta}{\gamma} K_{33}. \quad (15)$$

Из (7) следует, что

$$z'_i = z_i \cdot \frac{(\alpha^2 \beta) \left(\frac{\beta}{\gamma} \right)}{\alpha^2 \left(\frac{\beta}{\gamma} \right)} = \beta z_i. \quad (16)$$

Из (13), например, для u_i следует

$$u'_i = u_i \frac{(\alpha) \cdot (\alpha^2 \beta)}{\alpha^2 \beta} = \alpha \gamma u_i, \quad (17)$$

что находится в полном соответствии с изложенным выше выводом.

3. Контактная задача для подобных тел

Случай контакта тел A и B по общей совмещающейся границе Σ_0 был только что рассмотрен. Здесь разбираем случай, когда тела соприкасаются в отдельных точках или по очень малым площадкам, в результате чего по мере возрастания сил взаимодействия площадка контакта *возрастет*. Таким образом размеры площадок контакта и распределение напряжений по этим площадкам находятся в зависимости от действующих на тела A и B сил. При преобразовании тел A и B в подобные тела A' и B' мы должны потребовать, чтобы площадки контакта были бы подобны в сходственные моменты времени t и $t' = \gamma t$ и при сходственных силах. Сохранение геометрического подобия между телами A и B с одной стороны, и A' и B' с другой стороны, в процессе деформации, возможно лишь при условии $\gamma = 1$ (следствие 8 теоремы 1). Преобразуя теперь тела A и B в тела A' и B' вместе с их нагрузками при заданных α, β, γ и повторяя те же рассуждения, что и в пункте 2 о распределении напряжений и перемещений в зоне контакта, мы придем к выводу о возможности обеспечения подобия состояний обоих тел при условии $\gamma = 1$ и соблюдении теоремы 1 и ее следствий (1, 2, 3, 4)¹.

¹ Исследование показывает, что при соблюдении некоторого специального условия в зоне контакта, ограничение $\gamma = 1$ можно снять.

Здесь мы не останавливаемся на вопросе о возможности дополнительного влияния микроструктуры поверхностей в зоне контакта на распределение напряжений [6]. Отметим лишь, что подобие состояний можно обеспечить и в этом случае при требовании, чтобы микрошероховатость тел A' и B' отличалась также в β раз от микрошероховатостей тел A и B в зоне контакта.

Как следует из предыдущего пункта, при наличии одинакового коэффициента трения между подобными парами тел (A, B) и (A', B') , подобие состояний не нарушается.

Пример. Пусть два сферических тела, радиусы коих R_1 и R_2 , и упругие постоянные соответственно E_1, ν_1 и E_2, ν_2 прижимаются друг к другу силой P нормальной к поверхности их соприкосновения. Относительное сближение обоих тел обозначим через δ , а радиус площадки контакта, ограниченной в данном случае кругом, обозначим через a . Тогда имеем [7]

$$a = \sqrt[3]{\frac{3\pi}{4} \frac{P (k_1 + k_2) R_1 R_2}{R_1 + R_2}}, \quad (18)$$

$$\delta = \sqrt[3]{\frac{9\pi^2}{16} \frac{P^2 (k_1 + k_2)^2 (R_1 + R_2)}{R_1 R_2}}, \quad (19)$$

где $k_1 = \frac{1-\nu_1^2}{\pi E_1}, \quad k_2 = \frac{1-\nu_2^2}{\pi E_2}. \quad (20)$

Наибольшее давление p_0 , имеющее место в центре контакта, равно

$$p_0 = \frac{3P}{2\pi a^2}. \quad (21)$$

Рассмотрим теперь два сферических тела радиусы коих $R'_1 = \alpha R_1$ и $R'_2 = \alpha R_2$ и упругие постоянные соответственно $E'_1 = \beta E_1, \nu'_1 = \nu_1$.

Пусть оба тела прижимаются друг к другу силой $P' = \alpha^2 \beta P$.

Легко установить, что

$$k'_1 = \frac{k_1}{\beta}, \quad k'_2 = \frac{k_2}{\beta}, \quad (22)$$

$$a' = a \sqrt[3]{\frac{(\alpha^2 \beta) \cdot \left(\frac{1}{\beta}\right) \cdot \alpha^2}{\alpha}} = \alpha a, \quad (23)$$

$$\delta' = \delta \sqrt[3]{\frac{(\alpha^2 \beta)^2 \cdot \left(\frac{1}{\beta}\right)^2 \cdot \alpha}{\alpha^2}} = \alpha \delta, \quad (24)$$

$$\text{и } p'_0 = \frac{3P'}{2\pi a'^2} = \beta p_0. \quad (25)$$

Полученные результаты находятся в соответствии с изложенным выше.

4. Теорема 2 (об устойчивости подобных тел)

Пусть тело A при некотором значении внешних распределенных сил напряженностью $\sigma_{кр}$ вышло из состояния устойчивого равновесия и приняло новую конфигурацию, отвечающую новой форме равновесия, для возможности уравнивания внешних сил силами внутренними. Мы видим на основании следствия 8 теоремы 1, что для обеспечения подобия состояний тел A и A' в данном случае необходимо, чтобы они и в деформированном состоянии сохраняли геометрическое подобие, т. е. должно быть поставлено требование о равенстве масштабного множителя для деформаций единице ($\gamma = 1$). Если теперь тело A , принявшее новую конфигурацию, расчленим на элементы и эти элементы преобразовать при некоторых значениях α, β, γ при $\gamma = 1$ и преобразованные элементы собрать в том же порядке, то получим тело A' , геометрически подобное телу A и находящееся под действием внешних распределенных сил напряженностью $\sigma' = \beta \sigma_{кр}$. Покажем, что нагрузка σ' является критической для тела A' , т. е. $\sigma_{кр} = \sigma'$. Известно, что критическое состояние характеризуется равенством работы внешних сил приращению энергии деформации при переходе в новую форму равновесия.

Из следствия 9 теоремы 1 вытекает, что работы внешних и внутренних сил для тела A' отличаются в $\alpha^3 \beta$ раз по сравнению с телом A . Следовательно энергетический критерий устойчивости имеет место и для тела A' . Поэтому действительно должно быть $\sigma_{кр} = \beta \sigma_{кр}$.

Итак, если на тело A действуют внешние силы $\sigma_{кр}, q_{кр}, P_{кр}$ и $M_{кр}$, вызвавшие его критическое состояние, то тело A' на основании следствий теоремы 1 также будет в критическом состоянии при

$$\begin{aligned}\sigma_{кр} &= \beta \sigma_{кр}, \quad q_{кр} = \alpha \beta q_{кр}, \\ P_{кр} &= \alpha^3 \beta P_{кр}, \quad M_{кр} = \alpha^3 \beta M_{кр}.\end{aligned}\quad (26)$$

Пример. Для бруса A постоянного сечения с шарнирно-закрепленными концами имеем:

$$P_{кр} = \frac{\pi^2 EI}{l^2}.\quad (27)$$

Тогда для бруса A' получим:

$$P_{кр} = \frac{\pi^2 E' J'}{l'^2},$$

где $E' = \beta E$, $J' = \alpha^4 J$, $l' = \alpha l$.

Подставляя эти значения в формулу (27) получим:

$$P_{кр} = \alpha^2 \beta P_{кр},\quad (28)$$

что находится в соответствии с доказанным выше.

Изложенный здесь критерий устойчивости годен для любых подобных тел при $\gamma = 1$ (при любых соотношениях между деформациями и напряжениями, при ползучести и старении) т. е. обладает большой

общностью. Для некоторых частных случаев этот критерий известен [8, 9]*.

5. Теорема 3 (о трещинообразовании в подобных телах)

Рассмотрим два подобных хрупких тела A и A' при некоторых значениях α , β , γ и τ и несущих распределенные нагрузки Q и Q' в соответствии с условиями теоремы 1 и ее следствий.

Если в теле A в какой-либо точке при данном напряженном состоянии предел прочности материала равен R_n , при котором начинается разрушение в этой точке, то в сходственной точке тела A' при подобном напряженном состоянии $\sigma' = \beta\sigma$ предел прочности материала равен $R'_n = \beta R_n$.

Пусть теперь нагрузка Q постепенно возрастает и при достижении ею значения $Q = Q_1$ в некоторой точке тела A достигнуто предельное напряженное состояние R_n . При постепенном росте нагрузки Q' , приложенной к телу A' и достижении ею значения $Q' = Q_1 - \beta Q_1$ в сходственной точке a' также будет достигнуто предельное напряженное состояние $R'_n = \beta R_n$. Теперь, при дальнейшем приращении нагрузок на величины соответственно $\Delta Q'$ и $\Delta Q_1 = \beta \Delta Q_1$, где ΔQ_1 очень малая величина, возможны два случая. Первый случай заключается в том, что тело A разрушается полностью. В этом случае должно полностью разрушиться и тело A' в силу однозначного их соответствия. В этом можно убедиться также доказательством от противного, которое мы применяли выше.

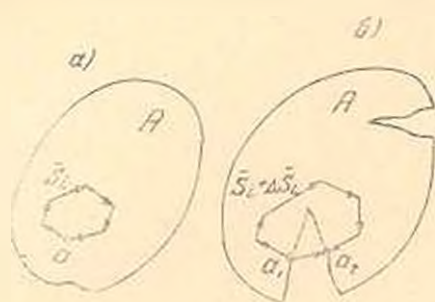
Рассмотрим теперь второй случай. Пусть тело A при нагрузке $Q_1 + \Delta Q_1$ дало трещину, проходящую через точку a в каком-либо направлении и заканчивающуюся в точке b . Тогда и тело A' при нагрузке $Q_1 + \Delta Q_1$ даст трещину, проходящую через сходственную точку a' в сходственном направлении и которая должна заканчиваться в точке b' в силу все той же однозначности соответствий тел A и A' .

Давая дальнейшие приращения нагрузок ΔQ_2 , ΔQ_3 ,... на тело A и соответственно $\Delta Q'_2 = \beta \Delta Q_2$, $\Delta Q'_3 = \beta \Delta Q_3$ на тело A' , мы убедимся, что трещины в телах A и A' должны расположиться подобным образом.

Установим теперь соответствия в ширинах раскрытия трещины в телах A и A' . Пусть какая-либо точка a тела A , лежащая на пути прохождения трещины раскололась на точки a_1 и a_2 , оставшиеся на противоположных берегах трещины (фиг. 1а и 1б).

Проведем через точку a замкнутую ломаную линию, состоящую из малых направленных отрезков s_i , расположенную таким образом, что она пересекает только одну трещину (ср. фиг. 1а, б). Фиг. 1а, представляет тело, к началу загрузки; фиг. 1б представляет тело, которое было загружено и в ней появились трещины. В состоянии (а) очевидно, что

* В силу однозначности соответствий между телами A и A' при $\tau = 1$, к условию (26) приводят и другие критерии устойчивости.



Фиг. 1.

$$\sum s_i = 0. \quad (29)$$

После приложения нагрузки, раз-
 ятия деформации и возникновения
 трещины, каждый элементарный
 направленный отрезок s_i получил
 приращение Δs_i . В силу возникно-
 вения трещины, теперь геометри-
 ческая сумма новых векторов $s_i +$
 Δs_i должна быть равна

$$\sum (s_i + \Delta s_i) = \overline{a_1 a_2}. \quad (30)$$

Имея ввиду (29) получим

$$\sum \Delta s_i = \overline{a_1 a_2}. \quad (31)$$

Проведем теперь сходственную ломаную со сторонами

$$\overline{s_i} = x \overline{s_i} \quad (32)$$

в теле A' . После деформаций и возникновения трещины в теле A' , в
 соответствии с теоремой 1, приращения векторов $\overline{s_i}$ будут равны

$$\Delta \overline{s_i} = x \gamma \Delta s_i. \quad (33)$$

Геометрическая сумма векторов $\overline{s_i} + \Delta \overline{s_i}$ должна равняться ши-
 рине раскрытия трещины в сходственной точке a' равная $\overline{a'_1 a'_2}$. Таким
 образом

$$\sum (\overline{s_i} + \Delta \overline{s_i}) = \overline{a'_1 a'_2}.$$

Учитывая (29), (31), (32) и (33) получим, что

$$\overline{a'_1 a'_2} = x \gamma \overline{a_1 a_2}. \quad (34)$$

Итак, мы доказали следующую теорему: при выполнении ус-
 ловий теоремы 1 и ее следствий (1, 2, 3, 4), трещины в подобных
 телах располагаются подобно, причем ширины раскрытия трещин
 в теле A' отличаются от ширины раскрытия трещин в теле A
 в $x \gamma$ раз.

Пример. В качестве примера приведем результаты теории тре-
 щинообразования у железобетонных балок, данную В. М. Мурашо-
 вым [10, 11].

Пусть тело A представляет железобетонную балку. Тогда рас-
 стояние $l_{тр}$ между ближайшими трещинами определяется по формуле

$$l_{тр} = \tau_{тр} n_p \frac{d}{4} \frac{R_p}{\sigma_{тсн}} \quad (35)$$

Здесь

$$\tau_{тр} = \frac{W_{тр}}{W_A n_p} - 1, n_p = \frac{E_s}{E_b (1 - \epsilon_p)},$$

$$W'_{1p} = \frac{M_{1p}}{\sigma_{1p}}, \quad W_2 = \frac{M_2}{\sigma_2}. \quad (36)$$

M_{1p} — момент внутренних (или внешних) сил относительно моментной точки, расположенной в сжатой зоне сечения;

M_2 — то же, после появления трещин;

σ_{1p} — напряжение в крайнем волокне растянутой зоны бетона;

σ_2 — напряжение в растянутой арматуре;

E_2 — модуль упругости арматуры;

E_b — модуль упругости бетона;

$\mu_p = \frac{\epsilon_{1p}}{\epsilon_b}$ — коэффициент пластичности при растяжении;

R_p — предел прочности бетона при растяжении;

$\tau_{сн}$ — предел прочности сцепления арматуры с бетоном;

ω — коэффициент полноты эпюры сцепления.

Для балки A' соответственно имеем

$$l_{1p} = \varphi_{1p} n_p \frac{d'}{4} \frac{R_p}{\tau_{сн}}, \quad (37)$$

где $\varphi_{1p} = \frac{W'_{1p}}{W_2 n_p} - 1 = \varphi_{1p}$.

$$n_p = n_b, \quad \omega' = \omega, \quad (38)$$

$$W'_{1p} = \alpha^3 W_{1p}, \quad \tau_{сн}' = \beta \tau_{сн},$$

$$W_2' = \alpha^3 W_2, \quad R_p' = \beta R_p,$$

$$d' = \alpha d.$$

Подставляя все эти значения в (37), найдем

$$l_{1p}' = \alpha l_{1p}, \quad (39)$$

т. е. действительно имеет место подобие в расположении трещин в балках A и A' .

Ширина раскрытия трещины для балки A определяется формулой

$$a_{1p} = \psi_{1p} \frac{\sigma_2}{E_s} l_{1p}, \quad (40)$$

где

$$\psi_{1p} = \left(\psi - \omega_1 \sigma_2 \frac{\sigma_p}{\sigma_2} \right), \quad (41)$$

$$\psi = \frac{\epsilon_{2p}}{\epsilon_s}, \quad (42)$$

ϵ_{2p} — средняя деформация арматуры.

ϵ_s — деформация арматуры.

Ширина раскрытия трещины для балки A' определяется формулой

$$a_{1p}' = \psi_{1p}' \frac{\sigma_2'}{E_s'} l_{1p}', \quad (43)$$

где

$$\varphi_{тр} = \varphi_{тр}, \quad \sigma_a = \beta \sigma_a, \quad E_a = \frac{\beta}{\alpha} E_a, \quad l_{тр} = \alpha l_{тр}. \quad (44)$$

Подставляя эти значения в (43) получим

$$a_{тр} = \alpha \gamma a_{тр}. \quad (45)$$

что находится в соответствии с доказанной теоремой.

6. Подобие предельных состояний

Изложенное выше дает основание заключить, что для подобных тел, при статическом нагружении по любому закону, удается обеспечить подобие предельных состояний по несущей способности, по деформации и по трещинообразованию (12, 13). Для этого необходимо, в конечном итоге, соблюсти условия основной теоремы и ее следствий (1, 2, 3, 4) при дополнительном требовании $\gamma = 1$ в случае рассмотрения контактной задачи или задачи об устойчивости.

Практическая реализация такой возможности приведет к тем лучшим результатам, чем точнее соотношение между оригиналом и моделью будет приближаться к соотношению между подобными телами в соответствии с их определением.

Как правило, требуется преодоление больших трудностей в технологии изготовления моделей и в технике экспериментирования для достижения удовлетворительных результатов, т. е. получения возможности достаточно точного переноса с языка модели на язык оригинала.

Нам представляется естественным следующий путь. Вначале надо добиться достаточно точного подобия между отдельными элементами оригинала и модели, а потом уже строить модель любой сложности.

Например, если путем подходящего подбора материала и технологии сможем изготовить модель кладки, достаточно точно отображающую прочностные и деформативные свойства натуральной кладки, в смысле осуществления подобия твердых тел, то с помощью этой модели кладки можем построить модель сооружения любой сложности (напр. здания), испытание которого даст достаточно удовлетворительную информацию о поведении соответствующего сооружения и натуре.

Следует также иметь ввиду трудности моделирования сил тяжести. Наиболее совершенный путь — это исследование моделей на центрифуге (14, 15).

Можно, однако, в ряде случаев осуществлять приближенное моделирование объемных сил, достаточно точное для практики. Затронутые здесь вопросы требуют специального изучения и мы к ним вернемся.

7. Дополнительное замечание

Анализ размерностей применительно к задачам механики приводит к требованию о независимости трех механических величин. За таковые, например, применительно к твердым телам мы можем принять длину, напряжение и время. Все остальные механические величины можно выразить через эти три величины. Им отвечают множители подобия α , β и γ . Применение нашего способа анализа подобия состояний привело к возможности получения четвертой независимой величины — относительной деформации, которой мы приписали независимый множитель подобия γ . Таким образом мы пришли к четырем независимым множителям подобия, что допускает к рассмотрению более широкую область подобия состояний механических систем. Некоторая дополнительная свобода сохраняется для тел в пределах закона Гука, даже при $\beta = \gamma$, т. е. когда $E' = E$. Действительно, при этом мы имеем тривиальный случай $\varepsilon' = \beta\varepsilon$, $\varepsilon' = \beta\varepsilon$, когда прямолинейная зависимость между ε и σ аффинно преобразуется сама на себя при множителе β . Поскольку относительная деформация ε является величиной отнесенной, то согласно требованию II-теоремы [16], она должна быть одинаковой для всех подобных тел, т. е. $\gamma = 1$. Расхождение между нашими результатами и II-теоремой находит свое простое объяснение.

Большое количество задач о твердых телах позволяет ограничиваться рассмотрением малых перемещений, при которых изменение конфигурации тела не имеет значения. В этих случаях можно ввести два различных множителя подобия для размеров тела и для его перемещений, *несмотря на их одинаковую размерность*. При принятой нами системе обозначений эти множители подобия суть α и $\alpha\gamma$. В тех случаях, когда имеет значение для описания состояний твердых тел изменение их конфигурации в процессе деформаций, как это, например, имело место при разборе вопроса о точечном контакте тел или устойчивости, то мы бывали вынуждены принимать $\gamma = 1$, что равносильно требованию сохранения геометрического подобия тел в процессе деформации. При соблюдении этого условия мы уже не выходим за пределы II-теоремы.

В последующем сообщении предполагаем подробнее остановиться на ряде моментов, связанных с подобием состояний твердых тел, протекающих во времени.

Институт стройматериалов и сооружений
Министерства строительства Армянской ССР.

Поступило 11.XI.1957.

Ա. Գ. ԿԱԼԵԱՐՈՎ

ՊԵՏԼՈՒԹՅԱՆ ՄԱՐԿԱՆԵՐԻ ՄԵՆԱԽԱՆԴԱՆՆԵՐԻ ԿՈՄԻՏԵՍԵՆ ԵՎ ՇՈՒՆԱԲԱՐԱԿԱՆ
ԿՈՆՍԵՐՎԱՏԻՎԱՆԵՐԻ ՈՒ ԿԱՌՈՒԹՎԱԾՔՆԵՐԻ ՍԵՅՄԱՐԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ
ՄԵՋ ՆՐԱ ԿՈՐԱՌՄԱՆ ՍԱՍՆՆԵՐԸ

Երկրային նապարկազարդում

Ա մ փ ո փ ո մ

Այս թեմային վերաբերող առաջին հաղորդագրությունն մեզ բերված էին՝
դիմաց մարմինների նմանությունը սահմանումը, նմանության վերաբերյալ հիմ-
նական թեորեմը, վերջինիցս բխող մի քանի հետևություններ, ինչպես և շա-
րադրված նյութը պարզաբանող օրինակներ:

Սույն աշխատանքը, հանդիսանալով առաջին հաղորդագրության շարու-
նակությունը, իր մեջ չոչտույս է նման մարմիններին վերաբերող մի քանի
ալլ խնդիրներ:

Ջերմային և կծկումային լարվածությունները նման մարմիններում:
Որպեսզի A և A' մարմինների համար տրված օբյեկտին պայմաններում
նմանության վրձնակը պահպանվի, ապա տվյալ մարմինների հարաբերական
դեֆորմացիաները պետք է բավարարեն (1) բանաձևին: Այդ դեպքում լար-
վածությունները կապված կլինեն (3) հարաբերությամբ, իսկ լարվածության
բաշխումը կվերաբերի պայմանից ելնելով պետք է բավարարի (4) բանա-
ձևին:

Բաղակցված նման մարմիններ: Դիտված են A ու B և A' ու B' իրար
նման բաղակցված մարմինները իրենց համապատասխան Σ_0 և Σ'_0 հպման
մակերևույթներով, մի դեպքում էր ալլ բաղակցված մարմնի մեջ նրանց
բաղակցման մակերևույթում շփում գոյություն ունի, մյուս դեպքում՝ էր
միայն սովա է նորմալ լարվածությունը:

Վերախոսելով A մարմնը A' նման մարմնի, նախապես տրված α , β ,
 γ , τ մասշտաբային մեծություններով և նույնությամբ վարվելով B և B'
մարմինների նկատմամբ, պաշտպանելով առաջին թեորեմի պայմանները կա-
րելի է ցույց տալ, որ A ու B և A' ու B' բաղակցված մարմինները կարող
են լինել իրար նման մարմիններ՝ հիմքում ունենալով (5) համապատասխանը:
Այս դրույթը կարելի է տարածել և անպիսի մարմինների վրա, որոնք
բաղակցված են մի քանի մարմիններից (սկսելով բանաձևից), բայց որոնք բա-
ղակցումը իրականացվում է տարբեր եղանակներով՝ շարժվելով, հեղուկա-
լին, երիթալին, պատվին և այլն: Բերված մասնավոր օրինակի վրա պարզա-
բանված է ներկա դրույթի խոսքը:

Կոնտակտային ինդիլյը նման մարմինների համար: Այս խնդիրը նա-
խորդից տարբերվում է նրանով, որ մարմինների կոնտակտները՝ հարման մա-
կերևաները վերցվում են կամ որպես կետային հոլում, կամ էլ որպես շախա-
զանց փոքր մակերևույթներով հարմ: Սակայն կրկնելով նույն դասողությունը
ինչ որ նախորդ պարագրաֆում է, մենք կհասնենք այն բանին, որ (A, B)
և (A', B') նման մարմինների մեջ կարող ենք սահմանել միասնական վիճակներ:
Այստեղ, իհարկե, կոնտակտի գոնալում միկրոտարուկատային հնարավոր ազդե-

ցութխանք լարվածություն լուսնման վրա չի գիտված: Սակայն այդ հանդա-
մանքը իրենից տառնձին ընդհանրություն չի ներկայացնում և այն հարելի է
հաշվի առնել, ընդունելով, որ A և B մարմինների մոտ միկրոստրուկտու-
րությունները տարբերվում են A և B մարմինների մոտ հղածից անդամ:

Գարադրաֆի վերջում բերված է երկու գնդային մարմինների իրար
հպման գեպի վերլուծությունը:

Արկյորդ բերեմք (նման մարմինների կայունության մասին): Թող A
մարմինը ինչ որ $z_{\text{ար}}$ լարվածության զեպում ենթարկվի է գեֆորմա-
ցիայի և դուրս է եկել կալուն համասարակչություն միճակից, բնդու-
նելով նոր ձև, այստաքին ուժերին համասարակչություն համար: Այդ գեպ-
քում առաջին թևորմի S հետևությունն իման վրա A և A' մարմինների
համեմությունն ապահովման համար պետք է վերջիններս գեֆորմացիայի են-
թարկված միճակում պահպանեն իրենց երկրաչափական համեմությունը:

Ընդունելով $z = z_{\text{ար}}$ ապացուցվում է, որ z բնականությունը A'
մարմնի համար կրիտիկական է: Առաջին թևորմի 9 հետևությունից
երևում է, որ A' մարմնի համար ներքին և արտաքին ուժերի կոտորած
աշխատանքը A մարմնի նույնանման աշխատանքից տարբերվում և $z_{\text{ար}}$ ան-
դամ: Հետևաբար, կալունություն էներգիայի կալուն չափանիշը տեղի ունի և
 A' մարմնի համար, որի գեպքում պետք է լինի $z_{\text{ար}} = z_{\text{ար}}$ համասարակչություն:

Ահետհետև ցույց է տրված, որ եթե A մարմնի վրա ազդող $z_{\text{ար}}$ վար-
քեր, $M_{\text{ար}}$ մեծությունները տվյալ մարմնին բերում են կրիտիկական դրու-
թյան, ապա A' մարմինը կալունի նույն միճակի: Եթե բաժանարարին (26) հա-
մասարակչությունները:

Վերջում բերված է ձողի կրիտիկական թևի սույն հաշվման օրինակը:

Արկյորդ բերեմք (նման մարմիններում հաքառաջացման մասին): Եթե
 A մարմնի մի որեէ l կետում տվյալ լարվածային միճակի նյութի տմրություն
սահմանը R_0 է, որի գեպքում այդ կետում սկսվում է քաշքայումը, ապա A'
մարմնի նույնանման l կետում նման $z = z_{\text{ար}}$ լարվածային միճակում նյութի
տմրություն սահմանը համասար է $R'_0 = zR_0$: Եթե A և A' մարմինների վրա
համասարատեսակնայությամբ բնականությունները մեծացնենք Q_1 -ից Q_2 և Q' -ից
 $Q'_2 = zQ_2$, ապա հարաբեր է երկու գեպք՝ կամ երկու մարմինների նման կե-
տերում տեղի կունենա քաշքայում, կամ կառաջանան ճաքեր: Ըստ որում ճաքը
 A մարմնում կտարածվի l կետից մինչև l , իսկ A' մարմնում՝ l' -ից l' : Բնա-
նրվածություն հասագա ափեպցումը կնպաստի ճաքերի բացման մեծացմանը:

Վճարդի 10 և 11 բերված կատուցման միջոցով ապացուցվում է առաջ
քաշված թևերին, ոչն է՝ առաջին թևորմի պայմանների և նրա $1, 2, 3, 4$
հետևությունների պահպանման գեպքում նման մարմիններում ճաքերը տա-
րածվում են նույնաբար, ըստ պրոմ A մարմնում ճաքերի բացման լայնքը
տարբերվում է A մարմնի ճաքերի բացման լայնքից z ՝ անդամ:

Այս թևորմի կապակցությունը օրինակ է բերված երկաթեղանային հե-
ծաններում առաջադրող ճաքերի $1, 11$ Մարաշոյի տեսության արդյունքներից:

Սահմանային վիճակի նմանությունը: Խախտողում շարադրվածք թույլ
է ապալա կատարելու հետևյալ եզրակացությունը. նման մարմինների համար,
ստաակիկալուն եղանակով պակկացած բնականորման գեպքում հնարավոր է
լինում ապահովել սահմանային վիճակների նմանությունը ըստ կրողակա-
նության, ըստ գեֆորմացիայի և ճաքառաջացման: Դրա համար անհրաժեշտ

է պահպանել հիմնական թևորեմի և նրա (1, 2, 3, 4) հետևանքների պայմանները մի լրացուցիչ պահանջով, այն է՝ կոնտակտային խնդիրները կամ կայունության խնդիրները ղխակիս պեսը և ընդունել $\gamma = 2$:

Այս խնդիրների իրադրմամբ կապված է բազմաանիմ մեծ դժվարությունների հաղթահարման հետ, հատկապես մոդելների պատրաստման տեխնոլոգիայի և պրանց փորձարկման ապարեզում: Ընդամենը, որքան մոդելի և օբիեկտայի հարաբերություններ մոտենում է նման մարմինների միջև եղած հարաբերությունը, այնքան սառցված արդյունքները հաջող են լինելու:

ЛИТЕРАТУРА

1. Назаров А. Г. Известия АН АрмССР, том X, вып. 5, 1957.
2. Трение и граничная связька, Сб. статей под ред. проф. Н. В. Краченко. Изд. иностр. лит., М., 1953.
3. Краченко Н. В., Шедров В. С. Развитие науки о трении (сухое трение). Изд. АН СССР, М., 1956.
4. Ржаницын А. Р. Теория составных стержней строительных конструкций, Стройиздат, М., 1948.
5. Мусхелишвили Н. И. Некоторые основные задачи математической теории упругости. Изд. четвертое, АН СССР, М., 1954.
6. Штаерман И. Я. Контактная задача теории упругости, Гостехиздат, М.—Л., 1949.
7. Тимошенко С. П. Теория упругости. ОНТИ, ГТТИ, 1934.
8. Габинювич И. М. Курс строительной механики, часть II, Гос. изд. лит. по строит. и archit. М., 1954.
9. Штаерман И. Я. Вестник инженеров и техников, 1938, № 9.
10. Муратов Е. И. Трещиноустойчивость, жесткость и прочность железобетона. Маш.-строиниздат, 1950.
11. Сахновский К. В. Железобетонные конструкции, мол. 7-ое. Гос. изд. лит. по строит. и archit., М.—Л., 1951.
12. Расчет строительных конструкций по предельным состояниям. Под ред. В. М. Келдыша, Гос. изд. строит. литер., М.—Л., 1951.
13. Строительные нормы и правила, часть II, Гос. изд. лит. по Строит. и archit. М., 1954.
14. Давиденков Н. Н. ЖТФ, № 1, 1933.
15. Покровский Г. И. Центробежное моделирование, ОНТИ, 1935.
16. Седов А. И. Методы подобия и размерности в механике. Изд. третье, Гос. изд. техн.-теорет. лит. М., 1951.

В. Г. МИКАЕЛЯН, Г. А. АМБАРՍՄՅԱՆ

О КОЭФФИЦИЕНТАХ РАСХОДА ПРИ ИСТЕЧЕНИИ
ИЗ-ПОД ПЛОСКИХ ШИТОВ, ПЕРЕКРЫВАЮЩИХ
КОРОТКИЕ ТРУБЫ

В ирригационной практике большое значение имеет правильное определение величины расхода воды при истечении из-под шита, перекрывающего напорные водоводы при различных степенях открытия шита. В частности этот вопрос является актуальным при определении расхода воды, подаваемого потребителям через автомат—водовыпуск системы Арм. НИИГиМ-1 [1]. Имеющиеся исследования в основном относятся к случаям истечения по трубе без регулирующего шита. Вопросы изменения величины коэффициента расхода, в зависимости от изменения отношения сторон входного сечения [5], создания условий обеспечивающих плавное изменение величины коэффициента расхода, в зависимости от степени открытия шита и т. д., еще окончательно не решены. Задачей данной работы является уточнение существующих зависимостей для определения величины коэффициента расхода в зависимости от степени открытия регулирующего шита, а также разработка способа обеспечивающего плавное изменение величины коэффициента расхода в зависимости от степени открытия шита при истечении в атмосферу.

Для определения величины расхода воды при истечении из-под шита, необходимо определить величину потерь, возникающих из-за сопротивления шита, пазов, расширения и сужения потока в системе водовыпуска и т. д.

Коэффициент расхода такой системы выражается зависимостью

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{\xi_{\text{шт}} + \xi_{\text{п}}}} \quad (1)$$

где $\xi_{\text{шт}}$ — сумма коэффициентов сопротивления (кроме шита), которую можно принять постоянной для данного водовода;

$\xi_{\text{п}}$ — коэффициент сопротивления шита, пазов и управляющих механизмов, который изменяется с изменением степени открытия шита.

Следовательно, величина $\mu_{\text{сист.}}$ изменяется с изменением коэффициента сопротивления $\xi_{\text{шт}}$ шита, в зависимости от степени открытия шита.



Определение величины коэффициента сопротивления щита имеет вековую давность, вместе с тем все еще отсутствуют систематические исследования и рекомендации по данному вопросу.

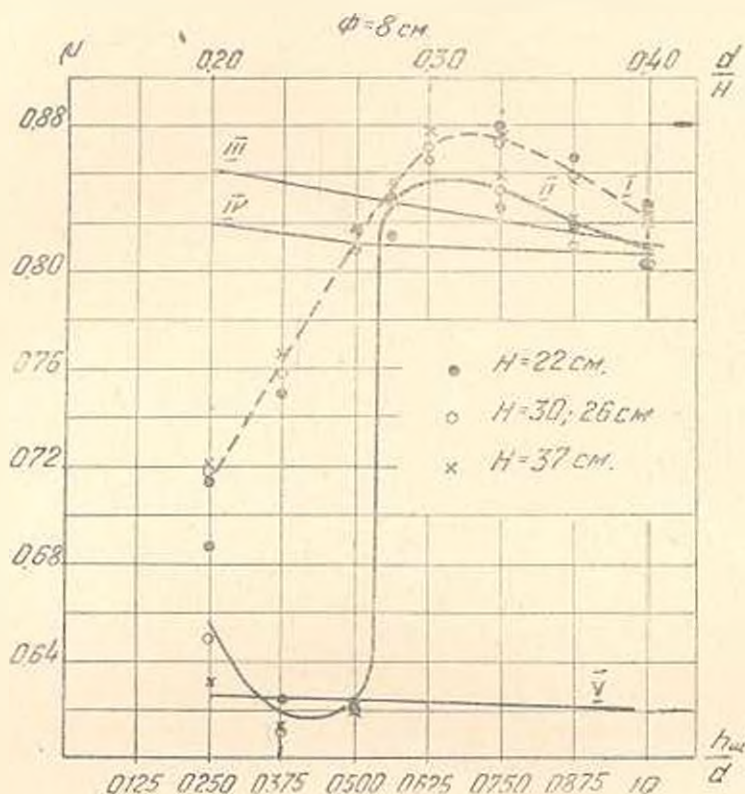


Рис. 1. Кривая I — затопленное истечение; II — свободное истечение;

III — $\mu = f\left(\frac{a}{H}\right)$, $\pi = 0.50$; IV — $\mu = f\left(\frac{a}{H}\right)$, $\pi = 1.0$;

V — $\mu = f\left(\frac{a}{H}\right)$, $\pi = 0.50$.

