

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՌ-ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱՇԱԽԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ.
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԽՄԲԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈՒՆԳՐՈՒ

Աղոնց Հ. Տ. (պատ. խմբագրի տեղակալ), Անանյան Ա. Կ.,
Գասպարյան Ա. Մ., Եղիազարյան Ի. Վ., Կասյան Մ. Վ., Խուրս-
վերդյան Վ. Մ., Նազարով Ա. Գ. (պատ. խմբագիր), Սիմո-
նով Մ. Զ., Փինաջյան Վ. Վ. (պատ. քարտուղար):

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Адонц Г. Т. (зам. отв. редактора), Ананян А. К., Гаспа-
рян А. М., Егуазаров И. В., Касьян М. В., Назаров А. Г.
(отв. редактор), Пинаджян В. В. (отв. секретарь), Симо-
нов М. З., Худавердян В. М.

ГИДРАВЛИКА

О. М. АЙВАЗЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ТУРБУЛЕНТНОГО
 ПЕРЕМЕШИВАНИЯ В ПОГРАНИЧНОМ СЛОЕ ПЛОСКИХ
 РУСЛОВЫХ ПОТОКОВ*

Закономерности турбулентного перемешивания изучены для не-
 большого числа случаев практики. В частности, изучена так называе-
 мая свободная турбулентность, для которой оправдывается гипотеза
 Л. Прандтля о постоянстве длины пути перемешивания в поперечном
 сечении, т. е. ее независимости от координат y и z при наличии ли-
 нейной связи

$$l = c \cdot x, \quad (1)$$

где l — длина пути перемешивания;

x — расстояние от точки зарождения свободной турбулентности
 (движение происходит вдоль оси x);

c — коэффициент пропорциональности, называемый коэффициентом
 турбулентного перемешивания.

Согласно современным воззрениям [1, 2, 3], свободная турбулент-
 ность возникает лишь в следующих четырех случаях: 1) на границе
 свободного потока—в пограничном слое; 2) в свободной струе; 3) в
 спутном течении за движущимся телом; 4) в следе за обтекаемым не-
 подвижным телом. Во всех случаях подразумевается движение в бес-
 конечном пространстве той же жидкости, т. е. отсутствие или прак-
 тически бесконечная отдаленность твердых стенок.

В работе автора [4] на основании экспериментальных данных
 было показано, что область, в которой проявляется свободная тур-
 булентность в действительности значительно шире, чем перечислен-
 ные выше четыре случая и охватывает также русловые потоки. На
 основании анализа условий течения свободных струй и русловых по-
 токов был сделан вывод, что возникновение свободной турбулентности
 обусловлено не размерами потока и не размерами пространства, в ко-
 тором поток течет, а лишь наличием у потока *поверхности раздела*,
 то-есть наличием у него *жидкой границы*.

Вопросу возникновения поверхности раздела посвящена работа
 автора [4], где также рассмотрены форма поверхности раздела и ее
 положение в пространстве, занятом движущейся жидкостью.

* Доложено в ноябре 1957 г. в Москве на научной конференции МИИВХ, по-
 священной 40-летию Великой Октябрьской революции.

Возникновение поверхности раздела вызывает в русловом потоке качественные изменения и приводит к образованию зоны свободной турбулентности. Свойства этой зоны, названной пограничным слоем, изложены в работе [4].

В связи с этим становится актуальным исследование коэффициента турбулентного перемешивания „с“ в руслах.

Экспериментальная константа свободной турбулентности „с“ в настоящее время изучена только для свободных воздушных струй и в основном для струи круглого сечения. Для русловых потоков ее изучением не занимались, и это было естественно, так как вопрос о свободной турбулентности в русловых потоках не ставился вообще. Наиболее полные сведения о коэффициенте „с“ для свободных воздушных струй приведены в работе Г. Н. Абрамовича [1].

Коэффициент „с“ не зависит от числа Рейнольдса в очень широком диапазоне $R_e = 20.000 \div 4000.000$, но его значения изменяются в зависимости от начальных условий.

Для пограничного слоя начального участка круглой свободной струи естественной турбулизации

$$c = 0,0191.$$

Для плоскопараллельной струи (начальное сечение в форме очень вытянутого прямоугольника) в условиях естественной турбулизации

$$c = 0,0191 \div 0,0295.$$

Методика определения вышеприведенных значений „с“ состояла в нахождении этих значений из теоретического уравнения распределения скоростей, после подстановки в него опытных значений скоростей u_x и координат точек.

В излагаемом исследовании, выполненном в гидравлической лаборатории МИИВХ, нашей задачей было получение данных о числовых значениях коэффициента c для пограничного слоя плоских русловых потоков.

Не имея теории распределения скоростей для рассматриваемого случая, автор не мог для исследования c использовать методику, примененную к свободным струям и поэтому разработал способ, позволивший решить эту задачу опытным путем. Этот способ заключается в том, что вначале определяется касательное напряжение в известной точке пограничного слоя потока, а затем совершается переход от касательного напряжения к коэффициенту турбулентного перемешивания. Для определения касательного напряжения был избран следующий путь.

Потерю гидродинамического напора h_τ , вызванную касательными напряжениями на поверхности раздела, можно выразить следующим образом

$$h_\tau \gamma Q = \int_S \tau dS u, \quad (2)$$

где τ , dS и u соответственно означают касательное напряжение, элементарную площадку и скорость на поверхности раздела.

При плоской поверхности раздела она обретет свойства луча проведенного внутри пограничного слоя из его начала, т. е. будет местом равных скоростей $u_x = \text{const}$ и равных касательных напряжений $\tau = \text{const}$ [4]. Кроме того в этом случае, ввиду малости угла $\alpha_3 \cong 1^\circ$ (рис. 1), скорость на поверхности раздела — u_0 практически равнялась бы составляющей u_x . Для такой поверхности раздела уравнение (2) принимает вид

$$h \cdot \tau Q = S_0 \tau_0 u_0, \quad (3)$$

а касательное напряжение, одинаковое для всех точек поверхности раздела, можно определить из выражения

$$\tau_0 = \frac{h \cdot \tau Q}{S_0 u_0}, \quad (4)$$

где h — потеря гидродинамического напора, вызванная касательными напряжениями на поверхности раздела;

S_0 — площадь поверхности раздела;

u_0 — скорость на поверхности раздела.

Случаи движения с возникновением плоской поверхности раздела описаны в работе [4].

Если на экспериментальной установке воссоздать один из этих случаев движения, то будем иметь дело с наперед известным распределением напряжений, позволяющим пользоваться выражением (4) для определения касательного напряжения в произвольной точке, лежащей на поверхности раздела. Для этой цели был избран случай движения плоского потока через донную траншею прямоугольной формы при соотношении ширины траншеи к его глубине $\frac{\delta}{p} \cong 3$ (рис. 1).

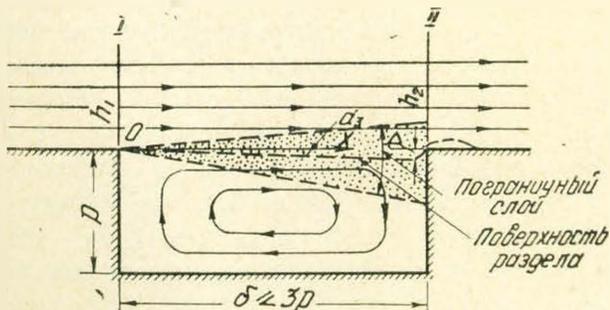


Рис. 1.

Опытная установка представляла собой горизонтальный стеклянный лоток шириной $b = 24,5$ см с установленными в нем на расстоянии $\delta \leq 3p$ прямоугольными порогами. При продвижении потока через донное углубление возникало заданное движение.

В рассматриваемом случае потери гидродинамического напора можно получить из уравнения

$$h = h_{\tau} + h_{шер} + h_{сж}, \quad (5)$$

где h_{τ} — потеря, вызванная касательными напряжениями на поверхности раздела;

$h_{шер}$ — потеря, вызванная шероховатостью стеклянных бортов лотка на участке углубления;

$h_{сж}$ — потеря, вызванная внезапным сжатием, при огибании расширившимся транзитным потоком низового порога.

Ориентировочные расчеты показали, что $h_{шер}$, в условиях наших опытов, пренебрежимо мала по сравнению с суммой остальных компонентов потерь и поэтому можно воспользоваться равенством

$$h \cong h_{\tau} + h_{сж}. \quad (6)$$

Однако, при движении по выбранной схеме (рис. 1) нетрудно создать такие условия, когда можно пренебрегать не только сопротивлением шероховатости боковых стенок, но и сопротивлением внезапного сжатия. В рассматриваемом случае расширение транзитного потока, как это было выяснено в [4], происходит весьма медленно — под углом $\alpha_2 \cong 1^\circ$ к свободной поверхности. При таком медленном расширении нетрудно величину δ подобрать так, чтобы потеря на сжатие практически также отсутствовала.

На опытной установке создавалось именно такое движение, практически удовлетворяющее равенству

$$h \cong h_{\tau}. \quad (7)$$

Потеря гидродинамического напора определялась по уравнению Бернулли

$$h = \left(z_1 + \frac{\alpha_1 V_1^2}{2g} \right) - \left(z_2 + \frac{\alpha_2 V_2^2}{2g} \right) \quad (8)$$

с обязательным учетом коэффициентов кинетической энергии α_1 и α_2 . Расчетными сечениями, между которыми произошла потеря h , являлись сечение I с $x=0$ и сечение II с $x=\delta$. Применение уравнения Бернулли в форме (8) вполне допустимо, так как транзитный поток на участках расчетных сечений являлся плавноизменяющимся. После определения $h \cong h_{\tau}$ оставалось измерить скорость u_0 на поверхности раздела и вычислить площадь последней, чтобы затем перейти к вычислению касательного напряжения по зависимости (4). Положение прямолинейной поверхности раздела легко устанавливалось на основании известного из [4] значения угла α_2 (рис. 1), а постоянство u_0 позволяло для ее измерения выбрать произвольную точку поверхности раздела.

Касательное напряжение τ_0 , определяемое по (4), вообще говоря, образовано суммой турбулентной и молекулярной составляющих:

$$\tau_0 = \rho l^2 \left(\frac{du}{dy} \right)_0^2 \pm \mu \left(\frac{du}{dy} \right)_0 \quad (9)$$

В пограничном слое—зоне чрезвычайно интенсивных турбулентных явлений—второй член уравнения (9) пренебрежимо мал по сравнению с первым его членом, выражающим касательные напряжения турбулентности и об этом наглядно говорят опытные данные, приведенные в 9, 11 и 12 столбцах таблицы 2.

Для перехода от опытных касательных напряжений к коэффициенту турбулентного перемешивания c была принята формула Прандтля

$$\tau = \rho l^2 \left(\frac{du}{dy} \right)^2 \quad (10)$$

которая при известном законе турбулентного перемешивания (1) может быть записана в следующем виде

$$\tau = \rho c^2 x^2 \left(\frac{du}{dy} \right)^2 \quad (11)$$

откуда в свою очередь следует, что

$$c = \frac{1}{x} \frac{du}{dy} \sqrt{\frac{\tau}{\rho}} \quad (12)$$

Для пользования выражением (12) необходимо, чтобы касательное напряжение τ было определено в точке, находящейся в зоне свободной турбулентности и чтобы оно было бы именно турбулентным касательным напряжением. Как было отмечено выше, эти условия удовлетворялись.

Градиент скорости $\frac{du}{dy}$, входящий в (12) определялся графически с помощью замеренных эпюр скоростей.

В таблицах 1 и 2 приведены те исходные данные, на основании которых получен коэффициент c .

Таблица 1

Q л/с	h_1 см	α_1	v_1 см/сек	$h_1 + \frac{\alpha_1 v_1^2}{2g}$ см	h_2 см	α_2	v_2 см/сек	$h_2 + \frac{\alpha_2 v_2^2}{2g}$ см	$h \cong h_2$ см	h в % от H_1
9,46	2,94	1,0	131,2	11,72	3,19	1,050	121,0	11,06	0,66	5,63
8,50	3,16	1,0	109,8	9,32	3,41	1,035	101,7	8,87	0,45	4,83
9,30	2,37	1,021	160,0	15,54	2,59	1,046	146,3	14,01	1,53	9,38
6,70	1,79	1,0	153,0	13,74	1,92	1,034	142,0	12,55	1,19	8,62
22,25	5,76	1,02	159,0	19,06	6,07	1,069	151,5	18,57	0,49	2,57
26,00	5,82	1,00	182,3	22,82	6,09	1,043	174,5	22,29	0,53	2,33
20,10	4,50	1,00	182,0	21,38	5,19	1,040	158,0	19,71	1,67	7,82

Основной результат исследований—семь опытных значений коэффициента турбулентного перемешивания c , приведены в последнем

Таблица 2

δ ∂_M	$\frac{\delta}{D}$	$S_0 = \delta \times b$ ∂_M^2	x ∂_M	$t^\circ C$	$10^{-4} \frac{\kappa z \cdot c \rho \kappa}{\mu}$ M^2	u_0 $\partial_M / c \rho \kappa$	$\left(\frac{du}{dy}\right)_0$	$\mu \left(\frac{du}{dy}\right)_0$ $\kappa z / M^2$	$\tau_0 = \frac{h \pi \cdot \gamma Q}{S_0 u_0}$ $\kappa z / M^2$	$\rho l^2 \left(\frac{du}{dy}\right)_0^2 = \tau_0 - \mu \left(\frac{du}{dy}\right)_0$ $\kappa z / M^2$	$\frac{\tau}{\rho l^2} \left(\frac{du}{dy}\right)_0^2$	c
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
2,34	1,13	5,73	1,17	9,4	1,36	8,50	44,2	0,006	1,34	1,336	0,0045	0,0221
2,34	1,13	5,73	1,17	9,75	1,34	6,80	36,7	0,005	0,98	0,975	0,0051	0,0228
2,34	1,13	5,73	1,17	9,75	1,34	10,00	55,0	0,007	2,47	2,463	0,0028	0,0242
2,34	1,13	5,73	1,17	9,75	1,34	9,70	50,4	0,007	1,43	1,423	0,0049	0,0202
20,5	1,0	5,03	1,025	11,0	1,29	10,00	62,0	0,008	2,17	2,162	0,0037	0,0230
20,5	1,32	5,03	1,025	12,0	1,26	11,00	70,5	0,009	2,49	2,481	0,0036	0,0216
30,0	1,46	7,36	1,50	13,0	1,23	11,20	49,2	0,006	2,68	2,674	0,0022	0,0220

столбце таблицы 2. Эти значения c соответствуют семи разным опытам, характеризующимся следующими диапазонами изменения чисел Рейнольдса и Фруда в начальном сечении:

$$Re_1 = 18.080 \div 57.900 \text{ и } Fr_1 = 2.87 \div 13.31.$$

Экспериментальные значения коэффициента турбулентного перемешивания расположились в интервале

$$c = 0,0202 \div 0,0242.$$

Примечательным является то обстоятельство, что полученные значения c оказались в интервале

$$c = 0,0191 \div 0,0295,$$

в котором, как уже было отмечено, находятся значения коэффициента турбулентного перемешивания для плоскопараллельных свободных воздушных струй.

Количественные данные о коэффициенте c в русловых потоках, косвенным путем, подтверждают справедливость выводов изложенных в работе [4]. В первую очередь это относится к рассмотрению пограничного слоя плоских русловых потоков, как зоны свободной турбулентности и к рассмотрению поверхности раздела, как фактора, вызывающего свободную турбулентность.

Московский институт инженеров водного хозяйства
имени Вильямса

Поступило 5 X 58

Հ. Մ. ԱՅՎԱԶՅԱՆ

ՏՈՒՐՐՈՒԹՅԱՆ ՓՈՆԱՆԱԿՈՒԹՅԱՆ ԳՈՐԾԱԿՑԻ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒՄԸ ՀՈՒՆԱՅԻՆ ՀՆԻԹ ՀՈՍԱՆՔՆԵՐԻ ՍԱՀՄԱՆԱՅԻՆ ՇԵՐՏՈՒՄ

Ա մ փ ո փ ու մ

Տուրբուլենտ փոխանակության օրինաչափությունները ազատ տուրբուլենտության դեպքում հանգում են ընդլայնական կտրվածքում փոխանակության ճանապարհի երկարության (l) հաստատությանը (Պրանգտլի հիպոթեզը) և (1) գծալին կապին, ընդ որում „ C “-ն տուրբուլենտ փոխանակության գործակիցն է:

[1] աշխատությունում նշված, ջրատարելում ազատ տուրբուլենտության ծագման բազմաթիվ դեպքերը ակտուալ են դարձնում „ C “ գործակիցի հետազոտումը վերջիններիս համար:

Հետազոտման մեթոդի հիմնական նախադրյալն էր այնպիսի շարժում ստեղծել, որ ծագող տրոհման մակերևույթը լինի հարթ, իսկ ուսումնասիրվող հատվածում տեղի ունեցող էներգիայի կորուստները գործնականորեն արտահայտվեն միայն տրոհման մակերևույթի վրա տեղի ունեցող կորուստներով:

„ C “ գործակիցի որոշման համար կիրառվել է (12) արտահայտությունը,

ըստ որում տրոհման մակերեկովթի վրա գործող „ τ “ շոշափող լարվածութիւնը որոշվել է փորձնական տվյալների հիման վրա ըստ (4), ի նկատի ունենալով սահմանային շերտի հատկութիւնները:

Վերոհիշյալ ճանապարհով ստացված „ C “-ի արժեքների միջին թվաբանականը կազմում է $C=0,022$:

ЛИТЕРАТУРА

1. *Абрамович Г. Н.*, Турбулентные свободные струи жидкостей и газов. М., 1948.
2. *Лойцянский Л. Г.*, Аэродинамика пограничного слоя. М., 1956.
3. *Шлихтинг Г.*, Теория пограничного слоя. М., 1956.
4. *Այվազյան Օ. Մ.*, Свойства турбулентных русловых потоков на участках отрывного течения. „Известия АН Армянской ССР“ (серия технических наук), т. X, в. 2, 1957.

