

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՌԻ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ.
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԽՄԲԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈՒՆԳԻՈՒ

Ադանց Հ. Հ., Ալեքսեևսկի Վ. Վ., Եզիազարյան Ի. Վ., Կասյան
Մ. Վ. (պատ. խմբագիր), Նազարով Ա. Գ., Սիմոնով Մ. Զ.,
Փինազյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ):

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

Г. А. МАКАРЯН

К ВОПРОСУ УСТАНОВИВШЕГОСЯ ДВИЖЕНИЯ ЖИДКОСТИ В НЕПРИЗМАТИЧЕСКОМ РУСЛЕ

Вопросы неплавноизменяющегося движения в непризматическом русле в литературе освещены недостаточно. Известны работы Бернадского и Мелешенко о построении плана течения в открытых руслах [1]. Однако, из-за сложности полученных решений, они не нашли применения в инженерной практике.

Из системы уравнений Навье для общего случая неравномерного движения жидкости в открытых каналах Буссинеском получено следующее уравнение [2]:

$$i_0 - \frac{v^2}{C^2 R} = \frac{dh}{dl} + \frac{d}{dl} \left(\frac{uv^2}{2g} \right) - \frac{1}{g} \iint_{\omega} \left\{ \left| \frac{\partial u_y}{\partial x} \frac{\partial y}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial x} \frac{\partial z}{\partial z} \right| \right\} d\delta \left| \frac{d\omega}{\omega} \right|. \quad (1)$$

Здесь: δ — переменная в поперечном сечении;

$u_x, u_y, u_z, u_x, u_y, u_z$ — проекции скорости и ускорения в какой-либо точке жидкости с координатами x, y, z . При этом направления x и l для целого потока совпадают (рис. 1).

Базируясь на приведенное общее уравнение (1) в статье делается попытка установить для рассматриваемого случая уравнение, от-

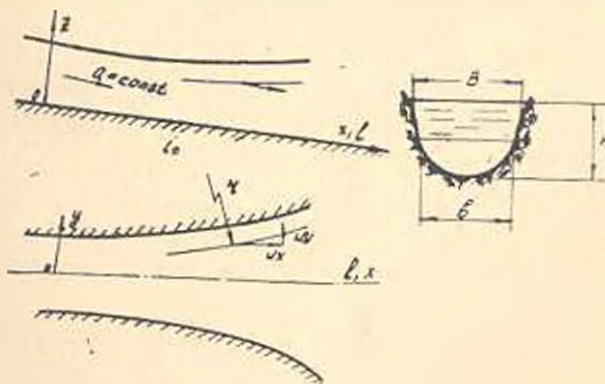


Рис. 1. Схема неравномерного движения жидкости в непризматическом русле с произвольной формой поперечного сечения.

ражающее основные особенности неплавноизменяющегося движения в непризматическом русле. С целью преобразования подинтегрального выражения уравнения (1) и установления значения поперечной составляющей ускорения u_y предполагается, что:

1. В вертикальных плоскостях исследуемого потока движение носит плавноизменяющийся характер ($u_z = 0$), в то время, когда ширина потока изменяется настолько заметно, что поперечное ускорение u_y играет значительную роль.

2. Ширина поперечного сечения изменяется таким образом, что отношение местной продольной скорости к средней скорости по сечению не изменяется по времени (условие подобия эпюр продольных скоростей), т. е.

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{u_x}{v} \right) = 0. \quad (2)$$

3. Первый член подинтегрального выражения уравнения (1) не зависит от изменения глубины потока, и при его преобразовании следует принять $h = h_0 = \text{const}$.

Далее, используя уравнение неразрывности среды,

$$\frac{\partial}{\partial t} u_x + \frac{\partial u_y}{\partial y} = 0 \quad (3)$$

а также, уравнение непрерывности для целого потока,

$$\frac{1}{v} \frac{\partial v}{\partial t} + \frac{1}{b} \frac{\partial b}{\partial t} = 0 \quad (\text{так как } Q = v \cdot b \cdot h_0 = \text{const}) \quad (4)$$

не трудно показать, что условие (2) сводится к следующему выражению для поперечной составляющей скорости: $u_y = u_x \frac{y}{b} \frac{\partial b}{\partial t}$. Тогда, учитывая (3) и пренебрегая членами порядка $\left(\frac{\partial b}{\partial t} \right)^2$ получим

$$u_y = u_x^2 \frac{y}{b} \frac{\partial^2 b}{\partial t^2}. \quad (5)$$

К этому ускорению надо добавить еще центробежное ускорение, возникающее от криволинейности струи потока, тогда полное ускорение будет иметь вид:

$$u_y = u_x^2 \frac{\partial^2 b}{\partial t^2} \left(1 + \frac{y}{b} \right). \quad (6)$$

Согласно оговоренным допущениям последний член уравнения (1)

приводится к виду: $\frac{1}{2g} \int_{-b/2}^{+b/2} \left| \frac{\partial u_y}{\partial t} dy \right| \frac{dy}{y}$. Подставляя в это выражение

значение u_y из (6) в силу принятых выше допущений получим:

$$l_0 = \frac{v^2}{C^2 R} = \frac{dh}{dl} + \frac{d}{dl} \left(\frac{av}{2g} \right) - \frac{9}{4} \frac{a_1 v^2}{2g} \cdot b \frac{d^3 b}{dl^3} \quad (7)$$

Здесь коэффициент α является поправкой к значению количества движения секундной массы, вычисленной по средней скорости:

$$\alpha_1 = \frac{\int u_1^2 dy}{v^2 y}.$$

Уравнение (7) в достаточной для практики мере характеризует неплavnoизменяющееся движение жидкости в непризматических руслах, так как при его выводе учтены центробежное и полное поперечное ускорение и возможное расхождение струи потока.

Следовательно, оно отличается от принятой в настоящее время "модели" плавной изменяемости потока своей общностью [3]. Подставив значение средней скорости в (7) можно свести последнее к нелинейному диф. уравнению третьего порядка, относительно b , решение которого, однако, связано с большими трудностями.

Прежде чем перейти к анализу уравнения (7), остановимся на его физической сущности. Каждое движение происходит согласно основному закону механики, суть которого заключается в том, что сумма изменений вдоль пути полной энергии и потерь на сопротивление равна нулю. Если полагать, что изменение удельной кинетической энергии потока полностью характеризуется выражением $\frac{d}{dl} \left(\frac{\alpha v^2}{2g} \right)$, а

удельная потенциальная энергия выражением $\frac{dh}{dl} = i_0$, тогда согласно уравнению (7) изменение удельной энергии сопротивления примет вид

$$\frac{v^2}{C^2 R} = \frac{9}{4} \frac{\alpha_1 v^2}{2g} b \frac{d^3 b}{dl^3}.$$

В существующем уравнении плавноизменяющегося движения допущено, что потери удельной энергии на сопротивление в единицу длины происходят по закону равномерного движения, выраженного первым членом, но в тех случаях, когда движение неплavnoизменяющееся становится необходимым учесть потери энергии еще вторым членом, выражающим сопротивление на деформацию потока по его ширине.

С учетом физической картины движения жидкости в непризматическом русле криволинейного очертания (но неискривленного) представляется возможным несколько изменить структуру последнего члена уравнения, преднамеренно идя на некоторое отступление в точности учета величины потерь энергии сопротивления на деформацию потока (раньше она вообще не учитывалась), и представить в виде

$$\frac{9}{4} \frac{\alpha_1 v^2}{2g} b \frac{d^3 b}{dl^3} = \beta \cdot \frac{h}{B} \frac{db}{dl} \quad (8)$$

где β следует определить из опытов для компенсации всяких неточностей, в том числе и от приближенного интегрирования. При интегрировании β принимается постоянным.

Для частного случая прямоугольного русла и при постоянной глубине потока, когда

$$v = \frac{Q}{b \cdot h}; B = b; \frac{9\alpha_1}{8gh^3} = c_0$$

будем иметь:

$$c_0 \frac{d^3 b}{dl^3} = \beta \frac{db}{dl} \quad (8')$$

откуда следует, что принятым допущением лишь понижается порядок дополнительного члена уравнения (7) без его линеаризации [5, 6].

Сделанное допущение можно рассматривать как частный способ подхода к решению уравнения (7), когда в первом приближении полагается существование функции, удовлетворяющей условию

$$\beta = c_0 \frac{b'''}{b'} = \text{const},$$

а в дальнейшем уточняется ее значение уравнением (9).

Этому условию может удовлетворить, например, любая показательная зависимость.

Следует однако отметить, что кривые очертаний непризматических русел [8] по их внешней форме сходны с кривыми показательных функций.

Следует также иметь ввиду, что количество граничных условий в случае применения приведенной замены, уменьшается, так как эти автоматически закладывается в ур. (7) два граничных условия. Сказанное можно обосновать следующим образом. Положим, что

$$c_0 \frac{d^3 b}{dl^3} = f_1; \text{ а } \beta \frac{db}{dl} = f_2. \text{ Соответствующие их интегралы будут:}$$

$$c_0 b = \int \int \int (f_1 dl + c_1) dl \int dl + c_2 l + c_3 \text{ и } \beta \cdot b = \int f_2 dl + c_4.$$

Согласно рассматриваемому условию (8') $f_1 = f_2$, тогда можно записать:

$$c_0 b = \int \int \int [\beta b dl] dl + c_2 l + c_3.$$

Отсюда следует, что введением условия (8) $f_1 = f_2$ фактически уже используются граничные условия c_2 и c_3 и задача остается корректной.

Согласно (8) уравнение (7), для случая русла с неизменным по длине коэффициентом формы сечения, приводится к квадратуре

$$\frac{db}{dl} = \frac{Q^2 C^2 \omega^2 R - i_0 + (1 - n_k) dh}{(\beta + n_k) h/B} \quad (9)$$

которое при $\beta = 0$ превращается в уравнение плавноизменяющегося движения [4].

Полученное уравнение отражает самые разнообразные случаи неравномерного движения; позволяет провести глубокий анализ и установить формы кривых очертаний русел в зависимости от энергетического состояния потока и т. д. Не имея возможности провести ши-

рокий анализ уравнения (9) [7], ограничимся, лишь, рассмотрением движения с постоянной удельной энергией сечения: $\mathfrak{E} = h + \frac{av^2}{2g} = \text{const.}$

Тогда с учетом (8) из уравнения (7) следует, что

$$\beta \frac{db}{dl} = \frac{rB}{h} \left(\frac{Q^2}{w^3 C^3 R} - l_0 \right).$$

Следовательно, движение с $\mathfrak{E} = \text{const}$ может иметь место не только при равномерном движении в призматическом русле, как вытекает из уравнения плавноизменяющегося движения, но также при равномерном движении в непризматическом русле. При интегрировании уравнения (9) следует задаваться законом изменения глубины потока. Виды очертаний при этом не зависят от $\frac{dh}{dl}$ [8]. Надо полагать, что из всех

возможных задаваемых законов изменения глубины вдоль непризматического потока чаще всего на практике будет встречаться прямолинейный закон $\frac{dh}{dl} = \text{const}$; ибо если в двух сечениях русла имеются

две совершенно определенные глубины, проектировщику нет необходимости искать поверхность перехода от глубины h_1 к глубине h_2 в виде криволинейной свободной поверхности (см. пунктирные линии m и n на рис. 2). Поэтому достаточно иметь интеграл уравнения (9) только при $\frac{dh}{dl} = \text{const}$. Из этого



Рис. 2. Схема соединения конечных глубин на переходном участке.

следует, что значение коэф. β не должно изменяться с изменением глубины потока и не зависит от наклона его свободной поверхности. По этому для экспериментального определения коэф. β удобнее пользоваться решением уравнения (9) в случае $\frac{dh}{dl} = 0$. Интегрирование этого случая при $\beta = 0$ приведено в работе [8]. В данном случае ($\beta \neq 0$) решение будет иметь вид:

$$l_{1-2} = 1,151 \frac{h_0}{i_k} \lg \frac{B^2}{\left(B^2 - \frac{i_k}{i_0 \cdot a} \right)^{1 + \frac{\beta l_k}{i_k}}} \Big|_{B_1}^{B_2}, \quad (11)$$

где $B = b + 2mh$.

Метод определения β излагается ниже:

1. По уравнению (11) для двух случаев $\beta = 1$ и $\beta = 0$ определяем соответственно, кривые очертаний русел при $\frac{dh}{dl} = 0$: а) $b = f(l)_{\beta=1}$ и б) $b = f(l)_{\beta=0}$.

2. Для определенного расхода воды рассчитывается и строится на модели по кривым очертаний $b = f(l)_{\beta=1}$ и $b = f(l)_{\beta=0}$ переходный участок (например, суживающийся быстроток), соединяющий подводящий и отводящий равномерные потоки.

3. На стенках модели со стороны потока проводится черной краской прямая линия постоянных глубин параллельно ко дну канала (так как при расчете была принята $h_0 = \text{const}$).

4. Далее пропускается расчетный расход воды, контролируемый специальным расходомером.

5. Проверяется положение следов свободной поверхности потока на стенках. Если след совпадает с заранее проведенной линией расчетных глубин, то теория верна (вывод уравнения (9), а также и его интегрирование достаточно точны). В обратном случае, сдвигая и отодвигая стенки, варьируется очертание при наличии потока воды с тем, чтобы свободная поверхность совпадала с линией постоянных глубин. Таким образом, экспериментально находится положение действительного очертания стенок на плоскости дна потока.

В гидравлической лаборатории МИИВХ им. В. Р. Вильямса в изложенном порядке было проведено экспериментальное исследование бурного и спокойного потоков.

Опыты на быстротоке показали, что при очертаниях стенок с $\beta = 0$, что соответствует диф. уравнению плавноизменяющегося движения, переменная ширина потока получила заниженные значения вследствие чего по всей длине быстротока и подводящего канала глубина потока стала больше расчетной и образовалась кривая подпора в подводящем канале.

Это стало заметно, поскольку нами за постоянную расчетную глубину в быстротоке принималась глубина равномерного подводящего потока, тогда как другие исследователи обычно берут критическую глубину, при которой излишнее сужение быстротока может и не влиять на подводящий поток и не позволяет обнаружить ошибку, тем самым не была выявлена непригодность уравнений плавноизменяющегося движения для непрямоугольных русел. В случае очертаний быстротока при $\beta = 1$ получилось наоборот — он стал шире чем потребовалось бы для действительного потока и свободная поверхность лежала несколько ниже черной линии постоянных глубин, что почти не сказывалось в подводящем канале. Совпадение расчетных и действительных глубин стало возможным при установленном опытом очертании (рис. 3).