Экспериментальные значения коэффициента расхода, полученные для моделей малых масштабов ($d = 2,5 - 4$ см), не универсальны и необходимо было или подтвердить эти результаты (для других размеров), или ввести соответствующие уточнения.

С этой целью нами в гидротехнической лаборатории Арм. НИИ ИМ в стеклянном лотке шириной 0,4 м, высотой от 0,4 до 1 м, длиной 8 м были поставлены исследования истечения жидкости через круглую трубу диаметром $d = 8$ см и прямоугольные трубы соотношением сторон $b/a = 1$ ($a = b = 7,8$ см), $b/a = 2,35$ ($a = 5$ см, $b = 11,8$ см) и $b/a = 3,25$ ($a = 4,3$ см, $b = 14$ см). Длина исследуемых труб $l = 0,4$ м. Трубы были расположены в боковой стенке лотка. Исследования производились при условии свободного и затопленного истечения. Анализ обработанных данных этих опытов показывает, что величина коэффициента расхода при различных открытиях щита для случая за-

топленного истечения изменяется более плавно и имеет большее значение, чем для свободного истечения (рис. 1, 2, 3, 4). Увеличение

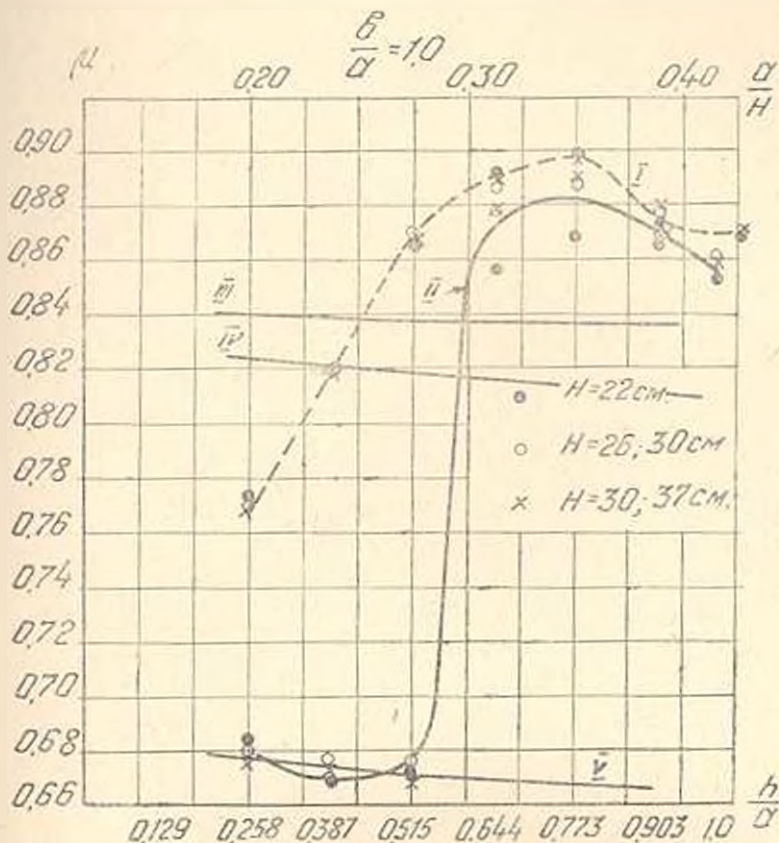


Рис. 2. Кривая I — затопленное истечение; II — свободное истечение;

$$\text{III} - \mu = f\left(\frac{a}{H}\right), \quad \mu = 0.62; \quad \text{IV} - \mu = f\left(\frac{a}{H}\right), \quad \mu = 1.0;$$

$$\text{V} - \mu = f\left(\frac{a}{H}\right), \quad \mu = 0.55.$$

коэффициента расхода получается порядка 13%. Рассмотрим в отдельности два принципиально различных случая, а именно случай свободного и затопленного истечения.

Свободное истечение

Рассматривая изменение величины коэффициента расхода в зависимости от степени открытия щита (рис. 1, 2, 3, 4), установленного перед трубой, можно выделить следующие три зоны изменения коэффициента расхода истечения: истечение из отверстия (первая зона); неустойчивое истечение (вторая зона); истечение через насадок (третья зона).

Первая зона (истечение из отверстия): Случай, когда откры-

тие щита колеблется в пределах $0 < n \leq 0,5$, где $n = \frac{h_{\text{ш}}}{a}$ ($h_{\text{ш}}$ — высота открытия щита, a — высота трубы).

В этой зоне величина коэффициента расхода изменяется в зависимости от степени открытия щита. При небольших открытиях щита

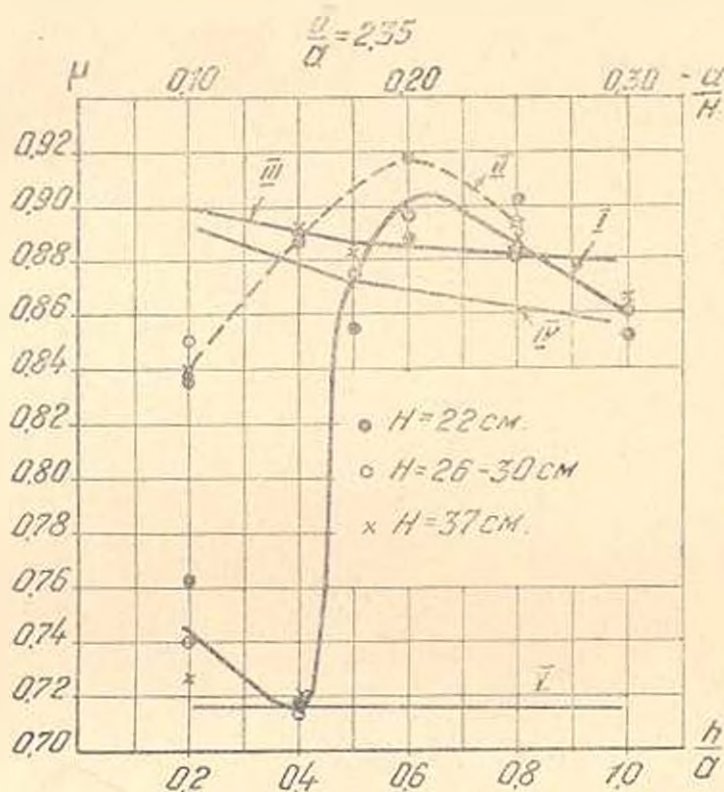


Рис. 3. Кривая I — свободное истечение; II — затопленное истечение;

$$\text{III} - \mu = f\left(\frac{a}{H}\right), \quad n = 0.50; \quad \text{IV} - \mu = f\left(\frac{a}{H}\right), \quad n = 1.0;$$

$$\text{V} - \mu = f\left(\frac{a}{H}\right), \quad n = 0.40.$$

$\mu_{\text{своб.}}$ имеет большое значение, а в дальнейшем, с увеличением открытия щита до $n = 0,5$ μ уменьшается (рис. 1, 2, 3, 4) и достигает до своего минимального значения.

Большее значение величины μ при первоначальных открытиях щита обусловлено сравнительно большим влиянием вакуума, возникающего в начале трубы и зоне между струей и дном трубы (участок m на рис. 5). Влияние возникшего вакуума на струю малой высоты, каковое имеется при малых открытиях щита, больше чем на струю большей высоты (при больших открытиях щита).

Малые значения коэффициента расхода в первой зоне обусловлены тем, что при открытии щита до $n = 0,5$ поток из бурного состояния (глубины h_c) переходит в спокойное состояние вне тру-

бы, не заполняя полностью сечение трубы. При длине трубы, превышающей испытание, возможно увеличение гидравлических со-

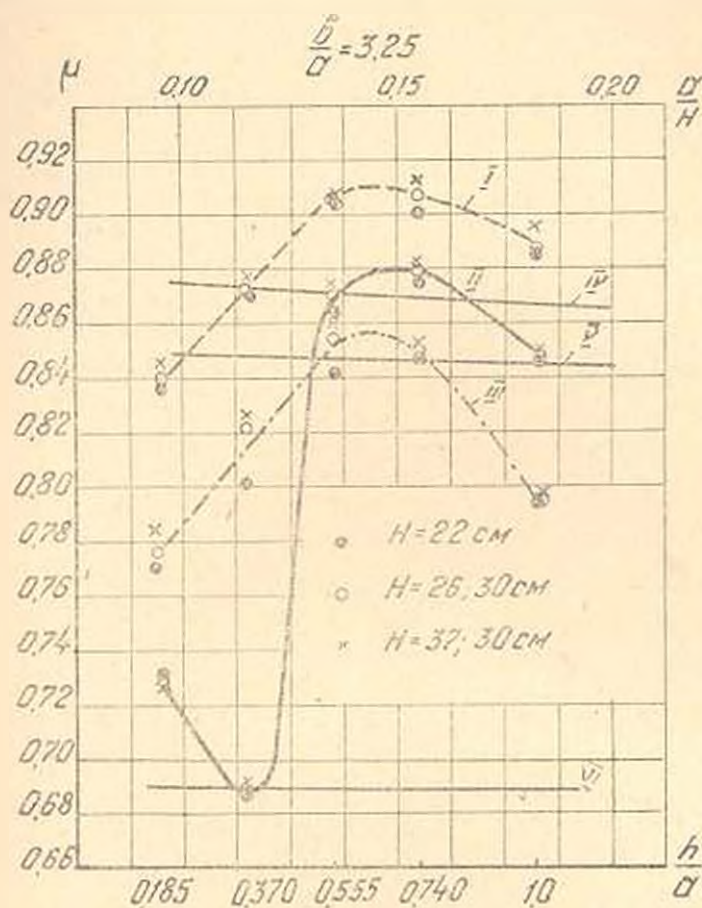


Рис. 4. Кривая I — затопленное истечение; II — свободное истечение;

III — дополнительное сопротивление; IV — $\mu = f\left(\frac{u}{H}\right)$, $n = 0.55$;

V — $\mu = f\left(\frac{u}{H}\right)$, $n = 1.0$; VI — $\mu = f\left(\frac{u}{H}\right)$, $n = 0.37$.

противлений по пути потока и переход из бурного состояния в спокойное в пределах трубы (глубиной h_c см. рис. 5). Этим самым возникают условия образования и удержания вакуума в начале трубы, по всему периметру, в результате чего увеличивается коэффициент расхода.

Для практических расчетов необходимую длину трубы, при которой обеспечится первая зона истечения, можно определить по методу Муромова [2]. Трубы, у которых длина не влияет на величину пропускной способности, называются короткими трубами. В зависимости от уклона, длина такой трубы [3] определяется следующими зависимостями:

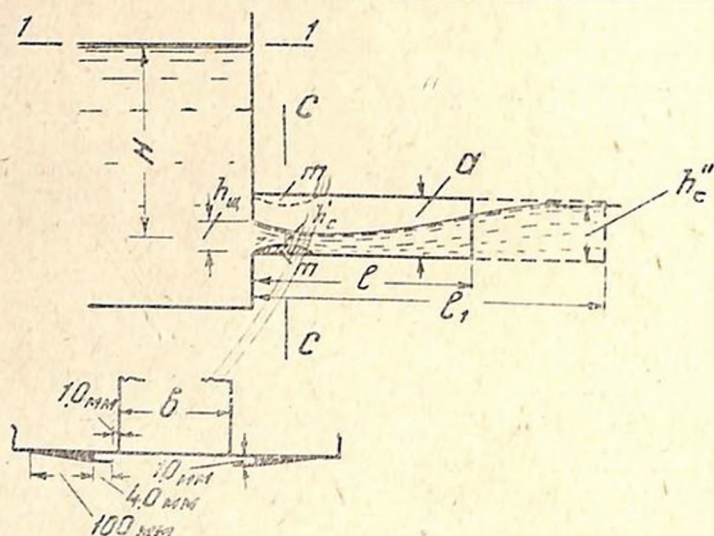


Рис. 5.

При уклоне трубы $i \approx 0$

$$4H \leq l \leq (64 - 163 m)H,$$

или

$$4H \leq l \leq (106 - 270 m)h_k,$$

где H — напор;

l — длина трубы;

m — коэффициент расхода;

h_k — критическая глубина в трубе.

В общем случае верхний предел длины определяется в зависимости от длины кривого подпора l_0 между глубинами h_c и h_k (рис. 6). Предельная длина определяется как сумма трех величин $l_0 + l_{nx} + l_{cl}$, где для случая $0 \leq i < i_k$ (по данным Водгео) $l_{nx} \approx 53,3 \cdot (0,385 - m)h_k \approx 32 \cdot (0,385 - m)H$; $l_{cl} \approx 2h_k = 1,2H$.

Вторая зона (неустойчивая): случай, когда открытие щита изменяется в пределах $n = 0,4 - 0,6$ (рис. 1, 2, 3, 4). В этой зоне изменение величины коэффициента расхода в зависимости от степени открытия щита претерпевает разрыв непрерывности, т. е. изменение μ происходит скачкообразно. Скачкообразное изменение μ имеет место при определенных открытиях щита ($n = 0,4 - 0,6$). При постепенном подъеме щита скачкообразное увеличение коэффициента расхода происходит в пределах $n = 0,4 - 0,6$, а при спуске щита скачкообразное уменьшение μ происходит в пределах $n = 0,3 - 0,4$. Из сказанного выше следует, что вторая зона является неустойчивой. В этой зоне имеет место процесс перехода от обыкновенного истечения из отверстия к истечению из насадка. Когда открытие щита находится в пределах $n = 0,4 - 0,6$, переход потока из бурного состояния в спокойное происходит в трубе и труба, заполняясь полностью, начинает работать полным сечением. При работе трубы полным сечением у входа получается замкнутая зона (область m рис. 5), из которой течением воды отсасывается воздух, находящийся в этой зоне. Это приводит к воз-

пикновению вакуума в начале трубы. Возникающий у входа в трубу вакуум (в зоне m) воздействует на сжатое сечение [5] струн и тем самым увеличивает его, по сравнению с сжатым сечением при истечении из отверстия. В силу этого, коэффициент расхода, при работе трубы полным сечением, получается больше, чем при работе неполным сечением. Разница между коэффициентом расхода насадки и отверстия составляет около 30%. Этим и обусловлено скачкообразное увеличение коэффициента расхода при открытии щита в пределах $n = 0,4 \div 0,6$ (рис. 1, 2, 3, 4).

Условия перехода от одного вида движения жидкости в трубе к другому, зависят кроме отмеченных факторов, также от длины трубы, шероховатости стенок и от величины относительного напора. Из данных рисунка 5 следует, что при увеличении напора истечения, сжатое сечение вытекающей струн отодвинется вниз по течению от входа в трубу. Следовательно процесс перехода потока из бурного состояния в спокойное произойдет на значительном расстоянии от входа в трубу. В наших опытах изучалась зона a/H в пределах $0,11 \div 0,35$, имеющих практическое значение. При этих значениях a/H место сжатого сечения вытекающей струн оставалось в пределах длины испытанных труб. В частности, при $n = 0,4$ этот процесс имеет место в пределах трубы, когда $b/a = 2,35$ и $3,25$; Для круглой и прямоугольной трубы — при $b/a = 1, n = 0,6$ (рис. 1, 2, 3, 4).

Третья зона (истечение через насадок): Случай, когда короткая труба работает полным сечением, как насадок, при открытии щита в пределах $0,5 \leq n \leq 1$. В этой зоне коэффициент расхода, а также и величина вакуума у входа изменяется в зависимости от степени открытия щита и приобретает максимальные значения при $n' = 0,75$ (рис. 1, 2, 3, 4).

Высокое значение μ при $n = 0,75$ можно объяснить малыми гидравлическими сопротивлениями, возникающими в пространстве от входа в трубу до расширения потока в нем.

Как видно из кривых (рис. 1, 2, 3, 4), для одного и того же напора, при полном открытии щита величины μ и $\mu_{ас}$ меньше по сравнению μ и $\mu_{ас}$ при $n = 0,75$.

Действительно, из уравнения Бернулли, записанного для сечений 1—1 и С—С (рис. 6), имеем:

$$\frac{V_1^2}{2g} + \frac{P_a}{\gamma} + H_1 = \frac{P_c}{\gamma} + \frac{V_c^2}{2g} + h_{тр}. \quad (2)$$

Так как $V_c^2 = \frac{V^2}{\varepsilon^2}$, $h_{тр} = \zeta_{т.с.} \frac{V^2}{2g} = \frac{\zeta_{т.с.}}{\varepsilon^2} \frac{V^2}{2g}$ и кроме того $\frac{V_1^2}{2g}$ по сравнению с остальными величинами пренебрежимо мало, то для вакуума в силу (2) получим:

$$\frac{P_a - P_c}{\gamma} = \frac{V^2}{2g} \left(\frac{1 + \zeta_{т.с.}}{\varepsilon^2} \right) - H_0. \quad (3)$$

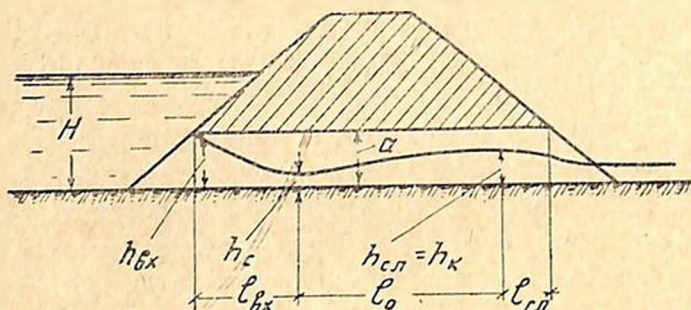


Рис. 6.

Анализ уравнения (3) показывает, что при постоянных значениях $\zeta_{т.с.}$ и ε величина вакуума в трубе (в сжатом сечении) зависит от напора истечения, от коэффициента скорости и коэффициентов гидравлических сопротивлений, и при малых значениях потерь напора, величина вакуума будет больше¹. Одновременно, из уравнения (3) следует, что при высоком значении $vac.$ потери напора (при различных открытиях щита и при одном и том же напоре) должны быть меньше, чем при малых значениях $vac.$ Следовательно, коэффициент расхода трубы (насадки) при $n = 0,75$ также должен быть больше при максимальном значении $vac.$, поскольку потерь напора при этих значениях получается меньше, а величина μ в основном зависит от потерь напор. При работе трубы—насадки полным сечением коэффициенты расхода и скорости будут равны и можно их определить из зависимости:

$$\mu = \varphi = \frac{1}{\sqrt{1 + \zeta_{т.с.} + \zeta_{н.р.} + \zeta_{т.р.}}}. \quad (4)$$

Величина коэффициента расхода круглой и квадратной трубы, как показали наши исследования, можно принять одинаковыми (рис. 7). Для прямоугольных труб при соответствующих открытиях щита, коэффициенты расхода почти не меняются и не зависят от соотношения сторон трубы — b/a (рис. 8). Поэтому коэффициент расхода при истечении из-под щита для прямоугольной трубы можно определить одной зависимостью (13).

На основании наших экспериментов величина коэффициента расхода прямоугольных труб (при соответствующих открытиях щита) больше круглых и квадратных труб.

Затопленное истечение

В этом случае изменение коэффициента расхода в зависимости от степени открытия щита происходит более плавно, не имеется скачкообразных изменений и следовательно трех зон изменений (рис. 1, 2, 3, 4). Как видно из кривых (рис. 1, 2, 3, 4) величина коэффи-

¹ Полученные нами данные о величине вакуума у входа в трубу, в зависимости от степени открытия щита, здесь не приводятся. Подробно об этом смотри [6].

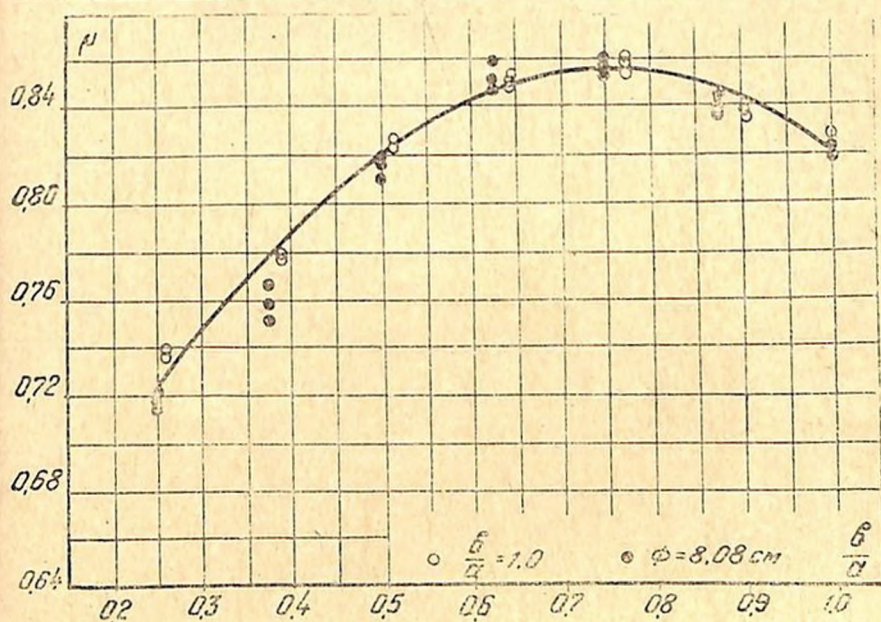


Рис. 7. Кривая на рис. вычислена по формуле:

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{2.06 + \frac{1.06}{\varepsilon^2} - \frac{2}{\varepsilon} + 2.1 \left(\frac{1}{n} - 2 \right)^2 + \zeta_{\text{тр}}}}$$

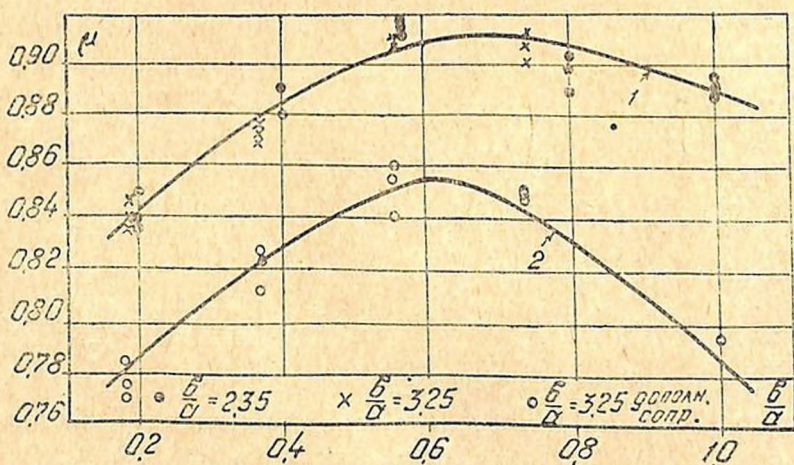


Рис. 8. Кривая 1 вычислена по формуле

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{2.06 - \frac{1.06}{\varepsilon^2} - \frac{2}{\varepsilon} + 1.45 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2 + \zeta_{\text{тр}}}}$$

Кривая 2 — по формуле

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{2.254 + \frac{1.06}{\varepsilon^2} - \frac{2}{\varepsilon} + 1.75 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2 + \zeta_{\text{тр}}}}$$

коэффициента расхода при истечении из-под щита, в зависимости от степени открытия щита при затопленном истечении, обладает большим значением по сравнению со случаем свободного истечения во всей зоне.

Сравнительно большее значение μ и плавное изменение коэффициента при затопленном истечении объясняется тем, что выходная часть

трубы затоплена и потому труба при всех открытиях щита работает как насадок. Результаты наших экспериментальных исследований подтверждают правильность теоретических положений высказанных Н. Е. Жуковским (рис. 9). При всех степенях открытия щита и при соотношении сторон выпускного отверстия $b/a = 1$ опытные данные совпадают с теоретическими.

Для случая когда $b/a = 2-4$, обнаруживается расхождение с данными теории.

Анализ показал, что при открытии щита, когда $n = 0-0,85$, расхождение между данными теории и опытов (кривая 2 на рис. 9) можно объяснить прогибом кромки щита. Деформация кромки по существу увеличивает угол θ .

Выражение коэффициента гидравлического сопротивления, возникающего при наличии щита у входа в трубу можно написать в следующем виде [4]:

$$\zeta_n = \left(\frac{1}{n^2} - 1 \right)^2, \quad (5)$$

где ζ_n — коэффициент сопротивления, зависящий от степени открытия щита;

$n = \frac{h_{\text{ш}}}{H}$ — степень открытия щита;

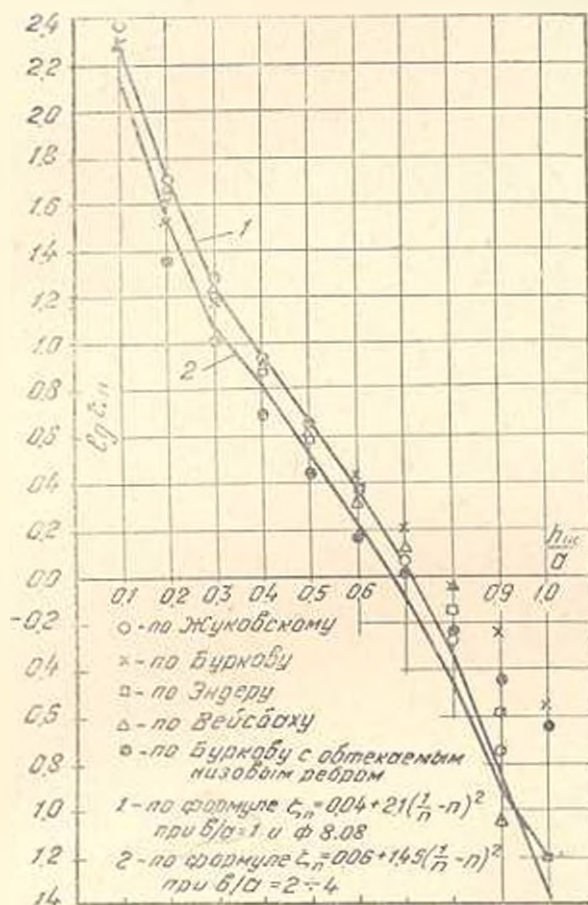


Рис. 9.

ε_n — коэффициент вертикального сжатия потока, зависящий от степени открытия щита.

В уравнении (5) неопределенной величиной является только ε_n . Теоретическое значение ε_n в зависимости от открытия щита, при свободном истечении из отверстий, дал Н. Е. Жуковский. Эти исследования дали возможность установить значение ε_n для отверстий. Ряд других исследователей опытным путем получили значение ε_n для труб снабженных щитом-регулятором, установленным не у входа в трубу, а значительно ниже по трубе. Исходя из этого нами были поставлены лабораторные исследования над трубами снабженными регулирующими щитами у начала трубы. На основании обработки опытных данных получены новые экспериментальные зависимости для определения значения ε_n для труб при $b/a = 1$ и $b/a = 2 \div 4$.

Качановский, используя эмпирические данные Вейсбаха, дал формулу для определения коэффициента сопротивления щита в следующем виде:

$$\varepsilon_n = 1,9 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2, \quad (6)$$

где n — степень открытия щита.

В уравнении (6), не учитываются потери возникающие от пазов и управляющих механизмов. Действительно, при полном открытии щита, когда $n = 1$ и силу (6) получим $\varepsilon_n = 0$. Фактически при полном открытии щита $\varepsilon_n \neq 0$.

Уравнение (6) в общем виде можно записать в следующем виде:

$$\varepsilon_n = k + k_1 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2, \quad (7)$$

где k — коэффициент сопротивления пазов и управляющих механизмов при полном открытии щита. Этот коэффициент по величине постоянен для данной формы трубы и кромок щита:

k_1 — постоянный коэффициент для данной формы трубы.

На основании наших опытов для определения величины коэффициента сопротивления можно рекомендовать следующие зависимости:

В случае когда труба имеет круглое или квадратное сечение в силу (7):

$$\varepsilon_n = 0,04 + 2,1 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2, \quad (8)$$

В случае когда труба имеет прямоугольное сечение, при $b/a = 2 \div 4$:

$$\varepsilon_n = 0,06 + 1,45 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2, \quad (9)$$

Зависимости (8) и (9) удовлетворительно согласуются с результатами теории Н. Е. Жуковского, а также с экспериментальными данными полученными Вейсбахом и нами.

На основании (1) и (7) получаем следующую расчетную зависимость для определения коэффициента расхода системы при затопленном истечении:

$$\mu_z = \frac{1}{\sqrt{\varepsilon_{\text{сн}} + k + k_1 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2}}, \quad (10)$$

где

$$\varepsilon_{\text{сн}} = 1 + \frac{0,06}{\varepsilon^2} + \left(\frac{1}{\varepsilon} - 1 \right)^2 + \zeta_{\text{тр.}}$$

В частности, для квадратных и круглых труб уравнение (10) будет иметь вид:

$$\mu_z = \frac{1}{\sqrt{2,04 + \frac{1,06}{\varepsilon^2} - \frac{2}{\varepsilon} + 2,1 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2 + \zeta_{\text{тр.}}}}, \quad (11)$$

где ε — на основании наших исследований [6] определяется по формуле:

$$\varepsilon = 0,648 + 0,034 b/a - 0,002 (b/a)^2, \quad (12)$$

Для прямоугольных труб (когда $b/a = 2 \div 4$) соответственно получим:

$$\mu_z = \frac{1}{\sqrt{2,06 + \frac{1,06}{\varepsilon^2} - \frac{2}{\varepsilon} + 1,45 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2 + \zeta_{\text{тр.}}}}, \quad (13)$$

На графиках (рис. 7 и 8) даны кривые вычисленные по уравнениям (11) и (13). Точками показаны результаты опыта.

Нетрудно заметить, что максимальное расхождение между данными вычисленными по формулам и полученным экспериментальным путем составляет 1,6%, при $n = 0,8 \div 0,9$.

Для проверки достоверности полученных данных и закономерностей, которые нами рекомендуются для практического применения, ниже приводятся данные о коэффициенте расхода двух круглых труб $d = 23,5$ см. (при боковом отводе), снабженных щитом, испытанных в натуральных условиях при свободном истечении.

На основании приведенных данных можно сделать ряд выводов. При свободном истечении через короткую трубу, для исследованных нами напоров, труба работает не полным сечением, и значение μ при этом равно значению μ при истечении из отверстия. При больших открытиях щита когда $n \leq 0,5$, труба по величине коэффициента расхода работает как отверстие. Это можно объяснить тем, что длина трубы недостаточна для создания потерь напора, обеспечивающих в пределах трубы переход от бурного состояния потока к спокойному. Возможно получить большое значение коэффициента расхода при больших открытиях щита $n \geq 0,5$, но так как отводящий канал в данном случае имел значительную ширину, по сравнению с диаметром

Длина трубы $l = 1,7$ м		Длина трубы $l = 1,5$ м	
степень откры- тия щита α	коэффициент расхода Q $\approx 1/2gH$	степень откры- тия щита α	коэффициент расхода Q $\approx 1/2gH$
0,31	0,637	0,16	0,650
0,42	0,634	0,37	0,632
0,53	0,619	0,61	0,611
0,64	0,649	0,79	0,620
0,75	0,649	0,90	0,651
0,86	0,649	1,0	0,629
1,0	0,681		

трубы, и большой уклон, то выходная часть трубы не затоплялась и тем самым не создавались условия для образования вакуума у входа в трубу. Сравнивая данные, лабораторных и натурных наблюдений (рис. 1) для круглых труб можно заключить, что формулы (11), (13) и (14) применимы для практических целей.

Лабораторное и натурное изучение работы сифонов, которые работают по тому же принципу, что и короткие трубы — пасадки, показало, что расхождение в величине коэффициента расхода, полученные в натуре и в лаборатории не большие (Т. В. Иванова, сифонные подбросы, часть 1). Это расхождение можно объяснить тем, что потери напора на трение в сифоне для модели и натуре различны, а между моделью трубы и трубой в натуре, по сравнению с сифонами различие меньше, поэтому разница между величинами коэффициента расхода модели трубы и трубы в натуре будет меньше. Исходя из условия согласованности совпадения экспериментальных и теоретических данных, считаем, что перенос результатов опыта на натуре с помощью известных положений моделирования вполне законно.

Анализируя полученные нами экспериментальные данные для свободного истечения, а также исследования других авторов [2] приходим к выводу, что для прямоугольных труб при свободном истечении можно получить не скачкообразное, а плавное изменение величины коэффициента расхода в зависимости от степени открытия щита. Для этого рекомендуется в трубе, от начала входа на расстоянии $l_1 = 0,15 l$ (l — длина трубы) поместить добавочное сопротивление высотой порядка $\Delta a = 0,10 a$ (a — высота трубы) в виде струенаправляющего носика (рис. 10). В этом случае труба при малых открытиях щита ($\alpha < 0,15$) будет работать полным сечением, при высоком значении коэффициента расхода, по сравнению с свободным истечением. При малых открытиях щита струя, при помощи носика, направляется к верхней стенке трубы и тем самым предотвращает возможность попадания воздуха в трубу со стороны выхода. Постепенно струя, уходящая воздух, находящийся в начальной части трубы, приводит к образованию вакуума в начале трубы, вследствие

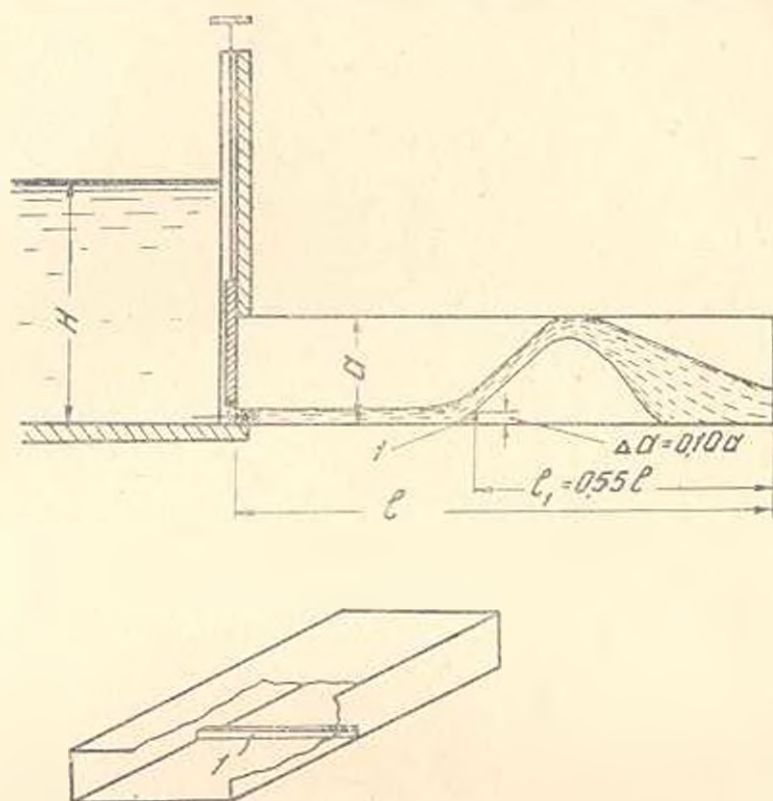


Рис. 10.