ГИДРАВЛИКА

Б. Л. БУНИАТЯН

О СКОРОСТИ РАСПРОСТРАНЕНИЯ ВОЛНЫ ДАВЛЕНИЯ
ГИДРАВЛИЧЕСКОГО УДАРА В ОТСАСЫВАЮЩИХ ТРУБАХ

Неустановившееся движение в отсасывающих трубах гидротурбины относится к числу тех задач гидромеханики, которые мало изучены. Некоторые исследователи полагают, что все сечение трубы заполнено водой, благодаря чему скорость распространения волны давления гидравлического удара a в трубе получается порядка 1000—1200 м/сек. Вследствие этого фаза колебаний давления ρ будет пренебрежительно мала по сравнению с временем неустановившегося режима, и удар в отсасывающей трубе получается жестким.

Такое предположение противоречит действительности, ибо практика показала, что при любом режиме работы турбины, в отсасывающей трубе имеется так называемый „вихревой шнур“, состоящий из аэрированных струй воды и воздушной струи.

Наличие воздуха может в несколько раз уменьшить значение a и увеличить ρ , в связи с чем нельзя упругий удар заменить жестким.

Вопрос определения значений a в случае прокладывания по длине трубопровода резинового шланга, наполненного воздухом или наличия в трубопроводе определенной воздушной струи, рассмотрен в работах [1, 2], в которых приводится следующая формула:

$$a = \frac{1435}{\sqrt{1 + \frac{\epsilon}{E} \frac{D}{\delta} + \frac{\omega}{(F - \omega)} \cdot \frac{\epsilon}{\epsilon_b}}}, \quad (1)$$

где ϵ и E — модули упругости воды и материала трубы,

D — диаметр, δ — толщина стенки трубопровода, F и ω поперечные сечения трубы и воздушной струи, ϵ_b — модуль упругости воздуха.

Полученные по формуле (1) результаты расходятся с экспериментальными данными всего на 5—7%. Однако определить по ней значение a для отсасывающей трубы не представляется возможным, так как величина ω не известна. Чтобы иметь возможность определить a в случае отсасывающей трубы, ниже предлагается приближенный метод расчета сечения воздушной струи ω . Известно, что вода способна растворять некоторое количество воздуха. Объем этого возду-

ха W_a при атмосферном давлении P_a и температура 20°C составляет $2\frac{0}{10}$ от объема воды W_b [3], т. е.

$$W_a = 0,02 W_b.$$

При данной температуре количество поглощенного воздуха пропорционально давлению [3]. Следовательно, в случае уменьшения давления, некоторая часть растворенного воздуха из потока выделится.

Если давление воды уменьшилось до $P_b < P_a$, то выделенный объем воздуха будет равен:

$$\Delta W_a = \frac{0,02 W_b P_b}{P_a}. \quad (2)$$

Следовательно, вода в напорной камере ГЭС, находящаяся под давлением P_a , входя в напорный трубопровод введет с собой воздух в объеме W_a . Несмотря на то, что внутреннее давление в трубопроводе $P > P_a$ и изменяется по его длине, количество воздуха не может измениться, поскольку дополнительного поступления воздуха в трубопровод нет.

Водяной поток, выходя из рабочего колеса в отсасывающую трубу, где имеется вакуум в среднем $P_b = \gamma h_s - \gamma h_d$, где h_s — геометрическая высота отсасывания, h_d — динамическое разрежение, вызванное конусностью трубы, на единице ее длины должен выделять воздух в объеме:

$$\Delta \omega = \frac{0,02 F P_b}{P_a}. \quad (3)$$

Отметим, что вакуум под рабочим колесом в центре трубы заметно больше, чем на периферии. Поэтому выделение воздуха может быть даже при $-h_s$, если $P_b \neq 0$.

Так как вакуум в отсасывающей трубе распределяется по ее длине по закону гидростатики, то для выходного сечения, где $P_b = 0$, получим $\Delta \omega = 0$. Следовательно, в отсасывающей трубе по ее длине будет существовать коническая воздушная струя с площадью основания $\Delta \omega$. Выделенный во входном сечении воздух $\Delta \omega$, по мере уменьшения P_b будет снова растворяться в воде.

Если отсасывающая труба коническая и изогнута, то вид указанной воздушной струи изменится в соответствии с увеличением F и уменьшением P_b .

Из гидравлики известно, что при уменьшении давления в жидкости от P_a до P_b происходит увеличение объема и наблюдается явление парообразования. Выделившиеся пары заполняют увеличенный объем, величина которого на единицу длины выразится согласно законам механики через:

$$\Delta \omega_a = \frac{F P_b}{\varepsilon}. \quad (4)$$

Этот выделившийся пар вследствие уменьшения давления по длине трубы не может превратиться в зоду, так как температурных изменений нет. Он будет уноситься водою к выходу. Следовательно, в каком-то сечении трубы F_i , находящемся на расстоянии l_i от входного сечения отсасывающей трубы, объем выделенного пара будет:

$$\Delta\omega_{ai} = \frac{F_1 P_{b1}}{\varepsilon} + \frac{F_i P_{b1}}{\varepsilon} + \left[\frac{F_1 + F_i}{2} \cdot \frac{P_{b1} + P_{b2}}{2} \right] \frac{l_i}{\varepsilon}. \quad (5)$$

Таким образом этот объем будет по длине трубы увеличиваться и у выхода из отсасывающей трубы будет равен:

$$\Delta\omega_3 = \frac{F_1 P_{b1}}{\varepsilon} + \frac{F_3 P_{b3}}{\varepsilon} + \left[\frac{F_1 + F_3}{2} \cdot \frac{P_{b1} + P_{b3}}{2} \right] \frac{(l_1 + l_2)}{\varepsilon}, \quad (6)$$

где $P_{b3} = 0$, так как у выхода $P_b = 0$ (индекс 1 относится к входным сечениям, а индекс 3 — выходным).

В соответствии с этим объем выделившегося воздуха и пара в заданном створе — i отсасывающей трубы будет:

$$\omega_i = \Delta\omega_i + \Delta\omega_{ai}. \quad (7)$$

Определяя таким образом значения ω , по формуле (1) легко подсчитать скорости распространения волны давления гидравлического удара в отсасывающей трубе.

Для проверки предлагаемого способа определение a , в Институте энергетики и гидравлики АН Армянской ССР были проведены опыты и произведена запись диаграмм давления гидравлического удара в отсасывающей трубе (рис. 1) гидротурбины модельной установки. Опытная труба имела следующие характеристики: $F_1 = 706 \text{ см}^2$, $F_2 = 706 \text{ см}^2$, $F_3 = 3850 \text{ см}^2$, $l_1 = 1,25 \text{ м}$, $l_2 = 2,95 \text{ м}$, $\delta = 4 \text{ мм}$, $P_{b1} = 0,325 \text{ кг/см}^2$, $P_{b2} = 0,217 \text{ кг/см}^2$, $P_{b3} = 0$. Для этих характеристик по формулам (3)–(7) при $E = 20700 \text{ кг/см}^2$, получим: $\omega_1 = 4,13 \text{ см}^2$, $\omega_2 = 4,17 \text{ см}^2$, $\omega_3 = 2,2 \text{ см}^2$. По формуле (1) при $E = 2 \cdot 10^6 \text{ кг/см}^2$ соответственно получим $a_1 = 182 \text{ м/сек}$, $a_2 = 178 \text{ м/сек}$ и $a_3 = 248 \text{ м/сек}$.

Расчетные фазы гидравлического удара будут равны: $\mu_1 = 0,0139 \text{ сек}$, $\mu_2 = 0,0274 \text{ сек}$. Следовательно, средняя скорость распространения ударной волны будет равна:

$$a_{\text{ср}} = \frac{2(l_1 + l_2)}{\mu_1 + \mu_2} = 198 \text{ м/сек}.$$

Если не считаться с влиянием воздуха и полагать $\omega = 0$, то получим $a_{\text{ср}} = 930 \text{ м/сек}$.

В опытах автора полученное значение a колебалось в пределах $180 \div 210 \text{ м/сек}$. Например, осциллограмма, приведенная на рис. 2 показывает, что $\mu = 0,0455 \text{ сек}$, $a_{\text{ср}} = 202 \text{ м/сек}$.

По визуальным наблюдениям установлено, что заполненная воздухом и паром воды полость вихревого шнура при неустановившемся режиме деформируется в соответствии с колебанием давления в отса-

сывающей трубе. Однако, от этого количества воздуха и пара в ней не изменяются, так как фаза колебания не изменяется, что видно из приведенной осциллограммы.

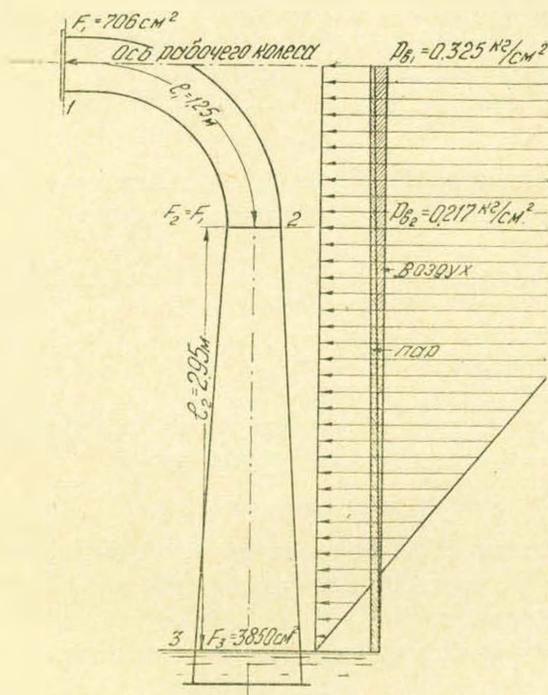


Рис. 1. Схема отсасывающей трубы и эпюра давления.

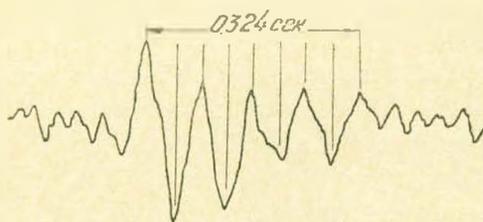


Рис. 2. Осциллограмма колебания давления в отсасывающей трубе.

Таким образом появление в отсасывающей трубе воздушной струи резко снижает значение α и предлагаемый метод расчета скорости распространения волны давления гидравлического удара в отсасывающей трубе дает результаты, достаточно близкие к действительности.

Բ. Լ. ԲՈՒՆԻԱԹՅԱՆ

ԾՅՈՂ ԽՈՂՈՎԱԿՆԵՐՈՒՄ ՀԻԳՐԱՎԼԻԿԱԿԱՆ ՀԱՐՎԱԾԻ ԱԼԻԲԻ
ՏԱՐԱԾՄԱՆ ԱՐԱԳՈՒԹՅԱՆ ՄԱՍԻՆ

Ա մ փ ո փ ու մ

Չհաստատված շարժումը ծծող խողովակներում պատկանում է հիդրոմեխանիկայի այն խնդիրների թվին, որոնք գետ քիչ են ուսումնասիրված: Գրականութունում եղած մտաւոր լուծումներում ընդունում են, որ խողովակի ամբողջ կտրվածքը լցված է ջրով և այդ պատճառով հիդրավիկական հարվածի ալիքի տարածման արագութիւնը նրանում ստացվում է շատ մեծ, իսկ հարվածը ոչ-առաձգական:

Այդ ընդունելութիւնը հակասում է իրականութիւնը, քանի որ ուսումնասիրութիւնները ցույց են տալի, որ խողովակի մեջ գոլորթիւն ունի օդի անջատված մի հոծ շիթ, որը և կարող է ալիքի տարածման արագութիւնը շատ խիստ փոքրացնել:

Ալիքի տարածման արագութիւնը շրատար խողովակում օդի շիթի առկայութեան դեպքում որոշվում է (1) բանաձևով, որից օգտօնօր համար անհրաժեշտ է գիտենալ այդ օդի քանակը:

Հայտնի է, որ մթնոլորտային ճնշման տակ եղած ջուրը պարունակում է իր մեջ իր ծավալի 2 տոկոսի չափ օդ, հետևաբար հիդրոկալանի ճնշման ավազանում եղած ջուրը, որը գտնվում է մթնոլորտային ճնշման տակ, խողովակաշար մասնելով իր հետ տանում է որոշակի քանակի օդ:

Չնայած նրան, որ խողովակաշարում ջրի ճնշումը մեծ է մթնոլորտայինից, այնտեղ եղած օդի քանակը չի փոխվի, քանի որ լրացուցիչ օդ չի կարող ներս մտնել:

Սողովակաշարով հոսող ջուրը սուրբինից անցնելիս և ծծող խողովակ մտնելիս (ուր ճնշումը փոքր է մթնոլորտայինից), ջրից կանջատվի օդի մի ծավալ, որը համապատասխանում է (2) բանաձևին: Բայցի այդ ճնշման նվազումից ջրի ծավալը կընդարձակվի և այդ լրացուցիչ ծավալը, որը որոշվում է (4) բանաձևով, կլցվի գոլորշիներով:

Արժարժված (3)—(7) բանաձևերով կարելի է հաշվել օդի և ջրի գոլորշիների ծավալի փոփոխութիւնները ըստ խողովակի երկարութեան և այնուհետև (1) բանաձևով հաշվել ալիքի տարածման արագութիւնը ծծող խողովակում:

Հիշելով բանաձևից ստացված արդիւնքների ճշտութիւնը ստուգվել և հաստատվել են լաբորատոր փորձերով, ուստի և նրանք կարող են առաջադրվել ինժեներական հաշվումների կատարելու համար:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Буниatian Б. Л. и Зорян З. А., Искусственное уменьшение скорости распространения волны давления гидравлического удара в целях его моделирования. Известия ОН АрмССР, № 4, 1956.
2. Зорян З. А., Физическое моделирование гидравлического удара НДВШ. „Энергетика“, № 1.
3. Гибсон А., Гидравлика и ее приложения. Госэнергоиздат, 1934.

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

А. М. АРАКЕЛЯН

РАСЧЕТ МАГНИТНОГО ПОЛЯ ТОКА, РАСПОЛОЖЕННОГО
В НЕОДНОРОДНОЙ СРЕДЕ*

Расчет магнитного поля постоянного тока в присутствии ферромагнитных тел представляет собой расчет поля в неоднородной и нелинейной среде. При этом, используемые методы решения и полученные формулы, благодаря формальному математическому подобию могут быть использованы в ряде других областей математической физики. Расчет поля рассеивания обмоток электрических машин, электродинамических сил, действующих на токоносители электрических машин и аппаратов, тесно связан с этим вопросом; с ним связаны также электроразведка, расчет заземлений экранирующего действия ферромагнитных масс и т. д.

Вопрос учета насыщения стали до настоящего времени почти не разработан, хотя он имеет большой практический и теоретический интерес. В качестве первого приближения для учета насыщения стали и для оценки влияния этого насыщения на распределение магнитного поля, магнитная проницаемость стали принимается конечной величиной. Однако, расчет магнитного поля при конечных значениях магнитных проницаемостей сред для многих задач представляет значительные трудности.

В настоящей работе мы рассматриваем плоскопараллельные поля и ограничиваемся случаем, когда границей между двумя областями с различными магнитными проницаемостями является произвольный двугранный угол. Линейный проводник с током расположен в одной из областей, параллельно ребру этого угла. Такая задача наиболее часто встречается на практике и, насколько нам известно, до настоящего времени не имеет общего решения доведенного до более или менее простой формы для инженерного пользования.

Как известно, влияние различных магнитных проницаемостей отдельных областей на магнитное поле тока можно учесть фиктивными „магнитными зарядами“, определенным образом распределенными на границе раздела сред [1, 2]. При этом, средю можно принять однородной с магнитной проницаемостью той области, в которой распо-

* Работа проведена в Энергетическом институте им. Г. М. Кржижановского АН СССР под руководством проф. Э. А. Мееровича.



ложен ток*, а влияние второй среды с иной магнитной проницаемостью можно заменить равноценным влиянием „магнитных зарядов“, расположенных на границе раздела сред.

Функция магнитного потока во всех точках обеих областей должна удовлетворить уравнению Лапласа, за исключением точки расположения тока и в бесконечно удаленной точке, где она должна иметь логарифмическую особенность. Эту функцию можно представить как сумму двух функций магнитного потока, одна из которых обусловлена током, а другая фиктивными „магнитными зарядами“. Частные производные указанных функций по выбранным направлениям представляют соответствующие составляющие напряженности магнитного поля. Общее поле, как в первой, так и во второй областях находится наложением поля обусловленного током и поля обусловленного „магнитными зарядами“. Любое распределение указанных „зарядов“ совместно с током удовлетворяет условиям задачи во всей области за исключением граничных условий, которые удовлетворяются лишь при одном единственном распределении этих „зарядов“. Следовательно такое распределение „магнитных зарядов“ по границе раздела сред, которое удовлетворяет граничным условиям, обеспечивает все условия поставленной задачи и является решением этой задачи. Такое решение получено в [3]. Оно дает возможность довольно просто определить нормальную составляющую напряженности магнитного поля на границе раздела сред и позволяет исследовать влияние изменения магнитных проницаемостей на напряженность магнитного поля для различных углов. Однако при расчете напряженности магнитного поля в остальных точках среды и при определении электродинамических усилий действующих на проводник с током, приходится сталкиваться с весьма трудоемкими и трудными математическими вычислениями. Поэтому представляет интерес расчет в общей форме непосредственно самой напряженности магнитного поля.

Ниже приводим основные этапы вывода формул расчета напряженности магнитного поля и их окончательные результаты для общего случая, когда границей между областями различных магнитных проницаемостей является произвольный двугранный угол, составляющий с π рациональное отношение.

Пусть произвольный угол AOB представляет в поперечном разрезе след границы раздела между первой и второй областями, которые имеют различные, но конечные магнитные проницаемости μ_1 и μ_2 . В одной из этих областей расположен линейный проводник с током в точке, модуль которой обозначен через a , а аргумент через γ . Модуль и аргумент произвольной точки, в которой желаем определить

* Магнитную проницаемость принятой однородной среды можно взять произвольно, однако удобнее ее брать равной магнитной проницаемости области, в которой расположен ток.