На рис. 4 представлен вид потока сверху с тремя парами стенок быстротока. По фактическим замерам на рис. 3 построены кривые очертания (при $\beta = 0$), II (при $\beta = 1$) и III (при β) с соответствующими линиями свободных поверхностей I'·II'·III'. Там заметен значительный сдвиг кривых I и I' относительно остальных кривых, из чего следует, что кривая II и (II') располагается ближе к действительным кривым, чем I и (I'), кроме того, кривая III (а также III') фактического потока

находится между кривыми с $\beta = 0$ и $\beta = 1$, следовательно, как предполагалось раньше, $0 < \beta < 1$. Определение числового значения β сводится к вычислению следующего отношения (рис. 4):

$$\beta = \frac{b_{\beta} - b_{\beta=0}}{b_{\beta=1} - b_{\beta=0}} \quad (12)$$

где $b_{\beta=0}$ — ширина потока по дну какого-нибудь сечения при кривых очертаний с $\beta = 0$;

$b_{\beta=1}$ — то же при очертании с $\beta = 1$;

b_{β} — ширина потока при кривых очертаний, установленных опытным путем.

Вычисление β по опытным данным согласно (12) показывает, что

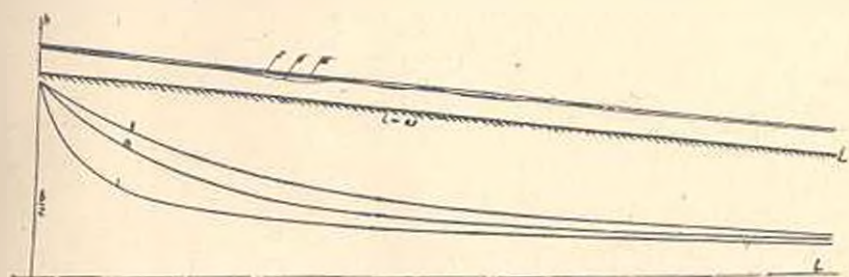


Рис. 3. Кривые очертания потока на модели быстрого тока и соответствующие кривые свободных поверхностей.

его значение изменяется по длине бурного потока незначительно и при интегрировании можно принимать его постоянным, равным в среднем, 0,65. Проверочные расчеты других очертаний с учетом $\beta = 0,65$ по формуле (11) показали хорошее совпадение с опытным очертанием.

Исследование спокойных потоков по описанному методу показало, что при таком состоянии потоки несколько лучше подчиняются „модели“ плавной изменяемости, чем бурные: для них $\beta = 0,3$. Формы очертания стенок, построенных при $\beta = 0,3$ и $h = \text{const}$, подтверждается хорошим соответствием действительной линии свободной поверхности потока с проведенной линией постоянных глубин. Отклонение составляло менее 0,5%. Повторные опыты, проведенные на модели быстрого тока при разных расходах, подтвердили, что формы очертания русла и β практически не зависят от расхода, что и следовало ожидать.

В работе [8] приведен способ приближенного интегрирования уравнения (9) с помощью вспомогательной степенной функции, содержащей, так называемый, гидравлический показатель ширины русла

$$\alpha = - \frac{b}{\Pi_k} \frac{\partial \Pi_k}{\partial b} - \frac{b}{a_v} \frac{\partial a_v}{\partial b} \quad (13)$$

где a_v в данном случае, согласно (7) и (8), будет иметь вид

$$a_v = \frac{d}{dl} \left(\frac{\alpha v^2}{2g} \right) = i_0 - \frac{Q^2}{\omega^2 C^2 R} + \beta \frac{h}{B} \frac{db}{dl} - \frac{db}{dl} \quad (14)$$

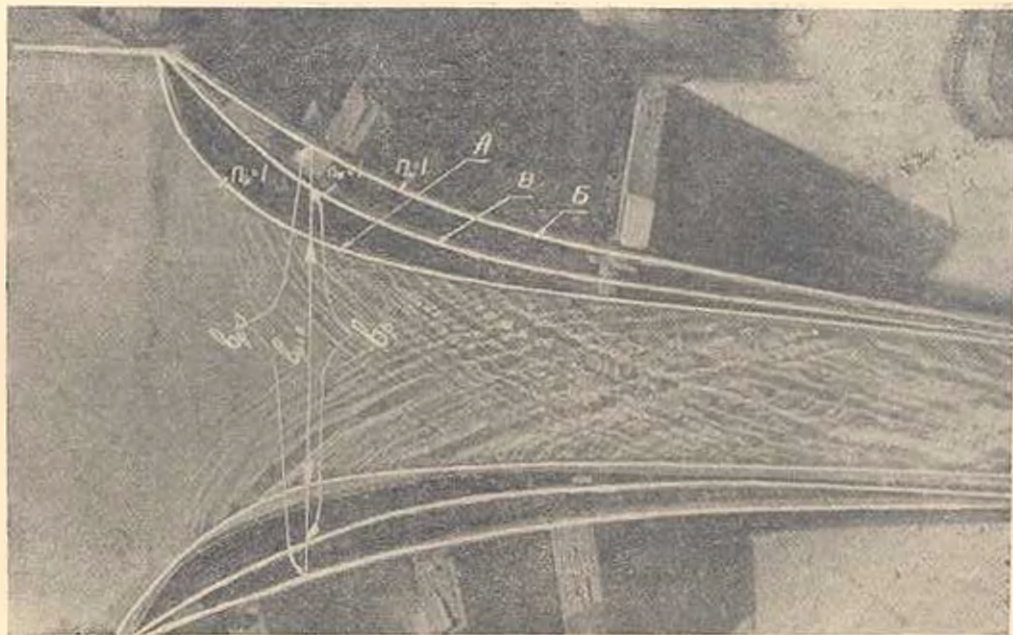


Рис. 4. Движение воды в быстротоке (вид сверху). А. Очертание стенок при $\beta = 0$. Б. то же при $\beta = 1$. В. то же при $\beta = 0,65$ (по опытам).

Подставляя в (14) $\frac{db}{dt}$ из (9) и определяя производную a_e (пренебрегая при этом изменением по ширине удельных потерь: $\frac{\partial}{\partial b} \left(\frac{a^2}{\omega^2 C^2 R^2} \right) = 0$) вместо (13) получим

$$x = \frac{\Pi_k}{\beta + \Pi_k} x_{\text{пл.}}, \quad (15)$$

где $x_{\text{пл.}} = -\frac{b}{\Pi_k} \frac{\partial \Pi}{\partial b}$ — гидравлический показатель ширины при плавноизменяющемся потоке. Для трапециoidalного русла

$$x_{\text{пл.}} = \frac{3}{1 + mh/b} + \frac{1}{1 + 2mh/b}$$

и колеблется около двойки. При этом, как показывают исследования, x колеблется в окрестностях единицы. Из (15) становится возможным ограничить неплавноизменяющееся движение от плавного движения в непризматическом русле. С этой целью определим значения x_1 и x_2 соответствующие предельно неплавно и предельно плавноизменяющимся движениям. Их среднее-арифметическая величина будет характеризовать границу указанных потоков. Самая развитая неплавноизменяемость имеет место в сечении с $\Pi_k = 1$. Тогда

$$x_1 = x_{\text{нр. испл.}} = x_{\text{пл.}} \frac{1}{1 + \beta}.$$

Предельно плавноизменяющееся движение определяется условием $\Pi_k \rightarrow \infty$ для бурного потока и условием $\Pi_k \ll 1$ для спокойного потока. В связи со сказанным для бурного потока $x_2 = x_{\text{пл.}}$

$$x_{\text{гр.}} = 0,5 (x_1 + x_2) = \frac{\beta + 2}{\beta + 1} \cdot \frac{x_{\text{пл.}}}{2}.$$

Подставляя последнее в выражение (15) получим окончательно для первого граничного сечения между участками бурных потоков с плавно и неплавноизменяющимися струями:

$$\Pi_{k \text{ гр.}}^* = 2 + \beta.$$

В случае спокойного потока предельно плавное движение будет иметь место, практически, при $\Pi_k < 0,1 \div 0,05$ и $x_2 = \frac{0,05}{\beta_{\text{сп.}} + 0,05}$. Повторяя вышеприведенный расчет с заменой x_2 вместо x_1 можно определить вторую границу неплавноизменяющегося участка потока $\Pi_{k \text{ гр.}}^* \div 1,1 \beta_{\text{сп.}}$.

Таким образом, в области $1,1 \beta_{\text{сп.}} < \Pi_k < 2 + \frac{\beta}{\beta_{\text{гр.}}}$ движение является неплавноизменяющимся. Приведенные выше значения $\beta_{\text{бур.}} = 0,65$, $\beta_{\text{сп.}} = 0,3$ подлежат уточнению. Вне указанной области для Π_k движение может считаться плавноизменяющимся и охарактеризоваться существующими уравнениями.

Գ. Լ. ՄԱԿԱՐՅԱՆ

ՈՉ ՊՐԻՋՄԱՅԱԿԱՆ ՀՈՒՆԵՐՈՒՄ ՀԵՂՈՒԿՆԵՐԻ ԿԱՅՈՒՆԱՑԱԾ
ՇԱՐՈՄԱՆ ՀԱՐՑԻ ՇՈՒՐՋԸ

Ա մ փ ո փ ու լ մ

Հոդվածում դուրս է բերված հեղուկների անհամասարաչափ ոչ սահուն փոփոխվող շարժման զիֆերենցիալ համասարտմը՝ ուսուցչական անմանափակելու արդյունքում փոփոխականության ժամկետով, որով և պայմանավորված է ժողովրդական-փոփոխվող շարժումը տեղիները։ Սակայն ստացված զիֆերենցիալ համասարտմը լինելով 3-րդ կարգի ոչ զրոյին համասարտմ՝ հունի փոփոխական լայնություն՝ b -ի նկատմամբ, ժամանակակից մեխանիկայով լուծման ենթակա չէ։ Այդ իսկ պատճառով հեղինակի կողմից կատարվում է (7) համասարտման 3-րդ կարգի անհամաչափ պարունակող անդամի փոխարինում 1-ին կարգի անհամաչափ ունակատեսակարար ստորակտարար ունեցող և փորձնական զործակից պարունակող անդամով՝

$$h \frac{db}{dt}$$

հետև Վերջինս ապահովում է նախ, ստացված զիֆերենցիալ համասարտման ինտեգրման համար հարմար տեսքի բերելը db -ի նկատմամբ, և երկրորդ, հնարավորություն է ստեղծում փորձնական ճանապարհով որոշվող 3 զործակցի պնդումներ չեղարացնելու նշված համասարտմանը նախորդող ձևափոխությունների, փորձելիս փոխարինման և հետագայ ժամանակ առկա տրվող անճշտությունները։

Հոդվածում բերվում են նաև 3 զործակցի փորձնական որոշման մեխանիկան և փորձերի արդյունքներից ստացված նրա թվային միջինացված արժեքները բաժան և հանդարտ շարժումների համար։

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Бернадский Н. М. Теория турбулентного потока и ее применение к построению плана течения в открытых водоемах. Материалы по гидрологии, гидрометрии и водным силам. Теплоэлектропроект, 1933.
2. Бобылев Д. К. Очерк теории водяных течений, выработанный Буссинеском. Петербург, 1889.
3. Бахметьев А. А. О неравномерном движении жидкости в открытом русле. Ленинград, 1928.
4. Агроскин И. И., Пикалов Ф. И., Дмитриев Г. Т. Гидравлика. 1951.
5. Сухомел Г. А. Вопросы гидравлики открытых русел и сооружений. Киев, 1949.
6. Назарян А. Г. Уравнение свободной поверхности открытого потока при искривлении струй в вертикальной плоскости. Изв. АН Армянской ССР, № 1, 1953.
7. Макарян Г. А. Установившееся неплановоизменяющееся движение жидкости в не-призматическом русле (диссертация, МПИВХ, М.), 1958.
8. Макарян Г. А. Установившееся планоизменяющееся движение жидкости в не-призматическом русле. Известия АН Армянской ССР, (серия ТН) № 2, 1958.

Г. Т. АДОНИ

К ТЕОРИИ И МЕТОДАМ РАСЧЕТА МНОГОПОЛЮСНИКА

Сообщение 3

Способ ускорения расчетов комплексных напряжений пар зажимов многополюсника

В предыдущем сообщении [1] был рассмотрен метод расчета комплексных напряжений пар зажимов многополюсника по заданным активным и реактивным мощностям источников энергии, подключенных к нему. Примеры числовых расчетов, выполненных по указанному методу, в частности, расчеты для ряда шестиполусников, показали, что процесс последовательных приближений к искомым значениям комплексных напряжений многополюсника является относительно медленным. В связи с этим возникла необходимость рационализации этого метода с целью обеспечения большей быстроты сходимости.

Настоящее сообщение посвящается этой задаче, а именно, способу ускорения расчета комплексных напряжений многополюсника, выполняемого по методу [1]. Согласно последнему каждый i -й шаг расчета состоит из двух отдельных этапов. На первом этапе, пользуясь формулами (2) и (3) [1], определяются значениями углов $\psi_k^{(i)}$, где k — индекс пар зажимов многополюсника ($k = 1, 2, \dots, n$). Заметим, согласно условиям задачи $\psi = 0$. На втором этапе расчета, пользуясь формулами (4), определяются значения модулей $U_k^{(i)}$. Схема расчета по этому методу может быть представлена следующими функциональными зависимостями.

$$\begin{aligned} \psi_k^{(i)} &= f(U_1^{(i-1)}, U_2^{(i-1)}, \dots, U_n^{(i-1)}); \\ U_k^{(i)} &= h(\psi_1^{(i)}, \psi_2^{(i)}, \dots, \psi_n^{(i)}), \end{aligned} \quad (1)$$

где $i = 1, 2, \dots, \tau$ — индекс шагов последовательных приближений к искомым значениям $\psi_k^{(i)}$ и $U_k^{(i)}$.

Сущность предлагаемого способа ускорения этих расчетов заключается в следующем. Расчеты $\psi_k^{(i)}$ и $U_k^{(i)}$ i -го шага последовательных приближений рекомендуется выполнять не по величинам $U_k^{(i-1)}$ и $\psi_k^{(i-1)}$, как это следует из выражений (1), а по величинам, учитывающим не только $U_k^{(i-1)}$ и $\psi_k^{(i-1)}$, но и их приращения за предыдущий шаг прибли-

жений, т. е. соответственно, за $i-2$ -й и $i-1$ -й шаги. Другими словами, предлагаемый способ ускорения сводится к учету в i -ом шаге расчета не только данных предыдущего $(i-1)$ -го шага расчета, но и направления (хода) самого процесса последовательных приближений, определяемого разностью величин, соответствующих $(i-1)$ -му и $(i-2)$ -му шагам расчета.

Различаются три случая ускорения последовательных приближений в расчетах комплексных напряжений пар зажимов многополюсника.

Случай I. Ускоряется только расчет модулей комплексных напряжений U_k .

Случай II. Ускоряется только расчет аргументов комплексных напряжений ψ_k .

Случай III. Ускоряется одновременно расчеты модулей U_k и аргументов комплексных напряжений ψ_k .

Первые шаги последовательных приближений в расчете комплексных напряжений (например, первые два, три или четыре шага) желательно осуществлять без ускорения, т. е. по схеме, выраженной зависимостями (1). Такое пожелание вызывается тем, что величины $U_k^{(0)}$, взятые в качестве нулевого приближения в этих расчетах, являются произвольными и приводят к резким колебаниям результатов расчета U_k и ψ_k в первых шагах последовательных приближений. Только после первых двух, трех или четырех шагов расчета наступит монотонный процесс стремления результатов последовательных приближений к искомым значениям U_k и ψ_k . Эти выводы нами были получены после выполнения расчетов для ряда многополюсников и могут быть уточнены в каждом отдельном случае выбора начальных значений $U_k^{(0)}$. Заметим, вопрос выбора границы таких значений $U_k^{(0)}$, при которых обеспечивается сходимость последовательных приближений к искомым, является весьма сложной задачей и требует специального исследования. В настоящей статье этот вопрос не рассматривается.