чего труба начинает работать полным сечением при высоком значении коэффициента расхода. Нам была испытана прямоугольная труба с носиком и без носика, когда $a = 4,35$ см, $b = 14,2$ см ($b/a = 3,25$). В этом случае максимальное расхождение величины коэффициента расхода, при открытии шита $0 < n \leq 0,5$, составляло 15%, причем величины коэффициента расхода трубы с носиком оказались больше, чем без носика. При открытии шита в пределах $0,5 \leq n \leq 1,0$, наибольшая разница величины коэффициента расхода трубы с носиком составляет 6,5% по сравнению с той же трубой без носика (рис. 4). Таким образом, при наличии носика (в трубе) расход воды увеличивается тогда, как степень открытия шита колеблется в пределах $n = 0 : 0,5$; когда $n = 0,5 : 1,0$ расход воды через трубу уменьшается. В коротких трубах, при наличии носика, отсутствуют зоны резкого изменения величины коэффициента расхода в зависимости от степени открытия шита при свободном истечении, при этом наблюдается плавное изменение коэффициента расхода.

Для определения величины коэффициента расхода трубы с носиком, в силу (7), получено следующее уравнение:

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{2,254 + \frac{1,06}{\varepsilon^2} - \frac{2}{\varepsilon} + 1,75 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2 + \varepsilon_{\text{тр}}}}, \quad (14)$$

где ε — определяется по формуле (12).

Арм. ИИИГИА

Поступило 20.7.1956

Վ. Ն. ՄԻՔԱՅԵԼԻՆ, Գ. Ա. ՀԱՄԵԱՐՁՈՒՄՅԱՆ,

ՀԱՐԹ ՎԱՀԱՆԻ ԱՌԿԱՅՈՒԹՅԱՆ ԴԵՊԱՐՏԱՄԵՆԻ ԿԱՐԶ ԽՈՂՈՎԱԿՑ ԱՐՏԱՀԱՍՎՈՂ
ՋՐԻ ԵՎ ԵԻ ԳՈՐԾԱԿՑԻ ՄԵՏՈՒԹՅԱՆ ՀԱՐՑՈՒ

Ա մ փ ո փ ու մ

Իրիդացիոն և այլ հիդրոտեխնիկական ջրթող կառուցվածքների թողարկ-
վող ջրի ելքը չափելու և աճն կարգավորելու համար օժտված են կարգավո-
րիչ ջրթող վաճառով:

Այսպիսի վաճառով է կարգավորվում և չափվում մասնավորապես, հիդ-
րոտեխնիկայի և մեխանիկայի հայեական գիտահետազոտական ինստիտուտի
սիստեմի էլյիս ավտոմատ — կարգավորիչ ջրթողով արտահանվող ջրի ելքը:

Ինստիտուտի հիդրոտեխնիկական լաբորատորիայում և զոաշտային պաշ-
մաններում այս ավտոմատ-կարգավորիչի փորձարկումը ցույց տվեց, որ կար-
գավորիչ հարժ վաճառով օժտված ջրթող խողովակի ելքի զործակցի
մեծությունը զգալի փոփոխություններ է կրում, կախված վաճառի բացվածքի
աստիճանից՝ $n = \frac{h}{a}$:

Այս փորձերի արդյունքների բնարկումը ցույց է տալիս (պժ. 1, 2, 3, 4), որ ելքի զործակցի մեծությունը փոփոխությունը տարրերի ձևով է արտա-
հայտվում ազատ և սուղված արտահոսման դեպքում:

Ուսումնասիրելով ելքի գործակցի փոփոխությունը կախված վաճառի
բացվածքի աստիճանից, կարելի է նշել, որ ազատ արտահոսման դեպքում և
զործակցի մեծություն փոփոխություն կորը, կախված Ուից կարելի է բաժանել
երեք լորահատուկ գոտիների (պժ. 1, 2, 3, 4)

1. Արտահոսում անցրից, 2. անցման անկյունը դառի և 3. արտահոսում
կշափողից:

Առաջին գոտում Ու-ի փոփոխությունը բնագրվում է վաճառի բացվածքի
մեծությամբ՝ $0 < n < 0,5$ աստիճանները:

Երկրորդ գոտին բնագրվում է Ու-ի փոփոխության $0,4 < n < 0,6$ արժեքները
Այս գոտում Ու-ի արժեքի մեծացման հետ միաժամանակ մեծանում է Ու-ն, ըստ
որում այդ աճը տեղի է ունենում թոփչքի ձևով: Երրորդ գոտում, որն
բնագրվում է Ու-ի $0,7$ և ավելի արժեքները Ու-ն վաճառի բացվածքի աստիճա-
նի աճին զուգընթաց կրում է փոքր փոփոխություն:

Սուղված արտահոսումն ուսումնասիրելիս նշված երեք գոտիները բացա-
կալում են: Այս դեպքում Ու-ն իր բացարձակ արժեքով զգալիորեն գերազան-
ցում է ազատ արտահոսմանը համապատասխանող ելքի զործակցներին:

Ելքի զործակցը վաճառի բացվածքի մեծության աճին զուգընթաց

աճում է, և հասնում իր առավելագույն արժեքին $n = 0.7 \div 1.75$ դեպքում n -ի հետագա աճը բերում է μ -ի փոքրացմանը:

Ընդհանուր դեպքում, ջրթող կառուցվածքների սխեմիի ելքի զործակիցը որոշվում է (1) բանաձևով, որտեղ ξ_{Σ} — հիդրավլիկական դիմադրությունների զործակիցների գումարն է, որի մեծությունը կարելի է ընդունել հաստատուն ավելի ջրթող կառուցվածքի համար, ξ_{Σ} — կարգավորիչ վաճանի հիդրավլիկական դիմադրությունը, ξ_{Σ} -ի որոշման համար դրականության մեջ արվում է պրոֆ. Կաշանովսկու և Խաբիշ հեղինակների բանաձևերը, որոնք լրիվ կերպով չեն բավարարում հիմնովի սահմանային արժեքներին: Մահմանային արժեքներին բավարարող բանաձևը կդրվի հետևյալ ձևով (7), որտեղ k — կարգավորող մեխանիզմների և վաճանույտ դիմադրության զործակիցն է, վաճանի լրիվ բացվածքի դեպքում, k_1 — հաստատուն զործակից է՝ ավելի ձևի ջրթող խողովակի համար:

Հաջի առնելով մեր փորձերի արդյունքները (7) բանաձևը կարելի է գրել հետևյալ ձևով՝

1. Երբ խողովակը թնի կլոր կամ քառակուսի կարվածք, բանաձևը կդրվի (8) ձևով:

2. Ուղղանկյունի ջրթող խողովակների համար երբ, $b:a = 2 \div 4$, բանաձևը կընդունի (9) տեսքը:

Տեղադրելով ξ_{Σ} -ի արժեքը (7) բանաձևից (1) մեջ, ստացված արտահայտման ելքի զործակիցի համար ընդհանուր դեպքում կստանանք (10):

Մասնավորապես, կլոր և քառակուսի ջրթողների համար կստանանք (11), ξ_{Σ} -ն կորոշվի (12) բանաձևով: Ուղղանկյուն ջրթող խողովակների համար, երբ $b:a = 4 \div 6$, բանաձևը կընդունի (13) տեսքը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Амбарцумян Г. А. Автоматические подмеры гидравлически-регуляторы системы Арм. ИИИГиМ, Ереван, 1957 г.
2. Муромов В. С. Об истечении через насадки и короткие трубы. Гидротех. Строительство № 8, 1948 г.
3. Справочник по гидротехнике, Москва, 1955 г.
4. Абеляс А. С. Гидравлические контргидравлики плоских затворов, перекрывающих напорные подводы, при различных открытиях. Известия ВНИИ гидротехники № 42, 1950 г.
5. Микаелян В. Г. О коэффициенте расхода для прямоугольных коротких труб, сифонов и отверстий. Труды Арм. ИИИГиМ, том II, 1957 г.
6. Микаелян В. Г. Подъемные и лабораторные исследования автомата-регулятора расхода воды системы Арм. ИИИГиМ (диссертация).

коэффициента расхода при истечении из-под щита, в зависимости от степени открытия щита при затопленном истечении, обладает большим значением по сравнению со случаем свободного истечения во всей зоне.

Сравнительно большее значение μ и плавное изменение коэффициента при затопленном истечении объясняется тем, что выходная часть

трубы затоплена и потому труба при всех открытиях щита работает как насадок. Результаты наших экспериментальных исследований подтверждают правильность теоретических положений высказанных Н. Е. Жуковским (рис. 9). При всех степенях открытия щита и при соотношении сторон выпускного отверстия $b/a = 1$ опытные данные совпадают с теоретическими.

Для случая когда $b/a = 2-4$, обнаруживается расхождение с данными теории.

Анализ показал, что при открытии щита, когда $n = 0-0,85$, расхождение между данными теории и опытов (кривая 2 на рис. 9) можно объяснить прогибом кромки щита. Деформация кромки по существу увеличивает угол θ .

Выражение коэффициента гидравлического сопротивления, возникающего при наличии щита у входа в трубу можно написать в следующем виде [4]:

$$\zeta_n = \left(\frac{1}{n^2} - 1 \right)^2, \quad (5)$$

где ζ_n — коэффициент сопротивления, зависящий от степени открытия щита;

$n = \frac{h_{\text{ш}}}{H}$ — степень открытия щита;

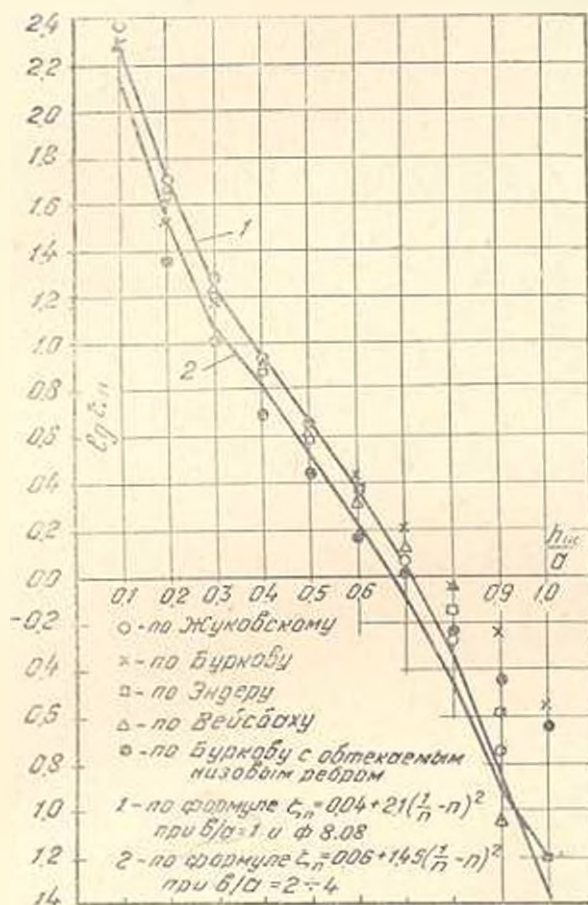


Рис. 9.

ε_n — коэффициент вертикального сжатия потока, зависящий от степени открытия щита.

В уравнении (5) неопределенной величиной является только ε_n . Теоретическое значение ε_n в зависимости от открытия щита, при свободном истечении из отверстий, дал Н. Е. Жуковский. Эти исследования дали возможность установить значение ε_n для отверстий. Ряд других исследователей опытным путем получили значение ε_n для труб снабженных щитом-регулятором, установленным не у входа в трубу, а значительно ниже по трубе. Исходя из этого нами были поставлены лабораторные исследования над трубами снабженными регулирующими щитами у начала трубы. На основании обработки опытных данных получены новые экспериментальные зависимости для определения значения ε_n для труб при $b/a = 1$ и $b/a = 2 \div 4$.

Качановский, используя эмпирические данные Вейсбаха, дал формулу для определения коэффициента сопротивления щита в следующем виде:

$$\varepsilon_n = 1,9 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2, \quad (6)$$

где n — степень открытия щита.

В уравнении (6), не учитываются потери возникающие от пазов и управляющих механизмов. Действительно, при полном открытии щита, когда $n = 1$ в силу (6) получим $\varepsilon_n = 0$. Фактически при полном открытии щита $\varepsilon_n \neq 0$.

Уравнение (6) в общем виде можно записать в следующем виде:

$$\varepsilon_n = k + k_1 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2, \quad (7)$$

где k — коэффициент сопротивления пазов и управляющих механизмов при полном открытии щита. Этот коэффициент по величине постоянен для данной формы трубы и кромок щита:

k_1 — постоянный коэффициент для данной формы трубы.

На основании наших опытов для определения величины коэффициента сопротивления можно рекомендовать следующие зависимости:

В случае когда труба имеет круглое или квадратное сечение в силу (7):

$$\varepsilon_n = 0,04 + 2,1 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2, \quad (8)$$

В случае когда труба имеет прямоугольное сечение, при $b/a = 2 \div 4$:

$$\varepsilon_n = 0,06 + 1,45 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2, \quad (9)$$

Зависимости (8) и (9) удовлетворительно согласуются с результатами теории Н. Е. Жуковского, а также с экспериментальными данными полученными Вейсбахом и нами.

На основании (1) и (7) получаем следующую расчетную зависимость для определения коэффициента расхода системы при затопленном истечении:

$$\mu_z = \frac{1}{\sqrt{\varepsilon_{\text{сн}} + k + k_1 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2}}, \quad (10)$$

где

$$\varepsilon_{\text{сн}} = 1 + \frac{0,06}{\varepsilon^2} + \left(\frac{1}{\varepsilon} - 1 \right)^2 + \zeta_{\text{тр.}}$$

В частности, для квадратных и круглых труб уравнение (10) будет иметь вид:

$$\mu_z = \frac{1}{\sqrt{2,04 + \frac{1,06}{\varepsilon^2} - \frac{2}{\varepsilon} + 2,1 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2 + \zeta_{\text{тр.}}}}, \quad (11)$$

где ε — на основании наших исследований [6] определяется по формуле:

$$\varepsilon = 0,648 + 0,034 b/a - 0,002 (b/a)^2, \quad (12)$$

Для прямоугольных труб (когда $b/a = 2 \div 4$) соответственно получим:

$$\mu_z = \frac{1}{\sqrt{2,06 + \frac{1,06}{\varepsilon^2} - \frac{2}{\varepsilon} + 1,45 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2 + \zeta_{\text{тр.}}}}, \quad (13)$$

На графиках (рис. 7 и 8) даны кривые вычисленные по уравнениям (11) и (13). Точками показаны результаты опыта.

Нетрудно заметить, что максимальное расхождение между данными вычисленными по формулам и полученным экспериментальным путем составляет 1,6%, при $n = 0,8 \div 0,9$.

Для проверки достоверности полученных данных и закономерностей, которые нами рекомендуются для практического применения, ниже приводятся данные о коэффициенте расхода двух круглых труб $d = 23,5$ см. (при боковом отводе), снабженных щитом, испытанных в натуральных условиях при свободном истечении.

На основании приведенных данных можно сделать ряд выводов. При свободном истечении через короткую трубу, для исследованных нами напоров, труба работает не полным сечением, и значение μ при этом равно значению μ при истечении из отверстия. При больших открытиях щита когда $n < 0,5$, труба по величине коэффициента расхода работает как отверстие. Это можно объяснить тем, что длина трубы недостаточна для создания потерь напора, обеспечивающих в пределах трубы переход от бурного состояния потока к спокойному. Возможно получить большое значение коэффициента расхода при больших открытиях щита $n > 0,5$, но так как отводящий канал в данном случае имел значительную ширину, по сравнению с диаметром

Длина трубы $l = 1,7$ м		Длина трубы $l = 1,5$ м	
степень откры- тия щита α	коэффициент расхода Q $\approx 1/2gH$	степень откры- тия щита α	коэффициент расхода Q $\approx 1/2gH$
0,31	0,637	0,16	0,650
0,42	0,634	0,37	0,632
0,53	0,619	0,61	0,611
0,64	0,649	0,79	0,620
0,75	0,649	0,90	0,651
0,86	0,649	1,0	0,629
1,0	0,681		

трубы, и большой уклон, то выходная часть трубы не затоплялась и тем самым не создавались условия для образования вакуума у входа в трубу. Сравнивая данные, лабораторных и натурных наблюдений (рис. 1) для круглых труб можно заключить, что формулы (11), (13) и (14) применимы для практических целей.

Лабораторное и натурное изучение работы сифонов, которые работают по тому же принципу, что и короткие трубы — пасадки, показало, что расхождение в величине коэффициента расхода, полученные в натуре и в лаборатории не большие (Т. В. Иванова, сифонные подбросы, часть 1). Это расхождение можно объяснить тем, что потери напора на трение в сифоне для модели и натуре различны, а между моделью трубы и трубой в натуре, по сравнению с сифонами различие меньше, поэтому разница между величинами коэффициента расхода модели трубы и трубы в натуре будет меньше. Исходя из условия согласованности совпадения экспериментальных и теоретических данных, считаем, что перенос результатов опыта на натуре с помощью известных положений моделирования вполне законно.

Анализируя полученные нами экспериментальные данные для свободного истечения, а также исследования других авторов [2] приходим к выводу, что для прямоугольных труб при свободном истечении можно получить не скачкообразное, а плавное изменение величины коэффициента расхода в зависимости от степени открытия щита. Для этого рекомендуется в трубе, от начала входа на расстоянии $l_1 = 0,15 l$ (l — длина трубы) поместить добавочное сопротивление высотой порядка $\Delta a = 0,10 a$ (a — высота трубы) в виде струенаправляющего носика (рис. 10). В этом случае труба при малых открытиях щита ($\alpha < 0,15$) будет работать полным сечением, при высоком значении коэффициента расхода, по сравнению с свободным истечением. При малых открытиях щита струя, при помощи носика, направляется к верхней стенке трубы и тем самым предотвращает возможность попадания воздуха в трубу со стороны выхода. Постепенно струя, уходящая воздух, находящийся в начальной части трубы, приводит к образованию вакуума в начале трубы, вследствие

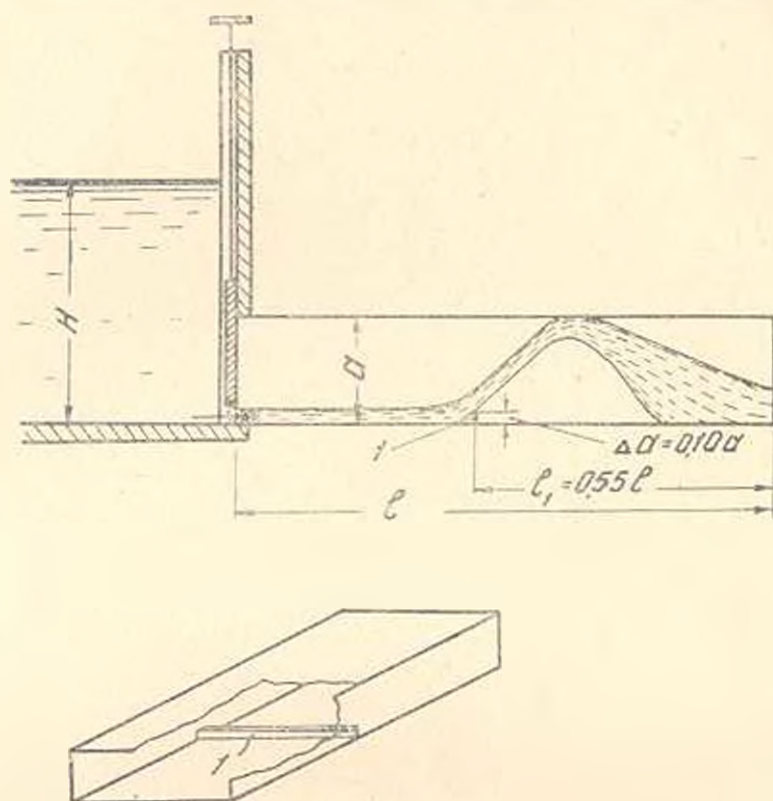


Рис. 10.

чего труба начинает работать полным сечением при высоком значении коэффициента расхода. Нам была испытана прямоугольная труба с носиком и без носика, когда $a = 4,35$ см, $b = 14,2$ см ($b/a = 3,25$). В этом случае максимальное расхождение величины коэффициента расхода, при открытии шита $0 < n \leq 0,5$, составляло 15%, причем величины коэффициента расхода трубы с носиком оказались больше, чем без носика. При открытии шита в пределах $0,5 \leq n \leq 1,0$, наибольшая разница величины коэффициента расхода трубы с носиком составляет 6,5% по сравнению с той же трубой без носика (рис. 4). Таким образом, при наличии носика (в трубе) расход воды увеличивается тогда, как степень открытия шита колеблется в пределах $n = 0 : 0,5$; когда $n = 0,5 : 1,0$ расход воды через трубу уменьшается. В коротких трубах, при наличии носика, отсутствуют зоны резкого изменения величины коэффициента расхода в зависимости от степени открытия шита при свободном истечении, при этом наблюдается плавное изменение коэффициента расхода.

Для определения величины коэффициента расхода трубы с носиком, в силу (7), получено следующее уравнение:

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{2,254 + \frac{1,06}{\varepsilon^2} - \frac{2}{\varepsilon} + 1,75 \left(\frac{1}{n} - n \right)^2 + \varepsilon_{\text{тр}}}}, \quad (14)$$

где ε — определяется по формуле (12).

Арм. ИИИГИА

Поступило 20.7.1956

Վ. Է. ՄԻՔԱՅԵԼԻՆ, Գ. Ա. ՀԱՄԵԼՐԶՈՒՄՅԱՆ,

ՀԱՐԹ ՎԱՀԱՆԻ ԱՌԿԱՅՈՒԹՅԱՆ ԴԵՊԱՐՏՈՒՄ ԿԱՐՃ ԽՈՂՈՎԱԿՑ ԱՐՏԱՀԱՍՎՈՂ
ՋՐԻ ԵՎ ԵԻ ԳՈՐԾԱԿՑԻ ՄԵՏՈՒԹՅԱՆ ՀԱՐՑՈՒ

Ա մ փ ո փ ու մ

Իրիդացիոն և այլ հիդրոսեխնիկական ջրթող կառուցվածքների թողարկ-
վող ջրի ելքը չափելու և աճն կարգավորելու համար օժտված են կարգավո-
րիչ ջրթող վաճառով:

Այսպիսի վաճառով է կարգավորվում և չափվում մասնավորապես, հիդ-
րոսեխնիկայի և մեխորայիայի հայեական գիտահետազոտական ինստիտուտի
սիստեմի էլյի աշտումատ — կարգավորիչ ջրթողով արտահանվող ջրի ելքը:

Ինստիտուտի հիդրոսեխնիկական լաբորատորիայում և զաշտային պաշ-
մաններում այս աշտումատ-կարգավորիչի փորձարկումը ցույց տվեց, որ կար-
գավորիչ հարվ վաճառով օժտված ջրթող խողովակի ելքի զործակցի
մեծությունը զգալի փոփոխություններ է կրում, կախված վաճառի բացվածքի
աստիճանից՝ $n = \frac{h}{a}$:

Այս փորձերի արդյունքների բնարկումը ցույց է տալիս (պժ. 1, 2, 3, 4), որ ելքի զործակցի մեծություն փոփոխությունը տարրերի ձևով է արտա-
հայտվում ազատ և սուղված արտահանման դեպքում:

Ուսումնասիրելով ելքի գործակցի փոփոխությունը կախված վաճառի
բացվածքի աստիճանից, կարելի է նշել, որ ազատ արտահանման դեպքում և
զործակցի մեծություն փոփոխություն կորը, կախված Ուից կարելի է բաժանել
երեք լորահատուկ գոտիների (պժ. 1, 2, 3, 4)

1. Արտահանում անցրից, 2. անցման անկյունը դառն և 3. արտահանում
կշափողից:

Առաջին գոտում Ու-ի փոփոխությունը բնագրվում է վաճառի բացվածքի
մեծություն $\alpha = 0,5$ աստիճանները:

Երկրորդ գոտին բնագրվում է Ու-ի փոփոխության $0,4 - 0,6$ արժեքները
Այս գոտում Ու-ի արժեքի մեծացման հետ միաժամանակ մեծանում է Ու-ն, ըստ
որում այդ աճը տեղի է ունենում թոփչքի ձևով: Երրորդ գոտում, որն
բնագրվում է Ու-ի $0,7$ և ավելի արժեքները Ու-ն վաճառի բացվածքի աստիճա-
նի աճին զուգընթաց կրում է փոքր փոփոխություն:

Սուղված արտահանումն ուսումնասիրելիս նշված երեք գոտիները բացա-
կալում են: Այս դեպքում Ու-ն իր բացարձակ արժեքով զգալիորեն գերազան-
ցում է ազատ արտահանմանը համապատասխանող ելքի զործակցիցներին:

Ելքի զործակցը վաճառի բացվածքի մեծություն աճին զուգընթաց

աճում է, և հասնում իր առավելագույն արժեքին $n = 0.7 \div 1.75$ դեպքում n -ի հետագա աճը բերում է μ -ի փոքրացմանը:

Ընդհանուր դեպքում, ջրթող կառուցվածքների սխեմիի ելքի զործակիցը որոշվում է (1) բանաձևով, որտեղ ξ_{Σ} — հիդրավլիկական դիմադրությունների զործակիցների գումարն է, որի մեծությունը կարելի է ընդունել հաստատուն ավելի ջրթող կառուցվածքի համար, ξ_{Σ} — կարգավորիչ վաճանի հիդրավլիկական դիմադրությունը, ξ_{Σ} -ի որոշման համար դրականություն մեջ արվում է պրոֆ. Կաշանովսկու և Խաբիշ հեղինակների բանաձևերը, որոնք լրիվ կերպով չեն բավարարում հիմնովի սահմանային արժեքներին: Մահմանային արժեքներին բավարարող բանաձևը կդրվի հետևյալ ձևով (7), որտեղ k — կարգավորող մեխանիզմների և վաճանույտ դիմադրության զործակիցն է, վաճանի լրիվ բացվածքի դեպքում, k_1 — հաստատուն զործակից է՝ ավելի ձևի ջրթող խողովակի համար:

Հաջիի առնելով մեր փորձերի արդյունքները (7) բանաձևը կարելի է գրել հետևյալ ձևով՝

1. Երբ խողովակը թնի կլոր կամ քառակուսի կարվածք, բանաձևը կդրվի (8) ձևով:

2. Սղդանկյունի ջրթող խողովակների համար երբ, $b:a = 2 \div 4$, բանաձևը կընդունի (9) տեսքը:

Տեղադրելով ξ_{Σ} -ի արժեքը (7) բանաձևից (1) մեջ, ստացված արտահայտման ելքի զործակիցի համար ընդհանուր դեպքում կստանանք (10):

Մասնավորապես, կլոր և քառակուսի ջրթողների համար կստանանք (11), ξ_{Σ} -ն կորոշվի (12) բանաձևով: Սղդանկյունի ջրթող խողովակների համար, երբ $b:a = 4 \div 6$, բանաձևը կընդունի (13) տեսքը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Амбарцумян Г. А. Автоматические подмеры гидравлически-регуляторы системы. Арм. ИИИГиМ, Ереван, 1957 г.
2. Муромов В. С. Об истечении через насадки и короткие трубы. Гидротех. Строительство № 8, 1948 г.
3. Справочник по гидротехнике, Москва, 1955 г.
4. Абеляс А. С. Гидравлические контргидравлики плоских затворов, перекрывающих напорные подводы, при различных открытиях. Известия ВНИИ гидротехники № 42, 1950 г.
5. Микаелян В. Г. О коэффициенте расхода для прямоугольных коротких труб, сифонов и отверстий. Труды Арм. ИИИГиМ, том II, 1957 г.
6. Микаелян В. Г. Подъемные и лабораторные исследования автомата-регулятора расхода воды системы Арм. ИИИГиМ (диссертация).

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

Г. Т. АДОНИ

МЕТОД РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ ЧЕТЫРЕХПОЛЮСНИКА
 И УГЛА СДВИГА МЕЖДУ ВЕКТОРАМИ НАПРЯЖЕНИЙ
 НА ЕГО ЗАЖИМАХ

Целью настоящей статьи является разработка метода расчета параметров четырехполюсника и угла сдвига между векторами напряжений на его зажимах если известны абсолютные величины: напряжений (модули), активных и реактивных мощностей на зажимах четырехполюсника. На рис. 1, где показана схема пассивного четырехполюсника, через $P_1, Q_1, P_2, P_2, Q_2, E_1$ обозначены заданные (известные) величины активной, реактивной мощностей и напряжений на зажимах „к“ и „м“ четырехполюсника. Искомыми (неизвестными) величинами служат собственные

$$Z_{11} = r_{11} + jx_{11} = z_{11}e^{j\alpha_{11}} \quad Z_{22} = r_{22} + jx_{22} = z_{22}e^{j\alpha_{22}}$$

и взаимный $z_{12} = r_{12} + jx_{12} = z_{12}e^{j\alpha_{12}}$ (1)

комплексные сопротивления четырехполюсника, а также угол сдвига между векторами E_1 и E_2 , отсчитываемый от E_1 , обозначенный на рис. 1 через δ_{12} . Отличительной особенностью поставленной задачи является то, что принимаются неизвестными не только параметры четырехполюсника, но и угол сдвига между векторами напряжений, действующих на его зажимах. В такой постановке задача о четырехполюсниках рассматривается впервые.

Для получения исходных уравнений, обеспечивающих решение поставленной задачи, воспользуемся уравнениями четырехполюсника, записываемыми, согласно схеме рис. 1, в следующем виде:

$$I_1 = \frac{E_1}{Z_{11}} - \frac{E_2}{Z_{12}}$$

$$I_2 = -\frac{E_1}{Z_{12}} + \frac{E_2}{Z_{22}} \quad (2)$$

Такая форма записи уравнений четырехполюсника, хотя и отличается от формы, известной из теории цепей, но является общепринятой в литературе по теории электрических систем. Уравнения (2) могут быть представлены и в следующем виде:

$$\dot{E}_k = A E_M - B \dot{I}_M,$$

$$\dot{I}_k = C \dot{E}_M - D \dot{I}_M, \quad (3)$$

где A, B, C, D — параметры четырехполюсника, равные:

$$A = \frac{Z_{21}}{Z_{22}}, B = -Z_{12}, D = -\frac{Z_{21}}{Z_{11}}, C = \frac{Z_{21}Z_{12}}{Z_{11}Z_{22}Z_{12}}.$$

Выбор формы уравнений четырехполюсника в виде системы (3) и знаков минус перед $\dot{I}_M$ и $\dot{E}_M$ в системе (2) продиктован соображениями построения расчетного аппарата применительно, в первую очередь, к решению задач по режимам электроэнергетических систем, когда четырехполюсник является общей нагрузкой для питающих его двух источников энергии. Для приведения расчетных выкладок статьи к формам записи, принятым в теории четырехполюсников, достаточно произвести следующие подстановки:

$$Z_{11} = \frac{1}{Y_{11}}, Z_{12} = -\frac{1}{Y_{12}}, Z_{22} = \frac{1}{Y_{22}}, Z_{21} = -\frac{1}{Y_{21}}, \quad (3a)$$

Уравнения (3) могут быть преобразованы и представлены как уравнения мощностей на зажимах четырехполюсника:

$$\begin{aligned} S_k = I_k E_k &= \frac{E_k^2}{Z_{11}} e^{j\varphi_k} - \frac{E_k E_M}{Z_{12}} e^{j(\varphi_k + \varphi_M)} \\ S_M = I_M E_M &= \frac{E_M^2}{Z_{22}} e^{j\varphi_M} - \frac{E_M E_k}{Z_{21}} e^{j(\varphi_M + \varphi_k)} \end{aligned} \quad (4)$$

В рассматриваемом случае принимается $Z_{12} = Z_{21}$.

Ниже рассматриваются отдельно случаи симметричного и несимметричного четырехполюсников.

1. Случай симметричного четырехполюсника

1. В качестве исходных уравнений, подлежащих решению, рассматриваются следующие уравнения (4), записанные для двух отличающихся друг от друга режимов электропередачи:

$$\begin{aligned} P_{k1} + jQ_{k1} &= \frac{E_{k1}^2}{Z_{11}} e^{j\varphi_{k1}} - \frac{E_{k1} E_{M1}}{Z_{12}} e^{j(\varphi_{k1} + \varphi_{M1})} \\ P_{k2} + jQ_{k2} &= \frac{E_{k2}^2}{Z_{11}} e^{j\varphi_{k2}} - \frac{E_{k2} E_{M2}}{Z_{12}} e^{j(\varphi_{k2} + \varphi_{M2})} \\ P_{M1} + jQ_{M1} &= \frac{E_{M1}^2}{Z_{22}} e^{j\varphi_{M1}} - \frac{E_{M1} E_{k1}}{Z_{12}} e^{j(\varphi_{M1} + \varphi_{k1})} \\ P_{M2} + jQ_{M2} &= \frac{E_{M2}^2}{Z_{22}} e^{j\varphi_{M2}} - \frac{E_{M2} E_{k2}}{Z_{12}} e^{j(\varphi_{M2} + \varphi_{k2})}. \end{aligned} \quad (5)$$

Здесь искомыми являются величины: $Z_{11} = z_{11} \cdot e^{j\varphi_{11}}$, $Z_{12} = z_{12} \cdot e^{j\varphi_{12}}$ и два угла φ_{m1} и φ_{m2} , т. е. всего четыре неизвестных. Исходная система (5) содержит четыре комплексных уравнения. Для рассматриваемого случая — симметричного четырехполюсника — имеет место $A = D$, или $Z_{11} = Z_{22}$. Такое ограничение налагается из-за того, что в число неизвестных, подлежащих определению, входят углы между векторами напряжений, т. е. φ_{m1} и φ_{m2} , которые в обычных задачах синтеза четырехполюсников принимаются известными. В статье для индексов углов φ принято следующее правило $\varphi_{m1} = -\varphi_{m2}$ (5а).