значение поля, обозначим соответственно через r и φ (рис. 1). Поверхностная плотность введенных фиктивных „магнитных зарядов“ обозначены на грани OA через σ_1 , а на грани OB через σ_2 . Тогда составляющие напряженности магнитного поля обусловленного этими „зарядами“ σ_p выражаются следующими формулами:

угловая составляющая

$$H_\varphi(\sigma_p) = \frac{\sin(\varphi - \varphi_p)}{2\pi\mu_y} \int_0^\infty \frac{\sigma_p s_p ds_p}{r^2 - 2rs_p \cos|\varphi - \varphi_p| + s_p^2} \quad (1)$$

радиальная составляющая

$$H_r(\sigma_p) = \frac{1}{2\pi\mu_y} \int_0^\infty \frac{\sigma_p (r - s_p \cos|\varphi - \varphi_p|) ds_p}{r^2 - 2rs_p \cos|\varphi - \varphi_p| + s_p^2} \quad (2)$$

Здесь μ_y — магнитная проницаемость той среды, в которой расположен ток. Индекс p показывает принадлежность данной величины к одной из граней. Величины, относящиеся к грани OA , отмечаются единицей ($p=1$), а относящиеся к грани OB — двойкой ($p=2$). Таким образом радиальная и угловая составляющие напряженности состоят из двух слагаемых, каждое из которых обусловлено „зарядами“, расположенными на одной из граней угла. Как отмечалось выше в [3] найдены значения этих „зарядов“, однако, их непосредственная подстановка в формулы (1) и (2) не дает возможности решить приведенный интеграл в общем виде.

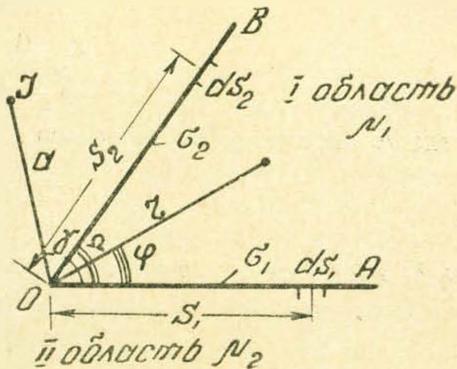


Рис. 1.

Для нахождения значений вышеуказанных составляющих напряженности магнитного поля применяем метод, подробно изложенный в [1] гл. XIV. Сущность указанного метода заключается в введении преобразованных функций от искомых, умножением последних на r^y и интегрированием по r в пределах от нуля до бесконечности. Здесь y представляет комплексную величину, отвечающую определенным требованиям, рассмотренным в цитированной работе. В результате, преобразованные функции от составляющих напряженности поля выражаются алгебраически через преобразованные функции от „магнитных зарядов“, значения которых найдены в [3] и могут быть подставлены в готовом виде.

В целях определения составляющих напряженности магнитного поля при помощи их преобразованных функций, к последним применяем обратное преобразование Римана-Меллина. Для этой цели указанные функции удалось привести к форме, позволяющей получить

ответ в удобном виде. При обратном преобразовании получаются интегралы, решаемые как суммы вычетов от функций, полюсами которых на комплексной поверхности v являются корни следующих уравнений:

$$\sin \pi v = 0; \quad (3)$$

$$\sin^2 \pi v - \alpha^2 \sin^2 (\pi - \Omega) v = 0; \quad (4)$$

$$\alpha = \frac{\mu_2 - \mu_1}{\mu_2 + \mu_1},$$

где Ω — величина меньшего угла раздела сред. Корнями уравнения (3) очевидно являются.

$$v = \pm q; \quad (q = 0; 1; 2; 3 \dots) \quad (5)$$

Подробное рассмотрение показало, что корнями уравнения (4) являются величины:

$$v = \pm mq; \quad (6)$$

$$(q = 0; 1; 2; 3 \dots);$$

$$v = \pm mq \pm \delta_k.$$

где m определяется из правильной дроби

$$\frac{n}{m} = 1 - \frac{\Omega}{\pi} \quad (7)$$

а δ_k являются основными корнями уравнения

$$\frac{\sin \pi \delta_k}{\sin (\pi - \Omega) \delta_k} = \pm |\alpha|. \quad (8)$$

Число основных корней этого уравнения равно

$$k = m - 1 \quad (9)$$

а величина этих корней находится в пределах

$$0 < \delta_k \leq \frac{m}{2}. \quad (10)$$

Например, при $\Omega = \frac{\pi}{2}$ числитель правильной дроби (7) равен единице, а знаменатель равен двум. Следовательно число основных корней будет равно единице, а величина его должна находиться в пределах от нуля до единицы. Эту величину можно рассчитать аналитически. На рис. 2 для наглядности приведено ее графическое определение. Рассмотренные выше корни оказались простыми полюсами функций, находящимися под знаком вычетов.

Отметим, что введение соотношений (7) — (10) оказалось плодотворным, так как дало возможность выразить количество и величины основных корней через величину угла раздела областей и значе-

ния параметров среды. А это позволило решение поставленной задачи довести до сравнительно простых и удобных для инженерного пользования общих расчетных формул, приводимых ниже.

С другой стороны в [4], при общем решении задач посредством обобщенного метода изображений [5], являющихся частным случаем рассматриваемой, когда магнитная проницаемость одной из сред бесконечно большая, было введено соотношение (1) подобное приведенному здесь (7). Это соотношение дает простейшую связь между величиной угла раздела областей, числом римановых поверхностей и числом на нем расположенных изображений, дающих решение задачи (подробно это изложено в [4 и 5]).

Таким образом, при применении двух различных методов для получения общих решений были применены аналогичные соотношения. Причем при применении одного метода это соотношение связывает величину угла раздела областей с числом римановых поверхностей и изображений, а при применении другого метода с числом и величиной основных корней, являющихся полюсами функций, посредством которых решается задача. Это обстоятельство, а также вид формул, полученных в настоящей работе говорит о том, что примененный метод и обобщенный метод изображений имеют внутреннюю общность, заключающуюся в связи числа римановых поверхностей и изображений с числом и величиной основных корней. Отсюда можно предположить, что метод изображений, являющийся наиболее простым и наглядным, применим и для наиболее общего случая конечных значений магнитных проницаемостей сред. Этот вопрос нами будет рассмотрен в отдельной работе.

Ниже приводим общие формулы расчета составляющих напряженности магнитного поля.

Для области, где расположен ток:
радиальная составляющая

$$H_r(r, \varphi) = -\frac{I \cdot a}{2\pi r} \left\{ C_3 \left[\left(\frac{m}{\alpha} \pm an \right) \cdot \frac{C_2}{C_4} \mp (m \pm n) \cdot \frac{C_3}{C_5} \right] - \sum_{k=1}^{m-1} C_6 \left[\frac{C_7 \cdot \sin \xi \delta_k}{C_5} + \frac{(-1)^{m+n} \cdot C_8 \cdot \sin \xi (m - \delta_k)}{C_5} \mp \text{sign}(\alpha) \text{sign}(\delta_k) \cdot \frac{C_7 \cdot \sin(\gamma - \varphi) \delta_k + C_8 \sin(\gamma - \varphi)(m - \delta_k)}{C_4} \right] \right\}; \quad (11)$$

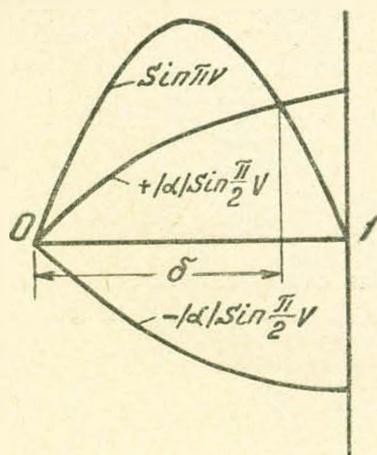


Рис. 2.

угловая составляющая

$$H_{\varphi}(r, \varphi) = -\frac{I\alpha}{2\pi r} \left\{ C_1 \left[\left(\frac{m}{\alpha} \pm n\alpha \right) \cdot \frac{C_9}{C_4} \pm (m \pm n) \frac{C_{10}}{C_5} \pm \right. \right. \\ \left. \left. \pm \sum_{\kappa=1}^{m-1} C_6 \left[\frac{C_{11} \cos \xi \delta_{\kappa} + (-1)^{m+n} \cdot C_{12} \cdot \cos \xi (m - \delta_{\kappa})}{C_5} \right] + \right. \right. \\ \left. \left. \pm \operatorname{sign}(\alpha) \cdot \operatorname{sign}(\delta_{\kappa}) \frac{C_{11} \cdot \cos(\gamma - \varphi) + C_{12} \cos(\gamma + \varphi) (m - \delta_{\kappa})}{C_4} \right] \right\}. \quad (12)$$

Для смежной области:

радиальная составляющая

$$H_r(r, \varphi) = -\frac{I\alpha}{2\pi r} (1 \mp \alpha) \cdot \left\{ C_1 \left(\frac{m}{\alpha} \cdot \frac{C_2}{C_4} - n \frac{C_3}{C_5} \right) - \right. \\ \left. - \sum_{\kappa=1}^{m-1} C_{16} \left[C_7 \frac{C_{13} \cdot C_{14} + (-1)^n C_8 \cdot C_{15}}{C_5} - \right. \right. \\ \left. \left. - \operatorname{sign}(\alpha) \cdot \operatorname{sign}(\delta_{\kappa}) \frac{C_{13} \cdot \sin \eta \delta_{\kappa} + (-1)^m \cdot C_8 \cdot \sin \eta (m - \delta_{\kappa})}{C_4} \right] \right\}; \quad (13)$$

угловая составляющая

$$H_{\sigma}(r, \varphi) = -\frac{I\alpha}{2\pi r} (1 \mp \alpha) \cdot \left\{ C_1 \left(\frac{m}{\alpha} \frac{C_9}{C_4} + n \cdot \frac{C_{10}}{C_5} \right) + \right. \\ \left. + \sum_{\kappa=1}^{m-1} C_{16} \left[\frac{C_{11} \cdot C_{17} + (-1)^n \cdot C_{12} \cdot C_{18}}{C_5} + \right. \right. \\ \left. \left. \pm \operatorname{sign}(\alpha) \cdot \operatorname{sign}(\delta_{\kappa}) \frac{C_{11} \cos \cdot \eta \delta_{\kappa} + (-1)^m \cdot C_{12} \cdot \cos \eta (m - \delta_{\kappa})}{C_4} \right] \right\}, \quad (14)$$

где $C_1 = \frac{m}{m^2 - \alpha^2 n^2}$; $C_2 = \rho^m \cdot \sin(\gamma - \varphi) m$; $C_3 = \rho^m \cdot \sin(\gamma + \varphi) m$;

$$C_4 = 1 - 2\rho^m \cdot \cos(\gamma - \varphi) \cdot m + \rho^{2m}; \quad C_5 = 1 - 2\rho^m \cos(\gamma + \varphi) m + \rho^{2m};$$

$$C_6 = \frac{\sin \frac{m \mp n}{\alpha} \cdot \pi \delta_{\kappa}}{A_{\kappa}}; \quad C_7 = \rho^{\delta_{\kappa}} + \rho^{2m - \delta_{\kappa}}; \quad C_8 = \rho^{m - \delta_{\kappa}} + \rho^{m + \delta_{\kappa}};$$

$$C_9 = 1 - \rho^m \cos(\gamma - \varphi) m; \quad C_{10} = 1 - \rho^m \cos(\gamma + \varphi) m;$$

$$C_{11} = \rho^{\delta_{\kappa}} - \rho^{2m - \delta_{\kappa}}; \quad C_{12} = \rho^{m - \delta_{\kappa}} - \rho^{m + \delta_{\kappa}}; \quad C_{13} = \rho^{\delta_{\kappa}} + \rho^{2m + \delta_{\kappa}};$$

$$C_{14} = \sin(\gamma + \varphi - \pi - \Omega) \delta_{\kappa}; \quad C_{15} = \sin(\gamma + \varphi - \pi - \Omega) (m - \delta_{\kappa});$$

$$C_{16} = \frac{\sin \frac{n}{\alpha} \pi \delta_{\kappa}}{A_{\kappa}}; \quad C_{17} = \cos(\gamma + \varphi - \pi - \Omega) \delta_{\kappa};$$

$$C_{18} = \cos(\gamma + \varphi - \pi - \Omega)(m - \delta_k).$$

$$A_k = \sin 2\pi\delta_k - \alpha^2 \frac{n}{m} \sin 2\pi\delta_k \frac{n}{m};$$

$$\text{sign}(\alpha) = \frac{\alpha}{|\alpha|};$$

$$\text{sign}(\delta_k) = \frac{\sin \pi\delta_k}{\sin(\pi - \Omega)\delta_k} : |\alpha|;$$

$$\rho = \frac{a}{r};$$

μ_2 — представляет магнитную проницаемость области занимающей меньший из двух смежных углов.

Если ток расположен в меньшем из углов, то надо брать верхние знаки и подставить значения

$$\xi = \gamma + \varphi - \Omega;$$

$$\eta = \gamma - \varphi + \pi.$$

Если ток расположен в большем из углов, то надо брать нижние знаки и подставить

$$\xi = 2\pi + \Omega - \gamma - \varphi;$$

$$\eta = \gamma - \varphi - \pi.$$

Нетрудно показать в общем виде, что полученное решение удовлетворяет всем условиям поставленной задачи в том числе и граничным.

При бесконечно большой магнитной проницаемости одной из сред приведенные формулы принимают вид точно совпадающей с решением, полученным при помощи обобщенного метода изображений в [4].

В случае, когда угол раздела равен π , приведенные формулы принимают вид решения приведенного в [6] для задачи, когда граничащие среды являются примыкающими полупространствами.

Таким образом полученное решение совпадает со всеми известными решениями, полученными другими способами для задач, являющихся частными случаями наиболее общей задачи, решенной в данной работе.

Итак, приведенное общее решение поставленной задачи, доведенной до формул инженерного пользования дает возможность легко определить напряженность магнитного поля, обусловленного током, в любой точке двух граничных областей, при любых значениях их магнитных проницаемостей, когда границей между этими областями является угол любой величины, находящийся с π в рациональном отношении. Это решение дает также возможность получить простые формулы для электродинамических сил, воздействующих на проводник с током, обуславливающим рассматриваемое поле.

Очевидно, что указанные формулы пригодны для расчета и в том случае, когда поле обуславливается не одним, а несколькими линейными токами. В этом случае поле находится наложением, которое возможно применить, так как задача решена при предположении независимости параметров среды от величины поля.

Энергетический институт
им. Г. М. Кржижановского АН СССР,
Электротехническая лаборатория
АН Армянской ССР

Поступило 8 XII 1957

Ա. Մ. ԱՌԱԳԵԼՅԱՆ

ՀԱՍՏԱՏՈՒՆ ՀՈՍԱՆՔՈՎ ՊԱՅՄԱՆԱՎՈՐՎԱԾ ՄԱԳՆԻՍԱԿԱՆ ԴԱՇՏԻ
ՀԱՇՎԱՐԿՐ ԱՆՀԱՄԱՍԵՌ ՄԻՋԱՎԱՅՐՈՒՄ

Ա մ փ ո փ ու մ

Հաստատուն հոսանքով պայմանավորված մագնիսական դաշտի հաշվարկը անհամասեռ միջավայրում ներկայացնում է զգալի տեսական և կիրառական հետաքրքրություն: Սակայն, երբ միջավայրի առանձին մասերի մագնիսական թափանցելիությունները տարբեր և վերջավոր արժեքներ ունեն, հաշվարկը կապված է զգալի դժվարությունների հետ:

Ներկա աշխատանքում մենք դիտարկում ենք հաստատուն հոսանքով պայմանավորված հարթ-զուգահեռային մագնիսական դաշտեր անհամասեռ միջավայրում, որը բաղկացած է երկու տարբեր ու վերջավոր մագնիսական թափանցելիություն ունեցող մասերից, երբ արդ մասերը բաժանող սահմանը իրենից ներկայացնում է կամավոր երկնիստ անկյուն:

Այդ դեպքը պրակտիկալում հանդիպում է բավական հաճախ, և որքանակ հալանի է, մինչև այժմ չի արված ընդհանուր լուծում, որը հասցված լինի շատ թե քիչ պարզ բանաձևի ինժեներական օգտագործման համար: Լուծումը իրագործում ենք ֆիկտիվ «մագնիսական լիցքերի» օգնությամբ, որով որոշակի կերպով բաշխվում են տարբեր մագնիսական թափանցելիություն ունեցող մասերը բաժանող սահմանների վրա: Մագնիսական դաշտը որոշվում է վերոհիշյալ «մագնիսական լիցքերով» և հոսանքով պայմանավորված դաշտերի վերապրումով՝ ենթադրությամբ, որ նրանք գտնվում են համասեռ միջավայրում: Այդպիսի լուծումը բավարարում է զրված խնդրի բոլոր պայմաններին:

«Մագնիսական լիցքերը» և մագնիսական դաշտի լարվածություն թաղանթները որոշող ինտեգրալ հավասարումների սխեմաի լուծման համար օգտագործում ենք արդ լիցքերը և բաղադրիչները որոշող ֆունկցիաների ձևափոխությունը: Ըստ որում ստացվում է հանրահաշվական հավասարումների սխեմա, որտեղից հեշտ կարելի է գտնել ձևափոխված ֆունկցիաների արժեքները: Այս վերջիններից Ռիման-Նյուարցի հսկողարձ ձևափոխություն օգնությամբ ստացվում են սկզբնական ֆունկցիաները, կամպլեքս տրոսֆորմում ինտեգրալ տեսքով, որոնք հաշվում ենք մնացածների օգնությամբ:

Կատարված հետազոտությունը ցույց է տալիս, որ ենթինսեզրալ ֆունկցիաների բեկոնները բաշխվում են հետևյալ կերպով՝ $v = \pm m q \pm \pm \delta_k (q = 0, 1, 2, \dots)$, որտեղ m և δ_k կախված են միջավայրի տարրեր մասերի մագնիսական թափանցելիությունների արժեքներից և այդ մասերը բաժանող երկնիստ անկյան մեծությունից:

Վերահիշյալի շնորհիվ հաշտղվում է ստանալ ընդհանուր տեսքով համեմատաբար պարզ բանաձևեր, որոնք թույլ են տալիս հաշվել մագնիսական դաշտի լարվածության բաղադրիչները նշված անհամասեռ միջավայրի ցանկացած կետում, երբ նրա առանձին մասերի մագնիսական թափանցելիությունները և սահման հանդիսացող երկնիստ անկյունը ունեն ցանկացած մեծություններ:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Гринберг Г. А., Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. Изд. АН СССР, 1948.
2. Тамм И. Е., Основы теории электричества. ГИИТЛ, 1956.
3. Аракелян А. М., Определение магнитного поля в неоднородной среде при помощи „магнитных зарядов“ распределенных на границе раздела сред. Тр. VI конференции молодых научных работников ЭНИН АН СССР.
4. Аракелян А. М., Электродинамические силы, действующие на проводник с током, расположенным вблизи угла ферромагнитного тела. Журн. Электричество, № 2, 1959.
5. Меерович Э. А., Применение метода изображений для электростатических и магнитостатических задач. Известия ЭНИН АН СССР, т. 4, вып. 1, 1936.
6. Хег Б., Электромагнитные расчеты. ОНТИ НКТП, Энергонздат, 1934.