Запишем функциональные зависимости вида (1), соответствующие трем случаям предлагаемого метода ускорения процесса расчета комплексных напряжений.

Случай I. Ускорение только расчетов модулей комплексных напряжений $U_k^{(i)}$ i -го шага последовательных приближений может быть достигнуто путем изменения величины $\psi_k^{(i)}$ на приращение $\frac{1}{2}[\psi_k^{(i)} - \psi_k^{(i-1)}]$, т. е. путем задания в качестве исходных величин $\frac{3}{2}\psi_k^{(i)} - \frac{1}{2}\psi_k^{(i-1)}$,

где k — индекс пар зажимов многополюсника. Таким образом, схема расчета для этого случая ускорения может быть представлена следующей записью:

$$\psi_k^{(i)} = f_1(U_1^{(i-1)}, U_2^{(i-1)}, \dots, U_n^{(i-1)});$$

$$U_k^{(i)} = h_1 \left(\frac{3}{2} \psi_2^{(i)} - \frac{1}{2} \psi_2^{(i-1)}, \frac{3}{2} \psi_3^{(i)} - \frac{1}{2} \psi_3^{(i-1)}, \dots, \frac{3}{2} \psi_n^{(i)} - \frac{1}{2} \psi_n^{(i-1)} \right). \quad (2)$$

Здесь, согласно изложенному выше, принимается $i = 2, 3, 4, \dots, z$ или $i = 3, 4, 5, \dots, z$ или $i = 4, 5, 6, \dots, z$. Имеется в виду также, что $\psi_1 = 0$, а для многополюсников, характеризуемых числом $n > 3$, т. е. $k_n \neq 0$, часть задаваемых $U_k^{(0)}$ принимается постоянной в течение всех шагов последовательных приближений, т. е. $U_k^{(0)} = U_k^{(1)} = U_k^{(2)}$.

Изложенные условия распространяются также и на второй и третий случаи расчетов.

Случай II. Ускорение только расчетов аргументов комплексных напряжений $\psi_k^{(i)}$ i -го шага последовательных приближений достигается путем изменения величины $U_k^{(i-1)}$ на приращение $\frac{1}{2} [U_k^{(i-1)} - U_k^{(i-1)}]$, т. е. путем задания в качестве исходных величины $\frac{3}{2} U_k^{(i-1)} - \frac{1}{2} U_k^{(i-1)}$, где k — индекс пар зажимов многополюсника. Таким образом, схема расчета для этого случая ускорения может быть представлена так:

$$\psi_k^{(i)} = f_2 \left(\frac{3}{2} U_1^{(i-1)} - \frac{1}{2} U_1^{(i-2)}, \frac{3}{2} U_2^{(i-1)} - \frac{1}{2} U_2^{(i-2)}, \dots, \frac{3}{2} U_n^{(i-1)} - \frac{1}{2} U_n^{(i-2)} \right); \quad U_k^{(i)} = h_2 (\psi_2^{(i)}, \psi_3^{(i)}, \dots, \psi_n^{(i)}). \quad (3)$$

Случай III. Схема расчета в этом случае ускорения может быть представлена следующей записью:

$$\psi_k^{(i)} = f_2 \left(\frac{3}{2} U_1^{(i-1)} - \frac{1}{2} U_1^{(i-2)}, \frac{3}{2} U_2^{(i-1)} - \frac{1}{2} U_2^{(i-2)}, \dots, \frac{3}{2} U_n^{(i-1)} - \frac{1}{2} U_n^{(i-2)} \right); \quad U_k^{(i)} = h_3 \left(\frac{3}{2} \psi_2^{(i)} - \frac{1}{2} \psi_2^{(i-1)}, \frac{3}{2} \psi_3^{(i)} - \frac{1}{2} \psi_3^{(i-1)}, \dots, \frac{3}{2} \psi_n^{(i)} - \frac{1}{2} \psi_n^{(i-1)} \right). \quad (4)$$

Пример расчета. В качестве иллюстрации предлагаемого способа ускорения расчетов комплексных напряжений пар зажимов многополюсника рассмотрим случай шестиполусника, параметры которого были приведены в [1]. Результаты расчетов, выполненных согласно формулам (1), приведены там же. Согласно этим данным искомые величины ψ и U_k получаются в результате $z = 27$ шагов последовательных приближений. Ниже приводятся результаты расчетов комплексных напряжений того же шестиполусника, выполненных с ускорением последовательных приближений по формулам (2)–(4).

а. Расчеты по формулам (2). Результаты расчетов, выполненных без ускорения, были приведены в [1]. По данным этих расчетов имеем: $\psi_{2,sl}^{(2)} = -7^{\circ}05'$, $\psi_{2,sl}^{(1)} = -8^{\circ}10'$ и $\psi_{2,sl}^{(2)} = -4^{\circ}49'$, $\psi_{3,sl}^{(2)} = -6^{\circ}12'$, где верхние индексы обозначают номер шага последовательных приближений. Перейдем, начиная со второго шага, к ускорению расчетов только модулей комплексных напряжений. Величины последних для второго шага последовательных приближений находятся как функции аргументов $\frac{3}{2} \psi_{2,sl}^{(3)} - \frac{1}{2} \psi_{2,sl}^{(1)} = -3^{\circ}42'$ и $\frac{3}{2} \psi_{3,sl}^{(2)} - \frac{1}{2} \psi_{3,sl}^{(1)} = -5^{\circ}13'$. В результате соответствующих расчетов находим: $U_1^{(2)} = 1,1681$; $U_2^{(2)} = 1,2823$ и $U_3^{(2)} = 1,1471$. Далее, по этим величинам находятся значения аргументов—углов комплексных напряжений, а именно: $\psi_{2,sl}^{(3)} = 3^{\circ}11'$ и $\psi_{3,sl}^{(2)} = -4^{\circ}49'$. Значения модулей комплексных напряжений в третьем шаге последовательных приближений находятся как функции $\frac{3}{2} \psi_{2,sl}^{(3)} - \frac{1}{2} \psi_{2,sl}^{(2)} = -2^{\circ}56'$ и $\frac{3}{2} \psi_{3,sl}^{(2)} - \frac{1}{2} \psi_{3,sl}^{(1)} = -4^{\circ}38'$ и т. д. Результаты расчетов, выполненных по формулам (2), приводятся в табл. 1.

Таблица 1

i	1	2	3	4	5	10	13	16
$\psi_{2,sl}^{(1)}$	$-7^{\circ}05'$	$-4^{\circ}49'$	$-3^{\circ}11'$	$-2^{\circ}40'$	$-2^{\circ}23'$	$-1^{\circ}45'$	$-1^{\circ}34'$	$-1^{\circ}30'$
$\psi_{3,sl}^{(1)}$	$-8^{\circ}10'$	$-6^{\circ}12'$	$-4^{\circ}49'$	$-4^{\circ}28'$	$-4^{\circ}19'$	$-4^{\circ}13'$	$-4^{\circ}13'$	$-4^{\circ}17'$
$U_1^{(1)}$	1,0668	1,1682	1,1942	1,2077	1,2178	1,2337	1,2389	1,2401
$U_2^{(1)}$	1,3252	1,2823	1,2712	1,2648	1,2591	1,2469	1,2422	1,2404
$U_3^{(1)}$	1,1253	1,1471	1,1514	1,1546	1,1579	1,1681	1,1725	1,1748

Таким образом, против 27 шагов расчета, выполняемого согласно (1), имеем всего 16 шагов расчета, выполненного согласно (2).

б. Расчеты по формулам (3). Аналогично достигается ускорение расчетов комплексных напряжений, если для этой цели пользоваться формулами (3). Согласно данным расчетов [1], выполненных без ускорения, т. е. по формулам (1), имеем: $U_1^{(1)} = 1,0668$; $U_2^{(1)} = 1,3252$; $U_3^{(1)} = 1,1253$ и $U_1^{(2)} = 1,1336$; $U_2^{(2)} = 1,2954$; $U_3^{(2)} = 1,1426$, где верхние индексы обозначают номер шага последовательных приближений. Перейдем к ускорению расчетов, начиная с третьего шага величины углов $\psi_2^{(3)}$ и $\psi_3^{(3)}$, согласно (3), находятся как функции: $\frac{3}{2} U_1^{(2)} - \frac{1}{2} U_1^{(1)} = 1,1670$, $\frac{3}{2} U_2^{(2)} - \frac{1}{2} U_2^{(1)} = 1,2805$ и $\frac{3}{2} U_3^{(2)} - \frac{1}{2} U_3^{(1)} = 1,1513$. В результате соответствующих расчетов получаем: $\psi_{2,sl}^{(3)} = -3^{\circ}14'$ и $\psi_{3,sl}^{(3)} = -4^{\circ}58'$. Далее, по этим величинам находятся значения модулей на-

пряжений, а именно: $U_1^{(2)} = 1,1841$; $U_2^{(3)} = 1,2738$; $U_3^{(4)} = 1,1524$. Значения аргументов-углов комплексных напряжений в четвергом шаге последовательных приближений находятся как функции $\frac{3}{2} U_1^{(3)} - \frac{1}{2} U_1^{(2)} = 1,1926$; $\frac{3}{2} U_2^{(4)} - \frac{1}{2} U_2^{(3)} = 1,2705$ и $\frac{3}{2} U_3^{(5)} - \frac{1}{2} U_3^{(4)} = 1,1530$ и т. д.

Результаты таких расчетов, выполненных по формулам (3), приводятся ниже в табл. 2.

Таблица 2

$i =$	1	2	3	4	5	10	16
$\psi_{2,n}^{(1)}$	-7°05'	-4°49'	-3°14'	-2°41'	-2°22'	-1°48'	-1°30'
$\psi_{2,n}^{(2)}$	-8°10'	-6°12'	-4°58'	-4°32'	-4°21'	-4°14'	-4°17'
$U_1^{(1)}$	1,0668	1,1336	1,1841	1,2025	1,2132	1,2316	1,2104
$U_2^{(1)}$	1,3252	1,2954	1,2733	1,2663	1,2612	1,2494	1,2404
$U_3^{(1)}$	1,1253	1,1426	1,1524	1,1547	1,1573	1,1673	1,1747

И в этом случае расчеты завершились за 16 шагов приближений, против расчетов за 27 шагов, выполняемых согласно формулам (1).

в. Расчеты по формулам (4). Ускорим ход расчета, начиная с шестого шага, принимая за исходное состояние расчета первые 5 шагов приближений, выполненных по формулам (1). Согласно последним имеем: $U_1^{(5)} = 1,1996$; $U_2^{(6)} = 1,2680$; $U_3^{(7)} = 1,1537$ и $U_1^{(6)} = 1,1840$; $U_2^{(7)} = 1,2750$; $U_3^{(8)} = 1,1500$.

Величины $\psi_k^{(n)}$ определяются, согласно (4), в функции $\frac{3}{2} U_1^{(6)} - \frac{1}{2} U_1^{(4)} = 1,2074$; $\frac{3}{2} U_2^{(6)} - \frac{1}{2} U_2^{(4)} = 1,2345$; $\frac{3}{2} U_3^{(7)} - \frac{1}{2} U_3^{(4)} = 1,1555$.

Выполнив расчеты по соответствующим формулам [1], получим: $\psi_{2,n}^{(6)} = -2°23'$; $\psi_{2,n}^{(7)} = -4°21'$. Учитывая также, что $\psi_{1,n}^{(6)} = -2°47'$ и $\psi_{1,n}^{(7)} = -4°34'$, получим: $\frac{3}{2} \psi_{1,n}^{(6)} - \frac{1}{2} \psi_{1,n}^{(5)} = -2°10'$; $\frac{3}{2} \psi_{2,n}^{(7)} - \frac{1}{2} \psi_{2,n}^{(6)} = -4°14'$. В зависимости от этих величин находим: $U_1^{(6)} = 1,2202$; $U_2^{(7)} = 1,2574$ и $U_3^{(8)} = 1,1593$ и т. д. Результаты этих расчетов представлены ниже в табл. 3.

Таким образом, расчеты по формулам (4) привели к искомым значениям ψ_k и U_k за 11 шагов последовательных приближений, против 27 шагов расчета, при пользовании формулами (1).

Предлагаемый способ ускорения и метод расчета [1] комплексных напряжений многополюсника в настоящее время используется в

Таблица 3

$i =$	4	5	6	7	8	9	10	11
$\psi_{2,kl}^{(i)} =$	$-3^{\circ}14'$	$-2^{\circ}47'$	$-2^{\circ}23'$	$-1^{\circ}54'$	$-1^{\circ}44'$	$-1^{\circ}39'$	$-1^{\circ}35'$	$-1^{\circ}30'$
$\psi_{3,kl}^{(i)} =$	$-4^{\circ}53'$	$-4^{\circ}34'$	$-4^{\circ}21'$	$-4^{\circ}10'$	$-4^{\circ}18'$	$-4^{\circ}23'$	$-4^{\circ}20'$	$-4^{\circ}17'$
$U_1^{(i)} =$	1,1840	1,1996	1,2202	1,2345	1,2333	1,2359	1,2386	1,2404
$U_2^{(i)} =$	1,2750	1,2680	1,2574	1,2490	1,2437	1,2417	1,2409	1,2404
$U_3^{(i)} =$	1,1500	1,1537	1,1593	1,1686	1,1726	1,1744	1,1744	1,1747

исследованиях режимов Армянской и Закавказской энергосистем, проводимых с помощью цифровых машин.

2. 8. ԱՊՈՒՑ

ԲԱԶՄԱՐԻՆՈՍԿԻ ԹՆՈՐՈՒՅԻ ԵՎ ՀԱՇՎՄԱՆ ՄԵԹՈԴՆԵՐԻ ՎԵՐԱԲԵՐՅԱԼ

(Հաղորդում 3)

Ա. Մ. Վ. Ս. Վ. Ս. Վ.