Система уравнений (6) имеет единственное решение при условии соблюдения хотя-бы одного из следующих неравенств:

$$\begin{aligned} P_{k1} \neq P_{k2}; \quad P_{m1} \neq P_{m2}; \quad Q_{k1} \neq Q_{k2} \\ Q_{m1} \neq Q_{m2}; \quad E_{k1} \neq E_{k2}; \quad E_{m1} \neq E_{m2}. \end{aligned} \quad (6)$$

Выбор режима электропередачи, по данным которых производится расчет параметров четырехполюсника, или, говоря иначе, выбор какого-либо из неравенств (6) или нескольких из них, зависит от характера решаемой задачи, из числа перечисленных в конце статьи задач.

Так, например, при решении задачи о параметрах коронирующей высоковольтной линии электропередачи желателен выбор режимов с соблюдением условий $E_{k1} = E_{k2}$, $E_{m1} = E_{m2}$. Для получения же зависимости параметров коронирующей линии от уровня напряжения или градиента потенциала на проводах достаточно для каждого из уровней напряжения выбирать два режима, для которых соблюдается хотя бы одно из первых четырех неравенств (6).

2. В результате решения системы уравнений (5) получаются:

а. Выражения для вычисления собственных сопротивлений симметричного четырехполюсника

$$z_{11} = z_{22} = \sqrt{\frac{Y_1^2 + Y_2^2}{Y_3^2 + Y_4^2}}, \quad (7)$$

$$\operatorname{tg} \varphi_{11} = \operatorname{tg} \varphi_{22} = \frac{Y_1 Y_4 - Y_2 Y_3}{Y_1 Y_3 + Y_2 Y_4}, \quad (8)$$

где

$$Y_1 = \frac{P_{k1}}{E_{k1}^2} - \frac{P_{k2}}{E_{k2}^2} - \frac{P_{m1}}{E_{m1}^2} - \frac{P_{m2}}{E_{m2}^2};$$

$$Y_2 = \frac{Q_{k1}}{E_{k1}^2} - \frac{Q_{k2}}{E_{k2}^2} - \frac{Q_{m1}}{E_{m1}^2} - \frac{Q_{m2}}{E_{m2}^2};$$

$$Y_3 = \frac{P_{k1} P_{m1} - Q_{k1} Q_{m1}}{E_{k1}^2 E_{m1}^2} - \frac{P_{k2} Q_{m2} - P_{m2} Q_{k2}}{E_{k2}^2 E_{m2}^2};$$

$$Y_4 = \frac{P_{k1} Q_{m1} + P_{m1} Q_{k1}}{E_{k1}^2 E_{m1}^2} - \frac{P_{k2} Q_{m2} + P_{m2} Q_{k2}}{E_{k2}^2 E_{m2}^2}.$$

6. Выражения для вычисления взаимного сопротивления четырехполюсника

$$Z_{12} = \frac{Z_{22} E_{k1} E_{u1}}{\sqrt{\Delta}}, \quad (9)$$

где

$$\Delta = [2E_{k1}^2 (P_{k1} r_{22} - Q_{k1} x_{22}) - E_{k1}^4 - S_{k1}^2 z_{22}^2] \cdot [2E_{u1}^2 (P_{u1} r_{22} - Q_{u1} x_{22}) - E_{u1}^4 - S_{u1}^2 z_{22}^2];$$

$$\operatorname{tg} 2\varphi_{12} = \frac{Z_{22}^2 (P_{u1} Q_{u1} + P_{u1} Q_{k2}) - E_{u1}^2 v_3 - (E_{k1} E_{u1})^2 \sin 2\varphi_{22} - E_{k1}^2 v_4}{(E_{k1}^2 + v_1)(E_{k1}^2 + v_2) + v_3 v_4 - 2[Q_{k1} Q_{u1} z_{22}^2 - (E_{k1} E_{u1})^2 \sin^2 \varphi_{22}]} \quad (10)$$

$$v_1 = Q_{k1} x_{22} - P_{k1} r_{22}; \quad v_2 = Q_{u1} x_{22} - P_{u1} r_{22};$$

$$v_3 = Q_{k1} r_{22} - P_{k1} x_{22}; \quad v_4 = P_{u1} x_{22} - Q_{u1} r_{22};$$

в. Выражения для вычисления угла сдвига между векторами

$$\dot{E}_k \text{ и } \dot{E}_u.$$

Угол сдвига δ_{ku1} — в первом режиме электропередачи

$$\cos \delta_{ku1} = \frac{E_{k1} z_{12}}{E_{u1}} \left[\frac{1}{z_{11}} \cos (\varphi_{12} - \varphi_{11}) - Y_{k1} \cos (\varphi_{12} - \varphi_{k1}) \right], \quad (11)$$

где

$$\operatorname{tg} \varphi_{k1} = \frac{Q_{k1}}{P_{k1}}; \quad Y_{k1} = \frac{\sqrt{P_{k1}^2 + Q_{k1}^2}}{E_{k1}^2}.$$

Угол сдвига δ_{ku2} — во втором режиме электропередачи

$$\cos \delta_{ku2} = \frac{E_{k2} z_{12}}{E_{u2}} \left[\frac{1}{z_{11}} \cos (\varphi_{12} - \varphi_{11}) - Y_{k2} \cos (\varphi_{12} - \varphi_{k2}) \right], \quad (12)$$

где

$$\operatorname{tg} \varphi_{k2} = \frac{Q_{k2}}{P_{k2}}; \quad Y_{k2} = \frac{\sqrt{P_{k2}^2 + Q_{k2}^2}}{E_{k2}^2}.$$

По найденным величинам Z_{11} , Z_{12} легко определяются параметры элементов схем замещения четырехполюсника (Т, П-образные или мостовые схемы). Так например, параметры Т-образной схемы замещения четырехполюсника определяются полученным решением по формулам:

$$Z_k = Z_u = Z_{11} = Z_{12} \frac{Z_{12} - Z_{22}}{Z_{12}^2 - Z_{11} Z_{22}}, \quad (13)$$

$$Z_{ku} = \frac{Z_{11} Z_{12} Z_{22}}{Z_{12}^2 - Z_{11} Z_{22}}.$$

Здесь Z_k — сопротивление плеча на стороне станции К.

3. Числовой пример, иллюстрирующий расчет, по предлагаемым формулам, приводится ниже

А. Для концов линии передачи (станции К и М), представляемой схемой по рис. 1, известны следующие исходные для расчета ве-

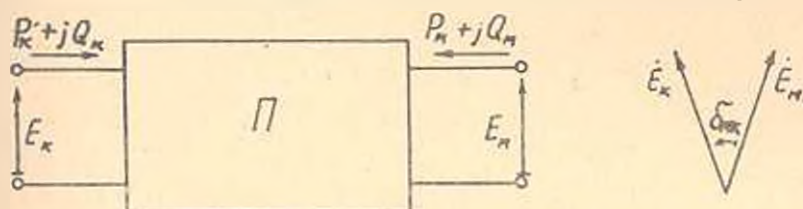


Рис. 1.

личины: напряжение (E), активная (P) и реактивная (Q) мощности в двух (1 и 2) отличающихся друг от друга режимах электропередачи. Расчеты проводятся для трех отдельных случаев, каждый из которых представляется двумя режимами.

Исходные данные сведены в таблицу 1.

Таблица 1

Стан-ция	Вели-чины	Размер-ность	С л у ч а и					
			I		II		III	
			режим		режим		режим	
			1	2	1	2	1	2
К	E_K	кв.	420	395	420	415	395	395
	P_K	мвт	429,9	120,4	754,9	553,9	757,1	776
	Q_K	мгвар	194,7	-231,1	93	-133,4	322	447,6
М	E_M	кв.	112	350	412	415	390	350
	P_M	мвт	-411,3	-125,6	-699,8	-525,9	-678,9	-692,1
	Q_M	мгвар	-163,5	-252,1	162,4	-59,2	374,6	501,5

Б. Результаты вычислений по формулам (7) и (8) величин сопротивления Z_{22} и угла φ_{22} для линии электропередачи, данные о режимах которой представлены в табл. 1, приводятся ниже в таблице 2.

Таблица 2

Случаи	Y_1	Y_2	Y_3	Y_4	Z_{22}	φ_{22}
	$\times 10^{-4}$	$\times 10^{-4}$	$\times 10^{-6}$	$\times 10^{-6}$	ом	град.
I	0,43	11,61	-3,64	0,49	316,3	84°35'
II	-0,45	25,92	-8,19	0,66	315,4	84°24'
III	-1,15	-16,84	5,25	-0,95	315,6	84°50'

В четырехполюснике, для которого ведется расчет, величины Z_{22} и φ_{22} равны, соответственно, 315 ом и 84°25'. Таким образом, погрешности в расчете находятся в допустимых пределах.

В. Аналогично, пользуясь исходными данными табл. 1 по формулам (9) и (10) вычисляются величины полного сопротивления z_{12} и угла φ_{12} . Результаты вычислений представлены в таблице 3.

Таблица 3

Случай	u_1	u_2	u_3	u_4	Δ	z_{12}	φ_{12}
	$\times 10^{10}$	$\times 10^{10}$	$\times 10^{10}$	$\times 10^{10}$	$\times 10^{11}$	ом	град.
I	-7,43	3,55	14,04	-13,39	48,96	206,4	86°21'
II	0,57	7,26	23,95	-21,4	48,95	206,4	86°21'
III	9,31	13,54	24,32	-20,12	28,67	206	86°26'

В рассчитываемом четырехполюснике, действительно, $z_{12} = 206$ ом и $\varphi_{12} = 86^\circ 26'$, что совпадает с результатами таблицы 3.

Г. Величины углов сдвига δ_{km1} (для режимов 1) и δ_{km2} (для режимов 2) между векторами $\vec{E}_k$ и $\vec{E}_m$, вычисленные по формулам (12) и (13), представлены в таблице 4.

Таблица 4

Случай	$\frac{z_{12}}{z_{11}} \cos(\varphi_{12} - \varphi_{11})$	$\cos(\varphi_{12} - \varphi_{11})$	$\cos(\varphi_{12} - \varphi_{11})$	δ_{km1}	δ_{km2}
I	0,6531	-0,3557	-0,5359	30°	10°
II	0,6531	0,1937	-0,1731	60°	40°
III	0,6531	0,4179	0,5471	50°	90°

В правильности предлагаемых расчетных формул можно убедиться путем произведения обратных вычислений — нахождений: P_k , Q_k , P_m , Q_m по формулам (5), используя в них найденные: z_{11} , z_{12} , φ_{12} , φ_{22} и величины $\vec{E}_k$ и $\vec{E}_m$.

В результате такого расчета получаются исходные данные таблицы 1.

Случай несимметричного четырехполюсника

Уравнения (5), дополненные следующими уравнениями (14), записанными для третьего отличающегося от первых двух режимов электропередачи, представляются ниже в качестве исходных, подлежащих решению для случая несимметричного четырехполюсника

$$P_{k3} + jQ_{k3} = \frac{E_{k3}^2}{z_{11}} e^{j\varphi_{11}} - \frac{E_{k3}E_{m3}}{z_{12}} e^{j(\delta_{km3} + \varphi_{12})} \quad (14)$$

$$P_{m3} + jQ_{m3} = \frac{E_{m3}^2}{z_{22}} e^{j\varphi_{22}} - \frac{E_{m3}E_{k3}}{z_{12}} e^{j(\delta_{km3} + \varphi_{12})}.$$

В системе из шести уравнений (5) и (14) искомыми являются три комплексных величины: $Z_{11} = z_{11} e^{j\varphi_{11}}$, $Z_{12} = z_{12} e^{j\varphi_{12}}$, $Z_{22} = z_{22} e^{j\varphi_{22}}$ и три величины: δ_{mk1} , δ_{mk2} , δ_{mk3} — углов сдвига между векторами напряжений на зажимах четырехполюсника в трех режимах электропередачи. В отличие от случая симметричного четырехполюсника, здесь $z_{11} \neq z_{12}$.

Условия (6), обеспечивающие единственность решения системы уравнений (5), дополняются, для случая несимметричного четырехполюсника условием соблюдения еще хотя-бы одного из следующих неравенств:

$$P_{m1} \neq P_{m3}; \quad P_{m1} \neq P_{m2}; \quad Q_{m3} \neq Q_{m2} \quad (15)$$

$$Q_{m1} \neq Q_{m2}; \quad E_{m1} = E_{m3}; \quad E_{m1} \neq E_{m2}.$$

Соблюдение двух каких-либо неравенств из числа (5) и (15) означает, что три исходных режима электропередачи должны отличаться друг от друга неравенством: или напряжений, или активной или реактивной мощностей, или их сочетанием.

2. В результате решения системы уравнений (5) и (14) получаются:

а. Выражения для вычисления собственных и взаимного сопротивлений несимметричного четырехполюсника

$$\dot{Z}_{13} = \frac{\Delta}{Y_{m1} Y_{m3} (Y_{m1} - Y_{m3}) + Y_{m1} Y_{m2} (Y_{m2} - Y_{m1}) + Y_{m2} Y_{m3} (Y_{m3} - Y_{m2})} \quad (16)$$

$$\dot{Z}_{12} = \frac{\Delta}{Y_{m1} Y_{m1} (Y_{m2} - Y_{m1}) + Y_{m2} Y_{m2} (Y_{m3} - Y_{m1}) + Y_{m3} Y_{m3} (Y_{m1} - Y_{m2})}$$

$$\dot{Z}_{12} = \frac{\dot{Z}_{11} \dot{Z}_{22}}{(Y_{m1} \dot{Z}_{11} - 1)(Y_{m1} \dot{Z}_{22} - 1)}$$

$$\Delta = Y_{m1}(Y_{m2} - Y_{m3}) + Y_{m2}(Y_{m3} - Y_{m1}) + Y_{m3}(Y_{m1} - Y_{m2});$$

$$Y = \frac{\sqrt{P^2 + Q^2}}{E^2} e^{j\psi} = Y e^{j\psi} \quad \text{tg } \psi = \frac{Q}{P}.$$

Здесь индексы при Y , ψ , P , Q , E берутся одинаковыми из сочетания индексов зажимов четырехполюсника k , m и режимов 1, 2, 3, используемых в системах уравнений (5) и (14).

$\dot{Z}$ — величина, сопряженная комплексу $Z = r + jx$.

б. Выражения для вычисления углов между векторами напряжений на зажимах четырехполюсника в режимах 1 и 2 в форме (11) и (12). Для вычисления угла сдвига между этими же векторами в режиме 3 электропередачи используется следующее выражение:

$$\cos \delta_{mk3} = z_{12} \frac{E_{m3}}{E_{m2}} \left[\frac{1}{z_{12}} \cos(\varphi_{11} - \varphi_{12}) - Y_{k3} \cos(\psi_{k3} - \varphi_{12}) \right], \quad (17)$$

где

$$Y_{K3} = \frac{1}{E_{K2}} \frac{P_{K3} - Q_{K3}^2}{E_{K2}}$$

Параметры элементов схемы замещения четырехполюсника определяются по найденным величинам Z_{11} , Z_{12} , Z_{22} . Так, например, параметры Т-образной схемы замещения в случае несимметричного четырехполюсника определяются формулами (13) и следующей (18)

$$Z_3 = Z_{12} Z_{22} \frac{Z_{12} - Z_{22}}{Z_{12} - Z_{11} Z_{22}} \quad (18)$$

Z_3 — сопротивление плеча на стороне станции М.

Числовой пример.

Для несимметричного четырехполюсника (по рис. 1) известны (табл. 5) следующие данные о трех различных его режимах электропередачи между станциями К и М.

Таблица 5

Станция	Величины		Размеры		
	обозначения	размерность	1	2	3
К	E_K	кВ	420	415	395
	P_K	мгвт	291,7	643,1	654
	Q_K	мгвар	247,1	17,9	— 90
М	E_M	кВ	412	405	390
	P_M	мгвт	— 134,9	— 44,4	— 450,5
	Q_M	мгвар	— 879,6	— 1109,7	— 1078,2

Согласно формулам (16) определяются следующие, сначала, промежуточные для расчета величины Y , представленные в таблице 6:

Таблица 6

Величины	Модуль $\times 10^{-4}$	Аргумент в град.	Дейст. часть $\times 10^{-4}$	Мним. часть $\times 10^{-4}$
Y_{K1}	21,67	40,28	16,54	j 14,01
Y_{K2}	37,34	1,6	37,34	j 1,04
Y_{K3}	42,32	352,1	41,20	$-j$ 5,77
Y_{M1}	52,41	261,3	7,95	$-j$ 51,93
Y_{M2}	73,24	247,4	— 29,13	$-j$ 67,6
Y_{M3}	81,79	245,96	— 33,27	$-j$ 74,67

Результаты расчета искомых параметров четырехполюсника, вычисленные по формулам (16), приводятся ниже в таблице 7.

Таблица 7

Величины	Модуль в омах	Действи- тельная часть	Мнимая часть
Z_{11}	319,0	31,54	$j 316,49$
Z_{22}	102,4	12,19	$j 101,64$
Z_{12}	205,9	-204,00	$j 30,90$

Г. Углы сдвига между векторами напряжений на зажимах (К. М) четырехполюсника в его трех (1, 2, 3) режимах электропередачи, вычисленные по формулам (11), (12) и (17), оказались равными:

$$\varphi_{км1} = 20,90^\circ; \quad \varphi_{км2} = 49,5^\circ; \quad \varphi_{км3} = 60,55^\circ.$$

Возможные случаи практического применения предлагаемого метода расчета

Метод расчета параметров симметричного и несимметричного четырехполюсников и углов сдвига между векторами напряжений на зажимах четырехполюсника по заданным рабочим режимам электропередачи может получить применение для решения целого ряда задач, встречающихся в практике эксплуатации энергосистем и в экспериментальных научно-исследовательских работах в области расчета и синтеза электрических цепей. Перечислим некоторые из таких задач.

1. Построение схемы замещения копирующей высоковольтной линии электропередачи (ЛЭП) в рабочих режимах ее эксплуатации при произвольных изменениях: потоков энергии, напряжений и углов сдвига между векторами напряжений на концах ЛЭП.

2. Определение параметров четырехполюсника по данным рабочих режимов его работы, взамен используемого в таких случаях известного "метода опытов холостого хода и коротких замыканий".

3. Определение состояния загрязненности изоляции высоковольтных ЛЭП путем вычислений поперечной проводимости ЛЭП.

4. Определение дискретных значений параметров нелинейного четырехполюсника и построение на их основе характеристики зависимости параметров от напряжения или тока, обуславливающих нелинейность.

5. Вычисление углов сдвига между векторами напряжений на концах ЛЭП.

Числовые примеры расчета выполнены Э. Джангировой.

Лаборатория электротехники

АН Армянской ССР

Поступило 7.X. 1957 г.

2. S. ԱԳՈՆՑ

ԲԱՌԱՔԵՎԵՌԱԿԻ ՊԱՐԱՄԵՏՐԵՐԻ ԵՎ ՆՐԱ ՈՆԿԱԿԱՆՆԵՐԻ ՎՐԱ ԼԱՐՄԱՆ
ՎԵԿՏՈՐՆԵՐԻ ՄԵԶԵՎ ԵՂԱԾ ՍԱՀՔԻ ՍՆԱՅՍԱՆ ՀԱՇՎԱԿԱԿԻ ՄԵԹՈԴԸ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Ներկա հոդվածի հեղինակը նպատակ է դրել ստեղծել քառաբևեռային պարամետրերի և նրա սեղմանների լարման վեկտորների միջև եղած սահմանային հաշվարկի մեթոդ, եթե հաշվանի են լարումների (մոդուլների), ակտիվ և ռեակտիվ հզորությունների քառաբևեռային բացարձակ մեծությունները սեղմաններում:

Նկ. 1-ի վրա, որտեղ ցուցադրված է պատասխի քառաբևեռային սխեման, $P_x, Q_x, E_x, P_y, Q_y, E_y$ տառերով նշված են ակտիվ և ռեակտիվ հզորությունների և քառաբևեռային K և M սեղմանների վրա եղած լարման հաշվանի մեծությունները: Որոշելի (անհայտ) մեծություններ են հանդիսանում

$$\text{սեղման } Z_{11} = r_{11} + jx_{11} = z_{11} \cdot e^{j\varphi_{11}}$$

$$Z_{22} = r_{22} + jx_{22} = z_{22} \cdot e^{j\varphi_{22}}$$

$$\text{և փոխադարձ } Z_{12} = r_{12} + jx_{12} = z_{12} \cdot e^{j\varphi_{12}}$$

քառաբևեռային կոմպլեքսային դիմադրությունները, ինչպես և E_x և E_y վեկտորների միջև եղած սահմանային հաշվան, հաշված E_x -ից, որ պատկերված է նկ. 1-ում նախ-ով:

Առաջադրված խնդիրը քննարկվում է սխեմայի և ոչ սխեմայի քառաբևեռային համար: Այդ խնդրի լուծումը ապահովող հալաբարոմները ներկայացված են (5) ձևով սխեմայի և (5) և (14) ձևերով ոչ սխեմայի քառաբևեռային համար: Խնդրի լուծումները տրված են հաշվարկային բանաձևերի տեսքով, համապատասխանաբար (7) — (12) սխեմայի և (16), (17), (18), (19) ոչ սխեմայի քառաբևեռային համար:

Առաջադրվող մեթոդը կարող է գործնական կիրառում գտնել մի շարք պրակտիկ խնդիրների լուծման համար, այդ թվում հետևյալների համար՝

1. Էլեկտրահզորության կորոնացնող բարձրալիտ զմի տեղակայման սխեմայի կառուցում նրա ճառագործման աշխատանքային սեփականում էներգիայի հոսքերի, լարումների և հազորդման զմերի ծալքերին լարումների վեկտորների միջև եղած սահմանային անկյունների կամայական փոփոխությունների ժամանակ:

2. Վատաբևեռային պարամետրերի որոշումը ըստ նրա աշխատանքային ռեժիմների ալլալների, նման դեպքերում օդապարծովող հաշվանի Էպարապ ընթացքի փոքրերի և կարճ միացումների մեթոդիչ ժողարեն:

3. Բարձրալիտ էլեկտրահզորության զմերի մեկուսացման ադապտորվածություն վիճակի որոշումը:

4. Ոչ-զմային քառաբևեռային պարամետրերի դիսկրետ նշանակությունների որոշումը և նրանց հիման վրա ոչ-զմայնությունը պայմանավորող յարումից կամ հոսանքից պարամետրերի անհեղափոխ լարումները կառուցելու մամանակ:

5. Էլեկտրահզորության զմերի ծալքերին լարումների վեկտորների միջև եղած սահմանային անկյունների հաշվարկման ժամանակ:

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

К. А. МЕЛІК-ВАРТАНЯН

ЧЕБЫШЕВСКИЙ РЕЖИМ ЗАТУХАНИЯ В ПОЛОСЕ
НЕПРОПУСКАНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ФИЛЬТРОВ

В в е д е н и е

Методы синтеза электрических цепей, т. е. построение электрических схем по их частотным характеристикам, тесно связаны с задачей приближения функций. При этом наиболее удобными оказываются методы аппроксимации, разработанные замечательным русским математиком П. Л. Чебышевым. Проблема аппроксимации приобретает все большее значение в электротехнике в связи с тем, что синтез цепей находит широкое применение в самых различных отраслях техники: в автоматике и телемеханике, в проектировании фильтров корректирующих цепей различных гидравлических и механических устройств и т. д.; существенное значение имеет синтез также в связи с проблемой автоматизации и телемеханизации энергосистем.

В настоящей работе описан метод расчета фильтров, основанный на чебышевской аппроксимации; показана зависимость формы частотной характеристики затухания в полосе не пропускания электрического фильтра от степени аппроксимирующей функции. Установлено, что число минимумов и максимумов функции затухания в случае четных аппроксимирующих функций $f(x)$ равно n , а в случае нечетных равно $n - 1$.

В работе также дано определение чебышевского режима затухания в полосе не пропускания электрических фильтров.

Общие положения

В последние годы в теорию и практику расчета электрических фильтров начинают все больше внедрять методы аппроксимации характеристик фильтров по П. Л. Чебышеву. При этом оказывается, что по сравнению с гладкой аппроксимирующей кривой, получившей в зарубежной литературе название кривой „Бутерворта“, чебышевское приближение имеет ряд преимуществ.

Прежде всего ясно, что „монотонная“ кривая, находясь по одну сторону аппроксимируемой кривой, не использует в полной мере допустимых отклонений, в то время как чебышевская кривая, имеющая в пределах основного отрезка колебательный характер, достигает попеременно верхнего и нижнего допустимых пределов, принимая меж-

ду двумя смежными экстремальными точками точное значение функции. Кроме этого, мостовые фильтры, основанные на чебышевской аппроксимации, всегда допускают эквивалентное преобразование в другие формы фильтров, более выгодные с точки зрения физической реализации — например цепные, чего нельзя сказать о мостовых фильтрах, в основу расчета которых положена аппроксимация с помощью гладких кривых (ср. например, методы расчета фильтров по Кауэру и Бode [8]). Последнее обстоятельство получает существенное значение, поскольку мостовые четырехполюсники, имея значительные теоретико-расчетные преимущества и поэтому служа основой расчета различных методов расчета фильтров, в то же время не выгодны для физической реализации, так как будучи схемой уравновешенной, требуют для своего осуществления большее количество элементов, чем цепные.

Инженерные методы расчета фильтров развиваются в настоящее время по двум направлениям. В основу первого принята цепная схема, состоящая из каскадного соединения симметричных Т- и П-образных звеньев, а также Г-образных полувзвешен типа К и их m и m' производных. Схемы этого типа иногда называют лестничными. В основу второго метода принята симметричная мостовая схема, имеющая то преимущество, что она дает возможность независимого изменения характеристических параметров — характеристического сопротивления Z_c и характеристической меры передачи g . Недостатком первого, так называемого обычного метода расчета фильтров является наличие произвольных требований в отношении характеристических параметров, причем независимое изменение одного из них в желательном направлении невозможно, так как приводит к изменению и второго параметра, часто в нецелесообразном направлении.

Материал изложенный ниже относится к мостовому четырехполюснику, который ввиду своей универсальности признан канонической формой четырехполюсника (рис. 1). Основное достоинство этого

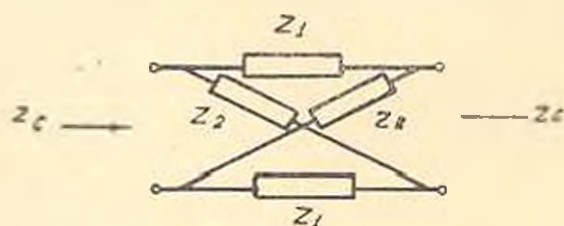


Рис. 1.

четырёхполюсника, отмеченное выше — независимость Z_c и g друг от друга объясняется тем, что они являются функциями различных параметров: характеристическое сопротивление является функцией частот

среза и резонансных частот в полосе непронущания, а характеристическая мера передачи — функция частот среза и резонансных частот в полосе пропускания. Возможность независимой регулировки каждого из параметров следует также и из самих формул (1) и (2):

$$\operatorname{th} \frac{K}{2} = \sqrt{\frac{Z_1}{Z_2}}. \quad (1)$$

$$Z_0 = \sqrt{Z_1 Z_2} \quad (2)$$

Таким образом g зависит от отношения сопротивлений плеч моста, а Z_0 от их произведения. Для удобства расчетов в рассмотренные так называемые нормализованные сопротивления Z'_1 и Z'_2 , при этом

$$Z'_1 = \frac{Z_1}{R}, \quad (3a) \quad Z'_2 = \frac{Z_2}{R} \quad (3b)$$

где R — номинальная величина характеристического сопротивления в полосе пропускания фильтра, равная сопротивлению нагрузки (при согласованном включении). Нормализованное характеристическое сопротивление будет равно:

$$\frac{Z_0}{R} = \sqrt{\frac{Z'_1}{R} \cdot \frac{Z'_2}{R}} = \sqrt{Z'_1 Z'_2} \quad (4)$$

а характеристическая мера передачи

$$th \frac{g}{2} = \sqrt{\frac{Z'_1}{Z'_2}} = \sqrt{\frac{Z_1}{Z_2}} \quad (5)$$

Примем следующие обозначения

$$\alpha = \sqrt{Z'_1 Z'_2} \quad (4a), \quad \beta = \sqrt{\frac{Z'_1}{Z'_2}} \quad (5a)$$

Эти функции играют важную роль в расчете фильтров основанных на мостовой схеме. Их произведение и отношение дают нормализованные сопротивления плеч моста:

$$\alpha\beta = Z'_1 \quad (6)$$

$$\frac{\alpha}{\beta} = Z'_2 \quad (7)$$

Функция α действительна в полосе пропускания и мнимая в полосе затухания; функция β , наоборот, действительна в полосе не пропускания и мнимая в полосе пропускания; при этом, α и β являются функциями резонансных частот и частот среза плеч моста.

Цель приведенного ниже расчета заключается в подборе этих частот таким образом, чтобы функции α и β в диапазоне своих действительных значений, наименее отличались от единицы.

В самом деле, при

$$\alpha = 1, \quad Z_c = R. \quad (8)$$

т. е. характеристическое сопротивление будет равно своей номинальной величине во всей полосе пропускания фильтра. Это тот идеальный случай, который обеспечивает согласованную работу фильтра во всем диапазоне прозрачности

При $\beta = 1, \quad th \frac{g}{2} = 1, \quad (9)$

или $g = b = \infty, \quad (10)$

т. е. в полосе непропускания собственное затухание (действительная

часть g) равна бесконечности. Это является также идеальным случаем, поскольку все частоты в диапазоне непрозрачности полностью задерживаются фильтром.

Реальные фильтры в той или иной степени могут приближаться к идеальным. Ввиду того, что применяемый в настоящей работе метод расчета фильтров основан на чебышевской аппроксимации, ниже приведены краткие сведения о полиномах Чебышева, используемых в качестве аппроксимирующих многочленов.

Полиномы П. Л. Чебышева

Полиномы Чебышева степени n в алгебраической форме имеют вид:

$$T_n(x) = \frac{1}{2} \left[(x + \sqrt{x^2 - 1})^n + (x - \sqrt{x^2 - 1})^n \right] \quad (11)$$

и представляют собой полином степени n , с коэффициентом при старшем члене 2^{n-1} .

Поскольку x рассматривается на отрезке $[1; -1]$, легко получить тригонометрическую форму полиномов Чебышева. Полагая $x = \cos \varphi$,

$$T_n(x) = \cos n \arccos x, \quad (11a)$$

откуда видно, что нулями полинома $T_n(x)$ являются точки

$$x = \cos \frac{2k-1}{2n} \pi, \quad (k = 1, 2, \dots, n), \quad (12)$$

а точками экстремума —

$$x = \cos \frac{l\pi}{n}, \quad (l = 1, 2, \dots, n-1), \quad (13)$$

нули и точки экстремума расположены на отрезке $[1, -1]$ неравномерно, сгущаясь к его концам. При l четном, $T_n(x)$ проходит через максимум, равный

$$T_n(x) = \cos l\pi = +1,$$

а при l нечетном — через минимум, равный

$$T_n(x) = -1.$$

В конце основного промежутка (в точках ± 1) полиномы Чебышева принимают следующие значения:

$$T_n(\pm 1) = \begin{cases} +1, \\ -1 \text{ при } n \text{ нечетном} \\ +1 \text{ при } n \text{ четном.} \end{cases}$$

Вне основного промежутка полиномы Чебышева монотонно возрастают или монотонно убывают. Рекуррентная формула для последовательного вычисления полиномов Чебышева такова:

$$T_{n+1}(x) = 2x T_n(x) - T_{n-1}(x).$$

В явном виде многочлены $T_n(x)$ имеют следующий вид:

$$T_1(x) = x \quad T_4(x) = 8x^4 - 8x^2 + 1$$

$$\begin{aligned} T_1(x) &= 2x^2 - 1, & T_5(x) &= 16x^5 - 20x^3 + 5x, \\ T_2(x) &= 4x^2 - 3x, & T_6(x) &= 32x^6 - 48x^4 + 18x^2 - 1. \end{aligned}$$

В пределах основного промежутка полиномы Чебышева ортогональны в отношении дифференциального веса

$$\frac{1}{\sqrt{1-x^2}}.$$

Нетрудно получить также ортогонально нормированную систему полиномов Чебышева [4].

Расчет фильтров, основанных на чебышевской аппроксимации.

Одним из методов расчета фильтров, основанных на чебышевской аппроксимации, является метод Кауэра, который первым использовал преимущества расчета мостовых четырехполюсников по сравнению с другими типами четырехполюсников (Т-образных, П-образных и их производных). Сущность метода заключается в следующем. Заменяя в функциях α и β переменную ω новой переменной x , а резонансные частоты ω_i соответствующими параметрами x_i , легко их привести к рождественному виду для всех классов фильтров. В случае фильтров низких и высоких частот, x является функцией текущей частоты ω и частоты среза, а x_i функция резонансных частот и частоты среза. В случае полосовых и режекторных фильтров x — функция текущей частоты и частот среза и резонанса, а x_i — функция резонансных частот и частот среза.

Таким образом, функции α и β приводятся к виду

$$f_{2n}(x) = H^{21} \frac{\sqrt{1 - \frac{x^2}{x_1^2}} \left(1 - \frac{x^2}{x_3^2}\right) \dots \left(1 - \frac{x^2}{x_{n-1}^2}\right)}{\left(1 - \frac{x^2}{x_2^2}\right) \left(1 - \frac{x^2}{x_4^2}\right) \dots \left(1 - \frac{x^2}{x_n^2}\right)} \quad (15)$$

для четных функций, причем

$$1 = x_1 < x_2 < x_3 < \dots < x_n < \infty,$$

и к виду

$$f_{2n-1}(x) = \frac{\sqrt{1 - \frac{x}{x_1}} \left(1 + \frac{x}{x_2}\right) \left(1 - \frac{x}{x_3}\right) \dots \left(1 \pm \frac{x}{x_n}\right)}{\sqrt{1 + \frac{x}{x_1}} \left(1 - \frac{x}{x_2}\right) \left(1 + \frac{x}{x_3}\right) \dots \left(1 \pm \frac{x}{x_n}\right)} \quad (16)$$

для функций нечетных. Верхний знак у экспоненты 11 в выражении (15), а также у последних множителей числителя и знаменателя выражения (16), берется при n -четном, нижний — при n нечетном. Чтобы обеспечить функциям f_{2n} и f_{2n-1} чебышевскую аппроксимацию единицы, параметры x_i следует определять по формулам (17) и (21) приведенным ниже:

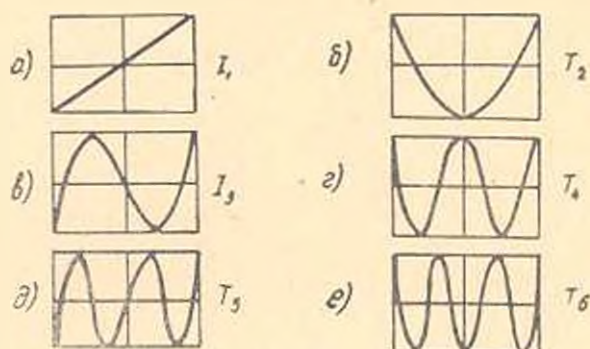


Рис. 2.