Г. А. АТАНАСЯН

К ВОПРОСУ О МОДЕЛИ РТУТНО-ВЫПРЯМИТЕЛЬНОЙ НАГРУЗКИ ЭНЕРГОСИСТЕМЫ

В работе [1] были рассмотрены критерии подобия выпрямительной нагрузки энергосистемы. Ниже рассматривается вопрос о модели выпрямительной нагрузки энергосистемы на основе анализа физических процессов, имеющих место в природе, в действующей энергосистеме.

Перейдем к анализу предельных случаев работы вентильной установки, лежащей в основе определения критериев подобия.

1. Случай бесконечной индуктивности в цепи выпрямленного тока установки ($L = \infty$)

Опытно-теоретическое исследование вопроса характера протекания электромагнитных процессов в исследуемой установке показало, что режим поочередного горения двух или трех анодов имеет место только при угле коммутации $\gamma = \frac{\pi}{6}$ [2]. Соответствующее предельное значение параметра будет: $\frac{x_R}{r_K} = tg \varphi_0$. По достижении этого

значения аноды начинают гореть группами по три, т. е. наступает новый режим горения. Угол коммутации остается при этом неизменным, следовательно, остается предположить, что новый режим горения возникает вследствие изменения моментов загорания анодов по отношению к соответствующим синусоидам основных э.д.с. установки (см. рис. 3 [1].)

Дальнейшее возрастание основного параметра $\frac{\omega L_R}{r_K}$ приводит к короткому замыканию. При этом уменьшаются только амплитуды напряжений. При полном коротком замыкании (к. з.) напряжение становится равным нулю.

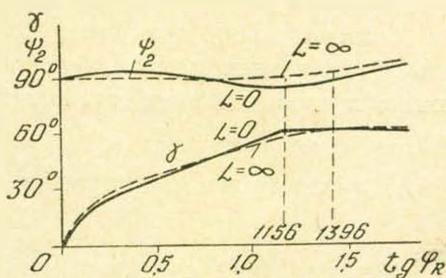


Рис. 1.

Вопросы моделирования ртутно-выпрямительной нагрузки целесообразно делить на моделирование линейных электрических цепей установки и на моделирование нелинейного элемента.

При моделировании электрических линейных цепей вопросы геометрического подобия, как известно, не имеют значения. Все физические величины изменяются в этих цепях только во времени. Подобие начальных условий обеспечивается при этом предположением о нулевых начальных значениях переменных величин. Кроме того надо выставить требование об одинаковом характере изменения всех э.д.с в натуре и в модели. Наличие определенного из дифференциальных уравнений критерия гомохронности, обеспечивает подобие изменений процессов во времени.

Математическое моделирование нелинейного элемента выпрямительной цепи в связи с недостаточной изученностью процессов в выпрямительных установках затруднительно. Соблюдение геометрического подобия при этом моделировании является необходимым [3]. Исследование возможностей теоретико-экспериментального анализа для проектирования физической модели нелинейного элемента игнитронно-выпрямительной установки действующей энергосистемы показало целесообразность подбора различных типов моделей, подогнанных, исходя из примерного подобия очертаний анодов оригинала и модели. Предлагаемый способ создания модели можно было бы назвать контурным методом. Этот метод, несомненно, является разновидностью аффинного подобия и выражается в том, что внешние очертания электродов вентильной модели установки возможно ближе подгоняются к внешним очертаниям электродов вентилей натуре, а контуры цепей электрической схемы включения отдельных вентилей и обмоток машин модели приводятся к типу соответствующих контуров натуре (согласовывается количество проводов, фаз и способ соединения друг с другом отдельных элементов установки). Подтверждением достижения контурного подобия должно явиться совпадение относительных характеристик нелинейного элемента в натуре и в модели. Достижение такого подобия потребует организации и проведения ряда соответствующих экспериментов в лаборатории и в натуре.

Окончательное суждение по вопросу моделирования выпрямительной нагрузки можно будет сделать только после проведения экспериментов и получения относительных характеристик вентилей натуре и лаборатории.

2. Случай нулевой индуктивности в цепи выпрямленного тока ($L = 0$)

Исследование характера изменения начальной фазы ψ_2 э.д.с. и угла γ в зависимости от определяющего критерия $\frac{\omega L_R}{r_k}$ для случая отсутствия индуктивности в цепи выпрямленного тока [2] показало, что углы коммутации несколько зависят от значений L в цепи выпрям-

ленного тока (рис. 1). Углы коммутации для обеих предельных случаев весьма мало отличаются друг от друга. Таков же характер влияния индуктивности L_R на начальную фазу э.д.с. ψ_2 . Как это видно из кривых рис. 1, начальная фаза ψ_2 не остается постоянной при возрастании $\text{tg } \psi_R$. Это имеет своим следствием запаздывание момента зажигания 3-го анода.

Возрастание параметра $\frac{\omega L_R}{r_g}$ приводит к новому режиму горения вентилей группами по три, а затем и к полному короткому замыканию. Величина тока короткого замыкания не зависит от значения индуктивности ωL_k . Начальные и краевые условия для рассмотренных режимов не отличаются друг от друга.

Предложение типа модели ртутно-выпрямительной нагрузки

На основании дифференциальных уравнений электромагнитных процессов в ртутно-выпрямительных установках [2] выше были определены критерии подобия этих процессов. Эти критерии представлены в следующей таблице:

1. Случай бесконечно большой индуктивности в цепи выпрямленного тока

а) Режим горения двух вентилей

б) Режим горения трех вентилей

$$\frac{\omega L}{r} = idem; \quad \frac{E_0}{ri} = idem;$$

$$\frac{X_R}{r_R} = idem; \quad \frac{\omega L}{r} = idem;$$

$$\omega t = idem;$$

$$\omega t = idem;$$

2. Случай полного отсутствия индуктивности в цепи выпрямленного тока

а) Режим горения двух вентилей

б) Режим горения трех вентилей

$$\frac{\omega L_R}{r_g} = idem;$$

$$\frac{\omega L_R}{r} = idem;$$

$$\omega t = idem;$$

$$\omega t = idem;$$

В таблице приняты следующие обозначения: X_R — индуктивное сопротивление на фазу всей первичной цепи; r_g — активное сопротивление этой цепи; L_R — суммарная индуктивность первичной и вторичной цепи на одну фазу; r — сопротивление цепи выпрямленного тока; i — мгновенное значение выпрямленного тока; E_0 — часть U_g , уравновешивающая э.д.с., индуктируемую в обмотке якоря машины, включенной в цепь выпрямленного тока; U_g — постоянная составляющая напряжения, измеренная между катодом и средней точкой обмотки катушки Кюблера.

Приведенные в таблице критерии подобия устанавливают наличие подобия электромагнитных процессов в линейных электрических цепях природы и лабораторной установки. Это значит, что на данном этапе исследования характера протекания электромагнитных процессов удастся добиться строгого моделирования только тех процессов, которые протекают в линейных цепях. Моделирование процессов в цепях, содержащих газовые разряды (нелинейные элементы) на основании критериев подобия, систематизированных в таблице было бы не только неточным, но и неправильным.

Поэтому необходимо моделировать вентильный элемент на основании иных принципов, чем линейные элементы. Разработка этого вопроса показала, что при моделировании газовых разрядов необходимо соблюдать *геометрическое подобие*. Однако на данном этапе исследования вентильных установок такое геометрическое подобие практически трудно осуществимо. Для того, чтобы смоделировать нелинейный элемент выпрямительной установки, целесообразно использовать принцип приближенного моделирования электромагнитных процессов в ней. Приближенное моделирование заключается в том, что вместо геометрического подобия применяется контурное подобие, описанное в предыдущем параграфе.

Полученную таким образом модель можно было бы назвать *комплексной моделью ртутно-выпрямительной нагрузки*. Эта модель должна быть скомпонована из двух отдельных частей: набора дроссельных катушек, имитирующих линейные электрические цепи промышленной установки природы, и ртутно-выпрямительного агрегата, переделанного, в соответствии с требованиями контурного подобия для имитации вентилей.

Водно-энергетический институт
АН Армянская ССР

Поступило 23.IV.1958

Հ. Ա. ԱՓԱՆԱՅԱՆ

ԷՆԵՐԳՈՒԹՄԱՆՄԻ ՄԵԻԿԱ-ՈՒՂՂԻԶՍՅՈՒՆ ԲԵՌԻ ՄՈՂԵԼԻ
ՀԱՐՑԻ ՇՈՒՐՋ

Ա. մ. փ. ո. փ. ո. մ.

Ֆիզիկական մոդելացումը շարժարտորական մի փորձ է օրվեկաթի վրա, որը նույն ֆիզիկական բնույթն ունի, բայց այլ մասշտաբ:

Հոգվածում քննարկվում են այն երևույթների ֆիզիկական պայմանները, որոնց համար նախորդ հոգվածում (տես «Էներգոսխառնմի ուղղիչային բեռի նմանութան կրիտերիաները») համապատասխան կրիտերիաներն էին ստացված:

Համաձայն ընդունված պայմանների, պարզեցնելով երևույթն արտահայտող դիֆերենցիալ հավասարումները և կլնելով Լենինի հանրածանոթ թե-

զիտից, որ Վերևույթն ազելի լալն ու հարուստ է, քան օրենքը», հոգվածում եզրակացվում է, որ երկու կամ երեք անոպնների միաժամանակ վառման ռեժիմ կարող է լինել միմիայն այն դեպքում, երբ կոմմուտացիայի անկյունը $\gamma = \frac{\pi}{6}$.

Նետևարար բնորոշ պարամետրի սահմանաչի՞ն արժեքը $\frac{X_k}{r_g} = I g \Phi_k$, իսկ նրա հետագա աճը բերում է կարճ միացում:

Ուղղիչալին բեռի մոդելացումը առաջարկվում է բաժանել երկու էտապների՝ ա) գծային էլեկտրական շղթայի մոդելացում, բ) ոչ-գծային էլեմենտի մոդելացում, որի արդյունքը լինելու է ուղղիչալին բեռի կոմպլեքս մոդելը: Հոգվածում ստացվում է, որ ուղղիչի մոդելացման ժամանակ անհրաժեշտ է պահպանել նրա երկրաչափական նմանությունը պալմանները, որի շնորհիվ առաջանում են որոշակի դժվարություններ: Այդ դժվարություններից խուսափելու համար հոգվածում առաջարկվում է կիրառել պարազոմալին մոդելացման կանոնները և կատարել ուղղիչի մոտավոր մոդելացում:

ЛИТЕРАТУРА

1. Атанасян Г. А., Критерии подобия выпрямительной нагрузки энергосистемы. Изв. АН Армянской ССР, т. XI, вып. 6, 1958.
2. Костенко М. П., Нейман Л. Р., Блаудевич Г. Н., Электромагнитные процессы в системах с мощными выпрямительными установками. Изд. АН СССР, 1946.
3. Веников В. А., Применение теории подобия и физического моделирования в электротехнике, Госэнергоиздат, 1949.
4. Ленин В. И., Философские тетради, ОГИЗ, 1947.
5. Веников В. А., Некоторые вопросы применения подобия при моделировании электрических систем. Изв. ОТН АН СССР, № 1, 1954.
6. Егиазаров И. В., Моделирование явлений неустановившегося полного движения безнапорного и напорного потоков. Изв. ОТН АН СССР, № 10, 1953.
7. Егиазаров И. В., Задачи научных исследований по изучению режимов работы гидроэнергосистемы и их автоматического регулирования. Изв. АН Армянской ССР (серия ФМЕТ наук), № 1, том VI, 1953.

ՇԻՆՏԱՐԱՐԱԿԱՆ ԿՈՆՍՏՐՈՒԿՑԻԱՆԵՐ

Բ. Հ. ԳԵՎՈՐԳՅԱՆ

ՆՈՐ ՏԻՊԻ ՀԱՎԱՔՈՎՂԻ ԵՐԿԱԹՔԵՏՈՆՅԱ ԿՈՆՍՏՐՈՒԿՑԻԱՆԵՐ
ԳՅՈՒՂԱԿԱՆ ՇԻՆՏԱՐԱՐԱՐԱՆԵՐԻ ՀԱՄԱՐ

Հայտնի է, որ մինչև ներկա ժամանակներս գլուղատնտեսական շինարարությունում ամենից ավելի կիրառություն են ստացել վերնածածկերի հեծանալին կոնստրուկցիաները՝ հավաքովի երկաթբետոնյա տանիքասալերի և 7,5—12 մ թռիչք ունեցող երկաթբետոնյա հեծաններով հանդերձ: Նման կոնստրուկցիաներում երկաթբետոնի բերված հաստությունը հասնում է մինչև 10 սմ, իսկ ծախսվող մետաղի քանակը մոտավորապես կազմում է 12 կգ/մ²:

Հայկական Շինանյութերի և կառուցվածքների ինստիտուտում հոգվածի հեղինակի կողմից, սկսած 1946 թվականից, առաջարկված են եղել մի քանի տիպի տնտեսապես ձեռնտու վերնածածկեր: Դրանք նախադրված են հավաքովի ծալքավոր սիստեմի և թաղանթների ձևով: Հիշված վերնածածկերը նախատեսվում են գլուղատնտեսական շինությունների համար, որտեղ թռիչքների մեծությունը 7,5—12 մետր է:

Նկ. 1 և 2-ում ցույց է տրված կրկնակի կորություն՝ եզրերը երկաթբետոնյա զոտիով բոլորված թաղանթներից նախադրված կոնստրուկցիաներ: Այստեղ թաղանթների սալի հաստությունը կազմում է 2,5 սմ: Թաղանթները լայնական կողմում ունեն ուղիղ եզրագիծ, իսկ երկայնական կողմում՝ կորագծալին ձև: Վերելքի բարձրությունը թաղանթի կենտրոնում 30 սմ ոչ ավել է: Թաղանթում երկայնական կողային էլեմենտների բարձրությունը կազմում է թռիչքի 1/25 ոչ ավելին, իսկ լայնական կողային էլեմենտներինը՝ թռիչքի 1/30 ոչ պակաս:

Կախված թռիչքի մեծությունից կրկնակի կորության թաղանթների չափերը հաստակագծում կարող են լինել 2×4 և $2 \times 6,5$ մ: Պանելների առավել քաշը լինում է 800 կգ:

Նկար 2-ում ցույց տրված գլուղատնտեսական շինությունների վերնածածկերում օգտագործվող կոնստրուկցիան նախատեսված է մանր եղջերավոր անասունների, օրինակ՝ ոչխարանոցի համար: Այս դեպքում թաղանթալին պանելում թողնվում է բացվածք, որի կողմերի չափերը չպետք է դերազանցեն պանելի թռիչքի 1/4-ից:

Նկար 3-ում բերված է վերնածածկի ծալքավոր պրկանով պանելի մի վարիանտ: Չնայած նրան, որ հիշված պանելը իր տեխնիկատնտեսական ցուցանիշներով զիջում է նկ. 1-ում և 2-ում ցույց տրված թաղանթներին, բայց և այնպես նա իր պատրաստման պարզության տեսակետից շինարարության համար ավելի ընդունելի է: Իմիջիպալոց, ավելորդ չէ նշել, որ նկ. 3-ում ցույց տրված թաղանթը, հավանություն արժանանալով Հայկական ՍՍՌ Մինիստրը

ների Սովետի հանձնաժողովի կողմից, առաջարկված է մանրամասն մշակման՝ այն կիրառելու նպատակով:

Նկարներ 1, 2 և 3-ում ցույց տրված կոնստրուկցիաները հնարավորություն կունենան օգտագործվելու տվյալ շինարարություն մեջ, վերջինումս 1 աբարձունակություն ամբարձիչի առկայություն դեպքում: Շինարարությունում ամբարձիչի բացակայության ժամանակ կիրառման է առաջարկվում հավաքովի վերնածածկի հետևյալ կոնստրուկցիան, բաղկացած երկհոդակապլին կամարներից, որը ծածկվում է վերին կորագիծ մակերևույթ ունեցող շվիկրալին կտրվածքի սալերով: Կամարների և սալերի հավաքումից հետո իրականացվում է վերջիններիս միաձուլումը: Ստացված տարածական կոնստրուկցիան աշխատում է, ինչպես պրկան ունեցող կրկնակի կորություն թաղանթ և նմանվում է Ա. Մ. Ռաբրնովիչի կողմից առաջարկված կոնստրուկցիային: Միաձուլումը իրականացվում է թողարկված ամրանների օգնությամբ, ինչպես դա ցուցադրված է նկ. 4-ում (С-հանդույցը):

Նկարներ 1 և 2-ում ցույց տրված պանկների բերված հաստությունը կազմում է 4,5—5 սմ, իսկ մետաղի ծախսը՝ 3—3,5 կգ/մ²: Նկ. 3 և 4-ում ցուցադրվող վերնածածկերի մոտ բերված հաստությունը 6 սմ է կազմում, 4 կգ մետաղի ծախսով:

Պետք է նշել, որ թաղանթում սեփական քաշի ազդեցություն տակ առաջանում են սեղմող լարումներ և այդ դեպքում ամրանավորման կարիք չի պահանջում: Սակայն հաշվի առնելով, որ թաղանթի տեղափոխման և մոնտաժի ժամանակ, ինչպես և շահագործման ընթացքում ձևան հնարավոր անհավասարաչափ բաշխման հետևանքով կարող են առաջանալ ձգող լարումներ, այդ պատճառով վերջինս համապատասխան նախադժի ամրանավորվում է 3 միլիմետրանոց՝ 20 × 20 սմ չափի վանդակներ ունեցող լարացանցով: Կողմային լայնական էլեմենտները ամրանավորվում են երկու հատ 10 մմ ձողերով: Երկայնական կողային էլեմենտները, որոնք աշխատում են արտակենտրոն սղման, ամրանավորվում են երկու հատ 16 մմ տրամագիծ ունեցող ձողերով:

Նոր տիպի վերնածածկերի համար բերված բնութագրերը ցույց են տալիս, որ նրանք պահանջում են բետոնի կրկնակի պակաս ծախս և մոտավորապես երեք անգամ մետաղի պակաս ծախս: Այդ կոնստրուկցիաների պատրաստումը հնարավոր է մեքենայացնել, օգտագործելով բետոնադրիչ և թըրթրադրոշմիչ (վիրրաշտամպ):

Հայկական Շինանյութերի ու
կառուցվածքների ինստիտուտ

Ընդունված է 7 III 1959

Б. О. ГЕВОРКЯН

НОВЫЕ ТИПЫ СБОРНЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ ДЛЯ СЕЛЬСКИХ ПОСТРОЕК

В сельскохозяйственных постройках наибольшее применение имеют балочные конструкции покрытий со сборными железобетонными

ми кровельными плитками по железобетонным балкам, пролетом от 7,5 до 12 м. Приведенная толщина бетона в этих конструкциях доходит до 10 см, а расход стали составляет 12 кг на 1 км в покрытия. Автором предложены более экономичные покрытия.