Տվյալ հաղորդումը նվիրված է բաղադրանքների կոմպլեքս լարումների հաշվման արագացման եղանակին: Այդ հաշվումների արագացման առաջարկվող եղանակի էությունը կախնում է հետևյալում:

Հաջորդական մոտեցումների i -րդ քայլում $\psi_k^{(i)}$ և $U_k^{(i)}$ հաշվումը առաջարկվում է կատարել ոչ թե $U_k^{(i-1)}$ և $\psi_k^{(i-1)}$ մեծությունների, ինչպես այդ հետևում է (1) արտահայտությունից, այլ մեծությունների, որոնք հաշվի են առնում ոչ միայն $U_k^{(i-1)}$ և $\psi_k^{(i-1)}$, այլ նաև նրանց անը մոտեցման նախորդ քայլում, այսինքն համապատասխանաբար $i-2$ և $i-1$ քայլերում: Այլ խոսքով արագացման առաջարկվող եղանակը բերում է նրան, որ հաշվման i -րդ քայլում են առնում ոչ միայն $i-1$ -րդ քայլի տվյալները, այլ նաև հաջորդական մոտեցման պրոցեսի ուղղությունը (ինքնացքը), որը սրուվում է հաշվման $i-1$ և $i-2$ քայլերին համապատասխան մեծությունների տարրերով:

Ցարեկվում են հաջորդական մոտեցումների արագացման երեք տարրեր: Գեղեցիկ է նաև 1. Արագացվում է միայն կոմպլեքս լարումների մոդուլի, այսինքն՝ U , հաշվումը: Դեպք 2. Արագացվում է միայն կոմպլեքս լարումների արգումենտի, այսինքն՝ ψ , հաշվումը: Դեպք 3. Արագացվում են կոմպլեքս լարումների ինչպես U , մոդուլի, այնպես էլ ψ , արգումենտի հաշվումները:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Адоц Г. Т. К теории и методам расчета многополюсника. (Сообщение 2). „Известия АН Армянской ССР“ (серия ТН), т. XVII, № 6, 1964.

ЭНЕРГЕТИКА

Е. Д. САФАРОВ, К. А. ВАРДАЗАРЯН

К МЕТОДИКЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОПТИМАЛЬНЫХ МОЩНОСТЕЙ
 ПИКОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ ЭНЕРГОСИСТЕМЫ С УЧЕТОМ
 ПОТЕРЬ ЭНЕРГИИ В ЛИНИЯХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ

При планировании развития энергосистем особое место занимает вопрос покрытия графиков нагрузок. Правильное сочетание пиковых и базисных мощностей в общем графике нагрузки энергосистемы возможно только на основе анализа общей эффективности энергосистемы в целом. Кроме того, большое значение имеет структура генерирующих элементов и характер графиков нагрузок на перспективу. В настоящей работе годовые графики нагрузок рассматриваются в виде кривых продолжительностей, представленных в аналитическом виде. Анализ фактического материала показал возможность представления кривой продолжительности графика нагрузки функцией вида:

$$P = P_{\max} e^{-\alpha t}, \quad (1)$$

где P — текущая нагрузка; $P_{\max}$ — максимум графика нагрузки, α — параметр, зависящий от фактора нагрузки; t — продолжительность нагрузки в относительных величинах:

Выражение (1) можно записать в относительных величинах:

$$s = e^{-\alpha t}, \quad (2)$$

Параметр α определяется путем интегрирования (2) в пределах от 0 до 1, что даст годовую выработку в относительной величине, т. е.

$$\frac{1 - e^{-\alpha}}{\alpha} = \frac{t}{T}, \quad (3)$$

откуда α определяется путем подбора.

Как известно, полные годовые издержки по энергосистеме, в целом состоящей из тепловых электростанций, включают в себе первоначальные капиталовложения, эксплуатационные расходы и расходы по топливу, а также расходы не зависящие от мощности и выработки станций. Эти затраты энергосистемы запишутся в виде:

$$\sum_{i=1}^n U_i = \sum_{i=1}^n U_i(K_i) + \sum_{i=1}^n U_i(N_i) + \sum_{i=1}^n U_i(\mathcal{E}_i) + \sum_{i=1}^n U_{\text{топ}}, \quad (4)$$

где $U(K)$ — издержки, зависящие от капиталовложений;

$U(N)$ — издержки, зависящие от мощности;

$U(\mathcal{E})$ — издержки, зависящие от выработки;

U_0 — издержки, не зависящие от мощности и выработки.

Каждую из составляющих выражения (4) можно записать в развернутом виде и получить окончательное выражение для суммарных годовых издержек системы:

$$\sum_{i=1}^n U_i = \sum_{i=1}^n L_i P_{\max} s_i + P_{\max} T \left\{ \sum_{i=1}^n \frac{a_i}{\alpha} \left[\left(1 - \sum_{i=1}^n s_i \right) \ln \left(1 - \sum_{i=1}^n s_i \right) - \right. \right. \\ \left. \left. - \left(1 - \sum_{i=1}^{n-1} s_i \right) \ln \left(1 - \sum_{i=1}^{n-1} s_i \right) \right] + \sum_{i=1}^n \left(\frac{a_i}{\alpha} + b_i \right) s_i \right\} + \sum_{i=1}^n C_i, \quad (5)$$

где a и b — параметры, зависящие от типа и мощности агрегатов электростанций, а также от вида топлива и дальности его транспорта;

L и C — параметры, зависящие от экономических показателей электростанций.

Проектируемые установки системы, предназначенные для удовлетворения заданной потребности, в зависимости от своих параметров можно осуществить различными техническими вариантами. Выбор того или иного варианта установок и их элементов определяется соображениями народнохозяйственной целесообразности, решающее значение среди которых принадлежит экономике. При решении поставленной задачи, оптимальным, при прочих равных условиях, считается тот вариант, среди всех технически возможных, при котором в течение расчетного срока издержки энергосистемы в целом будут минимальными. Математически решение задачи сводится к нахождению минимума функции многих переменных.

Обозначим суммарную выработку электростанций системы $\sum_{i=1}^n \mathcal{E}_i$,

а сумму потерь энергии $\sum_{i=1}^n \mathcal{E}_{ni}$; тогда потребности энергосистемы в

электроэнергии $\mathcal{E}_n$ запишется в виде:

$$\mathcal{E}_n = \sum_{i=1}^n \mathcal{E}_i - \sum_{i=1}^n \mathcal{E}_{ni}. \quad (6)$$

Если величину суммарных издержек для производства единичной энергии системы обозначить λ , то суммарные издержки системы запишутся в виде:

$$\sum_{i=1}^n U_i = \lambda \left(\sum_{i=1}^n \mathcal{E}_i - \sum_{i=1}^n \mathcal{E}_{ni} \right) \quad (7)$$

Тогда изменение издержек по потерянной энергии по системе при переменных $\mathcal{E}_i$ и $\mathcal{E}_{ni}$ будет:

$$\Phi = \sum_{i=1}^n U_i = \lambda \left(\sum_{i=1}^n \mathcal{E}_i - \sum_{i=1}^n \mathcal{E}_{ni} \right) \quad (8)$$

Для получения минимума величины Φ при постоянной потребности $\mathcal{E}_n$, выражение (8) дифференцируем по P_i и приравниваем нулю, откуда получим

$$\frac{\partial \sum_{i=1}^n U_i}{\partial P_i} = \lambda \left[1 - \frac{\partial \sum_{i=1}^n \mathcal{E}_{ni}}{\partial P_i} \right] \quad (9)$$

В связи с развитием объединения энергетических систем и установок, заслуживает внимания вопрос учета не только издержек энергосистем, но и потерь энергии в линиях передач. В первом приближении величины потерь мощности и энергии в зависимости от активной мощности с учетом

$$P_a = P \cdot \cos \varphi_{P, a} \quad (10)$$

где $\varphi_{P, a}$ — максимальное значение угла между активной и полной мощностью, запишутся в виде:

$$P_a = k_u U^2 + \frac{k_1 P_a^2}{U^2 \cos^2 \varphi_{P, a}} \quad (11)$$

$$\mathcal{E}_u = k_u U^2 T + \frac{k_1}{U^2 \cos^2 \varphi_{P, a}} \int P_a^2 dt \quad (12)$$

Выражая мощность P_a через максимальную величину нагрузки $P_{a \max}$, и переходя к относительным величинам, получим:

$$P_n = G_1 + G_2 e^{-2\alpha t} \quad (13)$$

$$\mathcal{E}_u = G_1 T + G_2 \int_0^T e^{-2\alpha t} dt \quad (14)$$

где G_1 и G_2 — коэффициенты характеризующие параметры линии передач.

Беря частную производную $\partial \mathcal{E}_n / \partial P_i$, получим:

$$\frac{\partial \mathcal{E}_n}{\partial P_i} = \frac{\partial \mathcal{E}_i}{\partial P_i} = \frac{G_2 e^{-2\alpha t}}{-2e^{-2\alpha t}} = -G_2 e^{-2\alpha t} \quad (15)$$

Для нахождения значений оптимальных мощностей берем частные производные выражения (5) по $s_1, s_2, \dots, s_n$ и приравняем к правой части (9), после чего получим следующую систему дифференциальных уравнений:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sum_{i=1}^n U_i}{\partial s_1} &= P_{\max} L_1 + P_{\max} T \left\{ -\frac{a_1}{\alpha} \ln(1-s_1) + b_1 + \frac{a_2}{\alpha} \left[-\ln(1-s_1-s_2) + \ln(1-s_1) \right] + \right. \\ &\quad \left. + \frac{a_2}{\alpha} \left[-\ln(1-s_1-s_2-s_3) + \ln(1-s_1-s_2) \right] + \right. \\ &\quad \left. + \dots + \frac{a_n}{\alpha} \left[\ln(1-s_1-\dots-s_{n-1}) + 1 \right] \right\} = \lambda \left(1 - \frac{\partial \sum_{i=1}^n \mathcal{E}_n}{\partial s_1} \right); \\ \frac{\partial \sum_{i=1}^n U_i}{\partial s_2} &= P_{\max} L_2 + P_{\max} T \left\{ -\frac{a_2}{\alpha} \ln(1-s_1-s_2) + b_2 + \frac{a_3}{\alpha} \left[-\ln(1-s_1-s_2-s_3) + \ln(1-s_1-s_2) \right] + \right. \\ &\quad \left. + \dots + \frac{a_n}{\alpha} \left[\ln(1-s_1-s_2-\dots-s_{n-1}) + 1 \right] \right\} = \lambda \left(1 - \frac{\partial \sum_{i=1}^n \mathcal{E}_n}{\partial s_2} \right); \\ &\dots \dots \dots \\ \frac{\partial \sum_{i=1}^n U_i}{\partial s_n} &= P_{\max} L_n + P_{\max} T \left(\frac{a_n}{\alpha} + b_n \right) = \lambda \left(1 - \frac{\partial \sum_{i=1}^n \mathcal{E}_n}{\partial s_n} \right). \end{aligned} \quad (16)$$

Для решения этой системы вычитаем из каждого предыдущего уравнения последующее. В результате получим новую систему уравнений, которая после подстановки (15) примет вид:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sum_{i=1}^n U_i}{\partial s_i} - \frac{\partial \sum_{i=1}^n U_i}{\partial s_{i+1}} &= P_{\max} [(L_i - L_{i+1}) + T(a_i - a_{i+1})t_i + T(b_i - b_{i+1})] = \\ &= \lambda G(e^{-\alpha t_i} - e^{-\alpha t_{i+1}}). \end{aligned} \quad (17)$$

Значение λ определяется из последнего уравнения системы (16) путем подстановки (15) и $t_n = 1$:

$$P_{max} \left[L_n + T \left(\frac{a_n}{\alpha} + b_n \right) \right] = \frac{1}{1 + Ge^{-\alpha}} \quad (18)$$

После подстановки λ и некоторых преобразований вместо системы (17) получим систему $n - 1$ уравнений вида:

$$\varphi_{oi} + \varphi_{ii} t_i = e^{-\alpha t_i} - e^{-\alpha(t_i + t_{i+1})} \quad (19)$$

где

$$\varphi_{oi} = \left(\frac{1}{G} + e^{-\alpha} \right) \frac{L_i - L_{i+1} + T(b_i - b_{i+1})}{L_n + T \left(\frac{a_n}{\alpha} + b_n \right)} \quad (20)$$

$$\varphi_{ii} = \left(\frac{1}{G} + e^{-\alpha} \right) \frac{T(a_i - a_{i+1})}{L_n + T \left(\frac{a_n}{\alpha} + b_n \right)} \quad (21)$$

Система (19) решается относительно t_i графическим путем, начиная с последнего уравнения, т. е. снизу. Определив t_i — экономические пределы использования мощности электростанций, по кривой продолжительности находим окончательно s_i — относительные величины мощностей пиковых электростанций.

Пример. Энергосистема с максимальной мощностью $P_{max} = 2500$ мвт. По формуле (3) для $t = 5000$ часов находим $\alpha = 1,25$; тогда $e^{-\alpha} = 0,29$, т. е. мощность базисных электростанций равна $P_b = 725$ мвт. Принимается, что оставшая пиковая часть графика нагрузки покрывается тремя электростанциями, работающими соответственно на угле, мазуте и природном газе. Значения параметров, входящих в выражения для определения t_i и t_{i+1} для г. Еревана в соответствии с принятыми условиями приводятся в таблице.

Таблица

Номер электростанции	a коп/квт·час	b коп/квт·час	L коп/квт
I	0,401	0,037	750
II	0,239	0,021	1000
III	0,055	0,0614	1250

Система расчетных уравнений (19) при $G = 2$ принимает вид:

$$\begin{aligned} -0,070 + 0,585 t_2 &= e^{-1,25 t_1}, \\ -0,409 + 0,517 t_1 &= e^{-1,25 t_1} - e^{-1,25 t_2}. \end{aligned}$$

Графическим путем (рис. 1) определяются $t_2 = 0,64$, $t_1 = 0,39$.

Мощности пиковых электростанций будут равны:

$$\begin{aligned} s_1 &= 0,39 \quad N_1 = 975 \text{ мвт}, \\ s_2 &= 0,17 \quad N_2 = 425 \text{ мвт}, \\ s_3 &= 0,15 \quad N_3 = 375 \text{ мвт}. \end{aligned}$$

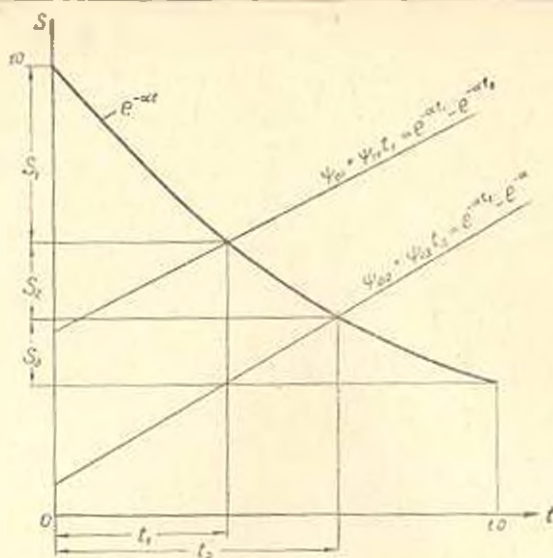


Рис. 1.

Предлагаемый метод расчета дает возможность для определения мощности пиковых тепловых электростанций в зависимости от конфигурации годового графика нагрузки, экономических параметров электростанций и параметров линий передач, с учетом потерь энергии в последних.