а) для четных функций

$$x_i = \frac{1}{\operatorname{sn} \left(\frac{n-i+1}{n} K \right)}, \quad (i = 1, 2, \dots, n), \quad (17)$$

где sn эллиптическая функция Якоби (эллиптический синус), K — полный эллиптический интеграл первого рода, который представляет собой значение эллиптического интеграла первого рода при значении верхнего предела $\frac{\pi}{2}$:

$$K = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{d\psi}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \psi}}. \quad (18)$$

Точки, в которых функция пересекает единичную прямую определяются по формуле:

$$x = k \operatorname{sn} \frac{iK}{2n}, \quad [i = 1, 3, 5, \dots, 2n-1], \quad (19)$$

а точки экстремума по формуле:

$$x = k \operatorname{sn} \frac{iK}{n}, \quad [i = 0, 1, 2, \dots, n]; \quad (20)$$

б) для нечетных функций параметры определяются по формуле

$$x_i = \frac{1}{\operatorname{sn} \left[\frac{2(n-i)+1}{2n-1} K \right]}, \quad [i = 1, 2, \dots, n]. \quad (21)$$

Точки пересечения с единичной прямой определяются по формуле:

$$x = k \operatorname{sn} \frac{2iK}{2n-1}, \quad [i = 0, 1, 2, \dots, n-1], \quad (22)$$

а точки экстремума в соответствии с

$$x = k \operatorname{sn} \frac{iK}{2n-1}, \quad [i = 1, 3, 5, \dots, 2n-1]. \quad (23)$$

На рис. 3 показан характер аппроксимации функциями f_2 , f_6 , f_7 и f_8 единичной прямой.

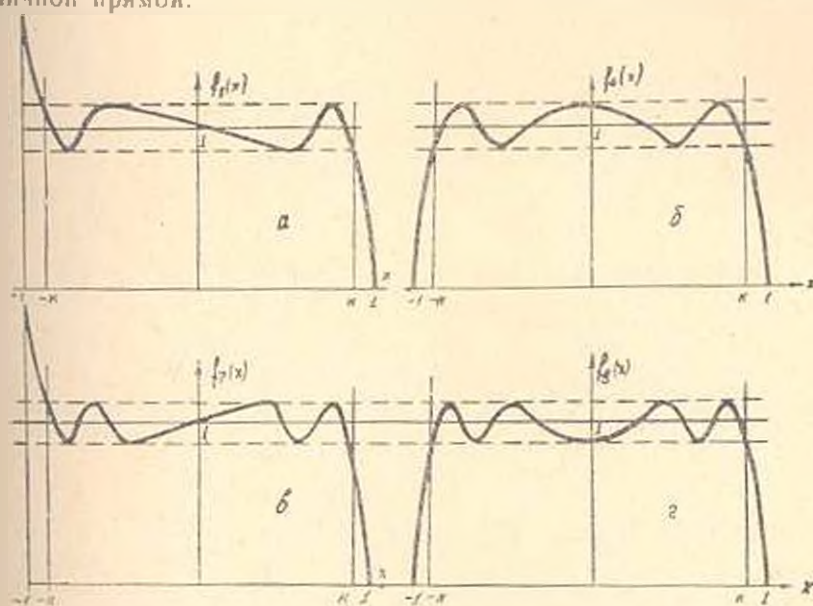


Рис. 3.

Чебышевский режим затухания

Предлагаемый ниже метод расчета фильтров иллюстрирован на примере, показывающем характерный вид формы кривой затухания в полосе непропускания фильтра при чебышевской аппроксимации.

Пусть, например, функция $f_n(x)$ выбрана в качестве функций α и β :

$$f_8(x) = \frac{1}{H} \sqrt{1 - \frac{x^2}{x_1^2}} \left(1 - \frac{x^2}{x_3^2} \right) / \left(1 - \frac{x^2}{x_2^2} \right) \left(1 - \frac{x^2}{x_4^2} \right)$$

В соответствии с рис. 3г чебышевская аппроксимация функцией $f_8(x)$ единичной прямой являющейся идеальной частотной характеристикой, изображена на рис. 4. Отрезок $[0-1]$ по оси абсцисс соответствует диапазону нормированных частот, в пределах которых функции α и β действительны. Следовательно, для функции α это будет полоса пропускания, для функции β — полоса непропускания.

Аппроксимация функцией α единичной прямой обеспечивает стабильность характеристического сопротивления в диапазоне прозрачности и согласованную работу фильтра; это было отмечено выше. Поскольку нас интересует частотная характеристика фильтра, т. е. зависимость затухания от частоты, рассмотрим несколько более подробно график функции β . Точки пересечения функцией β единичной прямой, обозначенные буквами а, в, с, d, соответствуют частотам беспопечного затухания. Точки наибольшего отклонения функции от

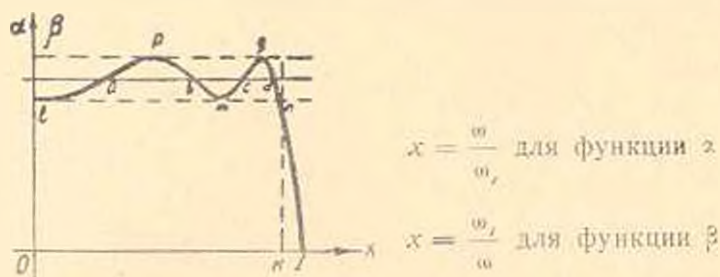


Рис. 4.

единицы, обозначенные точками l, m, n, p, q (независимо от знака) соответствуют частотам минимального затухания. Следует отметить, что допускаемые отклонения функций $f(x)$ таковы, что помимо равенства порознь всех максимумов и минимумов между собой, их среднее геометрическое равно единице:

$$\beta_{\max} \beta_{\min} = 1.$$

Это обстоятельство обеспечивает равенство минимумов затухания во всей полосе непропускания фильтра — характерный признак чебышевского режима затухания. В самом деле, решив уравнение (1) относительно g , будем иметь

$$g = \ln \frac{1 + \sqrt{\frac{Z_1}{Z_2}}}{1 - \sqrt{\frac{Z_1}{Z_2}}} = \ln \frac{1 + \beta}{1 - \beta}, \quad (1a)$$

откуда затухание b определится по формуле

$$b = \ln \left| \frac{1 + \beta}{1 - \beta} \right|. \quad (1b)$$

Из формулы (1b) видно, что $\beta_{\min} = \frac{1}{\beta_{\max}}$ дает то же самое затухание, что и $\beta_{\max}$.

На рис. 5 показана частотная характеристика затухания полосы непропускания низкочастотного фильтра, рассмотренного выше. По оси абсцисс отложена величина обратная нормированной частоте, либо, в другом масштабе, текущая частота f . При частоте f_1 (точка l рис. 4) затухание впервые достигает допустимого минимума. Диапазон частот от f_1 до f_2 следует рассматривать как переходную область, где и находится частота среза.

Число частот бесконечного затухания, равное числу частот минимума затухания (включая и $f = \infty$), определяется степенью аппроксимирующей функции β . В рассмотренном случае (при четной степени) оно равно $n = \frac{8}{2} = 4$.

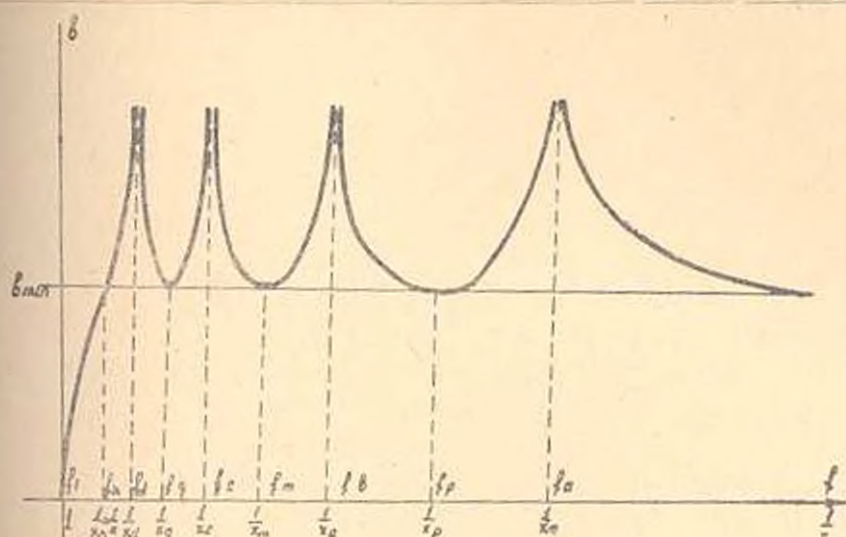


Рис. 5.

Используя в качестве аппроксимирующей кривой $f_7(x)$, как можно видеть из рис. 3в, мы получим частотную характеристику затухания, последняя ветвь которой уходит в бесконечность (рис. 6). Здесь также число частот минимума затухания равно числу частот бесконечного затухания, если только ограничиться рассмотрением конечных частот, исключив полюс функции затухания в бесконечно удаленной точке. Таким образом, принимая во внимание эти условия, можно дать следующее определение чебышевскому режиму затухания в полюсе непрозрачности электрических фильтров:

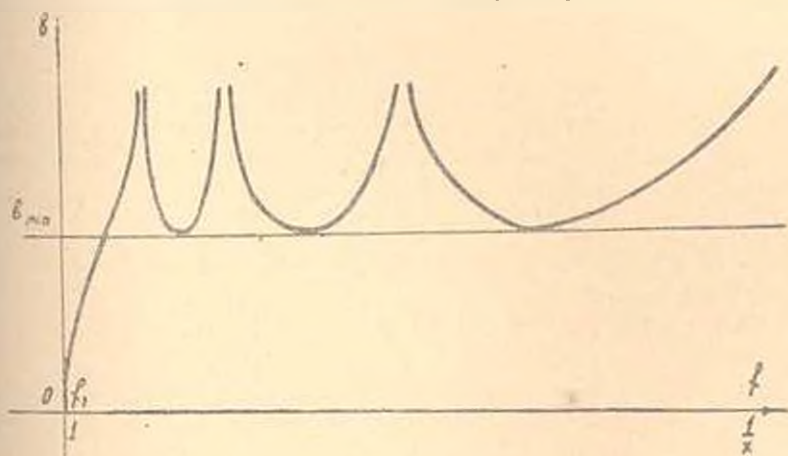


Рис. 6.

Фильтр с частотной характеристикой затухания, имеющей в полосе не пропускания одинаковые минимумы, число которых равно числу частот бесконечного затухания, обладает чебышевским режимом затухания в полосе не пропускания. Возможно, в дальнейшем, данное понятие подвергнется уточнению и расширению, причем в него бу-

дуг включены понятия ограниченного и полного чебышевского режимов. Следует отметить, что функция β , определяя кривую собственного затухания в полосе непропускания фильтра, и то же время характеризует также фазовую меру передачи в полосе прозрачности. Следовательно фазовая характеристика при чебышевской аппроксимации получается нелинейной, что является ее недостатком. Выпрямлению характеристики можно достичь с помощью фазокорректирующих цепей.

Лаборатория электротехники
АИ Армянской ССР

Получено 5.IX.1957 г.

Կ. Ա. ՄԵԼԻԿ-ՎԱՐԴԱՆՅԱՆ

ՄԱՐԿԱՆ, ՓԻՐԵՆԻՏԱՆ, ՌԵԺԻՄԸ ԷԼԵԿՏՐՈԿԱԼ ՖԻԼՏՐՆԵՐԻ ՉՐՈՂԱԲԱՐՈՒՄԸ ԿՈՏՈՐԻՄ

Ա. Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Էլեկտրական չղթանների սինթեզի մեթոդները առաջնությունըն կապված են ֆունկցիաների մոտարկման (ապրոսիմացիայի) խնդրի հետ:

Այդ տեսակետից ամենաշարժար մոտարկման մեթոդ հանդիսանում է ուսումնական մաթեմատիկոս Չերիշևի մշակած մեթոդը: Չերիշևյան մեթոդը էլեկտրատեխնիկայում մեծ դեր է խաղում ճնորհիվ այն բանի, որ էլեկտրական չղթանների սինթեզը մեծ կրթություն ունի ավտոմատիկայում, տեխնիկականիկայում, ֆիզիկայի հաշվարկման դործում, ինչպես նաև տարբեր հիդրավլիկական ու մեխանիկական կոստացվածքներում:

Հոգվածում արված է ֆիլտրների հաշվարկի մեթոդը, որը հիմնված է Չերիշևյան մոտարկման վրա: Յուրջ է արված ֆիլտրների հաճախականության բնութագրի ձևի կապը ապրոսիմացիոն ֆունկցիայի առաժանի հետ: Հաստատված է, որ մարման ֆունկցիայի միջնաձևերի և մաքսիմումների թիվը, երբ մոտարկման ֆունկցիան $q(x)$ է՝ հաճախոր է n -ի, իսկ երբ $q(x)$ է՝ հաճախոր է $n-1$ -ի:

Հոգվածում արված է նույնպես Չերիշևյան մարման սկզբի որոշումը էլեկտրական ֆիլտրների համար:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Ахисер И. И. Лекция по теории аппроксимации. 1949 г.
2. Ахисер И. И. Элементы теории эллиптических функций. 1949 г.
3. Босый И. Д. Электрические фильтры. 1955 г.
4. Гармоковский И. И. Теоретические основы электропроводной связи. 1956 г.
5. Михеладзе И. К. Численные методы математического анализа. 1953 г.
6. Чебышев П. Д. Избранные труды. Изд. АИ 1955 г.
7. Cauer W. Theorie der linearen Wechselstromschaltungen 1954.
8. Guillemin E. A. Communication networks. II, 1947.
9. Mollé J. H. Filter design data for communication engineers. 1952.

ИНЖЕНЕРНАЯ СЕЙСМОЛОГИЯ

Э. Е. ХАЧИЯН

КОЛЕБАНИЕ БРУСА, ПОД ДЕЙСТВИЕМ СЕЙСМИЧЕСКИХ УДАРА И ТОЛЧКА С УЧЕТОМ РАССЕЯНИЯ ЭНЕРГИИ*

В работе рассматриваются изгибные и сдвиговые колебания консольного бруса постоянного сечения, вызванные перемещением его основания под действием сейсмических удара и толчка.

Сейсмический удар характеризуется значительным сейсмическим ускорением, вызывающим резкое изменение в скорости перемещения почвы за короткий промежуток времени. Сейсмический толчок характеризуется мгновенным возникновением большого ускорения с последующим его сохранением [1].

§ 1. Изгибные колебания

Уравнения свободных колебаний консольного бруса (рис. 1) при учете только изгибов и с учетом рассеяния энергии может быть записано в следующем виде [2]:

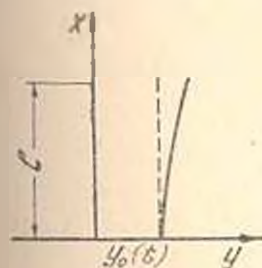


Рис. 1.

$$EI \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} + \frac{q}{g} \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = 0 \quad (1.1)$$

где $y(x, t)$ — перемещения точки на оси стержня;

E — модуль упругости материала стержня;

I — момент инерции поперечного сечения;

q — вес стержня на единицу длины;

l — длина стержня;

α — коэффициент внутреннего трения, обычно малая величина. Нами принята $\alpha = 0.08$, что отвечает коэффициенту поглощения энергии $\psi = 0.5024$.

Подстановкой $y_j(x, t) = Y_j(x) q_j(t)$, где $Y_j(x)$ — фундаментальные функции и $q_j(t)$ — нормальные координаты, для фундаментальных функций получим [2]:

* Из материалов к проекту «Положения по строительству в сейсмических районах».

$$Y_1(x) = \frac{\sin p_1 + \operatorname{sh} p_1}{\cos p_1 + \operatorname{ch} p_1} (\cos z_1 x - \operatorname{ch} z_1 x) + \sin \alpha_1 x - \operatorname{sh} \alpha_1 x, \quad (1.2)$$

где

$$\begin{aligned} z_1 &= z_1/l \\ z &= \sqrt{\frac{g\rho_1}{gEI}} \end{aligned} \quad (1.3)$$

p_1 — круговая частота свободных колебаний, которая определяется из характеристического уравнения

$$\cos p \operatorname{ch} p - 1 = 0, \quad (1.4)$$

первые три корня которого следующие:

$$p_1 = 1,875; \quad p_2 = 4,694; \quad p_3 = 7,855.$$

Нормальные координаты, характеризующие колебания рассматриваемого бруса при колебаниях почвы в направлении оси y (рис.1), удовлетворяют уравнению

$$q_1'' + p_1^2 e^{\alpha_1 x} q_1 = -\ddot{z}_1 y_0 \quad (1.5)$$

где $y_0(t)$ — закон движения почвы, а

$$\ddot{z}_1 = \frac{2}{p_1} \frac{(\cos p_1 + \operatorname{ch} p_1)^2}{\sin p_1 + \operatorname{sh} p_1} \quad (1.6)$$

Общим решением этого уравнения является

$$\begin{aligned} q_1(t) &= e^{-p_1 \frac{x}{2}} \left(A_1 \cos p_1 t + B_1 \sin p_1 t \right) - \\ &- \frac{\ddot{z}_1}{p_1} \int_0^t e^{-p_1 \frac{x}{2} (t-\tau)} y_0'(\tau) \sin p_1 (t-\tau) d\tau \end{aligned} \quad (1.7)$$

Обычно в начальный момент землетрясения, смещение и скорость точек сооружения равны нулю, поэтому при этих начальных условиях выражение (1.7) примет вид:

$$q_1(t) = \frac{\ddot{z}_1}{p_1} \int_0^t e^{-p_1 \frac{x}{2} (t-\tau)} y_0'(\tau) \sin p_1 (t-\tau) d\tau. \quad (1.8)$$

Сейсмический удар. Допустим, что в основании сооружения имеет место сейсмический удар, вызванный большим ускорением почвы за очень короткий промежуток времени. Такое сейсмическое ускорение называется кратковременным сейсмическим ускорением [2]. В работах [1], [2], установлено, что кратковременное сейсмическое ускорение вызывает статический эффект относительно фундаментальной функции $Y_1(x)$, если соответствующий период свободных колебаний T_1 намного менее длительности этого ускорения. Кратковременное сейсмическое ускорение оказывает импульсное воздействие на сооружение (сейсмический удар), если период свободных колеба-

ний T , по крайней мере в четыре раза превышает его длительность. При этом закон изменения кратковременного сейсмического ускорения не имеет значения. Значение имеет лишь скорость, которую приобретает почва в конце действия кратковременного сейсмического ускорения.

Рассмотрим предельный случай, когда имеет место математический точный импульс характеризуемый мгновенным ускорением $\frac{v}{\Delta t}$

за промежуток времени $\Delta t \rightarrow 0$, т. е. когда основанию сооружения за время Δt сообщается скорость равная v . В этом случае для всех обертонов колебаний $Y_j(x)$ имеет место импульсивное действие, вызывающее свободное колебание системы.

В данном случае

$$\text{при } 0 < \tau < \Delta t \quad y_0(\tau) = \frac{v}{\Delta t},$$

$$\text{при } \tau > \Delta t \quad y_0(\tau) = 0.$$

Применив в (1.8) теорему о среднем и переходя к пределу при условии $\Delta t \rightarrow 0$, получим:

$$q_j(t) = -\frac{3}{p_j} v e^{-p_j t} \frac{1}{2} t \sin p_j t. \quad (1.9)$$

Изгибающий момент, отвечающий j -ой фундаментальной функции бруса запишется так:

$$M_j = EI \frac{d^2 Y_j}{dx^2} q_j. \quad (1.10)$$

Подставляя значения Y_j и q_j из выражений (1.2) и (1.9) и (1.10) после некоторых преобразований получим:

$$M_j = -\frac{q l^2}{8} v p_j e^{-p_j t} \frac{1}{2} t \gamma_j(x) \sin p_j t. \quad (1.11)$$

$$\gamma_j(x) = \frac{2}{\mu_j^2} \left(\frac{\cos \mu_j + \operatorname{ch} \mu_j}{\sin \mu_j + \operatorname{sh} \mu_j} \right) \left[\operatorname{ch} \mu_j \frac{x}{l} + \cos \mu_j \frac{x}{e} - \right. \\ \left. - \left(\frac{\cos \mu_j - \operatorname{ch} \mu_j}{\sin \mu_j + \operatorname{sh} \mu_j} \right) \left(\sin \mu_j \frac{x}{l} + \operatorname{sh} \mu_j \frac{x}{l} \right) \right] \quad (1.12)$$

Значения γ_j для первой, второй и третьей формы свободных колебаний для каждой двадцатой доли длины бруса приведены в табл. 1.

Полное значение изгибающего момента будет:

$$M = -\frac{q l^2}{8} v \sum p_j e^{-p_j t} \frac{1}{2} t \sin p_j t. \quad (1.13)$$

На основании (1.3) вычислим периоды свободных колебаний

$$p_j = \frac{\pi^2}{l^2} \sqrt{\frac{EI}{g}}. \quad (1.14)$$

Таблица 1

x/l	γ_1	γ_2	γ_3	x/l	γ_1	γ_2	γ_3
0	0,446	0,0394	0,00625	0,50	0,151	-0,0291	0,000153
0,05	0,415	0,0300	0,00502	0,55	0,126	-0,0292	0,00239
0,10	0,384	0,0206	0,00468	0,60	0,102	-0,0269	0,00432
0,15	0,354	0,0115	-0,000935	0,65	0,0805	-0,0243	0,00561
0,20	0,323	0,00275	-0,00326	0,70	0,0605	-0,0207	0,00715
0,25	0,293	-0,00510	-0,00490	0,75	0,0435	-0,0164	0,00890
0,30	0,263	-0,0105	-0,00542	0,80	0,0285	-0,0119	0,00489
0,35	0,234	-0,0155	-0,00510	0,85	0,0148	-0,00744	0,00236
0,40	0,205	-0,0213	-0,00391	0,90	0,00748	-0,00369	0,00167
0,45	0,178	-0,0264	-0,00205	0,95	0,00194	-0,000999	0,000243
				1,00	0	0	0

Следовательно

$$T_1 = \frac{2\pi}{p_1} = \frac{2\pi}{p_1} \sqrt{\frac{q}{gEJ}} \quad (1.15)$$

или можно написать

$$T_1 p_1^2 = \text{const}$$

откуда считая T_1 заданным, находим

$$p_1 = \left(\frac{p_1}{p_1} \right)^2 T_1$$

На основании (1.14) имеем

$$p_1 = \frac{2\pi}{T_1} \left(\frac{p_1}{p_1} \right)^2 \quad (1.16)$$

Подставляя значения (1.16) в (1.13) для изгибающего момента, получим:

$$M = -\frac{ql^3}{g} \frac{2\pi}{T_1} \sum \left(\frac{p_1}{p_1} \right)^2 z_1(x) e^{-\frac{2\pi}{T_1} \left(\frac{p_1}{p_1} \right)^2 t} \sin \frac{2\pi}{T_1} \left(\frac{p_1}{p_1} \right)^2 t \quad (1.17)$$

или

$$M = -\frac{ql^3}{g} \frac{2\pi}{T_1} z_1(x, t),$$

где

$$z_1(x, t) = \sum_{j=1}^{\infty} \left(\frac{p_1}{p_1} \right)^2 z_1(x) e^{-\frac{2\pi}{T_1} \left(\frac{p_1}{p_1} \right)^2 t} \sin \frac{2\pi}{T_1} \left(\frac{p_1}{p_1} \right)^2 t \quad (1.18)$$

Коэффициенты ряда (1.17) достигают максимальных значений последовательно, начиная с самых высших при значениях $t = \frac{T_1}{4}$. Первая форма колебаний, соответствующая наибольшему периоду T_1 достигнет максимального значения в последнюю очередь.

Таким образом, за время, равное одной четверти периода первой формы $t = \frac{T_1}{4}$, процесс колебаний проходит через все свои харак-

терные стадии в смысле распределения инерционных нагрузок. Конечно, процесс колебаний не является периодическим и во все последующие отрезки времени, равные $\frac{T_1}{4}$, не повторяется в точности

те состояния, которые имели место за время $0 \leq t \leq \frac{T_1}{4}$. Но, если принять во внимание затухание колебаний, в силу которого амплитуды всех, особенно, высших форм в последующие промежутки времени должны убывать, то можно считать, что для практических целей состояние системы при $t > \frac{T_1}{4}$ не будет представлять большего интереса, чем за первую четверть первого периода.

На этом основании можно принять, что для изучения максимальных напряженных состояний стержня достаточно ограничиться рассмотрением окрестности первой четверти первого периода. Нами исследован промежуток времени от $0,18 T_1$ до $0,30 T_1$. В результате для различных сечений в различные время получены следующие значения для коэффициента $\alpha(x, t)$, приведенные в табл. 2.

Таблица 2

$\frac{t}{T_1}$	$\frac{t}{T_1}$	$\alpha(x, t)$	$t = 0,19 T_1$	$t = \frac{T_1}{4}$	$t = \frac{T_1}{4}$	Полозная форма
			$\alpha(x, t)$	$\alpha(x, t)$	$\alpha(x, t)$	
0,00	0,19	0,61955	0,61955	0,35215	0,22376	0,4150
0,05	0,19	0,53057	0,53057	0,35702	0,20520	0,3490
0,10	0,19	0,44156	0,44156	0,33223	0,18936	0,3005
0,15	0,21	0,37870	0,35732	0,30903	0,16924	0,2324
0,20	0,21	0,32591	0,27659	0,25629	0,14149	0,3033
0,25	0,27	0,31669	0,20624	0,26551	0,10956	0,2750
0,30	0,27	0,31255	0,15221	0,24160	0,07909	0,2470
0,35	0,27	0,31490	0,09397	0,23236	0,02039	0,2197
0,40	0,27	0,29967	0,05571	0,21772	-0,02113	0,1924
0,45	0,27	0,27716	0,02990	0,20490	-0,09232	0,1671
0,50	0,29	0,25109	0,01322	0,19051	-0,13033	0,1613
0,55	0,29	0,22271	0,00526	0,17597	-0,16550	0,1642
0,60	0,29	0,20012	0,00225	0,15915	-0,19397	0,1577
0,65	0,29	0,17509	0,00309	0,13950	-0,20241	0,1427
0,70	0,29	0,14827	0,01109	0,12950	-0,20528	0,1211
0,75	0,29	0,11355	0,04615	0,09142	-0,16569	0,1030
0,80	0,29	0,05113	0,00569	0,06572	-0,13157	0,0555
0,85	0,29	0,04591	0,00291	0,03923	-0,09736	0,0597
0,90	0,29	0,02444	0,00159	0,01970	-0,04334	0,0290
0,95	0,29	0,00399	0,00101	0,00446	-0,00950	0,0020
1,00		0	0	0	0	0

Из приведенной выше таблицы изгибающего момента можно сделать следующие выводы. При всех рассмотренных значениях t наибольший момент всегда имеет место в основании бруса. В начале возмущения большой эффект имеет место в верхних частях бруса.

В верхней части бруса получается сравнительно большая величина изгибающего момента, что может иметь решающее значение

для сооружений из материалов плохо сопротивляющихся растяжению. Этим можно объяснить форму разрушения верхних частей сооружения во время землетрясения. На рис. 2 показана огибающая эпюра

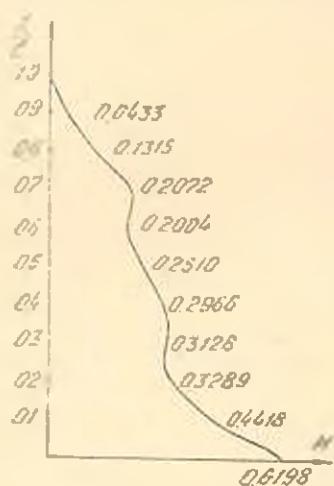


Рис. 2.

моментов. Интересно отметить, что в сечении 0,7 изгибающий момент в 5 раз больше, чем изгибающий момент в том же сечении, когда в основании получается максимальный момент. В последней графе таблицы приведены значения изгибающего момента по И. Л. Корчинскому [3], т. е. расчет произведен по наиболее опасной форме колебания. Эти данные показывают, что наибольшее расхождение достигает 70%.

Сейсмический толчок. Если в основании сооружения имеет место сейсмический толчок, то как было отмечено выше он вызывает статический толчок, то как было отмечено выше он вызывает статический эффект относительно фундаментальной функции

$Y_1(x)$, если соответствующий период свободных колебаний T_1 намного менее длительности действия толчка. Если упомянутое выше условие выполняется для основной главной координаты q_1 и отвечающей ей фундаментальной функции Y_1 , то оно подавно будет выполняться и для всех остальных фундаментальных функций и отвечающих им главных координат. На этом основании считая сейсмическое ускорение y_0 постоянным в уравнение (1.7) и интегрируя по частям, для нормальных координат q_j получим:

$$q_j = -\frac{3j}{p_j} \cdot \frac{4y_0}{4+x^2} \left[1 - e^{-\frac{1}{2}p_j t} \left(\frac{x}{2} \sin p_j t - \cos p_j t \right) \right]. \quad (1.19)$$

В целях упрощения формулы (1.19) приведем выражение в скобках к виду

$$\frac{x}{2} \sin p_j t + \cos p_j t = A \sin(p_j t + \delta), \quad (1.20)$$

где A и δ — некоторые постоянные. Они определяются из уравнения:

$$\frac{x}{2} - A \cos \delta = 0, \quad (1.21)$$

$$1 - A \sin \delta = 0,$$

откуда получим:

$$A = \pm \frac{1}{2} \sqrt{x^2 + 4}, \quad (1.22)$$

$$\delta = \arctg \frac{2}{x}.$$

Итак

$$q_j = - \frac{1}{p_j} \frac{4y_0}{x^2 + 4} \left[1 - A e^{-\frac{1}{2} p_j t} \sin(p_j t + \delta) \right]. \quad (1.23)$$

Так как при $t=0$, $q_j=0$, то A и δ имеют определенные знаки.

Для полного значения изгибающего момента по формуле (1.10), получим:

$$M = - \frac{q l^2}{g} \frac{4y_0}{x^2 + 4} \left[\sum \gamma_j(x) - \sum A e^{-\frac{1}{2} p_j t} \gamma_j \sin(p_j t + \delta) \right]. \quad (1.24)$$

Введем обозначение

$$\gamma_j = \sum \gamma_j(x).$$

$$z(x, t) = \sum A e^{-\frac{1}{2} p_j t} \gamma_j(x) \sin(p_j t + \delta). \quad (1.25)$$

Непосредственным дифференцированием (1.19) получим, что нормальные координаты q_j достигают своих максимальных значений при

$$t = \frac{T_j}{2}.$$

Следовательно при сейсмическом толчке, имея ввиду затухание колебаний, для нахождения максимальных напряженных состояний, следует особо исследовать малый промежуток времени в окрестности

$$t = \frac{T_1}{2}.$$

Для промежутков времени от $0,45 T_1$ до $0,55 T_1$ получены максимальные значения коэффициента $z(x, t)$. Эти данные припедены в табл. 3. Коэффициент z_0 непосредственно вычислен из уравнения для

Таблица 3

$\frac{x}{l}$	$\frac{t}{T_1}$	$z(x, t)$	z_0	$z_0 - z$	$t = \frac{T_1}{2}$	
					$z(x, t)$	$z(x, t)$
0,00	0,51	0,3935	0,4930	0,5000	0,8871	0,3803
0,05	0,53	0,3646	0,4500	0,4510	0,8116	-0,3351
0,10	0,53	0,3361	0,4061	0,4050	0,7425	-0,3317
0,15	0,52	0,3096	0,3655	0,3610	0,6751	-0,3092
0,20	0,51	0,2840	0,3230	0,3200	0,6070	-0,2829
0,25	0,50	0,2598	0,2831	0,2810	0,5429	-0,2643
0,30	0,49	0,2353	0,2470	0,2450	0,4823	-0,2431
0,35	0,49	0,2132	0,2105	0,2110	0,4237	-0,2245
0,40	0,49	0,1898	0,1779	0,1800	0,3677	-0,2025
0,45	0,48	0,1677	0,1496	0,1510	0,3173	-0,1807
0,50	0,48	0,1452	0,1230	0,1250	0,2682	-0,1572
0,55	0,48	0,1236	0,1001	0,101	0,2237	-0,1341
0,60	0,48	0,1022	0,0798	0,0800	0,1820	-0,1109
0,65	0,48	0,0826	0,0618	0,0613	0,1430	-0,0890
0,70	0,48	0,0636	0,0472	0,0450	0,1109	-0,0677
0,75	0,48	0,0463	0,0321	0,0313	0,0791	-0,0494
0,80	0,48	0,0310	0,0215	0,0200	0,0525	-0,0329
0,85	0,48	0,0167	0,0106	0,0113	0,0273	-0,0176
0,90	0,48	0,0084	0,0054	0,0050	0,0139	-0,0099
0,95	0,48	0,0022	0,0011	0,0012	0,0033	-0,0028
1,00		0	0	0	0	0

изгибающего момента бруса, находящегося под постоянной распределенной нагрузкой $\frac{q}{g} y_0$, т. е. по формуле

$$M = \frac{q l^2}{8} \frac{y_0}{2} \left(1 - \frac{x}{l} \right)^2. \quad (1.26)$$

Сопоставляя значения z_0 и z_{∞} , заключаем, что ряд γ_j быстро сходится к сумме

$$\sum \gamma_j(x) = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{x}{l} \right)^2. \quad (1.27)$$



Рис. 3.

На рис. 3 показана огибающая энюра моментов при толчке, причем пунктирная линия соответствует статическому нагружению.