Конструкции, показанные на рис. 1 и 2, спроектированы из оболочек двойкой кривизны, окаймленных по контуру железобетонными поя-

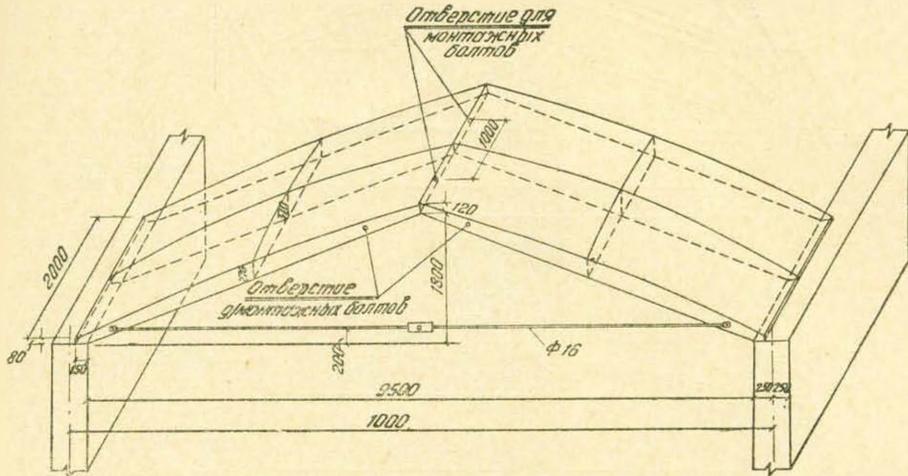


Рис. 1. Сборное железобетонное покрытие в виде оболочки с затяжкой.

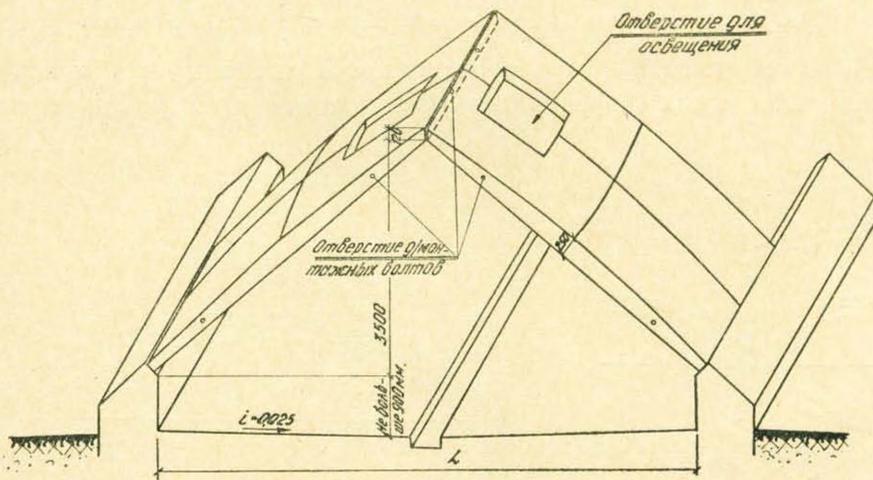


Рис. 2. Сборное железобетонное покрытие в виде оболочки с отверстиями для освещения.

сами. Толщина плиты оболочки составляет 2,5 см. По поперечным краям оболочки имеют плоский контур, а по продольным краям криволинейный контур. Стрела подъема в середине оболочки не более 20 см. Высота продольных бортовых элементов оболочки составляет не более 1/25 пролета, а поперечных элементов не менее 1/30 пролета.

В зависимости от величины перекрываемого пролета оболочки

двойкой кривизны имеют размеры в плане от 2×4 до $2 \times 6,5$ м. Наибольший вес панели составляет 800 кг.

Конструкция, показанная на рис. 3, по технико-экономическим показателям уступает оболочкам, показанным на рис. 1 и 2, однако она более проста в изготовлении.

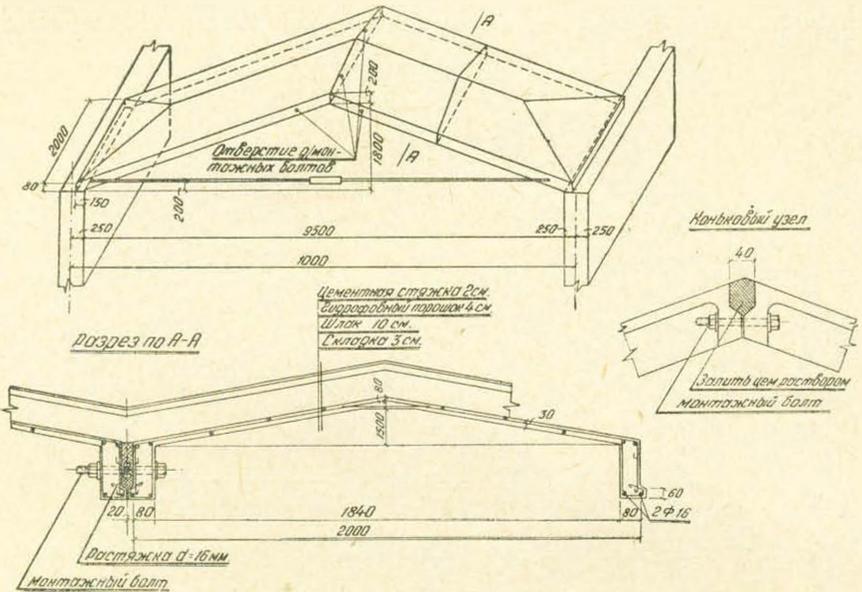


Рис. 3. Сборное складчатое железобетонное покрытие с затяжкой.

При отсутствии на строительстве крана рекомендуется к применению конструкция сборного покрытия, состоящая из двухшарнирных

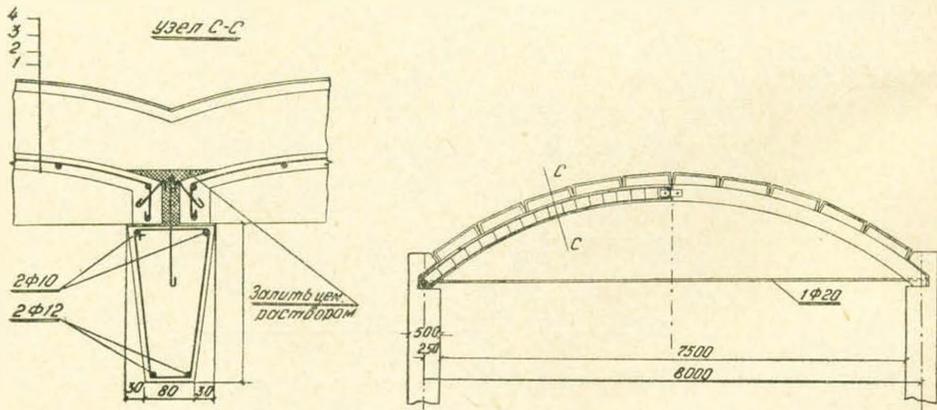


Рис. 4. Сборное арочное покрытие с затяжкой.

арок перекрываемых плитами с криволинейной верхней поверхностью, швеллерного сечения (рис. 4). После сборки арок и плит производится их замоноличивание.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

А. А. АРАКЕЛЯН

О ПРОЧНОСТИ ЦЕМЕНТНОГО КАМНЯ

Формирование цементного камня является следствием химического взаимодействия цементного порошка и воды. Количество воды для затворения цемента всегда берется значительно больше, чем требуется для химической реакции при твердении цемента. Лишняя вода, не вошедшая в химическую реакцию с цементом, после испарения образует капилляры в цементном камне, придавая ему капиллярно-пористую структуру. Поэтому затвердевший цементный камень можно рассматривать как капиллярно-пористый материал, который будет иметь свойства, подобные капиллярно-пористым туфам и пемзам, и поэтому установленная нами зависимость между прочностью R , объемным весом γ и коэффициентом скорости капиллярной всасываемости K для капиллярно-пористых материалов [1] будет справедлива и для цементного камня.

Прежде чем установить зависимость $\left(R, \frac{\gamma}{K} \right)$ для цементного камня, необходимо рассмотреть некоторые вопросы, связанные с процессом его формирования. При затворении цемента водой наблюдается седиментационный процесс в цементном тесте, свидетельствующий о превышении воды затворения над объемом пустот в цементе.

Количество воды затворения, равное объему пустот цемента, есть его нормальная густота, которая устанавливается с точностью 0,25% на пестике Тетмайера.

При нормальной густоте в цементном тесте седиментационные процессы настолько малы, что ими можно пренебречь. Казалось бы, что вся лишняя вода должна быть отжата, но однако в действительности цемент обладает водоудерживающей способностью, которая повышается по мере увеличения количества воды затворения [2].

Водоудерживающая способность цемента зависит от многих факторов—минералогического состава, тонкости его помола, органических и неорганических добавок, от условий седиментации (состояние покоя, вибрирование, утряска) и т. д. В работе проф. А. Е. Дёсова [3] приведены кривые водоудерживающей способности цементного теста в зависимости от V/C отношения и от тонкости помола цемента.

Для установления количества воды, удерживаемой цементным тестом ($B_{уд.}$), нами проведены некоторые опыты по методике, изложенной ниже.

Как известно, процессы твердения портландцемента сопровождаются объемными изменениями. Если измерять суммарный абсолютный объем системы „цемент + вода“, то всегда будет иметь место уменьшение объема этой системы (контракция) [4].

В рассматриваемом случае нас интересует не абсолютный объем системы, а изменение внешних размеров образца цементного камня, связанных с усадкой и набуханием. Практически усадка и набухание цементного камня выражаются в долях процента, поэтому этими изменениями можно пренебречь и принять, что после полного седиментационного процесса в тесте, т. е. при оставшемся количестве воды, удерживаемой цементом ($B_{уд.}$), объем цементного теста останется практически неизменным за все время его твердения.

Согласно вышесказанного можно определить объемный вес ($\gamma_{об}$) цементного теста следующей формулой:

$$\gamma_{об} = \frac{\text{вес}}{\text{объем}} = \frac{Ц + \Delta a}{\frac{Ц}{\gamma_{ц}} + B_{уд.}} \quad * \quad (1)$$

где $Ц$ — вес цемента в кг, взятый для приготовления цементного теста;

Δa — количество химически связанной воды при твердении цемента во времени;

$\gamma_{ц}$ — удельный вес цементного порошка;

$B_{уд.}$ — количество воды, которое удерживает цемент.

Количество химически связанной воды Δa зависит от водоцементного отношения, от количества цемента, его минералогического состава и тонкости помола и, наконец, от возраста цементного камня**.

Химически связанную воду Δa можно отнести, как показали опыты проф. М. З. Симонова [2], к сумме весов цемента и воды затворения, т. е. можно написать $\Delta a = \alpha (Ц + B)$, где α будет иметь различное значение в зависимости от качества цемента и возраста цементного камня (? , 5, 6).

Разделив числитель и знаменатель формулы (1) на $Ц$ и решив уравнение относительно $(B/Ц)_{уд.}$, получим приближенное выражение для $(B/Ц)_{уд.}$:

* Для более точных данных необходимо учесть объем воздушных пор в цементном тесте, при этом будет достаточно объем цементного теста $(Ц / (\gamma + B_{уд.}))$ умножить на коэффициент β , который будет иметь значение от 1,02 до 1,08 в зависимости от укладки цементного теста от величины $B/Ц$ фактора и от применяемых добавок и т. д.

** Количество воды, оставшееся в цементном камне после его сушки при $t = 105^\circ\text{C}$ до постоянного веса.

$$(B/C)_{уд.} = \frac{1 + \delta (1 + B/C)}{\gamma_{об.}} - \frac{1}{\gamma_n} \quad (2)$$

В частности, при возрасте цементного камня 28 дней, можно химически связанную воду (δ) принять равной 8% от суммы весов цемента и воды затворения [2].

В целях получения функциональной зависимости $(B/C)_{уд.}$ от B/C были проведены соответствующие опыты на различных видах цементов. Были изготовлены цилиндры диаметром и высотой 5 см, для которых после 28-дневного влажного и воздушного хранения были определены объемные веса цементных камней, затем вычислены $(B/C)_{уд.}$ по формуле (2). Цилиндры предварительно были высушены при $t = 105^\circ\text{C}$ до постоянного веса.

При вычислении $(B/C)_{уд.}$ по формуле (2) химически связанную воду приняли ориентировочно для образцов воздушно-влажного хранения — 8%, а для цементов с добавками 20% и 40% пемзы, соответственно — 6,5% и 5%. При фактических значениях химически связанной воды величины $(B/C)_{уд.}$ по формуле (2), независимо от вида хранения цементного камня, получаются одинаковыми.

На основании опытных данных составлен график (см. рис. 1) за-

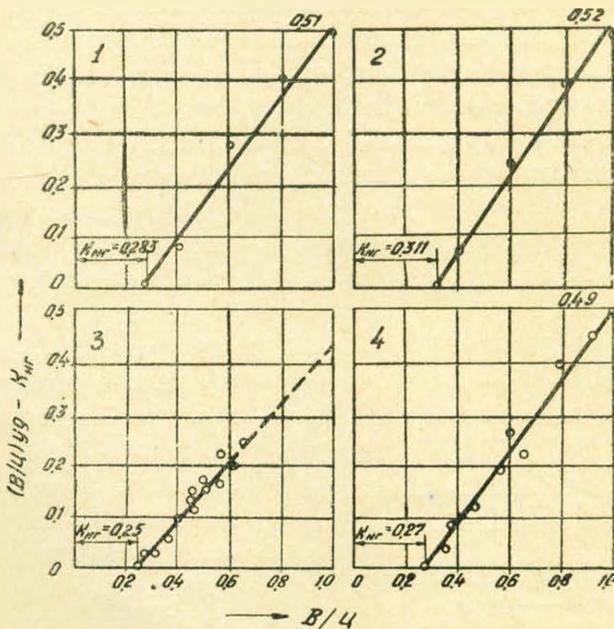


Рис. 1. Зависимость водоудержания цемента $(B/C)_{уд.}$ от водоцементного отношения B/C . 1 — портландцемент 80%, пемзовая добавка 20%; 2 — портландцемент 60%, пемзовая добавка 40%; 3 — портландцемент; 4 — пуццолановый портландцемент.

висимости $(B/C)_{уд.}$ от B/C . По оси ординат отложена величина $(B/C)_{уд.} - K_{кр.}$, а по оси абсцисс — значения B/C . Зависимость $(B/C)_{уд.} - K_{кр.}$ и B/C получается прямолинейная. Как видно из данных рис. 1 пря-

мые линии зависимости пересекают абсциссу в точках, соответствующих $K_{н.г.}$, т. е. когда $B/C = K_{н.г.}$, $(B/C)_{уд.} - K_{н.г.} = 0$ и $(B/C)_{уд.} = K_{н.г.}$.
На основании рис. 1 можно написать следующую зависимость:

$$(B/C)_{уд.} - K_{н.г.} = (B/C - K_{н.г.}) \frac{\alpha}{1 - K_{н.г.}}$$

или
$$(B/C)_{уд.} = K_{н.г.} + \alpha \frac{B/C - K_{н.г.}}{1 - K_{н.г.}}, \quad (3)$$

где $(B/C)_{уд.}$ — отношение воды, удерживаемой цементом, к весу цемента;

$K_{н.г.}$ — нормальная густота цемента;

α — коэффициент водоудержания, который зависит от тонкости помола и минералогического состава цемента, от условий седиментации (ручная укладка, вибрирование, центрифугирование и т. д.), от видов и количества добавок и т. д.

В нашем случае, когда имеется портландцемент или портландцемент с добавкой пемзы 20% и 40% (обычного помола) значение коэффициента α согласно рис. 1 можно принять от 0,42 до 0,52.

В среднем для наших целей принимаем приблизительно $\alpha = 0,47$.

При иных условиях седиментации цементного теста коэффициент α будет иметь другие значения, что можно установить опытным путем по вышеописанной методике.