Ереванский политехнический
институт им. К. Маркса

Поступило 7.XII 1963

Ն. Ջ ՍԱՖՅԱՐՈՎ, Կ. Ա. ՎԱՐԴՎԱՐՅԱՆ

ԷՆԵՐԳՈՍԻՄՏԵՄԻ ԿԱԴԱԹԱՅԻՆ ԷԼԵԿՏՐԱԿԱՅԱԼԱՆՆԵՐԻ ԾԱՆՈՒՄԱԿ
ՀԱՊՐՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՈՐՈՇՄԱՆ ՄԵԹՈԴԻԿԱՆ, ԷԼԵԿՏՐԱԶԱՂՈՐԴԻՄԱՆ
ԳԵՆԵՐԱԿԱՅԻ ԿՈՐՈՒՍՏՆԵՐԻ ՀԱՇՎԱԹՈՒՄՈՎ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Էներգոսիստեմների զարգացման սյուսնավորման ժամանակ հատուկ տեղ է զբաղում բնոի գրաֆիկների ծածկման հարցը:

Գաղաթալին և բաղիսալին հղորոթյունների ճիշտ որոշումը էներգոսիստեմի բնոհանուր բնոի գրաֆիկում հնարավոր է միայն նրա բնոհանուր էֆեկտիվության անալիզի հիման վրա: Ուսումնասիրվող հարցի պարզեցման համար տարեկան բնոի գրաֆիկները դիտարկված են տեղոթյան կորերի ձևով և արտահայտված անալիտիկ տեսքով: Որպես օպտիմալության ցուցանիշ ընդունված է հետևյալ սկզբունքը՝ տնտեսական է համարվում այն վարիանտը, որի արտադրական ծախսերը հաշվալին ժամանակամիջոցում, մյուս հավասար պայմանների դեպքում, մինիմում է ստացվում, որը մաթեմատիկորեն բերում է (9) հավասարումների լուծմանը:

էլեկտրաստանները ընդարձակման և միավորման հետ միասին բնորոշողները տնտեսական փոխադրելիության հարցի լուծման ժամանակ մեծ նշանակություն է ստանում էլեկտրահզորության դժերում էլեկտրաէներգիայի կորուստների հաշվառումը:

Հաղորդման դժերում կորցրած հզորությունը՝ կախված էներգոսխառմի հաղորդվող հզորությունից, արտահայտելով (3—1) բանաձևով և մի շարք բնականություններ կատարելուց հետո (որոնք աշխատության փոքրացման համար նպաստահարմար են նախնական նախադժման ստացիայում) կորցրած էներգիայի քանակը ստացվում է (3—11)-ի ձևով:

էներգոսխառմի գումարային արտադրական ծախսերի համար ունենալով և ընդհանուր արտահայտությունը և կորցրած էներգիայի 14 մեծությունը, կարելի է որոշել դադարախախտ էլեկտրակայանների օպտիմալ հզորությունները, որը հանդիմ է 16 հավասարումների սխեմի լուծմանը: Այդ հավասարումների սխեմներ լուծվում է է₁-ի նկատմամբ, իսկ դրանք կատարվում է զրաֆիկ եղանակով, սկսելով վերջին հավասարումից:

Որոշելով էլեկտրակայանների հզորությունների օպտիմալ լուծման տնտեսական սահմանը՝ է₁-ին, տեղություն կորի միջոցով վերջնականորեն դառնում ենք է հարաբերական մեծություն - ին՝ էլեկտրակայանների հզորությունների

Առաջարկվող մեթոդիկան ցուցադրված է լուծված օրինակով:

ЭНЕРГЕТИКА

С. М. САРКИСЯН

ОПТИМАЛЬНОЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЕ НАГРУЗКИ МЕЖДУ
АГРЕГАТАМИ НА ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЯХ

В отличие от существующих методов оптимального распределения суммарной нагрузки между тепловыми агрегатами, основанных на равенстве относительных приростов, в данной работе решение осуществлено по принципу оптимальности динамического программирования. Исходным материалом для определения наилучшего распределения нагрузки теплостанции между турбоагрегатами являются расходные характеристики этих агрегатов, которые представляют зависимость расхода топлива от нагрузки агрегата

$$B = f(N_{\text{аг}}).$$

Расходная характеристика получается или из натурных испытаний турбоагрегата, или же по данным завода изготовителя.

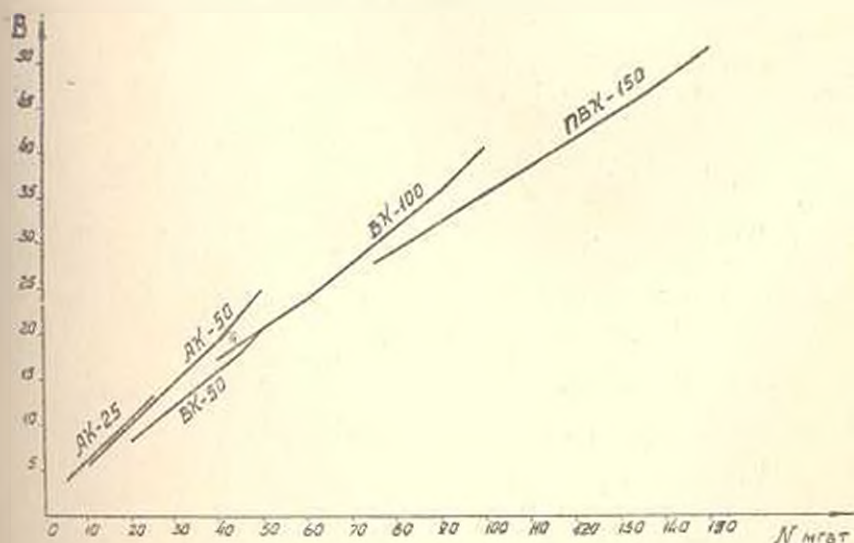


Рис. 1.

Для турбоагрегатов АК—25, ВК—50, АК—50, ВК—100 и ПВК—150 расходные характеристики показаны на рис. 1.

Так как график нагрузки теплостанции неравномерен, то в течение определенной части времени теплостанция располагает несколько

большей мощностью, чем необходимо для покрытия нагрузки. Следовательно, нагрузку теплостанции можно покрыть при различных значениях нагрузки работающих агрегатов.

Но, так как расходные характеристики турбоагрегатов различны, то от выбора того или иного распределения нагрузки между агрегатами экономичность работы станции изменяется.

Общепринятым критерием экономичности работы станции является минимум расхода топлива.

Следовательно, задача заключается в выборе такого варианта из множества возможных распределений нагрузки между турбоагрегатами, при котором расход топлива в целом по теплостанции получается минимальным.

Оптимальное распределение нагрузки между турбоагрегатами теплостанций, осуществляется посредством итерации с последовательной загрузкой агрегатов.

При решении данной задачи по схеме динамического программирования, окончательное решение несколько не зависит от порядка загрузки агрегатов теплостанции. В первой итерации исходим из предположения, что нагрузка теплостанции покрывается двумя наугад выбранными агрегатами — АК-25, АК-50. Тогда

$$N_c = N_1 + N_2 \quad (1)$$

$$0 \leq N_1 \leq 25 \text{ мвт}, \quad 15 \leq N_2 \leq 50 \text{ мвт}. \quad (1')$$

где N_c — нагрузка теплостанции;

N_1 — нагрузка теплоагрегата АК-25;

N_2 — нагрузка теплоагрегата АК-50.

Условие (1) для каждого значения нагрузки теплостанции может быть удовлетворено при различных сочетаниях N_1 и N_2 .

Например, если $N_c = 40 \text{ мвт}$ возможные комбинации нагрузок N_1 и N_2 , сумма которых равна N_c , следующие: (0,40); (5,35); (10,30); (15,25); (20,20); (25,15). Из рис. 1 соответственно этим значениям N_1 и N_2 определяется расход топлива на каждом агрегате, сумма которых дает расход топлива в целом на двух агрегатах при этих комбинациях N_1 и N_2 , т. е.

$$\begin{aligned} [f_1(0) + f_2(40)] &= 2,0 + 19,5 = 21,5 \text{ т/час} \\ [f_1(5) + f_2(35)] &= 4,0 + 17,3 = 21,3 \text{ т/час} \\ [f_1(10) + f_2(30)] &= 6,0 + 15,3 = 21,3 \text{ т/час} \\ [f_1(15) + f_2(25)] &= 8,5 + 13,0 = 21,5 \text{ т/час} \\ [f_1(20) + f_2(20)] &= 11,0 + 10,7 = 21,7 \text{ т/час} \\ [f_1(25) + f_2(15)] &= 13,5 + 8,3 = 21,8 \text{ т/час}. \end{aligned} \quad (2)$$

Наименьшему из этих величин (21,3) соответствует следующее оптимальное распределение нагрузки $N_c = 40 \text{ мвт}$ между двумя агрегатами — $N_1 = 10 \text{ мвт}$; $N_2 = 30 \text{ мвт}$.

Если обозначить минимум расхода топлива при определенном значении суммарной нагрузки через $F_2(N_c)$, то можно написать

$$F_2(N_c) = \min |f_2(N_1) + f_1(N_c - N_1)| \quad (3)$$

$$15 \leq N_1 \leq N_c$$

$$N_c \leq N_1^{\max} = 50$$

$$0 \leq N_c \leq N_2 = 25$$

При работе двух агрегатов (АК—25 и АК—50) можно покрыть суммарную нагрузку в интервале $0 \leq N_c \leq 75$ мвт.

Для определения оптимальных значений N_1 и N_2 при всех значениях N_c с интервалом 5 мвт целесообразно расчеты сделать в табличной форме [табл. 1].

Таблица 1

N	АК—50	0	—	—	15	20	25	30	35	40	45	50
АК—25	В	2,5			8,3	10,7	13,0	15,3	17,3	19,5	22,5	25,0
0	2,0	4,5	—	—	10,3	12,7	15,0	17,3	19,3	21,5	24,5	27,0
5	4,0	6,5	—	—	12,3	14,7	17,0	19,3	21,3	23,5	26,5	29,0
10	6,0	8,5	—	—	14,3	16,7	19,0	21,3	23,3	25,5	28,5	31,0
15	8,5	11,0	—	—	16,8	19,2	21,5	23,8	25,8	28,0	31,0	33,5
20	11,0	13,5	—	—	19,3	21,7	24,0	26,3	28,3	30,5	33,5	36,0
25	13,5	16,0	—	—	21,8	24,2	26,5	28,8	30,8	33,0	36,0	38,5

В верхней строке таблицы приводятся нагрузки агрегата АК—50, а соответствующие им расходы топлива из рис. 1, во второй строке, т. е. в первых двух строках переписаны данные расходной характеристики агрегата.

В первых двух столбцах слева написаны данные расходной характеристики агрегата АК—25. В самой таблице, в отдельных клетках, показаны суммарные расходы топлива при соответствующих комбинациях N_1 и N_2 . Как видно из таблицы при $N_c = 40$ мвт расходы топлива для различных комбинаций N_1 и N_2 [приведены в (2)] расположены вдоль одной диагонали и вообще вдоль каждой диагонали табл. 1, суммарная нагрузка двух агрегатов остается постоянным. Следовательно, при каждой суммарной нагрузке по соответствующей диагонали можно определить ту комбинацию мощностей N_1 и N_2 , которому соответствует минимум расхода топлива, т. е. для каждого N_c можно определить $F_2(N_c)$.

Таким образом табл. (1) дает решение уравнения (3).

Значения N_c , $F_2(N_c)$ и соответствующие оптимальные значения N_1 и N_2 записаны в табл. (1а).

После этого переходим к следующей итерации, когда суммарную нагрузку покрывают 3 агрегата: АК—25, АК—50, ВК—50.

Таблица 1а

N_2 AK-50	0	0	0	15	15	15	20	25	30	35	40	40	40	40	45	50
N_1 AK-25	0	5	10	0	5	10	10	10	10	10	10	15	20	25	25	25
N_c	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75
$F_2(N_c)$	4,5	6,5	8,5	10,3	12,3	14,3	16,7	19,0	21,3	23,3	25,5	28,0	30,5	33,0	36,0	38,5

Так как эти агрегаты могут принять следующие значения нагрузок (с интервалом 5 *мгвт*),

AK-25—0, 5, 10, 15, 20, 25 (6 значений)

AK-50—0, 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50 (9 значений)

BK-50—0, 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50 (8 значений)

то для рассмотрения всех возможных комбинаций нагрузок необходимо сопоставить между собой $6 \times 9 \times 8 = 432$ вариантов. Для значительного сокращения числа рассматриваемых вариантов применяется принцип оптимальности динамического программирования, сущность которого заключается в следующем:

„Оптимальная стратегия обладает тем свойством, что какое бы не было начальное состояние и принятое начальное решение, последующие решения должны составлять оптимальную стратегию относительно состояния, возникшего в результате первоначального решения“.

Допустим, что суммарная нагрузка $N_c = 50$ *мгвт*. Произвольно принимаем первоначальное решение, что нагрузка агрегата N_2 равна 20 *мгвт* и соответственно расход топлива—8,5 *т/час*.

В этом случае суммарная нагрузка первых двух агрегатов равна $N_c - N_2 = 30$ *мгвт*, а так как принцип оптимальности динамического программирования требует, чтобы последующие решения составляли оптимальную стратегию, то мы должны эти 30 *мгвт* распределить между первыми двумя агрегатами оптимальным образом, что уже было сделано в таблице (1а).

Из таблицы 1а видно, что при суммарной нагрузке первых двух агрегатов 30 *мгвт* оптимальное распределение соответствует нагрузкам— $N_1 = 10$ *мгвт*; $N_2 = 20$ *мгвт*.

При таком распределении суммарной нагрузки $N_1 = 50$ *мгвт* между тремя агрегатами расход топлива в целом получается:

$$f_1(20) + F_2(30) = 8.5 + 16.7 = 25.2 \text{ т/час.}$$

Однако поскольку нет достаточных оснований для произвольного выделения третьему агрегату 20 *мгвт*, необходимо рассмотреть все возможные комбинации нагрузки третьего агрегата с общей нагрузкой первых двух

$$[(N_2 - N_1) + N_3] = 50 \text{ мгвт.}$$

Эти комбинации и соответствующие им расходы топлива следующие:

$$\begin{aligned}
 [f_1(50) + F_2(0)] &= 21,0 + 4,5 = 25,5 \text{ т/час} \\
 [f_1(45) + F_2(5)] &= 18,0 + 6,5 = 24,5 \text{ т/час} \\
 [f_1(40) + F_2(10)] &= 16,3 + 8,5 = 24,8 \text{ т/час} \\
 [f_1(35) + F_2(15)] &= 14,0 + 10,3 = 24,3 \text{ т/час} \\
 [f_1(30) + F_2(20)] &= 12,5 + 12,3 = 24,8 \text{ т/час} \\
 [f_1(25) + F_2(25)] &= 10,8 + 14,3 = 25,1 \text{ т/час} \\
 [f_1(20) + F_2(30)] &= 8,5 + 16,7 = 25,2 \text{ т/час} \\
 [f_1(20) + F_2(50)] &= 2,5 + 25,5 = 28,0 \text{ т/час}.
 \end{aligned} \tag{4}$$

Из (4) видно, что минимум расхода топлива 24,3 т/час получается при нагрузке $N_3 = 35$ мвт и $(N_2 + N_1) = 15$ мвт.