Никак, при сейсмическом толчке расчетный изгибающий момент выражается формулой (1.24): он для некоторого участка стержня даже больше удвоенного статического, хотя при расчете по отдельным формулам, изгибающий момент, во всяком случае, меньше удвоенного статического. Следовательно влияние членов ряда, соответствующих высшим формам колебаний достаточно неанно.

§ 2. Сдвиговые колебания

При учете только сдвига смещение $y(x, t)$ удовлетворяют уравнению

$$\rho \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} - \frac{q}{g} \frac{1}{k F(t)} \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = 0, \quad (2.1)$$

где F — площадь поперечного сечения, G — модуль сдвига, а k — коэффициент, зависящий от формы поперечного сечения.

Подстановкой $y_j(x, t) = Y_j(x) q_j(t)$ для фундаментальных функций $Y_j(x)$ получается

$$Y_j(x) = A_j \sin \frac{2j-1}{2} \pi \frac{x}{l}. \quad (2.2)$$

Круговая частота p_j определяется формулой

$$p_j = \frac{2j-1}{2l} \pi \sqrt{\frac{k F G}{q}}. \quad (2.3)$$

Нормальные координаты $q_j(t)$ удовлетворяют уравнению:

$$q_j'' + p_j^2 e^{-\beta_j t} q_j = -\beta_j y_0. \quad (2.4)$$

где

$$\beta_j = \frac{4}{\pi(2j-1)}. \quad (2.5)$$

Сейсмический удар. Для сейсмического удара в основании повторяя аналогичные рассуждения и преобразования для $q_j(t)$ получим:

$$q_j(t) = -\frac{\beta_j}{p_j} e^{-\beta_j \frac{t}{2}} \sin p_j t. \quad (2.6)$$

Поперечная сила, отвечающая полному деформированному состоянию, определяется по выражению

$$S = kFG \sum \frac{\partial y_j(x, t)}{\partial x}. \quad (2.7)$$

Подставляя соответствующие значения $Y_j(x)$, $q_j(t)$ и β_j в (2.7) после некоторых преобразований получим:

$$S = -\frac{qI}{8} v \sum p_j Y_j(x) e^{-\frac{\beta_j}{2} t} \sin p_j t, \quad (2.8)$$

где

$$v(x) = \frac{8}{\pi^2} \frac{1}{(2j-1)^2} \cos \frac{2j-1}{2} \pi \frac{x}{l}. \quad (2.9)$$

Значение γ_j для первой пяти форм свободных колебаний для каждой двадцатой доли длины бруса приведен в табл. 4.

Таблица 4

$\frac{x}{l}$	γ_1	γ_2	γ_3	γ_4	γ_5
0,00	0,91057	0,09006	0,03212	0,01654	0,01001
0,05	0,90907	0,08757	0,02995	0,01410	0,00761
0,10	0,90750	0,08521	0,02792	0,01170	0,00523
0,15	0,79910	0,08319	0,01241	0,00130	0,00523
0,20	0,77094	0,05293	0	0,00972	0,00952
0,25	0,74593	0,03416	0,01241	0,01529	0,00925
0,30	0,72223	0,01401	0,02292	0,01631	0,00455
0,35	0,69111	0,00706	0,02995	0,01254	0,00234
0,40	0,65375	0,02793	0,03242	0,00511	0,00510
0,45	0,61637	0,01706	0,02995	0,00396	0,00994
0,50	0,57315	0,00369	0,02292	0,01170	0,00709
0,55	0,52629	0,07679	0,01241	0,01609	0,00079
0,60	0,47642	0,08565	0	0,01573	0,00559
0,65	0,42352	0,08978	0,01241	0,01074	0,00973
0,70	0,36767	0,09895	0,02292	0,00259	0,00992
0,75	0,31019	0,08321	0,02995	0,01033	0,00343
0,80	0,25051	0,07255	0,03242	0,01340	0,00309
0,85	0,18920	0,05849	0,02995	0,01649	0,00553
0,90	0,12633	0,04000	0,02292	0,01474	0,00999
0,95	0,06359	0,02102	0,01241	0,00461	0,00450
1,00	0	0	0	0	0

На основании (2.3)

$$T_j = \frac{2\pi}{p} = \frac{4l}{2j-1} \left[\sqrt{\frac{q}{kl^2 g(1)}} \right] \quad (2.10)$$

следовательно

$$T_j = \frac{T_1}{2j-1} \quad (2.11)$$

Учитывая (2.10) и (2.11) для поперечной силы получим:

$$S = -\frac{ql}{g} \frac{2\pi}{T_1} \sum_{j=1}^{\infty} (2j-1) \sin(x) e^{-\frac{1}{2} \frac{2\pi}{T_1} (2j-1) t} \sin \frac{2\pi}{T_1} (2j-1) t \quad (2.12)$$

или

$$S = -\frac{ql}{g} \frac{2\pi}{T_1} \varphi(x, t)$$

где

$$\varphi(x, t) = \sum_{j=1}^{\infty} \sin(x) (2j-1) e^{-\frac{1}{2} \frac{2\pi}{T_1} (2j-1) t} \sin \frac{2\pi}{T_1} (2j-1) t \quad (2.13)$$

В интервале $0,20 < \frac{t}{T_1} \leq 0,30$ для коэффициента $\varphi(x, t)$ получены максимальные значения для каждой двадцатой доли длины бруса. Эти данные приведены в табл. 5.

Таблица 5

$\frac{x}{l}$	$\frac{t}{T_1}$	$\varphi(x, t)$	$t = \frac{T_1}{4}$	$t = \frac{T_1}{4}$	$t = \frac{T_1}{4}$	$t = \frac{T_1}{4}$	По одной форме.
0,00	0,25	0,63247	0,63247	0,60031	0,72310	0,66586	0,76150
0,05	0,25	0,62602	0,62602	0,61147	0,69130	0,66614	0,75900
0,10	0,25	0,61037	0,61037	0,63550	0,59030	0,64522	0,75120
0,15	0,20	0,63307	0,54451	0,61875	0,4290	0,30417	0,7409
0,20	0,20	0,61066	0,59767	0,62192	0,30820	0,13116	0,72390
0,25	0,20	0,63113	0,59391	0,54791	0,1497	0,0047	0,70420
0,30	0,22	0,61250	0,61011	0,42141	0,0502	0,05239	0,6770
0,35	0,25	0,62591	0,62541	0,26525	-0,0020	-0,05463	0,61990
0,40	0,25	0,63105	0,63105	0,12190	0,02290	0,01870	0,6150
0,45	0,25	0,62003	0,62003	0,01373	0,0422	0,02129	0,5793
0,50	0,18	0,62141	0,59623	0,03959	-0,0063	0,01162	0,5399
0,55	0,20	0,63475	0,57135	0,01132	0,0110	0,03443	0,19190
0,60	0,20	0,63931	0,55921	0,01150	0,0119	0,00952	0,41620
0,65	0,21	0,61591	0,56795	0,02295	0,0091	-0,01953	0,59910
0,70	0,24	0,59171	0,59276	0,00000	0,0012	-0,03195	0,3485
0,75	0,25	0,61638	0,61638	0,03270	0,0060	-0,02140	0,3110
0,80	0,25	0,61089	0,61089	0,00775	-0,0027	-0,00276	0,2556
0,85	0,25	0,55035	0,55035	0,01676	0,0023	0,01962	0,17840
0,90	0,25	0,12099	0,12099	-0,03127	0,0004	0,02019	0,11020
0,95	0,25	0,22940	0,22940	0,02268	0,0001	0,021026	0,06100
1,00		0	0	0	0	0	0

Из численных результатов, приведенных в табл. 5 видно, что величина поперечной силы в верхней части сооружения одинакового порядка с нижним, но так как на нижнюю часть сооружения действуют большие вертикальные нагрузки (вес), чем на верхнюю, то

продольные стены верхних этажей должны повреждаться больше, чем стены нижних.

На рис. 4 показаны огибающая эпюры поперечных сил.

В противоположности изгибу в начале возмущения наибольший эффект имеет место в основании. Сопоставляя значение поперечных сил по пяти формам колебаний со значениями по наиболее опасной форме, значения которых приведены в последней графе табл. 5, видно, что в случае сдвига имеет место большие расхождения, особенно, в верхних частях.

Сейсмический толчок. При сейсмическом толчке поперечная сила выражается формулой

$$S = -\frac{ql}{k} \frac{4\gamma_1^2}{4 + \gamma_1^2} \left| \sum_{j=1}^5 \gamma_j(x) \right|$$

$$\sum_{j=1}^5 A e^{-\gamma_j t} \frac{1}{2} \gamma_j(x) \sin(p_j t + \delta) \quad (2.14)$$

Введем обозначения

$$\sum_{j=1}^5 \gamma_j(x) = \gamma_1$$

$$\sum_{j=1}^5 A e^{-\gamma_j t} \frac{1}{2} \gamma_j(x) \sin(p_j t + \delta) = \beta(x, t). \quad (2.15)$$

Исследованием промежутка времени $0,45 T_1$ до $0,55 T_1$ получены максимальные значения коэффициента $\beta(x, t)$ приведенных в табл. 6

Таблица 6

$\frac{x}{l}$	$\frac{t}{T_1}$	$\beta(x, t)$	β_1	β_0	$\beta_1 + \beta_0$	$t = \frac{T_1}{2}$	$t = \frac{T_2}{2}$	$t = \frac{T_3}{2}$
						$\beta(x, t)$	$\beta(x, t)$	$\beta(x, t)$
0,01	0,50	0,9031	0,959630	1,00	1,7627	-0,3479	-0,6090	-0,7154
0,05	0,50	0,7961	0,94730	0,95	1,7434	-0,3495	-0,6079	-0,7173
0,10	0,50	0,7701	0,94292	0,90	1,69992	-0,3500	-0,6090	-0,7217
0,15	0,50	0,7456	0,96254	0,85	1,60914	-0,35120	-0,6095	-0,7244
0,20	0,50	0,7053	0,93462	0,80	1,51292	-0,3510	-0,6091	-0,7220
0,25	0,49	0,6674	0,74037	0,75	1,41377	-0,3489	0,6095	-0,7090
0,30	0,49	0,6255	0,69246	0,70	1,31929	-0,3456	-0,6046	-0,6939
0,35	0,49	0,5939	0,64899	0,65	1,22779	-0,3423	0,5940	-0,6812
0,40	0,49	0,5419	0,59949	0,60	1,14039	-0,3406	0,5742	-0,6616
0,45	0,50	0,4995	0,55320	0,55	1,05270	-0,3406	-0,5435	-0,6312
0,50	0,50	0,4561	0,50533	0,50	0,96143	-0,3405	-0,5023	-0,6090
0,55	0,50	0,4111	0,45495	0,45	0,86915	-0,3385	-0,4532	-0,5876
0,60	0,49	0,3657	0,40062	0,40	0,76632	-0,3289	-0,3299	-0,5677
0,65	0,47	0,3201	0,34715	0,35	0,66725	-0,3117	-0,3161	-0,5469
0,70	0,46	0,2749	0,29530	0,30	0,57020	-0,2925	-0,2942	-0,5297
0,75	0,46	0,2295	0,24676	0,25	0,47626	-0,2436	-0,2457	-0,5005
0,80	0,49	0,1935	0,19977	0,20	0,38327	-0,1973	-0,1989	-0,4803
0,85	0,50	0,1395	0,15270	0,15	0,29120	0,1474	-0,1520	0,1497
0,90	0,50	0,0926	0,10350	0,10	0,1961	-0,0969	-0,1031	0,0989
0,95	0,50	0,0467	0,05254	0,05	0,09954	-0,0479	-0,0525	0,0494
1,00	0	0	0	0	0	0	0	0

Коэффициент β_0 непосредственно вычислен из уравнения для поперечной силы бруса, находящегося под постоянной распределенной нагрузкой $\frac{q}{g}$ v_0 , т. е. по формуле

$$S = \frac{q}{g} l y_0'(x-l). \quad (2.16)$$

Сопоставлением значений β_0 и β_1 придем к выводу, что ряд γ_i в случае сдвига сходится к сумме

$$\sum \gamma_i(x) = 1 - \frac{x}{l}. \quad (2.17)$$

что можно показать и непосредственным суммированием по методу Крылова [4]. На рис. 5 показана огнивающая энкура поперечных сил причем пунктирная линия соответствует статическому нагружению.

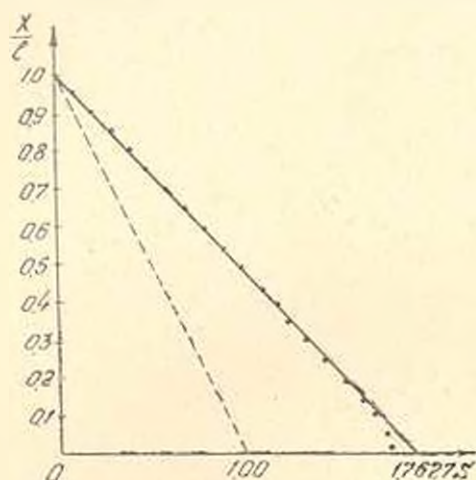


Рис. 5.

Таким образом и результате исследованно распределение изгибающих моментов и поперечных сил в консольном бруссе постоянного сечения при колебаниях под действием сейсмических удара и толчка.

Результаты вычислений показали, что влияние членов ряда, соответствующих высшим формам колебаний достаточно велико. Поэтому при рассмотрении тех же задач приближенным методом получается расхождение в среднем около 30% для изгибающих моментов в сторону преуменьшения, а для поперечной силы приближенный метод дает результаты в 2 и более раз меньше. Во всех случаях в верхней части стержня получается сравнительно большая величина изгибающих моментов и поперечных сил, что может иметь решающее значение для разрушения сооружений из материалов плохо сопротивляющихся растяжению и срезу.

Сейсмический толчок и удар вызывают свободные колебания сооружения. Колебание сооружения, в основном, будет зависеть от его жесткости. Действие толчка и удара на сооружение, в первую очередь, может вызвать разрушение жестких конструкций.

Институт строительных материалов и сооружений

Է. Ե. ԽԱՉԻՅԱՆ

ՍԵՅՍՄԻԿԱԼ ՀԱՐԿԱԾԻ ՈՒ ՀՐԻՄԱՆ ԱՉԳԵՑՈՒԹՅԱՆ ՏԱԿ ԶՈՂԻ
ՏՍՏԱՆՈՒՄՆԵՐԸ ԷՆԵՐԳԻԱՅԻ ՑՐՈՒՄԱՆ ՀԱՇՎԱՌՈՒՄՈՎ

Ա մ փ ո փ ու մ

Հողվածում ուսումնասիրություն են կենթարկում սկզբից հարվածի և հետո աղղկություն տակ ձողի մասին ու սահքի տատանումները՝ էներգիայի ցրման հաշվառումով:

Սկզբից հարվածը բնութագրվում է կարճ մասնականափոցում բախտկանության մեծ արագությամբ, որը առաջացնում է խոփից զեռի շարժման արագության մեծ:

Սկզբից հրումը բնութագրվում է բախտկանության մեծ արագության տևողությամբ և նրա հետագա պահպանմամբ [1]:

Փողի լուծումը արվում է ֆունկցիոնալ ֆունկցիոններով՝ շարքի վերլուծման մեթոդով: Այսպես, նկատի տանելով տատանման մարումը՝ էներգիայի ցրման հետևանքով, լուծումը սահմանափակվում է շարքի 3 անդամով՝ երեք տատանումների զեռում և 3 անդամով՝ սահքի տատանումների զեռում: Ձողի լարաքանցուր կտրվածքում դրված են մոտի մոմենտի և կտրուղ ուժի մարքանայ արժեքները, որոնք ստացվում են սարքերի մասնականներով:

Քոոր զեռներում խափն արժեքները ցույց են տալիս, որ տատանման բարձր կտրվի ձեռքին համապատասխանող անդամների աղղկությունը բախտկանության մեծ է: Այլ պատճառով այլ նույն լուծվողները մոտավոր մեթոդներով բնագրվելիս մոտի մոմենտի համար սխալը ստացվում է 30% , իսկ կտրուղ ուժի արժեքը մոտավոր մեթոդներով 2 և ավելի անգամ փոքր է ստացվում:

Սկզբից հրման մասնակի ձողի և արագանցուր կտրվածքում մոտի մոմենտի և կտրուղ ուժի հաշվառումը կարելի է անհրաժեշտ հշտությունը կատարել կրկնապատիկ առաջիկ մեթոդով:

Ձողի վերևի մասում ստացվում են մոտի մոմենտի և կտրուղ ուժի համապատասխան մեծ արժեքներ, որոնցով կարելի է բացատրել ավելից երկրաշարժերի մասնակի զեռների վերևի մասից բախտվելը: Սկզբից հարվածը և հրումը առաջացնում են ձողի սկզբական տատանումներ: Ձողի տատանումները հիմնականում կախված են նրա կոշտությունից: Հարվածից և հրումից առաջին հերթին բախտվում են կոշտ կոնստրուկցիաները:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Назаров А. Г. Сейсмические толчки и удары и их действие на сооружение, АН ГрузССР. Труды Бюро антисейсмического строительства, Тбилиси, 1945
2. Назаров А. Г. Метод инженерного анализа сейсмических сил. Изд. АН АрмССР. Ереван, 1956.
3. Корчанский Н. М. Расчет сооружений на сейсмические воздействия. Гос. изд. лит. по строт. и архитектуре, М., 1954.

4. Крылов А. Н. Собрание трудов, т. III, часть I, Изд. АН СССР, М.—Л., 1949.
5. Тимошенко С. П. Теория колебаний в инженерном деле, М.—Л., 1955.
6. Рабинович Н. М., Синицын А. А., Теренин Б. М. Расчет сооружений на действие кратковременных и мгновенных сил, Часть первая, изд. ВИА, М., 1956.
7. Рассказовский В. Т. Колебания гибких сооружений, вызванных действием кратковременных инерционных нагрузок, Известия АН УССР, № 6, 1956.
8. Труды Закавказского института сооружений, Выпуск третий, Тифлис, 1931.
9. Сегад Б. И. Семендяев К. А. Пятизначные математические таблицы, АН СССР, М.—Л., 1950.
10. Крылов А. Н. О некоторых дифференциальных уравнениях математической физики, М.—Л., 1950.

ИНЖЕНЕРНАЯ СЕЙСМОЛОГИЯ

С. А. ПИРУЗЯН

К ВОПРОСУ ВЛИЯНИЯ МИКРОГЕОЛОГИИ НА ВЕЛИЧИНУ
СИЛЫ СОТРЯСЕНИЯ ПО ДАННЫМ ГЕГЕЧКОРСКОГО
ЗЕМЛЕТРЯСЕНИЯ 1957 г.

Эпицентр Гегечкорского землетрясения от 29 января 1957 г. по предварительным данным находится примерно в 15 км. северо-восточнее районного центра гор. Гегечкори Западной Грузии, в районе известковой горы Асхи, на южных склонах Мегрельского хребта.

Гегечкорское землетрясение было одним из сильных за последние несколько лет на территории Кавказа.

В район землетрясения для обследования его последствий вышла экспедиция* Института строительного дела АН ГрузССР.

Экспедицией были обследованы следующие населенные пункты района, в той или иной степени претерпевшие разрушительные последствия землетрясения: гор. Гегечкори, села Балда, Гачедили (Гочадили), Дидичкони I, Чайсовхоз (Дидичкони II), Салхино, Тамакони, Колхоз им. Куйбышева и Диди-Ивчхия (северное продолжение Гегечкори). Отмеченные села входят в эпицентральной области с площадью примерно 150 км². В подавляющем большинстве, сельские дома деревянные, возведенные на столбах-опорах высотой 1,5—2 метра. Такая конструкция, как известно, отличается большой гибкостью. Этим и объясняется сравнительно малая поврежденность сельских построек при достаточно большой силе землетрясения.

Сила сотрясения в населенных пунктах определялась по повреждениям и разрушениям каменных домов на основании шкалы ГОСТ 6249—52. Было обследовано свыше 60 характерных зданий, на основании анализа повреждений которых величину силы сотрясения в упомянутых выше населенных пунктах можно оценить следующим образом: в гор. Гегечкори—VI—VII баллов, причем на северном его продолжении (ближе к эпицентру) на мощной галечной террасе реки Абхия она не превзошла VI баллов, а в самом городе имела величину порядка VI—VII баллов, в селении Гачедили—VII—VIII баллов, ближе к VIII, в селении Салхино—VII—VIII баллов, в селении Дидичкони I—VII—VIII баллов, в селении Дидичкони II—VII—VIII баллов, ближе к

* Экспедиция проводила полевые работы с 20 по 29 февраля. В работах принимали участие к. т. н. Джабуа, А. Сафарян, Р. Нордкипаридзе, Ш. Напетваридзе, инж. Л. Махатадзе, Р. Пачуашвили, Н. Сагхелова, Л. Бакрадзе и автор настоящей статьи.

VII, в колхозе им. Куйбышева—VII—VIII баллов, в селении Тамакони—VII баллов*.

Настоящая заметка содержит некоторые результаты наших личных наблюдений по выяснению инженерно-геологических и микрогеологических условий зданий, расположенных в эпицентральной зоне землетрясения и претерпевших сотрясения различной силы. Полное же описание результатов экспедиционного обследования Гегечкорского землетрясения мы надеемся прочесть в работах других участников экспедиции в ближайшее время.

Согласно схеме геоморфологических ландшафтов Грузии академика А. Н. Джавахишвили, эта часть Мегрелии, вместе с частью Имеретии и Абхазии входит в зону межгорных «впадин Грузии [1], в комплексе типов рельефа межгорной тектонической депрессии с жестким основанием. Рельеф здесь холмистый, предгорный, сильно расчлененный эрозией, гребитичной пологоскладчатой структуры, с сильным развитием по окраинам постплиоценовых морских и речных террас. Это холмистое предгорье по своему тектоническому строению представляет собой одну из крупнейших синклинальных депрессий южного склона Большого Кавказа, весьма сильно усложненную тектонически по северной и южной периферической частям.

Морфологическим выражением интенсивных водноэрозионных и аккумуляционных процессов, протекавших в описываемом районе под воздействием эпигерогенических движений плейстоценового времени, служат многочисленные террасы, развитые в долинах и вообще в более пониженных частях района. В описываемом районе речные террасы в большинстве случаев постюрмского и более молодого возраста. Они протягиваются вдоль рек Техури, Абаша, Сачхуро, Цхенис-Цкали и др.

Сейсмические волны распространились от Мегрельской дуги на юго-восток, т. е. со стороны горного рельефа в направлении к долиновому, проходя на своем пути через описанный выше предгорно-холмистый рельеф, отличающийся широким развитием по окраинам почти слившихся древних террас. С этим отчасти и связано быстрое затухание разрушительного эффекта землетрясения. Уже в 30—35 км от эпицентра в предгорной равнине имеем уменьшение интенсивности землетрясения на 2—3 балла.

Многие исследователи, обследовавшие последствия разрушительных землетрясений, начиная с В. Г. Абиха [2, 3, 4 и пр.], в своих отчетах и трудах указывали на большое влияние грунтово-геоморфологических условий на степень разрушения построек. Роль микрогеологии в распределении силы сотрясения почвы теперь считается общепризнанным.

Некоторые данные, выявленные в результате обследования последствий этого землетрясения в Западной Грузии, еще раз наглядно

* Оценивались повреждения от суммарного эффекта трех VII—VIII-балльных сейсмических толчков—24, 26 и 29 января. Последний был наиболее сильным.

показали, какое большое значение имеет правильный выбор места постройки с точки зрения грунтов, морфологии рельефа и гидрогеологии для обеспечения ее сейсмостойкости.

Ниже остановимся на ряде характерных фактов, подтверждающих вышесказанное.

а) Дом райкома партии в городе Гегечкори получил значительные повреждения, оцениваемые в VII, а может быть и более баллов, а рядом с ним (в 8—10 метрах) здание гостиницы не получило почти никаких остаточных деформаций. Оба эти здания капитальные, двухэтажные, стены из кирпичной кладки. По качеству постройки они одинаковы: дом райкома партии построен в 1955 г., имеет железобетонные элементы и перекрытие. С точки зрения геоморфологии и гидрогеологии эти дома также находятся в одинаковых условиях—широкая терраса реки Абаши с глубиной стояния грунтовых вод 4—5 м.

Для выяснения причины резкого различия в степени поврежденности этих зданий были вскрыты их фундаменты. Оказалось, что дом райкома партии имеет маленькую глубину фундирования—0,70 м и, что самое главное, основание фундамента опирается на пластичную глину, подстилаемую плотным галечником. Фундамент прорезал толщу пластичной глины не до конца, осталась прослойка толщиной в 20 см, которая и сыграла решающую роль в увеличении амплитуды смещения или ускорения при землетрясении. Здание же гостиницы фундировано на плотном аллювиальном галечнике и поэтому при горизонтальном сейсмическом толчке оно претерпевало сотрясение меньшей интенсивности.

Влияние тех же пластичных глин сказывалось в увеличении разрушительного эффекта в зданиях школ № 1, № 2 и почты города Гегечкори.

б) Известно существенное влияние геоморфологических факторов на распределение сил разрушительных землетрясений [4, 8].

В процессе обследования землетрясения мы сталкивались с фактами, подтверждающими упомянутое положение. Из них можно указать, например, на Мартвильский монастырь и городскую больницу, расположенные рядом на высоком холме (250—300 м), резко выраженного на ровном рельефе города и отрезанного крутыми склонами с трех сторон. Несмотря на хорошее качество постройки этих зданий и на то обстоятельство, что они основаны на коренных, довольно плотных мергелях, повреждения их значительны и сила сотрясения этого участка оценивается не менее VII баллов. Особенно наглядную картину представляет Мартвильский монастырь, который будучи построенным в VII веке до наших дней не имел повреждений. При этом землетрясении на куполе монастыря появилась большая сквозная трещина, рассекающая купол на две части.

Подобный факт влияния морфологии рельефа на увеличение разрушительного эффекта сейсмического толчка был зафиксирован севернее села Гачедили на 2—3 км, где на холмике, отрезанного со

всех сторон глубокими селеными оврагами, в делювиальном глинистом покрове, около дома крестьянина Чичия, образовалась трещина вдоль обрыва длиной до 20 м и шириной от 3—4 см до 0,5—0,1 см. Дом Чичия тоже получил существенные повреждения—трещины в стенах, выпала штукатурка, вывалилась стенная печь, упала дымовая труба.

В отмеченных выше двух случаях отдельно стоящий холм себя вел как монолитное сооружение большого размера, вершина которого при землетрясении получила большее смещение и ускорение, нежели его подошва.

Другой наглядный пример зависимости распределения интенсивности землетрясения от формы рельефа нами наблюден в селении Дидичкони II (Чайсовхоз), на примере зданий бани и столовой (фиг. 1).



Фиг. 1.

Столовая совхоза стоит на бровке оврага. Построена в 1955 году. Кладка стен гудовая, системы „Мидис“, толщина стен 50 см, раствор кладки известковый, средний. Повреждения значительны, по которым силу сотрясения можно оценить больше VII баллов.

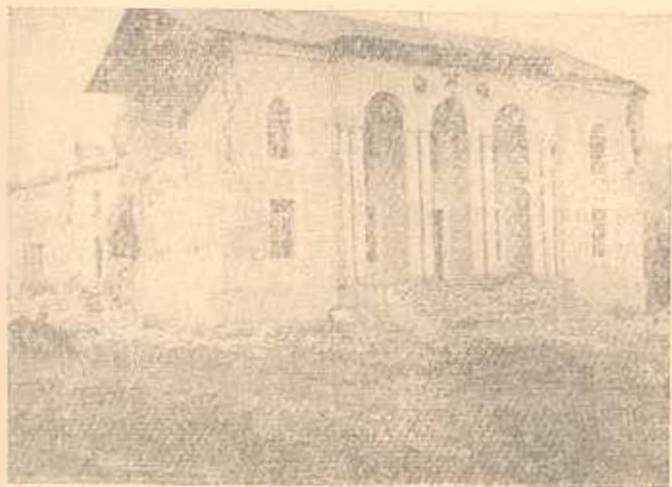
Как видно на сейсмогеологическом разрезе, стены столовой основаны на комковатой, жирной, латеритоподобной глине, глубина фундамента 0,7 м.

Баня находится внизу, на дне оврага, недалеко от ручья. Здание бани не получило никаких повреждений: даже банная, возвышающаяся над перекрытием бани на 3—4 м, не получила остаточных деформаций. Баня фундаментована на галечнике. Сила сотрясения здания бани явно оценивается меньше VI баллов. Различие в поврежденности рассматриваемых зданий объясняется по-первых формой рельефа и во-вторых—грунтами основания фундамента.

в) Сильное увеличение сейсмического эффекта в зависимости от гидрогеологического фактора было констатировано в селе Глечидли, на примере Дома культуры. Это вполне современное, капитальное двухэтажное здание (строительство закончено в 1956 году) в течение нескольких секунд пришло в полную негодность (фиг. 2). Упала часть перекрытия, выпал угол поперечной и продольной стен, а также большая часть поперечной стены, почти все стены и углы отошли. На другой стороне улицы, напротив Дома культуры, стояла трансформаторная будка, которая совершенно развалилась. По этим двум повреждениям силу сотрясения свободно можно оценить больше VIII баллов.

Вскрытие фундамента Дома культуры показало, что уровень грунтовой воды находится на глубине 0.70 м, т. е. выше основания фундамента, и что фундамент опирается на пластичные, сильно увлажненные глины. Это и служило причиной интенсивного разрушения упомянутых зданий.

г) Следующее явление, на котором мы хотим остановиться и которое отчетливо выявилось при обследовании, это влияние мощной галечной террасы на существенное уменьшение интенсивности сотря-



Фиг. 2.

сения при сейсмическом толчке. Это положение доказывается рядом фактов, выявленных в селах Гегечкорского района, из которых мы опишем один наиболее яркий пример. На северном продолжении Е. Гегечкори (село Дили-Ничхия), на мощной галечной террасе, прерывающейся на юге узкой долиной реки Ничхия, наблюдалось резкое уменьшение поврежденности построек по сравнению с повреждениями в селах, расположенных севернее Гегечкори (ближе к эпицентру) и даже южнее на 2—3 км, в самом городе Гегечкори. Комплекс зданий Визавода, ряд жилых домов и Дом культуры получили так мало повреждений, что их сотрясение трудно оценить даже в VI баллов.

Упомянутая терраса имеет мощность порядка 20 м, грунтовая вода залегает на глубине больше 8—10 м.

На существенное уменьшение интенсивности сейсмических колебаний в мощных галечных накоплениях в свое время указывали И. А. Геленишвили и А. И. Сафарян [5]. В данном случае их высказывание подтвердилось.

Затухание сейсмической энергии в четвертичных аллювиальных наносах в настоящее время считается спорным. В верхних слоях современных отложений, при прохождении через них сейсмических волн, по всей вероятности, происходит трансформация периодов этих волн от длинных к более коротким или наоборот: вследствие влияния пре-

обладающего периодом собственных колебаний местности или данного грунта.

Как показывают последние исследования, слой мощностью порядка несколько десятков метров, отличающийся своим литологическим составом (а следовательно и упругими характеристиками), в среде подстилающего и покрывающего слоев, играет существенную роль в изменении амплитуды колебания и связанного с ним разрушительного эффекта [8, 9].

д) Помимо изложенного, для сейсмостойкости сооружений большое значение имеет также направление прихода сейсмических волн.

В зависимости от направления сейсмического толчка тот или иной микрогеологический фактор может повлиять на величину интенсивности сейсмических колебаний или же может остаться инертным.

Сказанное можно наглядно иллюстрировать, сопоставляя две примерно одинаково мощные речные террасы в селе Гачедили и северной части Гегечкори.

В первом случае дом колхозника Гогия, стоящий на крае обрыва, разграничивающего с этой стороны террасу, развалился, а другие дома, находящиеся подальше от обрыва, получили существенные повреждения.

Было установлено (судя по направлению падения дымоходной трубы и другим повреждениям), что головная сейсмическая волна имела направление, примерно перпендикулярное к протяжению террасы. И поэтому волна, проходя через маленькую толщу галечной террасы (по ширине), не претерпевала каких-либо существенных изменений в смысле уменьшения разрушительного эффекта, а отвесный край террасы с воздвигнутым на нем домом получил максимальное сотрясение (эффект обрыва).

Во втором случае, на галечной террасе, протягивающейся севернее Гегечкори на несколько километров, как было упомянуто выше, не имеются почти никаких повреждений. Двухэтажное здание котельной виизапода, стоящее в 6—8 м от отвесного края террасы, несмотря на разнохарактерность кладки, не получил ни единого повреждения. Интенсивность его сотрясения явно оценивается меньше VI баллов.

По-видимому головная сейсмическая волна прошла вдоль галечной террасы по всему ее протяжению, в направлении примерно с севера на юг. Это обстоятельство изменило частотную характеристику и уменьшило первоначальную силу воздействия сейсмических колебаний на сооружения, воздвигнутые на этой террасе. В пользу направления прихода сейсмического толчка вдоль протяжения этой террасы косвенно говорит и тот факт, что здания бани и маслопрора, находящиеся на продолжении террасы, в своевременной долине реки Инхчия, на месте, где последняя примерно под прямым углом прорезывает террасу, не получили почти никаких повреждений. Если бы волна прошла вдоль русла реки (перпендикулярно террасе) эти здания вряд ли избежали существенных повреждений (надо иметь ввиду неблаго-

приятный (фактор нахождения зданий на припойменной террасе—грунты увлажнены).

Краткие выводы

1. С достаточной точностью максимальную силу Гегечкорского землетрясения можно оценить в VII—VIII баллов.

2. При проведении сейсмического микрорайонирования по возможности надо учесть вероятные направления прихода сейсмических волн (расположение известных или потенциальных очагов землетрясений по отношению к территории населенного пункта).

3. Маломощный (до 0,5 м) слой податливого или пластичного грунта под основанием сооружения приводит к увеличению сейсморазрушительного эффекта землетрясения на 1—2 балла.

4. Отвесные обрывы и отдельно стоящие холмы, при прочих равных условиях, увеличивают интенсивность сейсмических колебаний на 1—2 балла.

5. При высоком уровне стояния грунтовых вод (глубиной до 1 м) разрушительный эффект землетрясения увеличивается примерно на 2 балла.

6. Надпойменные речные галечные террасы, мощностью порядка 20 м и глубиной зеркала грунтовых вод больше 10 м при сейсмических явлениях уменьшают силу сотрясения на 1 балл.

Пользуясь случаем, приношу благодарность руководителю экспедиции И. А. Джабуа и А. Н. Сафаряну за ценные советы и практическую помощь в период полевых работ.

Институт стройматериалов и сооружений

Поступило 20 VII 1957 г.