На основании формулы (3) составлен график (рис. 2) водоудержания цементного теста и выхода цементного камня в литрах из

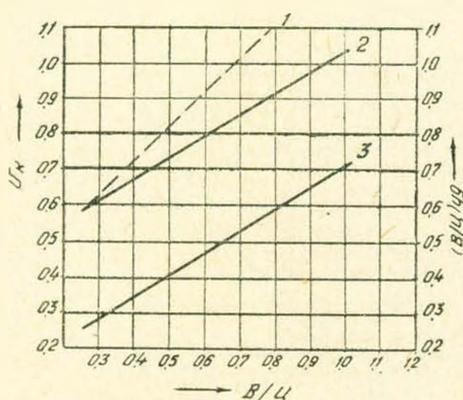


Рис. 2. Зависимость V_k и $(B/C)_{уд.}$ от водоцементного отношения. 1 — теоретическая кривая выхода цементного камня; 2 — $V_k = 1/\gamma + (B/C)_{уд.}$; 3 — $(B/C)_{уд.} = K_{н.г.} + \alpha \frac{B/C - K_{н.г.}}{1 - K_{н.г.}}$.

$$\alpha \frac{B/C - K_{н.г.}}{1 - K_{н.г.}}$$

1 кг цемента. График составлен при значениях коэффициента $\alpha = 0,47$, удельного веса цемента $\gamma_{ц} = 3,1$ и нормальной густоты $K_{н.г.} = 0,25$.

Выше было отмечено, что цементный камень можно рассматривать, как капиллярно-пористый материал. Исходя из этого, затвердевшие цементные камни различных составов были испытаны на одностороннее всасывание воды в атмосферной среде. Результаты этих исследований приведены на рис. 3.

Из рис. 3 видно, что подъем воды по капиллярам цементных камней, как функция от квадратного корня вре-

мени выражается прямой линией. Аналогичная картина наблюдалась для туфов Ереванского и Арктикского месторождений [1].

Коэффициент скорости капиллярной всасываемости цементного камня является угловым коэффициентом прямой линии отсоса.

В целях установления зависимости $\left(R, \frac{\gamma}{K}\right)$ [1], для цементного камня были проведены опыты по изучению зависимости между

коэффициентом скорости капиллярной всасываемости (K) и $(B/L)_{\text{ул}}$ фактором. На трех видах цемента были изготовлены цилиндры диаметром и высотой 5 см, которые после 28-дневного воздушного и воздушно-влажного хранения были подвергнуты испытанию по методу, указанному в работе [1] для установления коэффициента скорости капиллярной всасываемости (K). Перед испытанием цилиндры были высушены при $t = 105^\circ\text{C}$ до постоянного веса.

На рис. 4. дано графическое выражение зависимости $[K, (B/L)_{\text{ул}}]$.

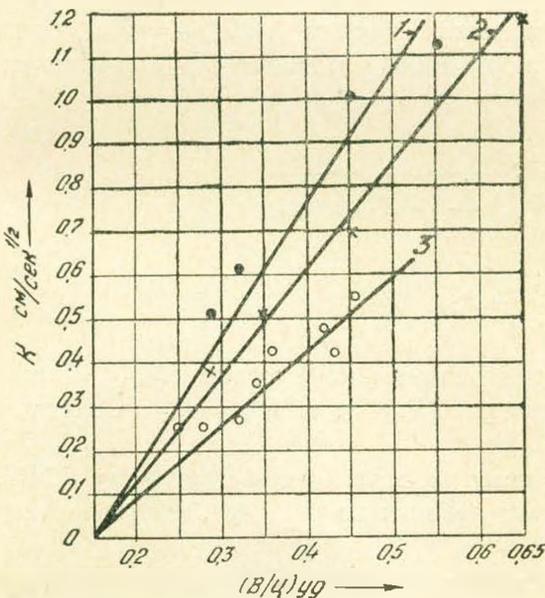


Рис. 4. Зависимость коэффициента скорости капиллярной всасываемости K от $(B/L)_{\text{ул}}$. 1 — воздушное хранение $R_{\text{ц}} = 324$; 2 — воздушное хранение $R_{\text{ц}} = 468$; 3 — влажное хранение $R_{\text{ц}} = 310$.

Рис. 3. Зависимость высоты подъема воды по капиллярам цементного камня при одностороннем подсосе в атмосферной среде от времени.

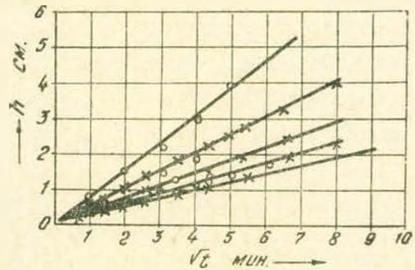


Рис. 3. Зависимость высоты подъема воды по капиллярам цементного камня при одностороннем подсосе в атмосферной среде от времени.

Как видно из рис. 4 зависимость $[K, (B/L)_{\text{ул}}]$ выражается прямой линией, проходящей через начало координат, т. е.

$$K = \beta (B/L)_{\text{ул}}, \quad (4)$$

где β — угловой коэффициент, зависящий от вида цемента и условий твердения цементного камня.

Значение углового коэффициента β при влажно-воздушном хранении получается значительно меньше, чем при воздушном. Влажные условия твердения повышают плотность цементного камня и этим самым снижают скорость его подсоса. Однако, несмотря на изложенное обстоятельство, линейная зависимость, вы-

раженная формулой (4) остается для изученных цементов в силе при всех условиях хранения образцов.

Таким образом, для затвердевшего цементного камня будем иметь по формуле (1) значение объемного веса (γ), а по формуле (4) — значение коэффициента скорости капиллярной всасываемости (K).

Имея значения (γ) и (K) можно будет установить прочность цементного камня [1]

$$R_k = A \frac{\gamma}{K} = A \frac{C + \Delta a}{\left(\frac{C}{\gamma_{ц}} + B_{уд.} \right) \cdot \beta \left(\frac{B}{C} \right)_{уд.}}$$

Количество химически связанной воды (Δa) можно выразить также в долях от веса цемента, т. е. можно написать $\Delta a = \delta' \cdot C$, и при этом будем иметь:

$$R_k = C \frac{1}{\left[\frac{1}{\gamma_{ц}} + \left(\frac{B}{C} \right)_{уд.} \right] \left(\frac{B}{C} \right)_{уд.}}$$

где

$$C = A \frac{1 + \delta'}{\beta}$$

Для определения коэффициента C примем $\left(\frac{B}{C} \right)_{уд.} = K_{н.г.}$, тогда прочность цементного камня нормальной плотности ($R_{н.г.}$) выразится формулой:

$$R_k = R_{н.г.} = C \frac{1}{\left(\frac{1}{\gamma_{ц}} + K_{н.г.} \right) K_{н.г.}}$$

и коэффициент $C = R_{н.г.} \left(\frac{1}{\gamma_{ц}} + K_{н.г.} \right) K_{н.г.}$

Прочность цементного камня нормальной плотности ($R_{н.г.}$) можно принять равной активности цемента ($R_{ц}$) т. е. $R_{н.г.} = R_{ц}$ по следующим причинам.

Как известно, активность цемента, согласно действующему ГОСТ, устанавливается на трамбованных кубиках из раствора, изготовленного на вольском песке.

Количество воды для затворения раствора берется равным нормальной плотности цемента (плюс вода для смачивания вольского песка). Поэтому прочность раствора должна получаться равной прочности цементного камня нормальной плотности.

Специальные опыты над растворами и цементными камнями, при сохранении постоянного B/C , проведенные Р. Р. Саркисян [8], доказывают, что прочности цементного камня и раствора получаются почти одинаковыми.

Это обстоятельство отмечено также Ахвердовым И. Н. в работе [7] на стр. 37.

Таким образом прочность цементного камня окончательно может выразиться формулой:

$$R_k = R_{ц} \frac{\left(\frac{1}{\gamma_{ц}} + K_{н.г.} \right) K_{н.г.}}{\left[\frac{1}{\gamma_{ц}} + \left(\frac{B}{Ц} \right)_{уд.} \right] \left(\frac{B}{Ц} \right)_{уд.}} \quad (5)$$

Полученная формула для определения прочности цементного камня учитывает удельный вес, нормальную плотность и водоудерживающие свойства цемента. В этом и заключается преимущество этой формулы, так как удельный вес, нормальная плотность и водоудерживающее свойство в достаточной степени характеризуют минералогический состав и адсорбционные свойства цемента.

Для определения прочности цементного камня с учетом нормальной плотности цемента имеется формула в работе [7], которая дается в следующем виде:

$$R_k = \frac{R_{ц}}{1 + 1,65 \frac{K_{н.г.}}{K_{н.г.}} \cdot \frac{B}{Ц} - 1,65 K_{н.г.}} \quad (6)$$

где $K_{н.г.}$ — нормальная плотность;

B/C — водоцементное отношение.

В целях сравнения формул (5) и (6) в табл. 1 приведены расчетные значения прочностей цементного камня при $K_{н.г.} = 0,25$ и $0,30$; $\gamma_{ц} = 3,1$ и $\alpha = 0,47$.

Таблица 1

Расчетная прочность цементного камня по формулам автора и Ахвердова

№ п. п.	В/Ц		Значение $R_k/R_{ц}$ по формуле Ахвердова при		(B/C) _{уд.} по формуле (3) при		Значение $R_k/R_{ц}$ по формуле автора при		Отношение прочностей цем. камня по формуле (5) и (6)	
	0,25	0,30	$K_{н.г.} = 0,25$	$K_{н.г.} = 0,30$	$K_{н.г.} = 0,25$	$K_{н.г.} = 0,30$	$K_{н.г.} = 0,25$	$K_{н.г.} = 0,30$	$K_{н.г.} = 0,25$	$K_{н.г.} = 0,30$
1	0,25	1,00	—	—	0,25	—	1,0	—	1,0	—
2	0,30	0,78	1,00	—	0,281	0,30	0,85	1,0	1,09	1,0
3	0,40	0,547	0,666	—	0,344	0,367	0,625	0,737	1,14	1,10
4	0,50	0,41	0,50	—	0,407	0,434	0,483	0,567	1,18	1,13
5	0,60	0,333	0,401	—	0,469	0,503	0,386	0,447	1,16	1,11
6	0,70	0,278	0,334	—	0,533	0,568	0,314	0,369	1,13	1,10
7	0,80	0,242	0,287	—	0,595	0,635	0,263	0,307	1,08	1,07
8	1,00	0,189	0,223	—	0,72	0,77	0,192	0,221	1,01	0,99

Из приведенных в табл. 1 данных видно, что максимальное отклонение расчетных данных по формулам (5) и (6) получается при $B/C = 0,4-0,7$. Отклонение получается до $14-18\%$.

С целью установления сравнительной точности формул (5) и (6), расчетные данные этих формул были сравнены с опытными, в зоне максимального отклонения формул, т. е. при $B/C=0,4-0,7$.

С этой целью были проанализированы опытные данные, приведенные в табл. работы [7]. Анализ этих данных представлен в табл. 2.

Таблица 2

Показатели прочности цементного камня с добавками

№ п.п.	Добавка туфа или ангийской пемзы в % по весу, проходившей через сито с 4900 от/см ²	Нормальная густота вяжущего К.г.г.	Удельный вес вяжущего	Фактическая активность вяжущего	Водоцементное отношение, В/Ц	Водоцементное отношение, (В/Ц) _{уд} удержив. вяжущим	Фактич. прочность	Расчетная прочность по формуле		Отношение фактической прочности к расчетной по формуле	
								Ахвердова	автора	Ахвердова	автора
1	0	0,285	3,10	730	0,47	0,407	426	375	425	1,14	1,0
2	10	0,30	3,04	620	0,47	0,414	390	333	282	1,11	1,02
3	20	0,31	2,98	515	0,47	0,419	330	290	325	1,14	1,01
4	30	0,32	2,92	450	0,47	0,423	300	263	295	1,14	1,01
5	40	0,34	2,86	300	0,47	0,432	216	188	209	1,15	1,03
6	50	0,365	2,80	175	0,47	0,443	140	119	131	1,18	1,07
7	0	0,28	3,10	400	0,46	0,397	236	206	236	1,14	1,0
8	10	0,295	3,04	360	0,46	0,405	226	198	223	1,14	1,01
9	20	0,317	2,93	275	0,46	0,415	189	164	183	1,15	1,03
10	30	0,325	2,92	200	0,46	0,419	141	123	136	1,15	1,04
11	40	0,34	2,86	160	0,46	0,425	120	103	114	1,16	1,05
12	50	0,366	2,80	125	0,46	0,435	99	89	96	1,11	1,03
13	0	0,27	3,10	285	0,445	0,383	166	147	168	1,13	0,99
14	10	0,284	3,04	250	0,445	0,390	157	137	156	1,15	1,01
15	20	0,296	2,98	200	0,445	0,395	130	114	130	1,14	1,0
16	30	0,31	2,92	150	0,445	0,402	104	91	102	1,14	1,02
17	40	0,33	2,86	150	0,445	0,410	83	72	79	1,15	1,05
18	50	0,30	2,80	75	0,445	0,418	61	53	58	1,15	1,05

Примечание: 1. Нормальная густота добавки из туфа или пемзы, прошедшей через сито с 4900 от/см², получается 0,42.

2. Удельные веса вяжущих были определены по формуле $(\delta\gamma_{ц} + (1 - \delta)\gamma_{д})$, для чего было принято $\gamma_{ц} = 3,1$ и $\gamma_{д} = 2,5$
 δ — есть доля портландцемента в смеси.

В табл. 2, заимствованной из работы [7], приведены данные по 3 партиям цемента. Эти цементы разбавлены добавками (из туфа или ангийской пемзы) от 10 до 50% по весу. Всего 18 видов вяжущих, для которых установлена нормальная густота, активность и фактическая прочность при значениях $B/C=0,47; 0,46$ и $0,445$, соответствующих максимальному колебанию расчетных данных формул (5) и (6). В табл. 2 приведены расчетные прочности вяжущих, установленных по формулам (5) и (6).

Применяемое в формуле (5) отношение $(B/C)_{уд}$ определено по формуле (3) при $\alpha = 0,47$.

Анализ полученных данных, приведенных в табл. 2 наглядно показывает, что отклонения фактических прочностей цементных камней от расчетных, установленные формулой (6), составляют в среднем 15%, а формулой (5) — 3%. Это говорит о неоспоримом преимуществе формулы (5).

В заключение следует отметить, что выведенные нами формулы (3) и (5) вероятно найдут применение при проектировании составов бетонов и растворов.

Структурному анализу и дальнейшему упрощению формул посвящена другая статья автора.

НИИ строительных материалов и сооружений
Армянской ССР

Поступило 19 XII 1958

Հ. Ա. ԱՌԱՔԵՆՅԱՆ

ՅԵՄԵՆՏԱՔԱՐԻ ԱՄՐՈՒԹՅԱՆ ՄԱՍԻՆ

Ա մ փ ո փ ու մ

Հողվածում բերված են Հայկական ՍՍՍՏ Շինանյութերի և կառուցվածքների ինստիտուտում կատարված էքսպերիմենտալ աշխատանքների արդյունքները ցեմենտաքարի ամրութիւն ուղղութեամբ:

Փորձնական տվյալների հիման վրա ստացված է ցեմենտի ջրպահման ունակութիւն որոշման բանաձև (3), որտեղ՝

$(B/L)_{\text{չա}}$ — ջրացեմենտային գործոնի աչն մասն է, որը պահվում է ցեմենտի կողմից.

$K_{\text{ն. ր.}}$ — ցեմենտի նորմալ թանձրացման գործակիցն է.

α — ցեմենտի ջրպահման գործակիցն է, որը որոշվում է փորձնական տվյալների հիման վրա և ոչն կախված է ցեմենտի որակից: Սովորական պորտլանդ ցեմենտի համար կարելի է վերցնել $\alpha = 0,17$:

Ցեմենտաքարի ամրութիւնը որոշելու համար, փորձերի հիման վրա ստացված է բանաձև (5), որտեղ՝

R_x — ցեմենտաքարի ամրութիւնն է կգ/սմ²-ով.

$R_{\text{ն}}$ — ցեմենտի ակտիվութիւնն է կգ/սմ²-ով.

$\gamma_{\text{ն}}$ — ցեմենտի աեսակարար կշիռն է գր/սմ³-ով.

$K_{\text{ն. ր.}}$ — ցեմենտի նորմալ թանձրացման գործակիցն է.

$(B/L)_{\text{չա}}$ — ջրացեմենտային գործոնն է, որը որոշվում է (1) բանաձևով:

Ստացված (3) և (5) բանաձևերը մեծ նշանակութիւն ունեն բետոնի և շաղախի վերաբերյալ եղած գիտութիւնը զարգացնելու աեսակետից:

ЛИТЕРАТУРА

1. Аракелян А. А., О зависимости прочности пористого камня от структуры его пор. «Известия АН АрмССР» (серия технических наук), том XI, № 1, 1958.
2. Симонов М. Э., Седиментационные процессы в цементном тесте и возможности их регулирования. «Известия АН АрмССР», том VI, № 4, 1953.
3. Дёсов А. Е., Вибрационный бетон. Москва, 1956.
4. Некрасов В. В., Изменения объема системы при твердении гидравлических вяжущих. «Известия АН СССР», № 6, 1945.
5. Скрамтаев Б. Г., Исследование прочности бетона и пластичности бетонной смеси, Москва, 1936.
6. Мак-Миллан Ф. Р., Основные принципы приготовления бетона. Под редакцией и с дополнением А. Н. Адамовича и Л. В. Митгарца, М.—Л., 1955.
7. Ахвердов Н. Н., Годзиев Н. С. Овадовский И. М., Легкий бетон Москва, 1955.
8. Саркисян Р. Р., Влияние сульфито-спиртовой барды на цементные растворы и бетоны, Ереван, 1957.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Э. Е ХАЧИЯН

К ИНТЕРПРЕТАЦИИ СЕЙСМИЧЕСКОГО СПЕКТРА И УЧЕТУ ВЛИЯНИЯ ВЫСШИХ ФОРМ КОЛЕБАНИЙ

В последние годы значительно усовершенствовались методы расчета сооружений на сейсмостойкость. В конце 1957 года были утверждены „Нормы и правила строительства в сейсмических районах“ (СН-8-57).