Значит, оптимальная общая нагрузка первых двух агрегатов при $N_2 = 50$ мвт равна 15 мвт, которая в свою очередь должна быть распределена оптимальным образом между этими агрегатами, что определяется по таблице (1а) ($N_2 = 15$ мвт и $N_1 = 0$).

Таким образом, находим оптимальное распределение суммарной нагрузки $N_r = 50$ мвт на 3-х агрегатах, т. е. решение уравнения.

$$F_2(50) = \min [f_1(N_3) + F_2(50 - N_3)] \tag{5}$$

$$\begin{aligned}
 20 &< N_3 < 50 \\
 0 &< (50 - N_3) < 75 \\
 N_2 &= 0,
 \end{aligned}$$

где $F_2(50)$ — минимальный расход топлива при суммарной нагрузке: $N_r = 50$ мвт при трех агрегатах; $F_2(50 - N_3)$ — то же при двух агрегатах.

Нахождение оптимального распределения суммарной нагрузки между тремя агрегатами для всех значений N_r от 0 до 125 мвт осуществлено в табл. 2.

В верхней строке таблицы приводится общая нагрузка первых двух агрегатов, а соответствующие им минимальные расходы топлива во второй строке, т. е. в первых строках переписаны значения $F_2(N_r)$ из табл. 1а.

В первых двух столбцах слева записаны данные расходной характеристики агрегата ВК—50 из рис. 1.

В самой таблице показаны суммарные расходы топлива при нагрузке N_3 и $(N_2 + N_1)$. Из величин записанных вдоль одной диагонали с определенным N_r выбирается то сочетание N_3 и $(N_2 + N_1)$, которому соответствует минимум расхода топлива.

Такие сочетания дают решение следующего уравнения

$$F_3(N_r) = \min [f_2(N_3) + F_2(N_r - N_3)] \tag{6}$$

$$\begin{aligned}
 20 &< N_3 < 50 \\
 N_1 &= N_r \\
 0 &< (N_r - N_3) < 75 \\
 N_2 &= 0
 \end{aligned}$$

Значения N_c , $F_1(N_c)$ и соответствующие оптимальные значения N_2 и $(N_2 + N_1)$ записаны в табл. 2а.

Таблица 2

N	$(N_1 + N_2)$	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75
BK-50	$F_2(N_c)$	4,5	6,5	8,5	10,3	12,3	14,3	16,7	19,0	21,3	23,3	25,5	28,0	30,5	33,0	36,0	38,5
	B_2																
0	2,5	7,0	9,0	11,0	12,8	14,8	16,8	19,2	21,5	23,8	25,8	28,0	30,5	33,0	35,5	38,5	41,0
5																	
10																	
20	8,5	13,0	15,0	17,0	18,8	20,8	22,8	25,2	27,5	29,8	31,8	34,0	36,5	39,0	41,5	44,5	47,0
25	10,8	15,3	17,3	19,3	21,1	23,1	25,1	27,5	29,8	32,1	34,1	36,3	38,8	41,3	43,8	46,8	49,3
30	12,5	17,0	19,0	21,0	22,8	24,8	26,8	29,2	31,5	33,8	35,8	38,0	40,5	43,0	45,5	48,5	51,0
35	14,0	18,5	20,5	22,5	24,3	26,3	28,3	30,7	33,0	35,3	37,3	39,5	42,0	44,5	47,0	50,0	52,5
40	16,3	20,8	22,8	24,8	26,6	28,6	30,6	33,0	35,3	37,6	39,6	41,8	44,3	46,8	49,3	52,3	54,2
45	18,0	22,5	24,5	26,5	28,3	30,3	32,3	34,7	37,0	39,3	41,3	43,5	46,0	48,5	51,0	54,0	56,8
50	21,0	25,5	27,5	29,5	31,3	33,3	35,3	37,7	40,0	42,3	44,3	46,5	49,0	51,5	54,0	57,0	59,5

Таблица 2а

$(N_1 + N_2)$	0	5	10	15	0	5	10	0	5	10	15	20	25
N_2	0	0	0	0	20	20	20	35	35	35	35	35	35
N_c	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60
$F_2(N_c)$	7,0	9,0	11,0	12,8	13,0	15,0	17,0	18,5	20,5	22,5	24,3	26,3	28,3
$(N_1 + N_2)$	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	75
N_2	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	50
N_c	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125
$F_2(N_c)$	30,3	32,3	34,7	37,0	39,3	41,3	43,5	46,0	48,5	51,0	54,0	56,5	59,5

Аналогично при четырех агрегатах получается следующее уравнение

$$F_1(N_c) = \min [f_4(N_4) + F_2(N_c - N_4)] \quad (7)$$

$$40 \leq N_4 \leq 100$$

$$N_4 \leq N_c$$

$$0 \leq (N_c - N_4) \leq 125$$

$$N_4 = 0$$

При учете n -го агрегата получается уравнение вида:

$$F_n(N_c) = \min [f_n(N_n) + F_{n-1}(N_c - N_n)] \quad (8)$$

$$N_n^{\min} \leq N_n \leq N_c$$

Аналогично таблице 2а таблица для пяти агрегатов дает возможность определить оптимальную нагрузку пятого агрегата N_5 и общую

оптимальную нагрузку остальных 4-х агрегатов ($N_1 + N_2 + N_3 + N_4$) при суммарной нагрузке $N_c^{(5)} = N_1 + N_2 + N_3 + N_4 + N_5$.

Из таблицы для 4 агрегатов определяется оптимальная нагрузка четвертого агрегата N_4 и общая оптимальная нагрузка остальных трех агрегатов ($N_1 + N_2 + N_3$) при суммарной нагрузке $N_c^{(4)} = N_1 + N_2 + N_3 + N_4$. После этого из таблицы 2а определяется оптимальная нагрузка третьего агрегата N_3 и общая оптимальная нагрузка остальных двух агрегатов ($N_1 + N_2$) при суммарной нагрузке $N_c^{(3)} = N_1 + N_2 + N_3$. Из табл. 1а определяются оптимальные нагрузки N_1 и N_2 при суммарной нагрузке $N_c^{(2)} = N_2 + N_3$.

Таким образом при суммарной нагрузке пяти агрегатов $N_c^{(5)} = N_1 + N_2 + N_3 + N_4 + N_5$ последовательно определяются оптимальные значения N_5, N_4, N_3, N_2, N_1 и минимальный расход топлива в целом по станции.

Такой расчет сделан для теплостанции с пятью агрегатами с максимальной суммарной мощностью 375 мвт табл. (3).

Таблица 3

N_c	ПБК-150 N_5	АК-25 N_1	БК-100 N_4	$N_c^{(4)}$	БК-50 N_3	$N_c^{(3)}$	АК-50 N_2	АК-25 N_1	ΣB
0	0	0	0	0	0	0	0	0	15,5
5	0	5	0	5	0	5	0	5	17,5
10	0	10	0	10	0	10	0	10	19,5
15	0	15	0	15	0	15	0	15	21,3
20	0	20	0	20	20	0	0	0	21,5
25	0	25	0	25	20	5	0	0	22,0
30	0	30	0	30	20	10	0	0	22,5
35	0	35	0	35	20	15	0	0	23,0
40	0	40	0	40	20	20	0	0	23,5
45	0	45	0	45	20	25	0	0	24,0
50	0	50	0	50	20	30	0	0	24,5
55	0	55	0	55	20	35	0	0	25,0
60	0	60	0	60	20	40	0	0	25,5
65	0	65	0	65	20	45	0	0	26,0
70	0	70	0	70	20	50	0	0	26,5
75	0	75	0	75	20	55	0	0	27,0
80	0	80	0	80	20	60	0	0	27,5
85	0	85	0	85	20	65	0	0	28,0
90	0	90	0	90	20	70	0	0	28,5
95	0	95	0	95	20	75	0	0	29,0
100	0	100	0	100	20	80	0	0	29,5
105	0	105	0	105	20	85	0	0	30,0
110	0	110	0	110	20	90	0	0	30,5
115	0	115	0	115	20	95	0	0	31,0
120	0	120	0	120	20	100	0	0	31,5
125	0	125	0	125	20	105	0	0	32,0
130	0	130	0	130	20	110	0	0	32,5
135	0	135	0	135	20	115	0	0	33,0
140	0	140	0	140	20	120	0	0	33,5
145	0	145	0	145	20	125	0	0	34,0
150	0	150	0	150	20	130	0	0	34,5
155	0	155	0	155	20	135	0	0	35,0
160	0	160	0	160	20	140	0	0	35,5
165	0	165	0	165	20	145	0	0	36,0
170	0	170	0	170	20	150	0	0	36,5
175	0	175	0	175	20	155	0	0	37,0
180	0	180	0	180	20	160	0	0	37,5
185	0	185	0	185	20	165	0	0	38,0
190	0	190	0	190	20	170	0	0	38,5
195	0	195	0	195	20	175	0	0	39,0
200	0	200	0	200	20	180	0	0	39,5
205	0	205	0	205	20	185	0	0	40,0
210	0	210	0	210	20	190	0	0	40,5
215	0	215	0	215	20	195	0	0	41,0
220	0	220	0	220	20	200	0	0	41,5
225	0	225	0	225	20	205	0	0	42,0
230	0	230	0	230	20	210	0	0	42,5
235	0	235	0	235	20	215	0	0	43,0
240	0	240	0	240	20	220	0	0	43,5
245	0	245	0	245	20	225	0	0	44,0
250	0	250	0	250	20	230	0	0	44,5
255	0	255	0	255	20	235	0	0	45,0
260	0	260	0	260	20	240	0	0	45,5
265	0	265	0	265	20	245	0	0	46,0
270	0	270	0	270	20	250	0	0	46,5
275	0	275	0	275	20	255	0	0	47,0
280	0	280	0	280	20	260	0	0	47,5
285	0	285	0	285	20	265	0	0	48,0
290	0	290	0	290	20	270	0	0	48,5
295	0	295	0	295	20	275	0	0	49,0
300	0	300	0	300	20	280	0	0	49,5
305	0	305	0	305	20	285	0	0	50,0
310	0	310	0	310	20	290	0	0	50,5
315	0	315	0	315	20	295	0	0	51,0
320	0	320	0	320	20	300	0	0	51,5
325	0	325	0	325	20	305	0	0	52,0
330	0	330	0	330	20	310	0	0	52,5
335	0	335	0	335	20	315	0	0	53,0
340	0	340	0	340	20	320	0	0	53,5
345	0	345	0	345	20	325	0	0	54,0
350	0	350	0	350	20	330	0	0	54,5
355	0	355	0	355	20	335	0	0	55,0
360	0	360	0	360	20	340	0	0	55,5
365	0	365	0	365	20	345	0	0	56,0
370	0	370	0	370	20	350	0	0	56,5
375	150	225	100	125	50	75	50	25	151,3

В первом столбце табл. 3 выписаны значения суммарной нагрузки теплостанции с интервалом 5 мвт от 0 до максимальной мощности 375 мвт. В остальные столбцы внесены соответствующие оптимальные значения нагрузки отдельных агрегатов и соответствующие расходы топлива.

Пользуясь этой таблицей нетрудно найти наиболее выгодное распределение нагрузки между отдельными агрегатами теплостанции при различных N_c .

Например, при суммарной нагрузке $N_c = 140$ из соответствующей строки табл. 3 находим $N_1 = 0$; $N_2 = 0$; $N_3 = 20$; $N_4 = 0$; $N_5 = 120$.

Производя такое распределение для всех часов суточного графика нагрузки теплостанции (рис. 2) получаем наивыгоднейший режим работы отдельных агрегатов теплостанции.

Приведенный метод распределения нагрузки между агрегата-

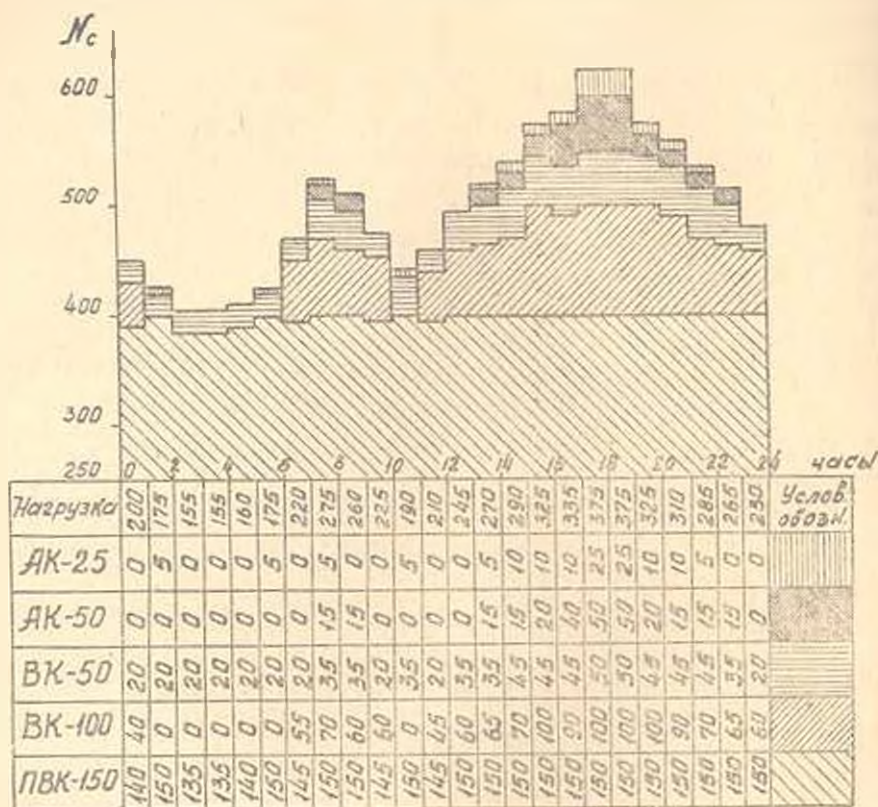


Рис. 2.

ми теплостанции имеет ряд преимуществ относительно метода равенства относительных приростов.

1. При решении посредством оптимизирующего метода динамического программирования используются только расходные характеристики без последующих преобразований. При методе же основанном на равенстве относительных приростов используются характеристики относительных приростов турбоагрегатов, которые из себя представляют дифференциальные кривые расходных характеристик.

Характеристики относительных приростов турбоагрегатов получаются посредством графического дифференцирования расходных характеристик этих агрегатов или же аппроксимацией расходных характеристик приближенным аналитическим выражением с последующим дифференцированием. Оба пути приводят к значительным ошибкам, что понижает точность расчетов оптимальных режимов.

2. Приведенный метод дает возможность распределять нагрузки между агрегатами теплостанции с расходными характеристиками,

имеющие изломы и разрывы, при наличии которых использование метода равенства относительных приростов вынуждает искусственное сглаживание характеристик относительных приростов.

3. Данный метод очень прост и без труда может быть применен для невыгоднейшего распределения нагрузок между параллельно работающими теплостанциями.

Применение оптимизирующего метода динамического программирования для распределения нагрузки между совместно работающей гидростанцией и теплостанцией рассмотрено в другой работе.