АН Армянской ССР

II. II. ՓԻՐՈՒՋԱՆ.

ՅԵՅՄԱՆ ՈՒԺԻ ՎԵՐԱ ՄԻԿՐՈՒԵՈՒԴԻԱՅԻ ԱՁԴԵՑՈՒԹՅԱՆ, ԷԱՐՑԻ
ՇՈՒՐՋԸ ԴԵԿԵԶԱՈՐԻԻ ԵՐԿՐԱՇԱՐԺԻ ՏՎՅԱԼՆԵՐՈՎ

Ա Վ Փ Ո Փ Ա Վ

Հաղորդում ուսումնասիրվում է տեղանքի միկրոդեպոզիտի, ինչպես նաև գեոմորֆոլոգիական ու հիդրոլոգիական առանձնահատկությունների ազդեցությունը սելավի ու մեծի ինտենսիվության բախման վրա՝ երկրաշարժի մասանակ:

Ինդեքսների երկրաշարժը կոմպոսիտացիաներում վերջին տարիներ տեղի ունեցած ամենամեծ երկրաշարժերից մեկն է: Բավարար ճշտությամբ նրա մտքախոս ու մեծ կորելի է գնահատել VII—VIII բալլ:

Վրացական ՍՍՏ Դիտակցությունների ակադեմիայի Նինարարական դպրոցի ինստիտուտի արշավախմբի կողմում հեղինակը մասնակցել է երկրաշարժից առժամ Ինդեքսների շրջանի 9 բնակավայրերի հետազոտման աշխատանքներին:

Բոլոր այդ բնակավայրերը մասնավորապես երկրաշարժի էպիցենտրալ գոնա-

լի մեջ, որը բնորոշում է մոտավորապես 150 քառ. կմ. մակերեսով տարածություն: Երկրաշարժի ուժը ընտելավարելի է որոշվել է հիմնականում բարի շինությունների մնացած քերի ու քանդված քերի դնահատմամբ՝ ГОСТ 6249-52 աղյուսակի հիման վրա:

Շարադրված են հեղինակի անձնական դիտողությունների որոշ արդյունքները, որոնք, հիմնավորված լինելով մանրամասն նկարագրված փաստական նյութով, ապացուցում են, որ երկրաշարժի սեյսմաաղերի էֆեկտը ավելանում է 1-2 բալլի սահմաններում, եթե գրունտային ջրերը ունեն բարձր մակարդակ (մինչև 1 մ. խորությամբ), եթե շինությունները կառուցված են դարավորների եզրին կամ ասանձին կոնցրետ բլուրների դադարվին և եթե կառուցվածքի հիմքում առկա է պլատիկ, խեցեղ և փոքր հզորությամբ (մինչև 0,3 մ.) անդի աղի գլուխ: Հետևությունների մեջ նշվում է նաև, որ զենային ճարտարապետ տերրադը 10 և ավելի մետր խորության վրա գրունտային ջրերի հարկունի տակալության դեպքում, փոքրացնում է սեյսմիկ աստանդարտների ինտենսիվությունը առնվազն 1 բալլով: Այս երևույթի պատճառը, համաձայն, սեյսմիկ աղբյուրների աստանդան սկզբնական պարբերության մեծացումն է, երբ ավերակները տնցնում են ճարտարապետ տերրապի կոնցրետի միջով:

Ընդգծվում է, որ սեյսմիկ միկրոշարժառնողում իրականացնելու, ըստ հետախույզության պետք է հատիկ առնել երկրաշարժերի հալանի և պատկենցիտ օջախների գոտավորությունը բնակավայրի տեղիտորիայի նկատմամբ, քանի որ մոտեցող գլխավոր սեյսմիկ աղբյուրների ազդեցությունը կախված այս կամ այն միկրոպարագիտիկան դործոնը կարող է ազդել երկրաշարժի ուժի փոփոխման (մեծացման կամ փոքրացման) վրա, կամ կարող է ինքնու մնալ:

ЛИТЕРАТУРА

1. Джагалитшвили А. И. Геоморфологические районы Грузинской ССР. Изд. АН СССР, М., 1947, 1.
2. Абн. Г. В. Землетрясение в Шемахе и Эрзуруме в мае 1859 г. Записки КОИРГО, вып. 5, Тифлис, 1862.
3. Медведев С. В. Оценка сейсмической опасности и зависимости от грунтовых условий. Труды Геофизического института № 11 (141) АН СССР, 1952.
4. Сафарян А. И. К вопросу сейсмичности коренных скальных пород. Труды Института строительного дела АН ГрузССР, т. V, 1955.
5. Гезишвили И. А. и Сафарян А. И. Влияние микростроения на сейсмостойкость сооружений по данным Ахалкалакского землетрясения от 5-6 октября 1948 г. Труды Института строительного дела АН ГССР, 1949 г.
6. Сафарян А. И. Микросейсмические условия и грунты в селениях, расположенных в 8 балльной зоне Ахалкалакского и Табашкурского землетрясений 1899 и 1940 гг. Институт строительного дела АН ГрузССР, Тбилиси, 1953.
7. Кац А. Э. К вопросу об учете грунтовых условий при сейсмическом микрозонировании. Труды Геофизического института, № 30 (157) М., 1955.
8. Пучков С. В., Кац А. Э. Опыт инструментального сейсмического микрозонирования грунтов. Труды Геофизического института, № 30 (157), М., 1955.

СТРОИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

К. А. МНДЖОЯН, И. А. ТЕР-АЗАРЬЕВ

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ШТРИПСОВОЙ И
ДИСКОВОЙ РАСПИЛОВКИ ТУФОВ

Замечательные декоративные качества туфов Армянской ССР в сочетании с высокими показателями физико-механических свойств, делают их весьма ценным материалом для изготовления облицовочных плит.

В настоящее время технология изготовления плит весьма примитивна и осуществляется либо на маятниковых станках со штрипсами, с присыпкой абразивного материала, либо на маятниковых станках с полотнами, оснащенными твердым сплавом.

Принципы получения плит на маятниковых станках, будучи разумными при распиловке твердых пород, оказываются экономически недостаточно целесообразными при распиловке туфов. Получившая, в последние годы, распространение распиловка на станках, полотна которых оснащены твердым сплавом (1), позволяя, несколько увеличивают производительность, но вследствие особенностей конструкции станков и их кинематики не обеспечивают работу в зоне оптимальных режимов резания. С этой точки зрения дисковая распиловка мягких пород является более разумной и прогрессивной.

С целью сопоставления методов штрипсовой и дисковой распиловки, как с точки зрения производительности, так и с точки зрения определения условий экономической целесообразности того или иного принципа в целом, в лаборатории обработки камня Института стройматериалов и сооружений были поставлены специальные эксперименты, в основном при резании фельзитового туфа с пределом прочности на сжатие $\sigma_{\text{сж}} = 100 \text{ кг/см}^2$. Принципиальное различие способов штрипсовой и дисковой распиловки заключается в том, что в первом случае распиловка производится при помощи штрипса и кварцевого песка, в условиях непрерывной подачи воды, а во втором случае — дисками, зубки которых армированы твердым сплавом.

Часовая производительность при штрипсовой распиловке выражается следующей формулой:

$$Q_{\text{ш}} = \frac{60 \cdot n_{\text{д.л.}} \cdot S_{\text{д.л.}} \cdot l}{10^3} = C_1 \cdot n_{\text{д.л.}} \cdot S_{\text{д.л.}} \cdot \text{м}^2/\text{час},$$

где $n_{\text{д.л.}}$ — число двойных ходов в минуту;

$S_{д.х}$ — подача на 1 двойной ход в мм;

l — длина распиливаемого блока в мм.

Часовая производительность при дисковой распиловке определяется по формуле:

$$Q_d = \frac{60 \cdot n \cdot S}{10} \cdot \frac{l}{(1 + y)} = C_d \cdot n \cdot S \text{ м}^3/\text{час},$$

где n — число оборотов диска в минуту;

S — подача на 1 оборот диска в мм;

l — длина камня;

$y = \sqrt{HD - H^2}$ — врезание в мм;

H — высота распиливаемого камня в мм;

D — диаметр диска в мм.

Как видно из приведенных формул, производительность в обоих случаях зависит от числа двойных ходов или числа оборотов и соответствующей им величины подачи.

В случае штрипсовой распиловки, увеличение числа двойных ходов представляется затруднительным, ввиду наличия больших качающихся масс, а величина подачи в сильной степени ограничена тем, что при ее увеличении, вследствие возрастания удельных давлений между штрипсом и камнем, режущий песок, не производя резание, раздробляется, что резко увеличивает энергоемкость процесса и уменьшает срок службы штрипсов. Таким образом, производительность при штрипсовой распиловке весьма ограничена, с одной стороны, конструкцией станка и с другой стороны — спецификой самого принципа штрипсовой распиловки.

При дисковой распиловке как число оборотов диска, так и подача могут быть легко увеличены до их оптимальных значений с соответствующим увеличением производительности.

На основании полученных экспериментальных данных (2, 3, 4) ниже в таблице 1 приводятся оптимальные режимы резания при штрипсовой и дисковой распиловке фельзитового туфа ($\gamma = 100 \text{ кг/см}^2$).

Для возможности сравнения обонх исследованных принципов, в таблице 2 приводятся основные техникоэкономические показатели в условиях резания в зоне оптимальных скоростей.

Как видно из данных таблицы 2, почти по всем основным показателям преимущество на стороне дисковой распиловки. Тем не менее, для окончательного суждения, рассмотрим укрупненно, расходы, связанные с эксплуатацией и применением того или иного принципа.

Себестоимость одного квадратного метра черной плиты в руб. в общем виде, можно выразить следующим уравнением:

$$C = Z + C_k + C_{ин} + C_{ам} + C_{э} + C_{м} + C_{н},$$

где Z — зарплата; C_k — стоимость камня; $C_{ин}$ — стоимость инструмента; $C_{ам}$ — стоимость амортизации станков; $C_{э}$ — стоимость электроэнергии; $C_{м}$ — стоимость вспомогательных материалов; $C_{н}$ — накладные расходы.

Результаты ориентировочных подсчетов элементов себестоимости 1 м² черной плитки, в долях от зарплат при штрипсовой распиловке, приведены в таблице 3. Как видно из приведенных данных, при дисковой распиловке себестоимость черных плит удешевляется на 30%. Анализ приведенных данных позволяет сделать следующие выводы: производительность дисковой распиловки, по сравнению со

Таблица 1

Режимы резания	Штрипсовая распиловка	дисковая распиловка
Число двойных ходов или оборотов в минуту	500—700	21—29,5
Длина хода или диаметр диска в мм.	45	1200
Скорость резания в м/мин	45—63	80—110
Пределы оптимальных подач в мм/мин	1—2	60—600

Таблица 2

Наименование показателей	Для принципа		Примечание
	штрипсо- вой рас- пил.	Дисковой распил.	
Толщина (ширина) режущего ин- струмента в мм	4	18	
Число штрипс (дисков) в шт.	25	7	
Ширина пропила в мм	89	20	
Объем пропила в м ³ /м ²	0,006	0,020	
Скорость резания в м/мин	48,5	110,0	
Подача в мм/мин	1,56	105	У диска D = 1200 мм: число зубьев и дисков Z=40
Удельное усилие резания	—	5,5	
Удельная работа резания в $\frac{\text{кг}\cdot\text{мм}}{\text{м}^2}$	41,7	29,5	
Удельный расход инструмента в г/м ² пропила	400	0,5	Фактические расходы увеличены в два раза, т. к. после определе- ния износа инстру- мент выбрасывается.
Производительность станка с уче- том нахожения в работе всего комплекта инструмента в м ² /час	2,24	10,0	
Число обслуживающих лиц	1,5	1,5	Для дисков учитыва- лось присутствие одного 40% от данной нормы.
Занимаемая станком площадь в м ²	30	10	
Расход присыпки в кг/м ² пропила	36,0	—	
Расход воды в м ³ /м ² пропила . .	0,08	—	

В производственных условиях ширина пропила составляет 8—12 мм.

Таблица 3

Элемент себестоимости в долях	Метод распиловки	
	штрипсовый	дисковый
З	1,0	0,16
С _к	2,36	2,75
С _п	0,04	0,05
С _а	0,49	0,11
С _э	0,11	0,05
С _в	0,05	—
С _н	0,6	0,1
ИТОГО:		1,65 3,22

штрипсовой распиловкой, больше в 4,5 раза, при этом в первом случае перспективы увеличения производительности не ограничены за счет увеличения подачи; себестоимость плит при дисковой распиловке значительно меньше себестоимости плит, штрипсовой распиловки; расход электроэнергии на единицу продукции при дисковой распиловке вдвое меньше чем при штрипсовой распиловке, несмотря на некоторое увеличение ширины пропила; применение дисковых распиловочных станков приводит к лучшему использованию производственных площадей за счет меньших габаритных размеров дисковых станков; при дисковой распиловке исключается применение присыпки и воды: дисковые распиловочные станки по сравнению со штрипсовыми просты по кинематике и конструкции; при дисковой распиловке черные плиты получают с меньшими отклонениями по толщине при лучшем качестве поверхности.

К числу недостатков дисковых станков следует отнести: ограниченность высоты получаемых плит (увеличение высоты связано с двукратным увеличением диаметра диска); относительную сложность переточек зубков; завышенный объем отходов за счет ширины пропила.

Опыт показал, что получение плит из туфовых блоков высотой до 50 см с пределом прочности до 600 кг/см² целесообразнее осуществлять методом дисковой распиловки.

Կ. Ա. ՍՆԵՂՈՅԱՆ, Ի. Ա. ՏԵՐ ԱԶԱՐԵՎ

ՏՈՒՖԵՐԻ ՇՏՐԻՊՍԱՅԻՆ ԵՎ ՍԿԱՎԱՌԱԿԱՅԻՆ ՍՂՈՑՈՐԱՆ
ՀԱՄԱՐԱՏԱԿԱՆ ՎԵՐՈՒԾՈՒՄԸ

Ա մ փ ո փ ու մ

Հալիական ՍՍՍՏ տուֆերի հիանալի ղեկորատիվ հատկությունները, որոնք պուրուրվում են ֆիզիկամեխանիկական բարձր ցուցանիշների հետ, դարձնում են նրանց շատ արժեքավոր նյութ երեսպատման սալեր ստանալու համար:

Սղոցման շտրիպային սկզբունքը, որը մեծ հաջողությամբ կիրառվում է ամուր սղարներից սալեր ստանալու համար, շատ անադրյունավետ է դառնում տուֆեր սղոցելիս: Մինչդեռ սղոցման սկափառակային սկզբունքն ալիզակցում կարող է շատ արդյունավետ և պրոդուկտիվ լինել:

Հոլվածում բերված են ալի երկու սկզբունքների փորձնական հետազոտությունների արդյունքները, որոնց վերլուծումը թույլ է տալիս հետևյալ հետևություններն անել, ելնելով շահագործվող ջարիպային և նախագծվող սկափառակային հաստոցների անխնիական տվյալներից:

1. Սկափառակային սղոցման արտադրողականությունը՝ համեմատած ջարիպային սղոցման հետ 4,5 անգամ ավելի բարձր է, ըստ որում առաջին դեպքում արտադրողականությունը բարձրացման հետանկարները, մատուցման մեծացման հաշվին, անսահմանափակ են:

2. Սկափառակային սղոցման դեպքում սալերի խնքնարժեքն զգալիորեն ավելի ցածր է, քան ջարիպային սղոցումով ստացված սալերինը, իսկ էներգիայի ծախսը՝ վերապրված արտադրանքի մեկ միավորին, առաջին դեպքում մոտ 2 անգամ ավելի փոքր է:

3. Սկափառակային հաստոցների կիրառումը հնարավորություն կտա ավելի արդյունավետ օդադործել արտադրական մակերեսները, որովհետև նրանց չափերը՝ համեմատած ջարիպային հաստոցների հետ, ավելի փոքր են:

4. Սկափառակային հաստոցներն ըստ իրենց կենսատիկայի և կոնստրուկցիայի շատ ավելի պարզ են, քան ջարիպային հաստոցները: Բացի դրանից առաջին դեպքում սալերը կարող են ստացվել ավելի մեծ ճշգրտությամբ և մակերևույթի բարձր սրակով:

5. Սղոցման սկափառակային սկզբունքով աշխատող հաստոցների թեթևությունների թվին պետք է դասել սղոցվող սալերի բարձրությունն սահմանափակությունը, կարող դործիքի պարբերական սրման անհրաժեշտությունն ու բարդությունը և սղոցվածքի լայնությունն որոշ մեծացումը:

Այսպիսով, սեղմման դեպքում մինչև 600 կգ/սմ² ամրությունն սահման ունեցող տուֆերից մինչև 500 մմ բարձրությամբ սալեր ստանալու համար սղոցման սկափառակային սկզբունքի կիրառումն ավելի նպատակահարմար է:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Мамуровский А. А., Мартынюк Е. А. Пиление известняков и мраморов твердосплавными пилами. М., 1955.
2. Миджоян К. А. Виброрезание и штрипсовая распиловка (на армянском языке). Ереван, 1957.
3. Касьян М. В., Миджоян К. А. Штрипсовая распиловка мраморов. «Строительные конструкции, изделия и материалы» №. 6, 1955.
4. Отчеты Лаборатории обработки камня Института стройматериалов и сооружений АН Армянской ССР за 1954—1955 гг., Ереван.
5. Проектное задание станка для распиловки гудонных блоков, КБ Министерства местной промышленности Арм. ССР. Ереван, 1955.

СТРОИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

К. А. МНДЖОЯН, И. А. ТЕР-АЗАРЬЕВ

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ШТРИПСОВОЙ И
ДИСКОВОЙ РАСПИЛОВКИ ТУФОВ

Замечательные декоративные качества туфов Армянской ССР в сочетании с высокими показателями физико-механических свойств, делают их весьма ценным материалом для изготовления облицовочных плит.

В настоящее время технология изготовления плит весьма примитивна и осуществляется либо на маятниковых станках со штрипсами, с присыпкой абразивного материала, либо на маятниковых станках с полотнами, оснащенными твердым сплавом.

Принципы получения плит на маятниковых станках, будучи разумными при распиловке твердых пород, оказываются экономически недостаточно целесообразными при распиловке туфов. Получившая, в последние годы, распространение распиловка на станках, полотна которых оснащены твердым сплавом (1), позволяя, несколько увеличивают производительность, но вследствие особенностей конструкции станков и их кинематики не обеспечивают работу в зоне оптимальных режимов резания. С этой точки зрения дисковая распиловка мягких пород является более разумной и прогрессивной.

С целью сопоставления методов штрипсовой и дисковой распиловки, как с точки зрения производительности, так и с точки зрения определения условий экономической целесообразности того или иного принципа в целом, в лаборатории обработки камня Института стройматериалов и сооружений были поставлены специальные эксперименты, в основном при резании фельзитового туфа с пределом прочности на сжатие $\sigma_{\text{сж}} = 100 \text{ кг/см}^2$. Принципиальное различие способов штрипсовой и дисковой распиловки заключается в том, что в первом случае распиловка производится при помощи штрипса и кварцевого песка, в условиях непрерывной подачи воды, а во втором случае — дисками, зубки которых армированы твердым сплавом.

Часовая производительность при штрипсовой распиловке выражается следующей формулой:

$$Q_{\text{ш}} = \frac{60 \cdot n_{\text{д.л.}} \cdot S_{\text{д.л.}} \cdot l}{10^3} = C_1 \cdot n_{\text{д.л.}} \cdot S_{\text{д.л.}} \cdot \text{м}^2/\text{час},$$

где $n_{\text{д.л.}}$ — число двойных ходов в минуту;

$S_{д.х}$ — подача на 1 двойной ход в мм;

l — длина распиливаемого блока в мм.

Часовая производительность при дисковой распиловке определяется по формуле:

$$Q_d = \frac{60 \cdot n \cdot S}{10} \cdot \frac{l}{(1 + y)} = C_d \cdot n \cdot S \text{ м}^3/\text{час},$$

где n — число оборотов диска в минуту;

S — подача на 1 оборот диска в мм;

l — длина камня;

$y = \sqrt{HD - H^2}$ — врезание в мм;

H — высота распиливаемого камня в мм;

D — диаметр диска в мм.

Как видно из приведенных формул, производительность в обоих случаях зависит от числа двойных ходов или числа оборотов и соответствующей им величины подачи.

В случае штрипсовой распиловки, увеличение числа двойных ходов представляется затруднительным, ввиду наличия больших качающихся масс, а величина подачи в сильной степени ограничена тем, что при ее увеличении, вследствие возрастания удельных давлений между штрипсом и камнем, режущий песок, не производя резание, раздробляется, что резко увеличивает энергоемкость процесса и уменьшает срок службы штрипсов. Таким образом, производительность при штрипсовой распиловке весьма ограничена, с одной стороны, конструкцией станка и с другой стороны — спецификой самого принципа штрипсовой распиловки.

При дисковой распиловке как число оборотов диска, так и подача могут быть легко увеличены до их оптимальных значений с соответствующим увеличением производительности.

На основании полученных экспериментальных данных (2, 3, 4) ниже в таблице 1 приводятся оптимальные режимы резания при штрипсовой и дисковой распиловке фельзитового туфа ($\gamma = 100 \text{ кг/см}^2$).

Для возможности сравнения обонх исследованных принципов, в таблице 2 приводятся основные техникоэкономические показатели в условиях резания в зоне оптимальных скоростей.

Как видно из данных таблицы 2, почти по всем основным показателям преимущество на стороне дисковой распиловки. Тем не менее, для окончательного суждения, рассмотрим укрупненно, расходы, связанные с эксплуатацией и применением того или иного принципа.

Себестоимость одного квадратного метра черной плиты в руб. в общем виде, можно выразить следующим уравнением:

$$C = Z + C_k + C_{ин} + C_{ам} + C_{э} + C_{м} + C_{н},$$

где Z — зарплата; C_k — стоимость камня; $C_{ин}$ — стоимость инструмента; $C_{ам}$ — стоимость амортизации станков; $C_{э}$ — стоимость электроэнергии; $C_{м}$ — стоимость вспомогательных материалов; $C_{н}$ — накладные расходы.

Результаты ориентировочных подсчетов элементов себестоимости 1 м² черной плитки, в долях от зарплат при штрипсовой распиловке, приведены в таблице 3. Как видно из приведенных данных, при дисковой распиловке себестоимость черных плит удешевляется на 30%. Анализ приведенных данных позволяет сделать следующие выводы: производительность дисковой распиловки, по сравнению со

Таблица 1

Режимы резания	Штрипсовая распиловка	дисковая распиловка
Число двойных ходов или оборотов в минуту	500—700	21—29,5
Длина хода или диаметр диска в мм.	45	1200
Скорость резания в м/мин	45—63	80—110
Пределы оптимальных подач в мм/мин	1—2	60—600

Таблица 2

Наименование показателей	Для принципа		Примечание
	штрипсо- вой рас- пил.	Дисковой распил.	
Толщина (ширина) режущего ин- струмента в мм	4	18	
Число штрипсов (дисков) в шт.	25	7	
Ширина пропила в мм	89	20	
Объем пропила в м ³ /м ²	0,006	0,020	
Скорость резания в м/мин	48,5	110,0	
Подача в мм/мин	1,56	105	У диска D = 1200 мм: число зубьев и дисков Z=40
Удельное усилие резания	—	5,5	
Удельная работа резания в $\frac{\text{кг}\cdot\text{мм}}{\text{м}^2}$	41,7	29,5	
Удельный расход инструмента в г/м ² пропила	400	0,5	Фактические расходы увеличены в два раза, т. к. после определе- ния износа инстру- мент выбрасывается.
Производительность станка с уче- том нахожения в работе всего комплекта инструмента в м ² /час	2,24	10,0	
Число обслуживающих лиц	1,5	1,5	Для дисков учитыва- лось присутствие одного 40% от данной нормы.
Занимаемая станком площадь в м ²	30	10	-
Расход присыпки в кг/м ² пропила	36,0	—	
Расход воды в м ³ /м ² пропила . .	0,08	—	

В производственных условиях ширина пропила составляет 8—12 мм.

Таблица 3

Элемент себестоимости в долях	Метод распиловки	
	штрипсовый	дисковый
З	1,0	0,16
С _к	2,36	2,75
С _п	0,04	0,05
С _а	0,49	0,11
С _э	0,11	0,05
С _в	0,05	—
С _н	0,6	0,1
ИТОГО:		1,65 3,22

штрипсовой распиловкой, больше в 4,5 раза, при этом в первом случае перспективы увеличения производительности не ограничены за счет увеличения подачи; себестоимость плит при дисковой распиловке значительно меньше себестоимости плит, штрипсовой распиловки; расход электроэнергии на единицу продукции при дисковой распиловке вдвое меньше чем при штрипсовой распиловке, несмотря на некоторое увеличение ширины пропила; применение дисковых распиловочных станков приводит к лучшему использованию производственных площадей за счет меньших габаритных размеров дисковых станков; при дисковой распиловке исключается применение присыпки и воды: дисковые распиловочные станки по сравнению со штрипсовыми просты по кинематике и конструкции; при дисковой распиловке черные плиты получают с меньшими отклонениями по толщине при лучшем качестве поверхности.

К числу недостатков дисковых станков следует отнести: ограниченность высоты получаемых плит (увеличение высоты связано с двукратным увеличением диаметра диска); относительную сложность переточек зубков; завышенный объем отходов за счет ширины пропила.

Опыт показал, что получение плит из туфовых блоков высотой до 50 см с пределом прочности до 600 кг/см² целесообразнее осуществлять методом дисковой распиловки.

Կ. Ա. ՍՆԵՂՈՅԱՆ, Ի. Ա. ՏԵՐ ԱԶԱՐԵՎ

ՏՈՒՖԵՐԻ ՇՏՐԻՊՍԱՅԻՆ ԵՎ ՍԿԱՎԱՌԱԿԱՅԻՆ ՍՂՈՑՈՐԱՆ
ՀԱՄԱՐԱՏԱԿԱՆ ՎԵՐՈՒԾՈՒՄԸ

Ա մ փ ո փ ու մ

Հալկական ՍՍՍՍ տուֆերի հիանալի ղեկորատիվ հատկությունները, որոնք պուրուրվում են ֆիզիկամեխանիկական բարձր ցուցանիշների հետ, դարձնում են նրանց շատ արժեքավոր նյութ երեսպատման սալեր ստանալու համար:

Սղոցման շարիպուսային սկզբունքը, որը մեծ հաջողությամբ կիրառվում է ամուր սղարներից սալեր ստանալու համար, շատ անադրյունավետ է դառնում տուֆեր սղոցելիս: Մինչդեռ սղոցման սկափառակային սկզբունքն ալս դեպքում կարող է շատ արդյունավետ և պրոպրետիվ լինել:

Հոլվածում բերված են ալս երկու սկզբունքների փորձնական հետազոտությունների արդյունքները, որոնց վերլուծումը թույլ է տալիս հետևյալ հետևություններն անել, ելնելով շահագործվող ջարիպուսային և նախագծվող սկափառակային հաստոցների անխնիական տվյալներից:

1. Սկափառակային սղոցման արտադրողականությունը՝ համեմատած ջարիպուսային սղոցման հետ 4,5 անգամ ավելի բարձր է, ըստ որում առաջին դեպքում արտադրողականությունը բարձրացման հետանկարները, մասնուցման մեծացման հաշվին, անսահմանափակ են:

2. Սկափառակային սղոցման դեպքում սալերի խնքնարժեքն զգալիորեն ավելի ցածր է, քան ջարիպուսային սղոցումով ստացված սալերինը, իսկ էներգիայի ծախսը՝ վերապրված արտադրանքի մեկ միավորին, առաջին դեպքում մոտ 2 անգամ ավելի փոքր է:

3. Սկափառակային հաստոցների կիրառումը հնարավորություն կտա ավելի արդյունավետ օդադործել արտադրական մակերեսները, որովհետև նրանց չափերը՝ համեմատած ջարիպուսային հաստոցների հետ, ավելի փոքր են:

4. Սկափառակային հաստոցներն ըստ իրենց կենսատիկայի և կոնստրուկցիայի շատ ավելի պարզ են, քան ջարիպուսային հաստոցները: Բացի դրանից առաջին դեպքում սալերը կարող են ստացվել ավելի մեծ ճշգրտությամբ և մակերևույթի բարձր սրակով:

5. Սղոցման սկափառակային սկզբունքով աշխատող հաստոցների թեթևությունների թվին պետք է դասել սղոցվող սալերի բարձրությունն սահմանափակություններ, կարող դործիքի պարբերական սրման անհրաժեշտությունն ու բարդությունը և սղոցվածքի լայնությունն որոշ մեծացումը:

Այսպիսով, սեղմման դեպքում մինչև 600 կգ/սմ² ամրությունն սահման ունեցող տուֆերից մինչև 500 մմ բարձրությամբ սալեր ստանալու համար սղոցման սկափառակային սկզբունքի կիրառումն ավելի նպատակահարմար է:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Мамуровский А. А., Мартынюк Е. А. Пиление известняков и мраморов твердосплавными пилами. М., 1955.
2. Миджоян К. А. Виброрезание и штрипсовая распиловка (на армянском языке). Ереван, 1957.
3. Касьян М. В., Миджоян К. А. Штрипсовая распиловка мраморов. «Строительные конструкции, изделия и материалы» №. 6, 1955.
4. Отчеты Лаборатории обработки камня Института стройматериалов и сооружений АН Армянской ССР за 1954—1955 гг., Ереван.
5. Проектное задание станка для распиловки гудонных блоков, КБ Министерства местной промышленности Арм. ССР. Ереван, 1955.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Л. И. БАРОН, Е. А. СИМОНЯН

УГЛЫ ТРЕНИЯ ЖЕЛЕЗНОЙ РУДЫ РАЗНОЙ КРУПНОСТИ
ПО БЕТОНУ

В нашей работе [1] были приведены результаты экспериментального исследования углов трения отбитой руды различного гранулометрического состава по дереву и железу. Указанные данные имеют существенное значение для правильного проектирования погрузочно-транспортных машин и устройств, в особенности для установления целесообразных углов наклона днищ люков.

В современных конструкциях люков наряду с деревом и металлом в последние годы все большее применение стал получать бетон.

Между тем в горнотехнической литературе приводятся неприемлемые для проектирования общие рекомендации относительно углов трения руды по бетону. Так, в справочнике по обогащению полезных ископаемых [2, стр. 19], в таблице 3 даны углы трения дробленной отгрохоченной (40°) и свежедобытой руды (45°) по бетону, без учета ее гранулометрического состава.

Экспериментальные исследования углов трения отбитой кварцито-магнетитовой руды по бетону были осуществлены авторами* на той же подземной опытной установке Института горного дела АН СССР (рудник им. И. М. Губкина на Курской магнитной аномалии), на которой проводились опыты, изложенные в работе [1].

На деревянное днище модели люка была уложена железобетонная плита толщиной 50 мм. Плита, изготовленная из бетона марки „170“, имела внутреннюю армировку из металлических прутьев. В качестве вяжущего вещества был использован цемент марки „500“.

В ходе экспериментов определялись углы трения для однородных классов и смесей. Выпуску подвергалась руда шести однородных классов крупности — II—VII [1, табл. 1].

В качестве смеси, как и в предыдущих опытах, были приняты три двухкомпонентные [1, табл. 3] и одна многокомпонентная (табл. 1) смеси, составленные из однородных по крупности классов.

На каждый опыт в воронку модели люка так же, как и в предыдущих экспериментах, загружали порцию руды объемом 123 дм³.

* Опыты по определению углов трения отбитой руды по бетону проводились совместно с Г. В. Голопской, а подготовка руды к экспериментам — совместно с А. С. Воронюком.

Таблица 1

Состав рудничной* смеси

Номера классов по таблице 1 [1]	I	II	III	IV	V	VI
Объемное содержание смеси в %	30	30	16	12	7	5
Вес одной порции в кг	43	50	30	25	16	12

Результаты опытов по определению углов трения руды различного гранулометрического состава по бетону приведены в табл. 2.

Каждое из приведенных значений углов трения представляет собой среднее из двух-трех определений (повторных опытов). И в дан-

Таблица 2

Результаты опытов по определению углов трения отбитой руды по бетону

Значение углов трения (град.) для:

однородных классов (размеры в мм)						смесей			
-160+80	-80+40	-40+20	20+8	-8+5	<5	№ 1	№ 2	№ 3	рудничной*
29,5	30,5	32,0	32,5	35,0	36,5	28,0	30,0	32,5	27,5

ном случае опыты подтвердили непосредственную зависимость угла трения от крупности кусков: чем куски мельче, тем этот угол больше. В исследованном диапазоне крупности кусков для однородных классов разница между значениями величины углов трения у крайних классов (наиболее крупного — 160+80 мм, и наиболее мелко-го < 5 мм) составляет 7°.

Характерно, что интенсивное уменьшение величины углов трения происходит в диапазоне наиболее мелких однородных классов (при крупности кусков руды < 20 мм) и сравнительно меньше при более крупных кусках (-160+20 мм). Аналогичная зависимость наблюдается для значения углов трения руды по дереву и железу [1, фиг.3].

Следует отметить, что с уменьшением крупности заполнителя, как и при предыдущих экспериментах [1, стр. 73], угол трения возрастает. Для двухкомпонентных смесей № 1—3 он выше, чем для „рудничной смеси“.

Как показали эксперименты, при движении смеси, угол ее трения по бетону меньше, чем соответствующий угол для заполнителя смеси [табл. 2]. Большой интерес представляет возможность определения средневзвешенных значений углов трения отбитой руды [1, стр. 73 и 75] по бетону.

* Многокомпонентная смесь состояла из однородных классов крупности приблизительно в такой пропорции, в какой она содержалась в ряловой отбитой руде из проходческих забоев. Поэтому она названа „моделированной рудничной смесью“ или кратко „рудничной смесью“.

Коэффициент вариации расчетных показателей относительно данных опыта составил — 4,4% при расчетах по объемным содержаниям и 4,5% — по весовым.

Подсчет средневзвешенного значения величины угла трения, как видим, дал и в этом случае вполне приемлемый по точности количественный результат.

Как известно из механики сыпучих тел, коэффициенты трения покоя для сыпучих и кусковых материалов больше коэффициентов трения движения. Ввиду того, что люковая погрузка руды, как правило, производится из заполненного люка, при проектировании таких погрузочных устройств следует учитывать коэффициент трения покоя. Это связано с тем, что угол наклона днища должен обеспечить выпуск всей массы находящейся на нем руды.

В ы в о д ы

1. Определены значения углов и коэффициентов трения кварцито-магнетитовой руды разной крупности по бетону. Значения (полученные на крупной модели) отличаются от величин, рекомендуемых в литературе.