Согласно СН-8-57, расчетная схема сооружения представляет собой невесомый брус жесткозаделанный одним концом к основанию, несущий сосредоточенные массы. Расчетная сейсмическая нагрузка, где сосредоточена масса весом Q_k , определяется формулой [1]

$$S_k = Q_k K_c \beta \eta_k \quad (1)$$

где K_c — сейсмический коэффициент; η_k — коэффициент, зависящий от вида деформации при свободных колебаниях и от места расположения грузов; β — спектральный коэффициент зависящий от периода свободных колебаний сооружения, рекомендуемый определить по графику (рис. 1).

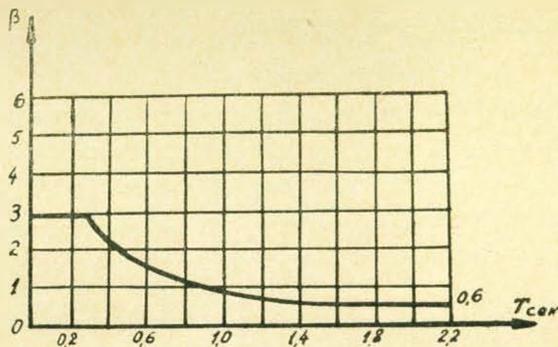


Рис. 1.

Прогрессивность новых норм заключается именно в введении этого коэффициента.

По спектру данного землетрясения возможно довольно точно определить максимальные силы в системе с одной степенью свободы. Действительно, дифференциальное уравнение такой системы при колебаниях основания по произвольному закону $y_0(t)$ будет:

$$\frac{Q}{g} \frac{d^2(y_0 + y)}{dt^2} + ky = 0, \quad (2)$$

где y — смещение груза; k — коэффициент жесткости.

Общее решение уравнения (2) при обычных начальных условиях $y = 0$; $y' = 0$ при $t = 0$, будет

$$y = -\frac{1}{p} \int_0^t y_0''(u) \sin p(u-t) du, \quad (3)$$

где $p = \sqrt{\frac{k}{m}}$ — круговая частота свободных колебаний. Сейсмическая нагрузка S (сила инерции при колебаниях) будет

$$S = -\frac{Q}{g} \frac{d^2(y_0 + y)}{dt^2}. \quad (4)$$

На основании (2) и (3) и известных соотношений $p = \frac{k}{m}$, $T = \frac{2\pi}{p}$, где T — период свободных колебаний, получим:

$$S = \frac{2\pi Q}{gT} \int_0^t y_0''(u) \sin \frac{2\pi}{T}(u-t) du. \quad (5)$$

Если теперь примем обозначение:

$$\tau(T) = \frac{2\pi}{Tg} \int_0^t y_0''(u) \sin \frac{2\pi}{T}(u-t) du \quad (6)$$

то для сейсмической нагрузки получим

$$S = Q\tau(T). \quad (7)$$

Полученная формула (7) показывает, что максимальное значение сейсмической нагрузки S по времени совпадает с максимальным значением $\tau(T)$. Поэтому, если инструментально определим точное максимальное значение коэффициента $\tau(T)$, то этим сейсмическая нагрузка полностью определяется без предварительного знания закона движения почвы $y_0(t)$.

Для системы со многими степенями свободы, не останавливаясь на промежуточных выкладках, приводим окончательное значение сейсмической нагрузки S_k , действующей в точке k

$$S_k = Q_k \sum_{r=1}^n C_{kr} \frac{\sum_{i=1}^n C_{ir} m_i}{\sum_{i=1}^n C_{ir}^2 m_i} \cdot \frac{2\pi}{gT_r} \int_0^t y_0''(u) \sin \frac{2\pi}{T_r}(t-u) du, \quad (8)$$

где C_{ir} — амплитуда в точке i при r -ом свободном колебании системы. Здесь следует отметить, что в выражение (8) входит один и тот же интервал вида (6)

$$\tau(T_r) = \frac{2\pi}{gT_r} \int_0^t y_0''(u) \sin \frac{2\pi}{T_r} (t - u) du. \quad (6')$$

При расчете обычных зданий и сооружений по СН—8—57 рекомендуется учитывать только основную форму свободных колебаний, т. е. ограничиваются рассмотрением только первого члена ряда (8). Однако, результаты такого расчета не дают удовлетворительного совпадения с наблюдаемыми фактами, а именно повреждениями верхних этажей при землетрясениях даже в малоэтажных зданиях.

При попытке учесть высшие формы по спектральной кривой возникает ряд затруднений относительно наложения различных форм колебаний, как это видно из выражения (8), так как отдельные слагаемые достигают своих максимальных значений в различное время. Способы оценки сейсмической нагрузки, предложенные А. Г. Назаровым [2] и И. Л. Корчинским [3] не всегда приводят к приемлемым результатам [5]. Поэтому дать точную оценку сейсмической нагрузки возможно только при заданном законе движения почвы.

Покажем, что в пределах сейсмического спектра можно дать точную оценку сейсмической нагрузке с учетом высших форм, если иметь физическое толкование спектра. Первое такое толкование дано А. Г. Назаровым [2], указывающим, что при сейсмическом ударе график приведенных сейсмических ускорений должен быть гиперболой. В дальнейшем А. Г. Назаров [4] отметил, что при $\beta_0 = \text{const}$ сейсмические силы могут отвечать сейсмическому толчку, т. е. внезапному приложению ускорения в основании сооружения.

Этим выводам А. Г. Назарова можно дать иное доказательство без предварительного введения понятия о приведенном сейсмическом ускорении. В самом деле, единственной неизвестной величиной в (6'), при заданном T_r , является $y_0''(t)$. Попытаемся выяснить при каких значениях $y_0''(t)$ зависимость $\tau = \tau(T_r)$ будет иметь вид, показанный на рис. 1. Пусть в момент $t = 0$ частицы основания получают постоянное ускорение $y_0'' = a_0$, которое в дальнейшем остается постоянным (сейсмический толчок). Выражение (6') при этом примет вид:

$$\tau(T_r) = \frac{2\pi a_0}{gT_r} \int_0^t \sin \frac{2\pi}{T_r} (u - t) du = \frac{a_0}{g} \left(1 - \cos \frac{2\pi}{T_r} t \right)$$

отсюда

$$\max \tau(T_r) = \frac{2a_0}{g} = 2K_c = \text{const}. \quad (9)$$

Следовательно, при таком частном случае движения почвы, мы получаем горизонтальную часть спектра, лишь с той разницей, что в нормах вместо динамического коэффициента 2 взят 3.

Теперь допустим, что в основании сооружения имеет место сейсмический удар, т. е. когда основанию сооружения за время Δt сообщается скорость, равная v . Считая $y_0^*(u) = \frac{v}{\Delta t}$ при $0 \leq u \leq \Delta t$ и $y_0^*(u) = 0$ при $u > \Delta t$ из выражения (6') получим:

$$\tau(T_r) = \frac{2\pi v}{g T_r} \sin \frac{2\pi}{T_r} t, \quad \tau_{\max}(T_r) = \frac{2\pi v}{g} \cdot \frac{1}{T_r}. \quad (10)$$

Выражение (10) показывает, что при сейсмическом ударе динамический коэффициент обратно пропорционален периоду свободных колебаний T_r , т. е. соответствует гиперболическому участку спектра. Таким образом принятая в СН-8-57 зависимость динамического коэффициента от периода свободных колебаний с достаточной точностью соответствует динамическому коэффициенту при сейсмическом ударе и толчке.

Поэтому для точной оценки влияния высших форм при спектральном расчете сооружений их можно рассчитать на сейсмические удары и толчки с учетом желательного числа высших форм (причем, для отдельных форм будет иметь место явление удара или толчка в зависимости от того на какой участок спектра попадает данная форма колебаний), а параметры удара и толчка, согласно формулам (9) и (10), выбирать таким образом, чтобы расчетные значения $\tau(T_r)$ совпадали со значениями, приведенными на рис. 1.

Анализ расчета на сейсмические удары и толчки сооружений, расчетная схема которых в первом приближении можно считать как брус постоянного или переменного сечения с учетом трех или пяти форм колебаний, проведенных нами [5], а также другими исследователями, показывает, что результаты этих расчетов совпадают с наблюдаемыми фактами при разрушительных землетрясениях.

Поступило 10 II 1959

ЛИТЕРАТУРА

1. Нормы и правила строительства в сейсмических районах (СН—8—57), М., 1957.
2. Назаров А. Г., Метод инженерного анализа сейсмических сил. Ереван, 1956.
3. Корчинский И. Л., Расчет сооружений на сейсмическое воздействие. М., 1954.
4. Назаров А. Г., «Известия АН АрмССР», т. IX, № 10, 1956 (серия физ.-мат., естеств. и техн. наук).
5. Хачиян Э. Е., «ДАН АрмССР», т. XXVII, № 5, 1958.

А. К. АНАНЯН

РАСЧЕТ ПРОДОЛЬНОГО ПРОФИЛЯ РУСЛА РЕКИ
ПРИ НЕПРЕРЫВНОМ ИЗМЕНЕНИИ ЕЕ БАЗИСА ЭРОЗИИ

В настоящее время на притоках озера Севан проектируются мосты и гидротехнические сооружения, расчетные параметры и в частности отметки заложения фундаментов которых следует устанавливать с учетом дальнейшего спуска базиса эрозии рек, в связи со спуском уровня озера.

В этой заметке даны формулы для расчета продольного профиля русла реки для любого момента времени при заданном законе понижения ее базиса эрозии, гранулометрическом составе грунтов, из которых сложено русло, русло, формирующем расходе, плане расположения реки и ее начального продольного профиля.

Поставленная задача решается на основе совместного применения уравнений:

деформации русла

$$\frac{dG}{dx} + \frac{dz}{dt} = 0, \tag{1}$$

неравномерного движения жидкости

$$\frac{\partial h}{\partial x} + \frac{\partial z}{\partial x} = -\alpha \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{u^2}{2g} \right) - \frac{u^2}{C^2 h}, \tag{2}$$

транспортирующей способности потока

$$G = s_{cp} \cdot q = q \cdot \varphi \left(\frac{h}{d}, A(d) \frac{i \sqrt{ghi}}{\sigma \kappa \omega} \right), \tag{3}$$

где G — твердый расход, транспортируемый турбулентным потоком; s_{cp} — средняя мутность потока по сечению; q — расход на единицу ширины реки; z — отметка дна русла реки (рис. 1); h — глубина воды

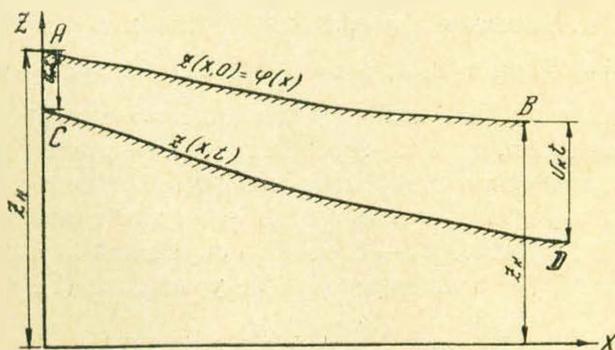


Рис. 1.

в реке, u — средняя скорость по сечению реки; C — коэффициент Шези; σ, d, ω — соответственно относительная плотность, диаметр и

гидравлическая крупность твердых частиц; $i = \frac{\partial z}{\partial x}$ уклон дна реки в данном створе; κ — постоянная Кармана; $A(d)$ параметр, который зависит от d .

Будем считать, что в каждом створе в каждый момент времени проходит тот твердый расход, который соответствует транспортирующей способности потока в этом створе и в этот момент времени.

Произведенные институтом натурные и модельные исследования показали, что боковая эрозия рек по сравнению с донной эрозией мала и ею можно пренебречь. Это положение дает возможность решить задачу в первом приближении, рассматривая ее как плоскую.

Для расчета транспортирующей способности потока в основу принимаем формулу М. Великанова.

$$G = q_{\text{ср}} = q \frac{A(d) i \sqrt{ghi}}{\sigma \kappa \omega} \quad (4)$$

После совместного решения уравнений (1)–(3) для $z(x, t)$ получаем следующее уравнение

$$\frac{\partial^2 z}{\partial x^2} + p \frac{\partial z}{\partial x} + b \frac{\partial z}{\partial t} + D = 0, \quad (5)$$

где
$$p = i \left[3h \left(1 - \frac{\alpha q^2}{gh^3} \right) \right]^{-1}; \quad D = pi; \quad (6)$$

$$b = -2\sigma \omega \kappa [3qA(d) \sqrt{ghi}]^{-1}. \quad (7)$$

Линеаризуем уравнение (5) путем осреднения p и b для небольшого интервала изменения i и h . Решение линеаризованного уравнения (5) можно представить в следующем виде:

$$z(x, t) = \frac{x}{L} (z_{\kappa} - v_{\kappa} t) + \frac{L-x}{L} (z_{\text{н}} - v_{\text{н}} t) + \Phi(x, t). \quad (9)$$

При следующих начальных и граничных условиях

$$z(x, 0) = \varphi(x); \quad z(0, t) = z_{\text{н}} - v_{\text{н}} t; \quad z(L, t) = z_{\kappa} - v_{\kappa} t, \quad (10)$$

где $\varphi(x)$ — заданная функция продольного профиля русла в начальный момент времени, $z_{\text{н}}$ и z_{κ} соответственно высотные расположения начального и конечного створов реки в момент времени $t = 0$ (рис. 1), v_{κ} — скорость опускания базиса эрозии реки или скорость понижения горизонта воды в озере, $v_{\text{н}}$ — скорость опускания начального створа реки. Подставляя (9) в линеаризованное уравнение (5), получим:

$$\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} + p \frac{\partial \Phi}{\partial x} + b \frac{\partial \Phi}{\partial t} + \lambda = 0, \quad (11)$$

где

$$\lambda = \frac{p}{L} (z_{\kappa} - v_{\kappa} t) - \frac{p}{L} (z_{\text{н}} - v_{\text{н}} t) - \frac{bv_{\kappa}}{L} x - \frac{bv_{\text{н}}(L-x)}{L} + D. \quad (12)$$

Сделаем следующую подстановку

$$\Phi(x, t) = \psi(x, t) \exp\left(\frac{-p}{2}x + \frac{p^2}{4b}t\right). \quad (13)$$

С учетом (13) уравнение (11) окончательно можно представить в следующем виде:

$$\frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} + b \frac{\partial \psi}{\partial t} + \lambda \exp\left(\frac{p}{2}x - \frac{p^2}{4b}t\right) = 0. \quad (14)$$

Решение уравнения (14) представим в виде ряда

$$\psi(x, t) = \sum_{n=0}^{\infty} C_n(t) \sin \frac{n\pi x}{L}. \quad (15)$$

Последний член уравнения (14) разложим в ряд Фурье по $\sin \frac{n\pi x}{L}$.

Тогда уравнение (14) с учетом (16) можно представить в следующем виде:

$$\psi(x, t) = \sum_{n=0}^{\infty} \left[bC_n'(t) - \frac{n^2\pi^2}{L^2} C_n(t) + H_n \right] \sin \frac{n\pi x}{L} = 0, \quad (16)$$

где

$$H_n = \frac{2}{L} \int_0^L \lambda \sin \frac{n\pi x}{L} \exp\left(\frac{p}{2}x - \frac{p^2}{4b}t\right) dx. \quad (17)$$

Решение уравнения (16) можно представить в следующем виде:

$$C_n(t) = \exp\left(\frac{n^2\pi^2}{bL^2}t\right) \left[\frac{A_n}{b} \frac{(mt-1)}{m^2} e^{mt} + \frac{B_n}{bm} e^{mt} + C_n^* \right]. \quad (18)$$

Постоянную C_n^* определяем из начального условия

$$C_n(0) = \left[\varphi(x) - \frac{z_k}{L}x - \frac{(L-x)}{L}z_n \right] \frac{e^{p/2x}}{\sin \frac{n\pi x}{L}}. \quad (19)$$

Окончательное решение линеаризованного уравнения (5) можно представить в следующем виде:

$$z(x, t) = \frac{x}{L} (z_k - v_k t) + \frac{L-x}{L} (z_n - v_n t) + \exp\left(\frac{p^2}{4b}t - \frac{p}{2}x\right) \sum_{n=0}^{\infty} C_n(t) \sin \frac{n\pi x}{L}, \quad (20)$$

$$C_n^* = \frac{A_n}{m^2 b} - \frac{B_n}{mb} - \left[\frac{z_k}{L}x + \frac{L-x}{L}z_n - \varphi(x) \right] \frac{e^{\frac{px}{2}}}{\sin \frac{n\pi x}{L}};$$

$$A_n = \frac{2p\pi n (v_n - v_k) E_n}{L^3 F_n} \quad (21)$$

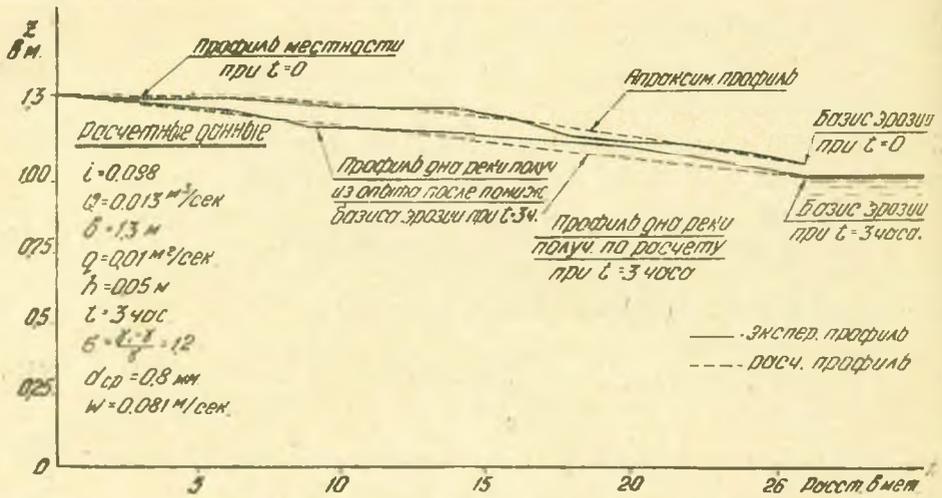


Рис. 2.