ЕРПИ

Поступило 10.1.1964

II. ԻՄ ՍԱՐԳՍՅԱՆ

ՋԵՐՄԱՆԻՏՐԱԿԱՅԱՆԻ ԲԵՌԻ ՓԳՏԻՄԱԼ ԲԱՇԽՈՒՄԷՆ ԱԳՐԵԿԱՏՆԵՐԻ ԴԵՋԵՂ

II. մ փ ո փ ո լ մ

Ի տարրերություն դոյութուն ունեցող մեթոդներին, սրանք հիմնված են շաղարկողական ածի հաշվարկության մեթոդի վրա, այս աշխատանքում ջերմակալանի բնույթի ուղիղաձև կառավարում է դինամիկ ծրագրման ուղիղաձև ալգորիթի սկզբունքով: Հինգ ագրեգատ ունեցող ջերմակալանի միջև (նկ. 1) ագրեգատների ուղիղաձև բաշխում են խառնաշաղկապների միջև (3), (6), (7), (5)-րդ հաշվարկմանը):

Երկու և երեք ագրեգատներին համապատասխանող (3) և (6) հաշվարկման լուծումները բերված են 1, 1a և 2, 2a աղյուսակներում: Երբ ագրեգատների թիվը հավասար է հինգի, 3 հաշվարկման լուծումը առկա է 2a-ին նման աղյուսակի, որից օգտակարությունների գումարային բնույթ՝ $N_1^{(1)} = N_1 + N_2 + N_3 + N_4 + N_5$, համապատասխան որոշվում է 3-րդ ագրեգատի ուղիղաձև բնույթ՝ N_1 և մնացած չորս ագրեգատների բնույթները ուղիղաձև բնույթ՝ $N_1 + N_2 + N_3 + N_4$, ըստ վերջինի, չորս ագրեգատի համար կառավարված աղյուսակից, որոշվում է 4-րդ ագրեգատի ուղիղաձև բնույթ՝ N_4 և մնացած երեք ագրեգատների բնույթները ուղիղաձև բնույթ՝ $N_1 + N_2 + N_3$:

Այնուհետև 2 աղյուսակից որոշվում է 3-րդ ագրեգատի ուղիղաձև բնույթ N_3 -ը և վերջին երկու ագրեգատների ուղիղաձև ուղիղաձև հաշվարկմանը N_1 և N_2 :

Վերջում 1a աղյուսակից որոշվում է առաջին և երկրորդ ագրեգատների ուղիղաձև հաշվարկմանները N_1 -ը և N_2 -ը:

Ջերմակալանի գումարային բնույթի լուծումը հնարավոր արժեքների համար (0-ից մինչ 375 մվտ) ուղիղաձև բաշխումը հինգ ագրեգատների միջև բերված է 3-րդ աղյուսակում, ըստ որի օրական բնույթի գրաֆիկի լուծումները մասին համապատասխանող պահանջից հաշվարկման համար որոշվում են առանձին ագրեգատների ուղիղաձև բնույթները և վառելիքի միջինում ծախսը (նկ. 2):

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. В. М. Горнштейн. Навыгоднейшее распределение нагрузок между параллельно работающими электростанциями. Госэнергоиздат, 1949.
2. Р. Беллман. Динамическое программирование. И. Л., 1960.
3. А. Вайсзон. Научное программирование в промышленности и торговле. И. Л., 1963.

С. С. ДМИТРИЧЕНКО, Р. В. ПЕРСЕЯН

ОЦЕНКА УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ НА ЭЛЕКТРОННО-ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫХ МАШИНАХ

При установлении статистических закономерностей нагруженности и расчетах усталостной прочности деталей машин, работающих в условиях переменных нестационарных нагрузок, применяется аппарат теории вероятностей и математической статистики; при этом существенно повышается точность прогноза срока службы [1]—[3].

Одним из основных этапов при получении исходных данных для расчета долговечности узлов и деталей автомобилей, тракторов, самоходных шасси и других транспортных и с.-х. машин является тензометрическое исследование напряженности изучаемых элементов конструкций [4]. В связи с разнообразием условий работы и вариантов использования указанных машин требуются достаточно длительные многоканальные записи большого числа эксплуатационных режимов нагружения. Огромный объем исходной информации и большие затраты труда на ее последующую статистическую обработку препятствуют широкому внедрению расчетных методов оценки срока службы.

При современном уровне развития вычислительной техники трудоемкость расчетов на усталость можно значительно уменьшить. Решение задач усталостной прочности на ЭВМ (электронно-вычислительная машина) целесообразно проводить по следующей схеме. В ЭВМ вводятся данные о нагруженности деталей и их сопротивлении усталости, а также о использовании машины, а на выходе получаются величины, характеризующие долговечность конструкции.

На первом этапе вычислений проводится алгоритмизация выбранного метода решения задачи: построение различных вариантов алгоритма, проверка их правильности, внесение необходимых исправлений, выбор оптимального варианта. На втором этапе составляется программа — перевод алгоритма на язык машины. На третьем этапе (отладка программы) проверяется правильность программы и полнота разработанного алгоритма.

Создание алгоритма, полностью исключающего анализ промежуточных этапов решения задачи усталостной прочности, связано со значительными трудностями (например, выбор теоретического закона, наилучшим образом описывающего эмпирические ряды распределений). Поэтому на начальной стадии применения ЭВМ для оценки долговеч-

ности элементов конструкций целесообразно программировать наиболее трудоемкие этапы вычислений;

1. Статистический анализ эмпирических распределений и подбор теоретических законов. 2. Расчетные оценки долговечности (вычисление коэффициентов запаса прочности или накопленного повреждения).

Алгоритм первого этапа

Алгоритм вычисления статистических характеристик и оценки их соответствия нормальному и нормально-логарифмическому законам приведен в табл. 1. По данным ряда работ [1], [4], [6] спектры напряжений, систематизированные по максимумам и размахам, удовлетворительно описываются

Таблица 1

Алгоритм вычисления статистических характеристик эмпирических рядов распределений и критериев согласия Колмогорова и Пирсона

этим законами.

$x_1, x_2, x_3, \dots, x_{j-1}, \dots, x_k$ — ряды чисел, принятых для обозначения разрядов;

$n_1, n_2, n_3, \dots, n_{j-1}, \dots, n_k$ — разрядные частоты;

N — объем ряда;

h — величина разряда (при принятом методе обработки осциллограмм для распределений, систематизированных по максимумам, $h=1$, для распределений, систематизированных по размахам, $h=0,5$);

m_ν ($\nu=1, 2, 3, 4$) — начальные эмпирические моменты;

μ_ν ($\nu=1, 2, 3, 4$) — центральные эмпирические моменты;

S — основное (среднее квадратическое) отклонение ряда;

α — асимметрия;

i — эксцесс;

$\Phi'(t)$ — плотность вероятности распределения;

t_i — нормированные значения случайной величины;

P_i — гипотетические вероятности;

ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ	
$x_1, x_2, x_3, \dots, x_{j-1}, \dots, x_k$	$n_1, n_2, n_3, \dots, n_{j-1}, \dots, n_k$
АЛГОРИТМ	
$N = \sum n_j$	$h = x_j - x_{j-1}$
$m_1 = \frac{1}{N} \sum n_j x_j$	$m_2 = \frac{1}{N} \sum n_j x_j^2$
$m_2 = m_1^2 + \frac{1}{N} \sum n_j x_j^2$	$m_3 = m_1^3 + \frac{3}{N} m_1 m_2 - 2 m_1^3$
$m_4 = m_1^4 + \frac{6}{N} m_1 m_2^2 - 3 m_1^2 m_3$	
$S = \sqrt{m_2 - m_1^2}$	$L = \frac{m_4 - 3 m_2^2}{m_2^3}$
$\Phi(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{t^2}{2}}$	
$t_j = \frac{x_j - m_1}{S}$	$t_j = \frac{x_j - m_1}{S}$
$P_j = \int_{-\infty}^{t_j} \Phi'(t) dt$	$P_j = \int_{-\infty}^{t_j} \Phi'(t) dt$
$\chi^2 = \sum \frac{(n_j - P_j)^2}{P_j}$	
$D_k = \max \{ P_1 - p_1 , P_2 - p_2 , \dots, P_k - p_k \}$	$D_k = \max \{ P_1 - p_1 , P_2 - p_2 , \dots, P_k - p_k \}$
$\alpha = \frac{m_3 - 3 m_1 m_2}{m_2^2}$	
$i = \frac{m_4 - 3 m_2^2}{m_2^3}$	
ВЫХОДНЫЕ ДАННЫЕ:	
$m_1, S, L, \alpha, i, \chi^2, D_k$	
ПРИМЕЧАНИЕ	
Формулы для m_1, t_j, L применимы и даны с поправкой для нормального закона для нормально-логарифмического распределения. Остальные формулы применимы для обоих распределений.	

χ^2 — критерий согласия Пирсона;

D_k — максимум отклонения (по модулю) выборочного распределения от гипотетического;

k — число, с помощью которого определяется критерий согласия Колмогорова.

Для подсчетов критерия Пирсона перед программированием на ЭВМ частоты крайних разрядов укрупняются до величины не менее 5 [5]. Перед проверкой соответствия по критерию Пирсона подсчитывается число степеней свободы — $\nu = K - 3$, где K — число разрядов.

По величине ν с помощью таблицы XV [5] определяется величина χ_0^2 и производится сравнение χ^2 и χ_0^2 . Теоретическое распределение является приемлемым при условии, что $\chi^2 \leq \chi_0^2$. Величина χ_0^2 выбирается для общепринятого уровня значимости (5%), т. е. для вероятности $P(\chi^2) = 0,05$.

Величина критерия согласия Колмогорова $(1 - K(1))$ определяется по параметру λ из табл. XIV [5]. Чем больше величина критерия Колмогорова, тем лучше соответствие эмпирического и теоретического распределения. Отметим, что для статистического анализа каждых 50 осциллограмм на ЭВМ требуется около часа машинного времени (после отладки программы). При выполнении вручную такого же объема вычислений, с применением клавишных счетных машин, затрачиваются сотни часов.

Алгоритм второго этапа

При расчетной оценке долговечности элементов конструкций применяются теоретические распределения, полученные при первом этапе. При использовании закона линейного суммирования повреждений для режимов с непрерывным спектром напряжений расчетные формулы имеют следующий вид [1]:

Приведенное напряжение:

$$\sigma_{\text{пр}} = \sqrt[m]{\frac{N_{\text{сум}}}{N_0} \int_{\sigma_{\text{min}}}^{\sigma_{\text{max}}} \sigma^m \Phi'(\sigma) d\sigma} \quad (1)$$

коэффициент запаса прочности по усталости

$$K = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{\text{пр}}} \quad (2)$$

накопление повреждение

$$D_N = \frac{N_{\text{сум}}}{N_0 \sigma_{\text{пр}}^m} \int_{\sigma_{\text{min}}}^{\sigma_{\text{max}}} \sigma^m \Phi'(\sigma) d\sigma \quad (3)$$

В приведенных формулах

σ_{-1} — предел выносливости детали;

σ_{min} — нижний предел интегрирования (наименьшее повреждающее напряжение);

$N_{\text{сум}}$ — суммарное число циклов перемен напряжений, испытываемых деталью за расчетный срок службы;

N_0 — число циклов, соответствующее перелому кривой усталости;

ε — перегрузочное напряжение;

m — показатель, характеризующий наклон левой ветви кривой установившейся в логарифмических координатах;

$\Phi'(\varepsilon)$ — плотность вероятности распределения напряжений нестационарного режима;

$\varepsilon_{\max}$ — верхний предел интегрирования (максимальное напряжение, принимаемое при расчете).

Вычисление интеграла

$$\int_{\varepsilon_{\min}}^{\varepsilon_{\max}} \varepsilon^m \Phi'(\varepsilon) d\varepsilon \quad (4)$$

в формулах приведенного напряжения и накопленного повреждения весьма трудоемко, в связи с чем целесообразно привести интеграл к виду, удобному для программирования на цифровых ЭВМ. По опыту вычислений, выполненных НАТИ, можно принять верхний предел интегрирования — $\varepsilon_{\max} = \infty$, при этом приведенное напряжение изменяется лишь на 0,1–0,3%.

Таким образом, интеграл (4) можно записать в разрядных единицах в виде

$$C^m \int_{x_{\min}}^{\infty} x^m \Phi'(x) dx, \quad (5)$$

где C — цена разряда в кг/см².

При систематизации амплитуд напряжений по размахам в качестве выравнивающего закона может быть принято нормально-логарифмическое распределение [1], [4], [5], где логарифм случайной величины $-\ln x$ распределен по нормальному закону.

Формула (5) для нормально-логарифмического закона имеет вид:

$$\int_{x_{\min}}^{\infty} x^m \Phi'(\ln x) d(\ln x). \quad (6)$$

Дифференциальная функция (плотность вероятности распределения) нормально-логарифмического закона может быть представлена как

$$\Phi'(\ln x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}S} e^{-\frac{(\ln x - \overline{\ln x})^2}{2S^2}} \quad (7)$$

где $\overline{\ln x}$ — среднее значение ряда;

S — основное (среднее квадратическое) отклонение ряда.

В силу (6) и (7), получим новое выражение интеграла (4)

$$\frac{1}{\sqrt{2\pi}S} \int_{x_{\min}}^{\infty} x^m e^{-\frac{(\ln x - \overline{\ln x})^2}{2S^2}} d(\ln x). \quad (8)$$

Выражение (8), после математических преобразований можно привести к следующему виду, удобному для программирования:

$$\frac{1}{V 2\pi S} \int_{t_{\min}}^{\infty} x^m e^{-\frac{(\ln x - \ln \bar{x})^2}{2S}} d(\ln x) = \frac{e^m}{V 2\pi} \int_{t_{\min}}^{\infty} e^{-\frac{t^2}{2}} dt. \quad (9)$$

В табл. 2 дан алгоритм вычисления интеграла приведенного к выражению (9) для нормально-логарифмического распределения.

Таблица 2

Алгоритм вычисления интеграла для формул приведенного напряжения и накопленного повреждения при нормально-логарифмическом законе распределения амплитуд напряжений

ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ	
$x_1, x_2, x_3, \dots, x_j, \dots, x_n$	
$n_1, n_2, n_3, \dots, n_j, \dots, n_n$	
$m, c, x_{\min}, x_{\max}$	
АЛГОРИТМ	
$N = \sum n_j$	$h = x_j - x_{j-1}$
$\ln \bar{x} = \frac{1}{N} \sum n_j \ln x_j$	
$S^2 = M_2 = \frac{1}{N} \sum n_j (\ln^2 x_j - (\ln \bar{x})^2)$	$S = \sqrt{M_2}$
$\tau = \ln \bar{x} + m S^2$	$\rho = e^{\ln \bar{x} - \frac{m^2}{2}}$
$t_{\min} = \frac{\ln x_{\min} - \tau}{S}$	
$G_m = \int_{t_{\min}}^{\infty} e^{-\frac{t^2}{2}} dt$	$G_c = G_m \cdot c^m$
$G_c = c^m \int_{t_{\min}}^{\infty} e^{-\frac{t^2}{2}} dt = \int_{G(m)}^{\infty} \Phi(\sigma) d\sigma$	
ВЫХОДНЫЕ ДАННЫЕ	
$\ln \bar{x}; S; \tau; \rho; G_m; G_c$	
ПРИМЕЧАНИЕ:	
ФОРМУЛА $G_m = \int_{t_{\min}}^{\infty} e^{-\frac{t^2}{2}} dt$ ЗАПИСЫВАЕТСЯ В ВИДЕ, УДОБНОМ ДЛЯ РЕШЕНИЯ ВРУЧНУЮ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ТАБЛИЦЫ ИНТЕГРАЛА ВЕРОЯТНОСТЕЙ	
$G_m = \left\{ \begin{aligned} &\int_{t_{\min}}^{\infty} e^{-\frac{t^2}{2}} dt \quad \text{при } t_{\min} \geq 0 \\ &\int_{t_{\min}}^{\infty} e^{-\frac{t^2}{2}} dt \quad \text{при } t_{\min} < 0 \end{aligned} \right.$	
$\int_{G(m)}^{\infty} \Phi(\sigma) d\sigma$ — ДАНО ДЛЯ СПРАВКИ.	