2. Дополнительно подтверждена возможность использования предложенного авторами [1] метода расчетного определения средневзвешенных значений углов и коэффициентов трения для сыпучих смесей разной крупности по величине соответствующего параметра для каждого из компонентов смеси.

Институт горного дела АН СССР.

Институт геологических наук АН АрмССР

Поступило 3.VIII.1957.

Լ. Ի. ԲԱՐՍԵՆ, Ն. Ա. ՍԻՄՈՆՅԱՆ

ԵՐԿԱԹԱՅԻՆ ՀԱՆՔԱՆՅՈՒԹԻՐԻ ՏԱՐԲԵՐ ՄԵԾՈՒԹՅԱՆ ՐԵԿՈՐՆԵՐԻ
ԽԵՏՈՆԻ ՀԵՏ ԵՓՄԱՆ ԱՆՅՈՒՆՆԵՐԸ

Ո Ւ Վ Ո Ր Ո Ւ Մ

Մեր նախորդ հոդվածում [1] տրված են զանազան մեծություն հանքանյութերի և փայտի ու երկաթի միջև շփման անկյունների էքսպերիմենտալ հետազոտությունների արդյունքները:

Ելքած տվյալներն ունեն գործնական մեծ նշանակություն բարձր-փոխադրող մեքենաների և սարքավորումների ճիշտ նախագծման և հատկապես լուկերի հատակի շեղման նպատակահարմար անկյունները որոշելու համար: Վերջերս ժամանակակից լուկերում փայտից և մետաղից բաղի միաժամանակ մեծ կիրառություն է գտնում նաև լեռները:

Տարբեր մեծություն հանքաքարի և լեռանի միջև շփման անկյունների որոշման փորձերի արդյունքները բերված են (2) աղյուսակում:

Տվյալ դեպքում փորձերի արդյունքները մեկ անգամ եւ վկայում են շփման անկյան կոտրների մեծություն միջև եղած անմիջական կապի մասին:

Քննարդ է, որ շփման անկյունների մեծությունների ինտեգրալ նվազումը կատարվում է համառոտ առանձնագրեր խմբերի ստեղծման համար (հանքանյութի կոտրների մեծությունը < 20 մմ) և ուղղ անկյունը համահասարակ փոքր է ավելի խոշոր (20 մմ մինչև 160 մմ) կոտրների մոտ:

Նման օրինաչափությունը դիտվում է նաև հանքանյութի և փայտի ու երկաթի միջև շփման անկյունների արժեքների համար:

Նկատի ունենալով, որ լլուկային բարձունքն որպես կանոն կատարվում է լլգված լլուկից, նրանց նախադրման դեպքում անհրաժեշտ է հաշվի տանել նյութի հանդիսա փնձակի շփման գործակիցը:

Դա կախված է այն լստից, որ լլուկի հատակի թեքման անկյունը պետք է ապահովի նրա մեջ գտնվող հանքանյութի ամբողջ զանգվածի դուրս հանումը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Барон Л. М., Симонян Е. А. Экспериментальное исследование углов трения отбитой рузы разной крупности по дереву и по железу. Известия Академии наук, Арм.ССР, т. VIII, № 3, 1955, стр. 67—79.

2. Справочник по обогащению полезных ископаемых, т. IV, Металлургия, М., 1950.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

М. С. ПОХСРАРЯН

О ПЕРАЗМЫВАЮЩИХ СКОРОСТЯХ ПОТОКА

Решение ряда вопросов динамики русловых процессов требует правильного определения перазмывающей скорости потока, т. е. наибольшей средней скорости, при которой еще не происходит передвижение частиц грунта, слагающих русло потока. Определением этой скорости, когда частица находится на плоскости дна, но в случае квадратичного закона сопротивления, занимались профессора М. А. Великапов, И. И. Леви, В. Н. Гончаров, И. Г. Шамов, И. Я. Орлов и другие. На основе результатов четырех серий опытов с мелкозернистыми песками В. С. Киороз [1] предлагает формулы и зависимости от числа Рейнольдса. Однако при малых размерах твердых частиц автор сам признает необходимость уточнения своей формулы. В дальнейшем проф. И. В. Егiazаров [2,3] путем установления зависимости коэффициента сопротивления русла от числа Рейнольдса отнесенного к скорости течения и диаметру частиц, получает обобщенное выражение перазмывающей скорости для всех зон движения потока и для всех условий обтекания частиц, т. е. для всех фракций прямого широкого потока.

Более общий случай, когда частица лежит на откосе канала, рассмотрен Б. А. Пышкиным [4]. Последним исключена из рассмотрения подъемная сила и вертикальные составляющие поперечной циркуляции, хотя как известно они играют важную роль в установлении условий устойчивости частицы на откосе и на дне. Кроме того, формула Пышкина верна только в квадратичной области сопротивления.

Нами в дальнейшем рассматривается равновесие несвязной частицы диаметром d , лежащей на откосе с малым продольным уклоном и с учетом влияния поворота потока (циркуляции), с использованием результатов исследования И. В. Егiazарова, т. е. с обобщением на все зоны движения. Угол между горизонтом и откосом в данной точке обозначим через α (рис. 1а). Как общий случай принимаем, что движение циркуляционное, при этом направление течения в данной точке составляет угол φ с горизонтальной образующей откоса и $90 - \varphi$ с вертикалью. Рассмотрим следующие силы, действующие на частицу:

а) лобовую силу W , имеющую направление скорости

$$W = c_x \frac{\gamma}{g} \cdot \frac{\pi d^3}{4} \cdot v_{\text{дон}}^2, \quad (1)$$

где c_x — коэффициент лобового сопротивления при трогании частицы, γ — удельный вес воды, $v_{\text{дон}}$ — скорость у частицы или донная скорость;

б) силу веса частицы P , со своими составляющими P_n и P_t (рис. 1б);

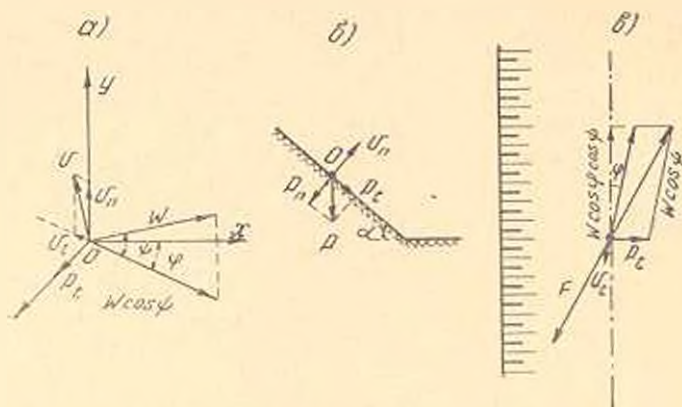


Рис. 1.

$$P = (\gamma_1 - \gamma) \frac{\pi d^3}{6}, \quad P_n = P \cos \alpha, \quad P_t = P \sin \alpha \quad (2)$$

в) подъемную силу V , перпендикулярную лобовому сопротивлению, которая имеет следующий вид:

$$V = c_v \frac{\gamma}{g} \cdot \frac{\pi d^2}{4} \cdot v_{\text{дон}}^2, \quad (3)$$

где c_v — коэффициент подъемной силы;

г) силу трения F , равную равнодействующей горизонтальных сил, лежащих на самом откосе. Она направлена против течения и представляется как произведение коэффициента трения при трогании f_0 и нормальных сил

$$F = f_0 (P_n - V \cos \psi), \quad (4)$$

Составим условие равновесия этих сил, которым обусловлено и равновесие частицы. На основании рис. 1в) это условие будет:

$$[(W \cos \psi - V \sin \psi) \cos \varphi]^2 + [(W \cos \psi - V \sin \psi) \sin \varphi + P_t]^2 = F^2. \quad (5)$$

Подставляя в (5) выражения (1)–(4) и после элементарного преобразования получим биквадратное уравнение относительно донной скорости, решение которого дает:

$$v_{\text{дон}} = \sqrt{\frac{2g}{3c_x} d \left(\frac{\gamma_1}{\gamma} - 1 \right) \cdot (-A \pm \sqrt{A^2 - B})}, \quad (6)$$

где

$$A = \frac{\left(\cos \psi - \frac{c_y}{c_x} \sin \psi \right) \sin \varphi \cdot \sin \alpha + \frac{c_y}{c_x} f_0^2 \cos \psi \cdot \cos \alpha}{\left(\cos \psi - \frac{c_y}{c_x} \sin \psi \right)^2 - f_0^2 \frac{c_y^2}{c_x^2} \cos^2 \psi},$$

$$B = \frac{\left[\left(\cos \psi - \frac{c_y}{c_x} \sin \psi \right)^2 - f_0^2 \frac{c_y^2}{c_x^2} \cos^2 \psi \right] \cdot \left[\sin^2 \alpha - f_0^2 \cos^2 \alpha \right]}{\left(\cos \psi - \frac{c_y}{c_x} \sin \psi \right)^2 - f_0^2 \frac{c_y^2}{c_x^2} \cos^2 \psi}.$$

Последним уравнением определяется и циркуляционный поток (наличие углов φ и ψ) начало трогания частицы лежащей на откосе с углом α .

Рассмотрим частный случай общей формулы (6). Когда поток бесциркуляционный и частица находится на дне широкого прямолинейного русла, т. е. углы $\alpha = \varphi = \psi = 0$, из (6) получается, что

$$v_{\text{дон}}^1 = \sqrt{-\frac{2f_0^1}{3c_x \left(1 + f_0^1 \frac{c_y}{c_x} \right)}} \sqrt{gd \left(\frac{\gamma_1}{\gamma} - 1 \right)} \quad (7)$$

Обозначая первый множитель через одну букву из последней формулы получим формулу проф. Г. Н. Шамова [5] для донных скоростей. Далее, после соответствующих преобразований из (7) получатся формулы Орлова [6] и Эри. Наконец, если по формулам (6) и (7) написать коэффициент уменьшения неразмывающихся скоростей $K = \frac{v_{\text{дон}}^1}{v_{\text{дон}}^0}$ и в нем приравнять нулю вертикальный угол ψ и коэффициент подъемной силы c_y , получится формула Пышкина [4].

Отметим, что первый множитель правой части формул (6) и (7) переменная величина, зависящая от числа Рейнольдса и от формы обтекания частицы. Для квадратичной зоны сопротивления этот множитель можно принять постоянным и определить по существующим экспериментальным данным.

Для получения выражения неразмывающихся скоростей необходимо перейти от донной к средней скорости потока. Для перехода от донной скорости частицы к средней целесообразно ввести отношение скоростей [2]

$$\zeta_0 = \frac{v_{\text{дон}}}{v_0} \quad (8)$$

В широком призматическом русле распределение продольной скорости одинаково для всех вертикалей, следовательно коэффициент ζ_0

остается постоянным при переходе от одной вертикали к другой. Аналогично этому принимая, что в каналах с откосами распределение продольной скорости по своему характеру изменения однообразно, считаем, что обеспечивается постоянство $\bar{v}_0$ для нашего случая.

Далее, с учетом (8), в условиях прямого канала без откосов из (7) получим формулу проф. Егназарова для средней скорости

$$\bar{v}_0 = \sqrt{\frac{f_0}{\lambda_0}} \cdot \sqrt{gd \left(\frac{\gamma_1}{\gamma} - 1 \right)} \quad (9)$$

где λ_0 — коэффициент гидравлического сопротивления потока.

f_0 — новое обозначение, имеющее следующий вид

$$f_0 = \frac{2\lambda_0}{3c_x \zeta_0^2} \cdot \frac{f_0^1}{1 + f_0^1 \frac{c_y}{c_x}} \quad (10)$$

Для прямого канала, но с откосами, общая формула (6) превратится в следующую:

$$\bar{v}_0 = \sqrt{\frac{f_0}{\lambda_0}} \cdot \sqrt{gd \left(\frac{\gamma_1}{\gamma} - 1 \right)} \cdot \sqrt{\frac{\frac{c_y}{c_x} \cos \alpha + \sqrt{\left(\frac{c_y}{c_x} \cos \alpha \right)^2 + \left(1 + f_0^1 \frac{c_y}{c_x} \right) \left(\cos^2 \alpha - \frac{1}{f_0^1} \sin^2 \alpha \right)}}{1 - f_0^1 \frac{c_y}{c_x}}} \quad (11)$$

В частном случае формула упрощается, когда отношение $\frac{c_y}{c_x}$ очень мало. Тогда

$$\bar{v}_0 = \sqrt{\frac{f_0}{\lambda_0}} \cdot \sqrt{gd \left(\frac{\gamma_1}{\gamma} - 1 \right)} \cdot \sqrt{\cos^2 \alpha - \frac{1}{f_0^1} \sin^2 \alpha} \quad (12)$$

Третье множители правых частей (11) и (12) дают возможность отыскания устойчивой формы живого сечения русла, как на прямом, так и на закругленном участке. Нетрудно заметить, что эти множители всегда вещественные, так как угол размываемого откоса α всегда меньше угла естественного откоса β , через который выражается $f_0^1 = \operatorname{tg} \beta$. Предельный случай $\alpha = \beta$ получается только на стенке -у уреза воды, что приводит к равенству нулю скорости у уреза.

В формулах (9) и (11) коэффициент f_0 [2, 3] представлен в зависимости от коэффициента трения, от гидравлического сопротивления потока, от отношения коэффициентов лобового воздействия и подъемной силы. Изменение f_0 при разных числах Рейнольдса отнесенное

к зерну наноса, как теоретически, так и экспериментально (с учетом обширных опытных данных различных авторов) разработано проф. Егизаровым, что схематически представлено на рис. 1 работы [3]. При наличии последнего рисунка пользование формулами (9) — (12) становится значительно легче.

Таким образом, полученные нами формулы дают решение задачи для всех значений числа Рейнольдса. Они являются обобщенными и из них как частные случаи могут быть получены остальные существующие формулы.

Возно-энергетический институт
АН Армянской ССР.

Поступило 24 VIII 1956

И. И. ФИННЦЕВИЧ

ՀԱՅԱՍՏԱՆԻ ՁԱԿԱՅՈՂ ԱՐԱՆՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՄԱՍԻՆ

Ա մ ֆ ո ռ ֆ ո լ ո ճ

Կազմելով ջրերի ու լճացիոն հոսանքում թեթևաթան զրոս գտնվող չկապված մասնիկի հալոստարակցում թան պայմանը, նորոգումում ցույց է տրվում թե ինչպիսի՞ն պետք է լինի հալոստարակցի արագությունը, որպեսզի մասնիկը գտնվի հալոստարակցում մեջ: Ապա կատարվում է տնցում հալոստարակցի արագություններից միջին չրվացող արագությունը: Այնուհետև, օգտվելով թեթևաթան չունեցող, ուղղադիմ և լայն ջրաոարների չրվացող արագությունների համար պրոֆ. Բ. Վ. Կզիազարովի ստացած արդյունքներից, մեր կողմից ստացված բանաձևերը բնդանրացում ենք թեյնոլզսի թվի բոլոր արժեքների համար: Վերջինում թեյնոլզսի թվի փերաբերվում է մասնիկի տրամադին և նրա տեղաշարժման արագությունը: Ցույց է տրվում, որ չրվացող արագությունների համար ստացված բնդանրարաոահաոոությունից կարելի է ստանալ մնացած զոսություն ունեցող բանաձևեր:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. В. С. Кнороз — «Гидротехническое строительство», № 8, 1953.
2. И. В. Егизаров — Известия ОН АН СССР, № 2, 1956.
3. И. В. Егизаров — ДАН СССР, 1956, т. 102, № 1.
4. Б. А. Пышкин — ДАН Украинской ССР, № 2, 1954.
5. И. Г. Шамова — Труды ГГН 36 (90), 1952.
6. И. Я. Орлов — Журн. «Гидротехника и мелиорация», № 11, 1950.

«ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՌ ԳԱ ՏՆՂԵԿԱԳՐԻ» ԽՈՒՆԵՐԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒՅԵՐՈՒՆԵՐԻ ԱՆՔԻԱ
 X ՀԱՏՈՐԻ ԲՈՎԱՆԴԱԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐ

35-42

ՏԵԼԵԳՐԱԿԱՆ ՖԻԳՐԱ

Վ. Մ. Խուլափելոյան, Մի բանի շինանշույթների ազատ տատանումների հաճախու-
 թյան որոշելը սահմանով յատկությամբ 1—3

Է Ի Դ Ր Ա Վ Է Ի Կ Ս

Է. Մ. Ալվազյան, Տուրբուլենտ հոսանքների հատկությունները ջրատարի պատերից
 առջատվելու տեղամասերում 2—3

Ա. Կ. Անանյան, Ընդլայնական ցիկլոյդացիայի խնդրի մոտավոր լուծումը Լուսն-
 կյունում ջրատար ոլորաններում 3—3

Վ. Է. Միրալեյան, Գ. Ա. Համբարձումյան, Հարթ վահանի առկայության դեպքում
 կարճ խողովակից արտահոսվող ջրի կլթի զորձակցի մեծությունը 6—12

ՇԻՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ԱՆՔԱՆԵԼԻԿՈՒ

Ա. Գ. Նազարով, Պինդ մարմինների մեխանիկական նմանություն և շինարարական
 կոնստրուկցիաների ու կառուցվածքների սկյութակայունության մեջ նրա կի-
 րառման մասին (Հաղորդագրություն 2) 11—3

ԻՆՏԵՆՏԵՐԱԿԱՆ ԱՆՔԱՆՈՒՅԵՐԻԱ

Է. Ն. Խաչիյան, Մեյսիկ հարվածի ու հրման սպիտակության տակ ձողի տատանում-
 ները՝ էներգիայի ցրման հաշվառումով 11—53

Ր. Կ. Կարապետյան, Մասնայական պայթեցումների մասնակ ստացված անյամմե-
 տրիկ գիտությունների արդյունքները 3—21

Ր. Կ. Կարապետյան, Սպիտակ կորի բնութամբ շինարար և կառուցվածքները սեյս-
 միկ ու մեքի ազդեցության տակ հաշվելու դեպքում 1—9

Ա. Գ. Նազարով, Պինդ մարմինների մեխանիկական նմանություն և շինարարական
 կոնստրուկցիաների ու կառուցվածքների սկյութակայունության մեջ նրա կի-
 րառման մասին (Հաղորդագրություն 1) 11—13

Ա. Ա. Փիրուզյան, Սնցման ու մի պես մեկրոգեոլոգիայի սպիտակության հարցի ուր-
 ցը Գեյզերի երկրաշարժի սկզբներով 11—12

ՄԵԼԱՆՈՒՆԱՆԵՐԱՎՈՐՈՒՄ

Ա. Պ. Տիմոֆև, Սեանս լճի մեխանոլոգիական ուժերի հետազոտության մասին 1—3

Է Լ Ե Կ Ս Ր Ա Մ Ա Ե Խ Ն Ի Կ Ա

Է. Տ. Ազից, Քառասանյակի պարամետրերի և նրա սեղմանների վրա լարման վեկ-
 տորները միջև եղած առճիշտ անկյան հաշվարկի մեթոդը 6—33

Ի. Ա. Պրեմյան, Դ. Գ. Ջանջուզյան, Ա. Մ. Կարապետյան, Ա. Ս. Քոբոլյան, Փո-
 փոխական հոսանքի լուսակի վրա էներգիայի կորուստների հետազոտման
 շարժման սխեմա 1—12

Մ. Մ. Կարապետյան, Էլե բաղանաչված տեղափոխելի տեղադրումներում ալիքա-
 յին երևույթների մի բանի հարցեր 4—33

Մ. Մ. Կարապետյան, Երջիկ տեղակայումներում օդատարածվող ճկուն կարկենների
 ալիքային բնութագրերը 3—33

- Ա. Ա. Մեյլեր-Վարդանյան, *Մարման չերեզեյան ուժերի մը էլեկտրական ֆիզիկական չորհրդարկման դոտում* 6—43

Հ ի ղ ր ու ա լ ո ն ի լ ւ

- Ա. Կ. Անտոնյան, *Սնանա լնի պրոբիման պետք է լուծվի նոր ուղղությամբ* 3—9
- Հ. Գ. Հատուրյանյան, *Հիգրոստրիկներին վթարային կանոնադրումը որպես հիգրոէլեկտրական սխառեմների գենամիկական կայունության բարձրացման միջոց* 1—49
- Լ. Ա. Ղիլիկարյան, *Լեռնային գետերը գերիվացիան հիգրո-էլեկտրականայինների կառկայի առաջնայինների բաժանելու հարցի շուրջը* 2—27
- Լ. Ա. Ղիլիկարյան, *Լեռնային փոքր գետերի վրա գունավոր մի բանի էներգափոխակերպման սխառեմների հիմնական պարամետրերի որոշման շուրջը* 5—29

Ջ ե ռ մ ա ա լ ո ն ի լ ւ

- Ա. Յ. Մելիք-Համբարյան, *Ապահու հայտան վաննային էլեկտրափոխակերպմանների հաշվման մեթոդը* 4—31

Դ օ ռ ծ ի ր ա շ ի ն ու ր ու լ ո ն

- Ե. Ա. Բոլիսևիչ, *Օսցիլոգրաֆի մեխանիկական մասի հաշվարկի մի բանի հարցերը* 1—31

Հ ի ղ ր ու լ ո ղ ի ա

- Ե. Ա. Շանթարյան, *Հայկական ՍՍԽ-ի շուտով մոտավորված գետերի համար զրական էրերի ապահովվածության կորեերի կառուցումը* 4—13

Շ ի ն ա ռ ա ռ ա կ ա ն կ ո ն ու տ ու լ յ յ ա ն ե ռ

- Լ. Վ. Շանտուկոյան, *Կրկնաշարային ուժերի տակ հեծան-գրառայների աճող-կայունների աշխատանքի վերլուծումը* 5—43
- Դ. Մ. Չոմախիձե, *Կոշտ արմատության վերաբերյալ կամարային կամուրջ* 5—53

Շ ի ն ա ռ ա ռ ա կ ա ն տ լ ի ճ ի կ ա

- Ա. Ա. Արսենյանյան, *Բնական բարերի ճեղքման փորձնական հետազոտումը* 1—61
- Ա. Ա. Լիլիե, *Քիմիական բնականների մոտեցումային հետազոտությունը՝ կտրման միջոցով* 5—75
- Կ. Ա. Վարդանյան, *Փարերի կտրման գենամիկայի մի բանի հարցերի մասին* 3—65
- Բ. Ա. Տեր-Աղաթյան, *Կտրող ներքի կոնտակտի ձևի ազդեցությունն ուժերի վրա բարի կտրման դեպքում* 2—43
- Բ. Ա. Տեր-Աղաթյան, Հ. Ա. Մեղոյան, *Տափերի շտրիկայային և սկալառակային ուղղման համեմատական վերլուծումը* 6—75

Շ ի ն ա ն լ ու լ ր ե ռ

- Ձ. Ա. Հազարդյան, *Շինարարի և բարե շտրվածքի համաստեությունը պրոնկցի մասին* 1—61
- Ի. Ա. Շեխյան, *Շենգավիճի կավերի ֆիզիկո-քիմիական հատկությունները* 3—51
- Վ. Հ. Սահակյան, *Հրաբխային շարերը որպես թեթև բնական լիցի* 3—59
- Ա. Ս. Սողոյան, *Բարդա բնականային մի բանի զուգանիշների մասին* 3—69

Փ ա յ տ ա ն լ ու ռ ա զ ի տ ու ր յ ո ն

- Գ. Ա. Արզումանյան, *Հայաստանի մի բանի ծառատեղակների փայտանյութի կայուն-նությունը Coniophora cerebella Schröb. առիկ նկատմամբ* 3—83

Փխլիական տեխնոլոգիա

Ս. Գ. Բախլիյան, Լ. Յ. Բելկիր-Շախմազարյան, Կ. Ա. Կոստանյան և Ս. Շ. Կալչաջյան.
Ուղղակի էլեկտրահալման փառարանների մեքենակաշարային չեքտի մասին 3-3

Բեռանի տեխնոլոգիա

Պ. Ս. Խուլալկերյան, Ա. Մատաչին լեռանի երկրորդային պնդացումը նրա ջրափոր-
ման ղեկավարում 2-61

Ընդհանուր հարցեր

Ս. Վ. Կոսյան, Հայկական ՍՍԽ ԳԱ Տեխնիկական գիտությունների բաժանմունքի
աշխատանքի որոշ արդյունքների մասին՝ Հոկտեմբերյան Մոլիալիստական
ՄԷՃ տեսչության գրառի ՄՈ-ամսյակի առթիվ 3-3

Գլխավոր մասեր

Լ. Ի. Յալյան, Լ. Ա. Սիմոնյան, Երկաթային հանքանյութերի տարրեր մեծություն
ընկերների բնույթի հետ չփոխան անկյունները. 6-81

Ս. Ա. Կոստանյան, Ռեկտիլ մեկուսացման կարելի էլեկտրական հասկանիչների
փոփոխությունը ծերմային ձևապատկերում հետևանքով 4-63

Ս. Գ. Բախլիյան, Լ. Յ. Բելկիր-Շախմազարյան, Կ. Ա. Կոստանյան, Ս. Շ. Կալչաջյան
և Ս. Շ. Կալչաջյան, էլեկտրափոխարկի ապահով եփումը Ռբարատի կվար-
ցիաների բաղադրի վրա 5-69

Դ. Դ. Սահակյան, Գյուղատնտեսական գաղտնիքի պահպանման ղեկավար-
իչ-էլեկտրատառցիկի խմնագործություն 2-63

Ս. Ս. Փախարյան, Հոսանքի չլիպսող արագությունների մասին 6-83

СО Д Е Р Ж А Н И Е

X тома „Известий АН Армянской ССР“ (серия технических наук)

№—стр.

Техническая физика

- Б. М. Худавердян.* Определение частоты свободных колебаний некоторых строительных материалов по унисуна из слух 1—3

Гидравлика

- О. М. Айвазян.* Свойства турбулентных ругловых потоков на участках отрывного течения 2—3
- А. К. Анянян.* Приближенное решение задачи о поперечной циркуляции в потоке треугольного сечения при изгибе потока 3—3
- В. Г. Микаелян, Г. А. Амбарцумян.* О коэффициентах расхода при истечении из-под плоских щитов, перекрывающих короткие трубы 6—17

Строительная механика

- А. Г. Назаров.* О механическом подобии твердых тел и его применении к исследованию строительных конструкций и сейсмостойкости сооружений (Сообщение 2) 6—3

Инженерная сейсмология

- Б. К. Карапетян.* Выбор спектральной кривой для расчета зданий и сооружений на сейсмическую нагрузку 1—9
- Б. К. Карапетян.* Результаты сейсмометрических наблюдений при массовых взрывах 3—21
- А. Г. Назаров.* О механическом подобии твердых тел и его применении к исследованию строительных конструкций и сейсмостойкости сооружений (Сообщение 1) 5—15
- С. А. Пирузян.* К вопросу влияния микрогеологии на величину силы сотрясения по данным геотекторского землетрясения 6—67
- Э. Е. Хачиян.* Колебание бруса, под действием сейсмических ударов и толчка с учетом рассеяния энергии 6—53

Метеорология

- М. И. Тимофеев.* Об исследовании метеорологического режима озера Сепан 1—3

Электротехника

- Г. Т. Адонц.* Метод расчета параметров четырехполюсника и угла сдвига между векторами напряжений на его зажимах 6—31
- Р. А. Грдзелян, Н. Г. Джигджугазов, М. М. Карапетян, А. С. Торосян.* Измерительная схема для исследования потерь энергии на корону переменного тока 1—17
- М. М. Карапетян.* Волновые характеристики гибких кабелей передвижных установок 3—35
- М. М. Карапетян.* Некоторые вопросы волновых процессов в передвижных электрофицированных установках 4—33
- К. А. Мелик-Пармянян.* Чебышевский режим затухания в полосе пропуска электрических фильтров 6—43

Гидротехника

- А. К. Анян. Проблема озера Сенаи должна решаться по-новому 5—9
- Г. Г. Арутюни. Аварийное регулирование гидротурбин как мера повышения динамической устойчивости гидроэлектрической системы 1—19
- Л. А. Чилингариан. К вопросу разбивки горных водотоков на ступени каскада деривационных ГЭС 2—27
- Л. А. Чилингариан. К определению основных параметров некоторых энергоснабжающих схем на горных малых водотоках 5—29

Теплотехника

- А. Ф. Мелик-Ахназарян. Метод расчета электрических стекловаренных вафельных печей 4—21

Приборостроение

- Е. С. Борисевич. Некоторые вопросы расчета механической части осциллографа 1—31

Гидрология

- Ш. А. Шахбазян. Построение кривых обеспеченности суточных расходов для неизученных рек Армянской ССР 4—13

Строительные конструкции

- Г. М. Чомахидзе. Железобетонный арочный мост с жесткой арматурой 5—55
- А. В. Шахсуприян. Анализ работы стыков блок-панелей на сейсмическую нагрузку 5—45

Строительная техника

- А. А. Абрамян. Экспериментальное исследование скалывания естественных камней 1—65
- К. С. Варпамян. Некоторые вопросы динамики резания камня 5—65
- С. С. Левин. Исследование обрабатываемости чистых бетонов резанием 5—75
- Н. А. Тер-Азарьян. Влияние формы контакта режущей кромки на усилия при резании камня 2—43
- Н. А. Тер-Азарьян, К. А. Манджоян. Сравнительный анализ штрипсовой и ленточной распиловки туфов 6—75

Строительные материалы

- З. А. Ацагорцян. О коэффициенте однородности строительного камня и каменной кладки 4—61
- В. О. Саакян. Вулканические шлаки как заполнители для легких бетонов 3—59
- А. С. Согоян. О некоторых характеристиках древесины тополя 3—69
- Т. А. Шахоян. Физико-химические свойства глины Шенгавитского месторождения 3—51

Древесноеведение

- Г. А. Арзуманян. О сравнительной стойкости древесины некоторых древесных пород Армении к плесневатому домовому грибу 5—83

Химическая технология

- М. Г. Манвелян, А. Ф. Мелик-Ахназарян, К. А. Костанян, С. О. Палчаджян. О приэлектродном слое стекла и стекловаренных электрических печей 4—53

Технология бетона

В. М. Аудивертин Вторичное твердение жесткого бетона при его обводнении . . . 2—31

Общие вопросы

М. В. Касьян О некоторых проблемах работы отделений технических наук АН Армянской ССР и горняков Восточной Октябрьской социалистической республики . . . 6—3

Научные заметки

Л. Н. Барон, Е. А. Сидоров Удельные значения жесткости и прочности бетона . . . 6—81

М. А. Карапетян Изменения электрических характеристик бетона с различной изоляцией в результате излучения . . . 4—69

М. Г. Мамикян, А. М. Великанов, К. П. Костяков, Е. А. Гринин, С. О. Никитин Проверка спектроколичественного метода анализа . . . 5—83

М. С. Похерарян О исследовании скорости потока . . . 6—85

Д. Н. Силкин Техно-экономические обоснования выбора сельскохозяйственных полевых агрегатов . . . 2—63



ԲՈՎԱՆԴԱԿՈՒԹՅՈՒՆ

Էջ

Շինարարական միությունիկա

- Ա. Գ. Նազարյան, Պինգ մարմենների միությունիկան Նախագահի և Գեներալ-մայորի
կանստիտուցիաների ու կառավարման միությունիկան մեծ նշանակե-
լություն ունի (Հաղորդագրություն 2) 3

Հիմնական օրենք

- Վ. Հ. Բիրյանյան, Գ. Լ. Համարյանյան, Հարկի վանդի ստեղծմանը դեպքում
կառն խոստովանող արտոնագրի չլիքի գործակալի մեծությունը 17

Էլեկտրականություն

- Հ. Տ. Արսենյան, Պատրաստվող տարածությունների և նրա սեղմանների վրա բարձր
առնների միջև եղած առկա անհրաժեշտության հաշվարկի մեթոդը 33
Կ. Ա. Բիրյանյան, Մարման շերտերում առկա էլեկտրական փոխանակ-
չությունների դասակարգումը 43

Ինժեներական սեյսմոլոգիա

- Է. Ե. Խաչիյան, Մեխանիկական շարժումի ու շարժման ուղեցույթի մասին ճշգիև ուստի ու-
նենք՝ Էստոնիայի դրաման հաշվարկում 53
Ա. Ա. Փիրսոնյան, Մնացած ու մի վրա մեխանիկական ուղեցույթի մասին հարցի շուր-
ջը Գեոդեզիայի երկրաչափի աղյուսակում 57

Շինարարական մեխանիկա

- Կ. Ա. Բիրյանյան, Ի. Ա. Տեղ-Արսենյան, Պատրաստվող շարժումի և սեղմության ուղեցույթի
համեմատական վերլուծումը 73

Գիտական նախք

- Լ. Ի. Բարսեղյան, Ա. Ա. Բիրյանյան, Երկրաչափի շարժումի մասին տարրեր մեծություն
ընկերությունիկա և նրա շարժման անհրաժեշտությունը 81
Ա. Ա. Բիրյանյան, Հասանելի չլիքի ուղեցույթի մասին 85
Վաչագանյան Ս. Ս. Գ. Ա. Տեղ-Արսենյան (անհանգիստության ուղեցույթի մասին) Ն. հաստի-
րությունը 91

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

Строительная механика

- А. Г. Гизаров.* О механическом подобии твердых тел и его применении к исследованию строительных конструкций и сейсмостойкости сооружений 3

Гидравлика

- В. Г. Микаелян, Г. А. Амбарцумян.* О коэффициентах расхода при истечении из-под плоских щитов, перекрывающих короткие трубы 17

Электротехника

- Г. Т. Адонц.* Метод расчета параметров четырехполюсника и угла сдвига между векторами напряжений на его зажимах 33
- К. А. Мелик-Вартанян.* Чебышевский режим затухания и полосы пропуска-ния электрических фильтров 43

Инженерная сейсмология

- Э. Е. Хачиян.* Колебание бруса, под действием сейсмических удара и толчка с учетом рассеяния энергии 53
- С. А. Пирюзян.* К вопросу влияния микрогеологии на величину силы сотрясе-ния по данным гегечкорского землетрясения 1957 г. 67

Строительная техника

- К. А. Мнджоян, И. А. Тер-Азарьян.* Сравнительный анализ штрипсовой и дис-ковой расшивки туфов 75

Научные заметки

- Л. И. Барон, Е. А. Симонян.* Углы трения железной руды разной крупности по бетону 81
- М. С. Похерилян.* О неразмывающих скоростях потока 85
- Содержание X тома «Известий АН Армянской ССР (серия технических наук)» 94