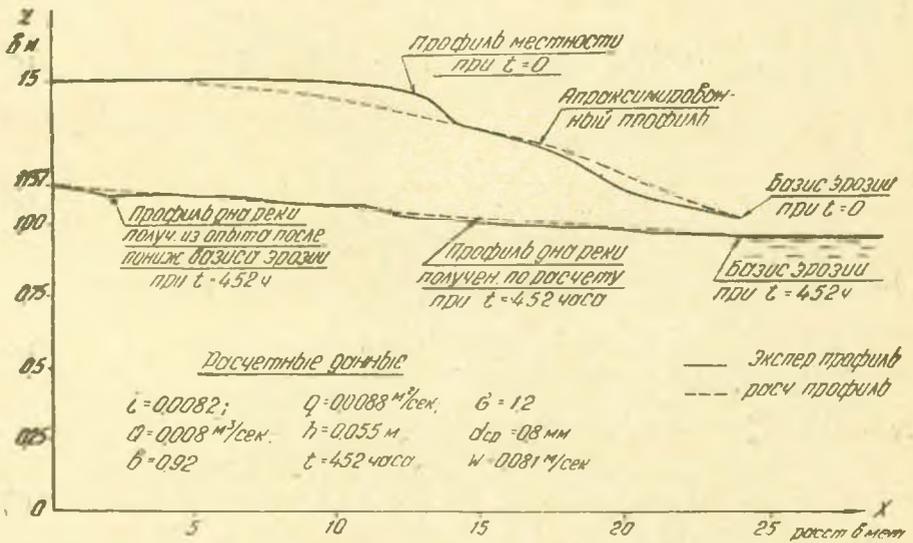


Рис. 3.

$$B_n = \frac{2n\pi |p(z_{\bar{n}} - z_n) - bv_n + D| E_n}{F_n L^3} + \frac{2n\pi b (v_n - v_k)}{F_n L^3} \left[(-1)^n L e^{\frac{n}{2} L} - \frac{pE}{F_n} \right], \quad (22)$$

$$m = \frac{n^2 \pi^2}{bL^2} - \frac{p^2}{4b}; \quad E_n = \left[1 - (-1)^n e^{\frac{n}{2} L} \right]; \quad F_n = \left(\frac{p}{2} \right)^2 + \left(\frac{n\pi}{L} \right)^2. \quad (23)$$

По формуле (20) можно вычислить продольный профиль русла реки для любого момента времени t .

На рис. 2 и рис. 3 результаты теоретических расчетов сопоставлены с данными опытов, выполненных на модели.

В. В. ПИНАДЖЯН, А. А. КОРХМАЗЯН

ОБ УПРУГИХ ХАРАКТЕРИСТИКАХ ЕСТЕСТВЕННОГО КАМНЯ ПРИ СЖАТИИ

В связи с проектированием ГЭС на территории Армянской ССР, потребовалось экспериментальным путем установить величины модуля упругости и коэффициента Пуассона горных пород, служащих основанием арочных плотин. Авторами заметки в лаборатории механических испытаний НИИ стройматериалов и сооружений с этой целью были испытаны образцы песчаника, туфоконгломерата, порфирита и брекчии. Образцы были изготовлены из кернов буровых скважин и испытывались на центральное сжатие в 100-тонном прецизионном гидравлическом прессе „Рейли“. Пресс при определении деформации настраивался на 25 тонн, а при определении разрушающей нагрузки на 100 тонн. Соответственно определение нагрузок осуществлялось с точностью 50 и 200 кг. При испытании измерялись продольные и поперечные деформации образцов.

В зависимости от размеров образцов измерение продольных деформаций производилось рычажными тензометрами „ТР“ с точностью 1 микрон, или оптико-механическими тензометрами с точностью 2 микрона (рис. 1). Поперечные деформации измерялись двумя микро-

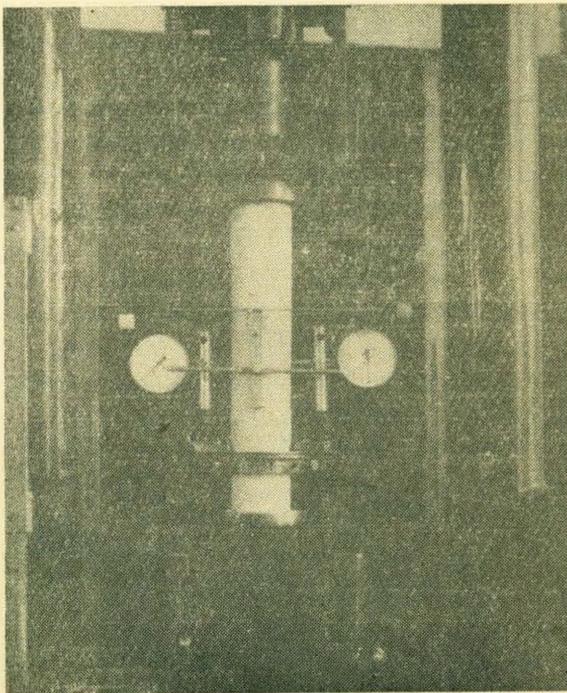


Рис. 1.

ными мессурами, прикрепленными к образцу с помощью специального штатива. Измерение поперечных деформаций производилось в двух

диаметрально противоположных точках нормального сечения, на половине высоты образца. Типичные кривые зависимости продольных и поперечных относительных деформаций от сжимающих напряжений представлены на рис. 2.

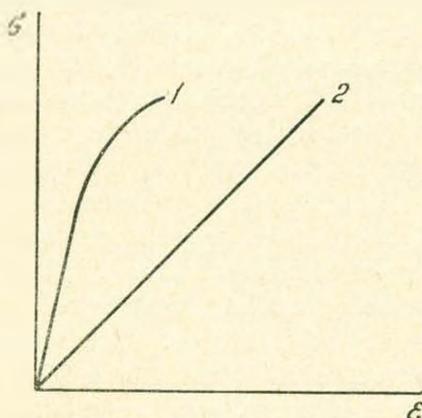


Рис. 2.

Отметим, что для всех испытанных пород камня, между сжимающими напряжениями и относительными продольными деформациями наблюдалась линейная зависимость, почти вплоть до разрушения образца. Поперечные относительные деформации при больших значениях напряжения отклонялись от линейного закона.

Результаты испытания камней приведены в табл. 1.

Таблица 1

Порода камня	Объемный вес γ (t/m^3)	Модуль упругости E ($кг/см^2$)	Коэффициент Пуассона	Предел прочности R ($кг/см^2$)
Туфоконгломерат	2,2	130000 — 134000	0,14—0,16	590—630
Песчаник	2,4	520000 — 540000	0,23 при $\sigma \leq 70 \text{ кг/см}^2$	1670
Песчаник мелкозернистый	2,2	296000 — 300000	0,26 при $\sigma \leq 120 \text{ кг/см}^2$	980
Брекчия	2,2	240000	0,17 при $\sigma \leq 300 \text{ кг/см}^2$	600—935
Порфирит	2,0—2,48	348000 — 586000	0,26 при $\sigma \leq 75 \text{ кг/см}^2$	1000 + 1860

Поступило 23 III 1959г.

К. А. ВАРДАНЯН

К ВОПРОСУ ПОВЫШЕНИЯ ЗВУКОНЕПРОНИЦАЕМОСТИ
ОГРАЖДАЮЩИХ КОНСТРУКЦИЙ

С развитием индустриальных методов строительства важное значение приобретает проблема облегчения веса зданий и сооружений. Вместе с тем, исходя из условий звуконепроницаемости ограждающих конструкций, требуется увеличение их веса, чем значительно увеличивается и вес сооружения в целом.

Расчеты показывают, что на долю материалов и конструкций, обеспечивающих нормативную звукоизоляцию (47—50 децибел) приходится более 30—50% общего веса ограждающих конструкций. Отметим, что при весе однородных монолитных конструкций порядка 80 кг/м^2 ее звуконепроницаемость составляет 35—38 децибел, а для того, чтобы довести звуконепроницаемость до 50 децибел вес конструкции необходимо увеличить до 360—380 кг/м^2 . Сказанное не относится к раздельным конструкциям, где надлежащая звуконепроницаемость может быть достигнута при значительно меньшем весе конструкций.

Автором предложено новое конструктивное решение для гражданских зданий, которое позволяет существенным образом повысить звуконепроницаемость ограждающих конструкций при относительно меньшем их весе.

В крупно-панельном строительстве, благодаря наличию звукопроводящих связей в конструкциях ограждений, требуется применение мер по обеспечению звуконепроницаемости. Это сопряжено с затратами значительных средств.

Описываемый способ повышения звуконепроницаемости ограждающих конструкций зданий из блок-коробок и конструкция блок-коробки для осуществления этого способа позволяют, в значительной мере, устранить отмеченные недостатки ограждающих конструкций и улучшить их технико-экономические показатели.

Устранение звукопроводящих связей между конструкциями пола, потолка и стен смежных объемных блоков по предлагаемому способу достигается при применении блок-коробок с параллельными ребрами, стержневые ребра которых располагаются несимметрично. Поворот такой блок-коробки на 180° в ту или иную сторону позволяет установить ее при монтаже здания так, что стержневые ребра рам входят без соприкосновения в пазы между ребрами смежных блок-коробок, причем коробка опирается выступающими углами на стойки рам прилегающих несмежных блок-коробок нижележащего этажа.

На рис. 1а изображена сборная блок-коробка с несимметрично расположенными ребрами параллельных рам; на рис. 1б та же коробка, повернутая на 180° ; на рис. 1в изображена торцовый элемент (панель) с несимметрично расположенными ребрами; на рис. 1г тот же

элемент повернутый на 180° ; на рис. 2а—взаимное расположение блок-коробок в плане, например, нечетного этажа; на рис. 2б—то же, например, четного этажа.

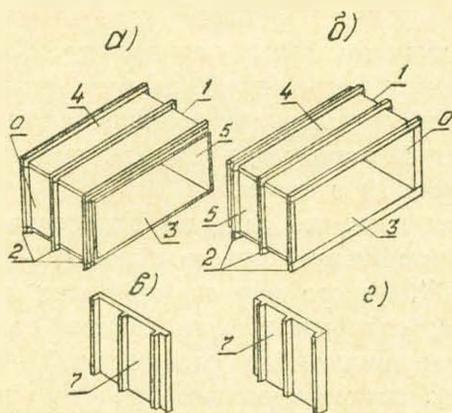


Рис. 1.

Блок-коробки 1 с несимметрично расположенными рамами 2, образованными скреплением стержневых ребер панелей пола 3, потолка 4 и стен 5 и 6, ставятся на заранее подготовленном фундаменте поэтажно, причем в торцах здания устанавливаются отдельные ребристые панели 7, выполненные конструктивно по типу панелей стен 5 и 6, с той или иной термозоляцией для наружных ограждений.

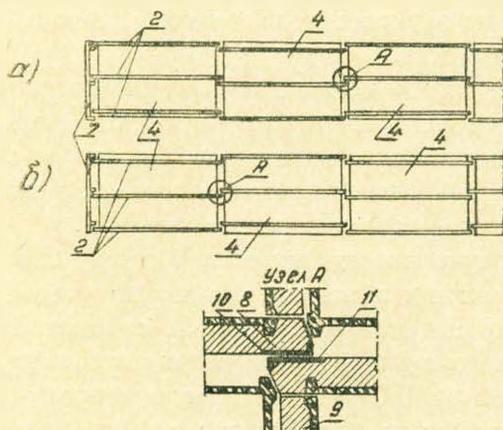


Рис. 2.

В пределах каждого этажа, монтируемого в соответствии со взаимным расположением блок-коробок, согласно рис. 2а также по всей высоте здания, стержневые ребра рам входят в пазы между ребрами смежных коробок без соприкосновения, причем каждая блок-коробка опирается нижними выступающими углами 8 рам 2 на стойки

9 таких же рам прилегающих блок-коробок нижнего этажа. Возможность такой установки обеспечивается несимметричным расположением ребер и поворотом коробок при монтаже в ту или иную сторону на 180° , согласно рис. 1.

В соответствии с представлением автора объемная компоновка здания производится двумя самостоятельными конструктивными системами (рис. 3, сист. А и Б). Распределение усилия в каждой систе-

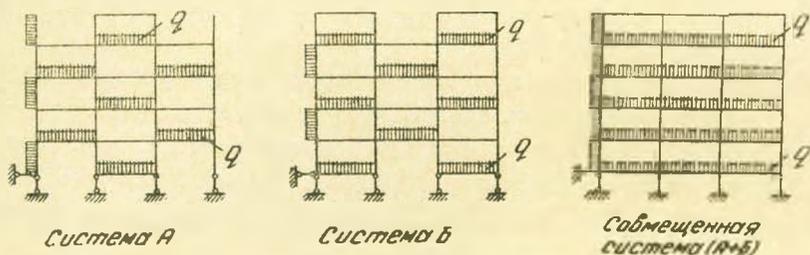


Рис. 3.

ме в отдельности, при расположении несущих перегородок по схеме „поперечных стен“, позволяет изготовить железобетонные пространственные блоки для пятиэтажного жилого дома с приведенной толщиной стенок до 50 мм, в зависимости от способа изготовления. Расход бетона марки „150“ на 100 куб. метр объема здания, по ориентировочным расчетам, составляет от 3—4 кубометра.

Характерной особенностью предложенной конструктивной системы является то, что она допускает возможность равномерного распределения усилий, вследствие чего удается уменьшить вес конструкции.

Исследования показали, что предложенная автором конструкция не ограничивает варианты возможных планировочных решений секционных жилых зданий даже при ограниченном количестве типо-размеров элементов, что имеет немаловажное значение для массового строительства.

С применением легчайших бетонов, пластмасс, тонкостенных штампованных элементов, предлагаемое конструктивное решение может оказаться более эффективным в технико-экономическом отношении.

Поступило 20.1.1959

К. Х. ВЕРМИШЕВ

К ВОПРОСУ УВЕЛИЧЕНИЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ
ГЕЛИОУСТАНОВОК

Производительность солнечных тепло-силовых станций (СТС) зависит от используемого времени солнечной радиации. В условиях Араратской равнины считается, что вследствие облачности, туманов, времени стояния солнца можно эффективно использовать лишь 40% времени радиации.

С целью увеличения производительности гелиоустановки автором предлагается в зоне нахождения СТС организовать рассеивание облаков и туманов путем искусственного воздействия на них. Достигнутые в наши дни практические результаты по активному воздействию для иных целей в СССР и за рубежом позволяют считать такое предложение практически осуществимым.

Чем больше мощность СТС, тем больше будут оправданы немалые от этого необходимые дополнительные затраты на рассеивание облаков и туманов. Надо учесть также, что такое воздействие при достаточной мощности облаков одновременно позволяет увеличить атмосферные осадки, необходимые сельскому хозяйству.

Ориентировочные расчеты автора показывают, что с учетом времени стояния солнца и потерь порядка 10%, предложенное мероприятие позволит на 20% увеличить производительность СТС. Эффективность предложения возрастает в районах с повышенной облачностью.

Для осуществления работ в этом направлении целесообразно при создаваемой в Армянской ССР солнечной тепло-силовой станции и экспериментальной базе по гелиотехнике АН СССР иметь опытную станцию погоды.

Поступило 25.III.1959

Հիդրավիկա

Հ. Մ. Այվազյան. Տուրբուլենտային փոխանակության գործակցի հետազոտումը հունային հարթ հոսանքները սահմանային շերտում	3
Ք. Լ. Բուցիարյան. Ըծող խողովակներում հիդրավիկական հարվածի ալիքի տարածման արագության մասին	11

Էլեկտրատեխնիկա

Ա. Մ. Առաքելյան. Հաստատուն հոսանքով պայմանավորված մագնիսական դաշտի հաշվարկը անհամասեռ միջավայրում	17
Հ. Ա. Աբրահամյան. Էներգոսիստեմի սնդիկա—ուղղիչային բեւի մոդելի հարցի շուրջը	27

Շինարարական կոնստրուկցիաներ

Ք. Հ. Գևորգյան. Նոր տիպի հավաքովի երկաթբետոնյա կոնստրուկցիաներ գյուղական շինությունների համար	33
---	----

Շինանյութեր

Հ. Ա. Առաքելյան. Յեմենտաքարի ամրությունը մասին	37
--	----

Դիսական հոսքեր

Է. Ե. Խաչիյան. Սեյսմիկ սպեկտրի մեկնարանման և տատանման բարձր ձևերի հաշվարկման շուրջը	47
Ա. Կ. Անանյան. Գետի բնդերկայանական կտրվածքի հաշվարկը դետարբերանի իջեցման պայմաններում	51
Վ. Վ. Փինաջյան, Ա. Ա. Կորիմազյան. Առածգականության բնութագրերի հարցի շուրջը՝ բնական քարի սեղման ժամանակ	55
Կ. Հ. Վարդանյան. Պատող կոնստրուկցիաների անձայնանցիկության մեծացման հարցի շուրջը	57
Կ. Խ. Վերմիշև. Արևային կայանքների արտադրողականությունը մեծացնելու հարցի շուրջը	60

СО Д Е Р Ж А Н И Е

Стр.

Гидравлика

Օ. Մ. Айвазян. Исследование коэффициента турбулентного перемешивания в пограничном слое плоских русловых потоков	3
Б. Л. Буниатян. О скорости распространения волны давления гидравлического удара в отсасывающих трубах	11

Электротехника

- А. М. Аракелян.* Расчет магнитного поля тока, расположенного в неоднородной среде 17
- Г. А. Атанасян.* К вопросу о модели ртутно-выпрямительной нагрузки энергосистемы 27

Строительные конструкции

- Б. О. Геворкян.* Новые типы сборных железобетонных конструкций для сельских построек 33

Строительные материалы

- А. А. Аракелян.* О прочности цементного камня 37

Научные заметки

- Э. Е. Хачиян.* К интерпретации сейсмического спектра и учету влияния высших форм колебаний 47
- А. К. Ананян.* Расчет продольного профиля русла реки при непрерывном изменении ее базиса эрозии 51
- В. В. Пинадзян, А. А. Корхмазян.* К вопросу об упругих характеристиках естественного камня при сжатии 55
- К. А. Варданян.* К вопросу повышения звукопроницаемости ограждающих конструкций 57
- К. Х. Вермишев.* К вопросу увеличения производительности гелиоустановок 60