Условные обозначения величины таблицы 2 даны в тексте и в пояснениях к таблице 1.

Использование приведенных в статье алгоритмов при вычислениях на ЭВМ существенно снижает трудоемкость расчетной оценки долговечности элементов конструкций, работающих при нестационарных режимах нагружения. Путем сопоставления выходных данных, полученных на ЭВМ, с контрольными расчетами, выполненными вруч-

ную, установлена высокая точность вычислений и эффективность разработанных алгоритмов.

Для инженерного анализа долговечности деталей машин в дальнейшем необходима разработка такого алгоритма, который бы исключал участие расчетчика на промежуточных стадиях вычислений.

Комиссия по технологии машиностроения

АН АрмССР

Поступило 31.X 1964

Ս. Ս. ԴՄԻՏՐԵՆԿՈՎ, Բ. Վ. ՍԵՐՍԵՅԵՎ

ԿՈՆՍՏՐԱԿՏՐԱՆՆԵՐԻ ՏԱՐԲԵՐԻ ՀՈԳՆԱԾՈՒԹՅԱՆ ԱՄՐՈՒԹՅԱՆ ԳՆԱՀԱՏՈՒՄԸ ԷԼԵԿՏՐՈՆԱՅԻՆ-ՀԱՇՎԻԸ ՄԵԲԵՆԱՆԵՐՈՎ

Ա. մ. փ. ո. փ. ո. ի. մ.

Կոնստրուկցիաների հոգնածության ամրության խնդիրների լուծման վիճակադրական մոտեցումը թույլ է տալիս էականորեն բարձրացնելու նրանց շահագործական երկարակեցության նախադրական ճշգրիտ լինելու Ոչկացիկ բնութամների տակ աշխատող մեքենաների տարրերի երկարակեցության հավանական գնահատման և հոգնածության ամրության հաշվումների համար էլեկտրոնային-հաշվիչ մեքենաների կիրառումը բաղադրանշափ նվազեցնում է հոգնածության հաշվումների աշխատատարությունը:

Էլեկտրոնային մեքենաների միջոցով կատարվող հաշվումների համար նախորդ անհրաժեշտ է կազմել ալգորիթմ, որի մանրամասն մշակումը հաջող հաշվումների հիմքն է:

Հաշվիչ մեքենաների կիրառման սկզբնական շրջանում ավելի նպատակաշարժար է ձրադրել հաշվումների աշխատատար հետևյալ փուլերը:

1. Էմպիրիկ բաշխումների վիճակադրական վերլուծումը և տեսական բեքնների բնութայնությունը:

2. Երկարակեցության հաշվային գնահատումը:

Այս զմայրին փուլերի մանրամասն ալգորիթմները բերված են հոգնածում:

Հետադաշում, կոնստրուկցիաների երկարակեցության խնդիրական վերլուծման համար անհրաժեշտ է միասնական ալգորիթմի մշակում, որը կրադաշի հաշվողի մասնակցությունը հաշվումների միջանկյալ ստադիաներում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Серенсен С. В., Козаев В. П., Шнейдерович Р. М. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность. Машигиз, 1963.
2. Усталость самолетных конструкций. Сб. переводов под ред. И. И. Эскина. Оборонгиз, 1961.
3. Fatigue Testing and Analysis of Results. Ed. by W. Weibull. Pergamon Press, New-York, 1961.
4. Дмитриченко С. С., Кугель Р. В., Филатов Э. Я., Нейченко Е. Г., Стариков В. М. Современные методы анализа напряженности конструкций при исследовании влияния скорости движения трактора. Тракторы и сельскохозяйственные М 3, 1964.
5. Филатов Э. Я. Исследование эксплуатационной нагруженности и оценка долговечности рам тракторов. Институт Механики АН УССР, 1962.
6. Митропольский А. К. Техника статистических вычислений. Физматгиз, 1961.
7. Жоголев Е. А., Трифонов И. И. Курс программирования. Изд. Наука, 1964.

ГРУНТОВЕДЕНИЕ

Г. С. КАНАЯН

УПЛОТНЕНИЕ ГЛИНИСТЫХ ГРУНТОВ ПОД ВОЗДЕЙСТВИЕМ КРАТКОВРЕМЕННОЙ МНОГОКРАТНО ПОВТОРНОЙ НАГРУЗКИ

1. В статических условиях деформация уплотнения глинистых грунтов во многих случаях растянута во времени. За это время происходит отток отжатой воды из уплотняющихся под нагрузкой грунтов. После многократного приложения, даже к полностью водонасыщенному грунту, кратковременно действующих нагрузок в некоторых случаях наблюдается незначительное, но ясно выраженное уменьшение влажности грунта и увеличение его плотности [1]. Автором статьи под руководством проф. И. И. Маслова в лаборатории МАИ были проведены экспериментальные исследования для выяснения характера уплотнения глинистого грунта при воздействии на него кратковременной многократно повторной нагрузке.

Для испытаний была использована установка, принципиальная схема которой и ее описание даются в [2, 3]. В качестве испытуемого грунта была использована кудиновская глина (Московская область) нарушенной структуры. Изготавлилась грунтовая масса при влажности 48%. Физические свойства глины приведены в табл. 1.

Таблица 1

Влажность в %	Объемный вес скелета грунта			Пористость в %	Коэффициент пористости	Коэфф. водонасыщения	Предел пластичности		Число пластичности	Суммарный гранулометрический состав в %			
	г/см ³						верхний	нижний		Гравий	Песок	Пыль	Глина
W	γ_s	γ_w	γ_o	n	e	G	W _т	W _p	Ф	2	2 — 0,05	0,05 — 0,005	0,005
52,3	1,14	1,73	2,76	58,7	1,421	1	52,4	30,3	22,1	—	19	30,4	50,6

Приготовленная грунтовая масса набивалась в кольца прибора. Начальная высота образцов до уплотнения в среднем равнялась 3,5 см, а площадь 40 см². Для первой серии опытов кольца набивались грунтом так, чтобы был достигнут коэффициент водонасыщения грунта

$\sigma \approx 1$. Затем эти образцы грунта предварительно уплотнялись под различными статическими вертикальными нагрузками до их полной консолидации. Консолидация считалась полной, если величина деформации образца грунта не превышала 0,2 мм в сутки. Высота образцов после их предварительного уплотнения колебалась в пределах от 2,41 см до 2,78 см, в зависимости от величины уплотняющей нагрузки.

В настоящей статье приведены данные, полученные при испытании образцов предварительно уплотнявшихся под статической нагрузкой $P_{\text{стат}} = 4 \text{ кг/см}^2$, так как основное количество опытов было проделано именно с такими образцами. Предварительно уплотненный образец грунта помещался в металлический стакан (рис. 1), состоящий из корпуса 1, водяной камеры 2, пористого штампа 3, сплошного

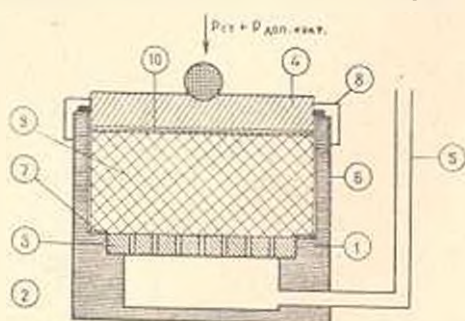


Рис. 1.

штампа 4 и пьезометрической трубки 5, соединенной с корпусом 1 при помощи штуцера и резиновой трубки. Чтобы избежать просачивания воды между кольцом 6 и стенкой стакана, при приложении к образцу грунта кратковременно действующей нагрузки, используется резиновое кольцо 7. После того как кольцо с предварительно уплотненным

образцом грунта помещено в стакан, оно сверху прижимается накладной муфтой 8. Между сплошным штампом 1 и грунтом 9, в верхней части образца делается сплошная прокладка из резины 10, которая если и не исключает полностью, то в значительной степени ограничивает просачивание воды, отжатой из грунта, между штампом 2 и стенкой кольца 6 (при приложении кратковременной нагрузки).

Накопление остаточной части деформации при приложении к грунту кратковременно действующей нагрузки фиксировалось двумя мессурами. Объем отжатой воды измерялся по пьезометру, который имел шкалу, с миллиметровой ценой деления. Сечение трубки бралось равным $0,1 \text{ см}^2$. Стакан с образцом грунта помещался под рычажный пресс. Первая серия опытов проводилась при частоте приложения нагрузки, равной 15 циклов в минуту. Другая серия опытов была проведена при частоте, равной 30 циклов в минуту. Остаточная деформация образца грунта и объем отжатой из него воды, от приложения кратковременной нагрузки, фиксировались через каждые 500 циклов нагружения. После окончания опыта образец взвешивался, затем измерялась его высота и определялась влажность.

2. Деформация образца, накопленная за определенный промежуток времени под действием нагрузки, может быть охарактеризована модулем осадки определяемым по формуле:

$$\epsilon = \frac{\Delta h}{h} 1000 \text{ мм/м}, \quad (1)$$

где Δh — абсолютная деформация образца в мм; h — высоты образца в см.

Модуль осадки определен по объему отжатой воды за измеряемый промежуток времени. Опыты, при воздействии на глинистый образец различных дополнительных (по отношению к статической) кратковременных нагрузок, показали, что модуль осадки зависит от величины этой нагрузки.

На рис. 2 представлен график зависимости модуля осадки от числа приложений кратковременной нагрузки, приложенной с частотой 15 цик-

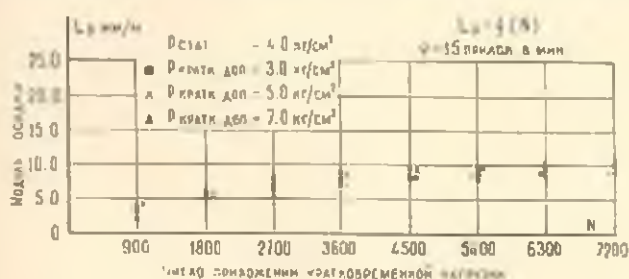


Рис. 2.

лов в минуту. На рис. 3 представлен аналогичный график для случая приложения кратковременной нагрузки с частотой циклов в минуту. При приложении кратковременной нагрузки образец грунта деформи-

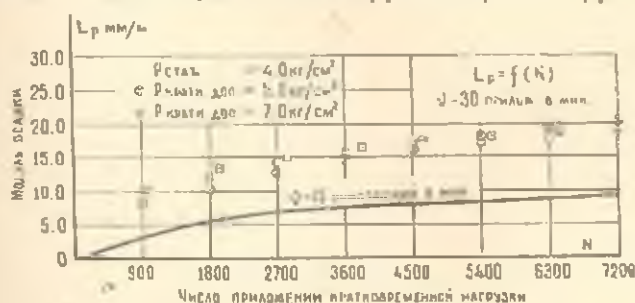


Рис. 3.

руется. Однако после ее снятия восстановление деформации происходит не мгновенно. При этом к моменту нового приложения временной нагрузки в образце остается некоторая невосстановленная, остаточная часть деформации, которая накапливаясь в процессе многократного приложения нагрузки образует суммарную остаточную деформацию образца грунта, за счет явления фильтрационной консолидации. При частоте 15 циклов приложения нагрузки в минуту, время на восстановление деформации было больше, чем в случае приложения нагрузки с частотой 30 циклов в минуту. Естественно, что во втором случае невосстановленная остаточная часть деформации после каждого при-

ложения временной нагрузки будет больше, а отсюда и скорость накопления суммарной необратимой деформации будет больше.

Интересные данные получились при воздействии на предварительно уплотненные грунтовые образцы дополнительной статической нагрузки, равной по величине кратковременно действующей. Причем время действия дополнительной статической нагрузки равнялось суммарному времени действия временной нагрузки. Но нужно отметить, что и в этом случае исключается то время, в течение которого могло происходить восстановление деформации. При таких условиях проведения опыта модуль осадки грунтового образца например, при $p_{\text{стат. временн.}} = 3,0 \text{ кг/см}^2$ получился в пределах модулей осадок полученных воздействием кратковременной нагрузки при $\nu = 30$ приложений в минуту. При $p_{\text{стат. временн.}} = 5,0 \text{ кг/см}^2$ модуль осадки получился больше, чем при $\nu = 30$ приложений в минуту (рис. 4).



Рис. 4.

По всей вероятности $p_{\text{стат. временн.}} = 3,0 \text{ кг/см}^2$, частота приложения кратковременной нагрузки $\nu = 30$ в минуту является как бы динамическим эквивалентом нагрузки. Для $p_{\text{стат. временн.}} = 5,0 \text{ кг/см}^2$ надо искать большие частоты приложения временной нагрузки. Разница в модулях осадки при $p_{\text{стат. временн.}} = 3,0 \text{ кг/см}^2$ и $p_{\text{стат. временн.}} = 4,0 \text{ кг/см}^2$ при $p_{\text{стат. временн.}} = 5,0 \text{ кг/см}^2$ объясняется тем, что здесь грунт ведет себя так, как если бы он уплотнялся под новыми, различными по величине вертикальными статическими нагрузками, хотя и за короткий промежуток времени. Было проведено несколько опытов, в которых наряду с увеличением числа приложений временной нагрузки увеличивалась и сама нагрузка. Полученные результаты приведены на рис. 5.

В случае возрастания временной нагрузки абсолютное увеличение модуля осадки носит затухающий характер. Из этого явствует, что увеличение плотности грунтового образца происходит не пропорционально увеличению временной нагрузки и должен наступить момент, когда как бы не увеличивали нагрузку не будет иметь место дальнейшее уплотнение грунта.

Физическая сущность процессов, лежащих в основе накопления остаточных деформаций глинистого образца при воздействии на него

кратковременных и многократно повторяющихся нагрузок объясняется явлением накопления необратимых микросдвигов грунтовых частиц, связанных с явлениями фильтрационной консолидации за короткий



Рис. 5.

промежутков времени. Для более ясного представления физической сущности этого явления рассмотрим реологическую модель, предложенную проф. Н. Н. Масловым (рис. 6). Общая сопротивляемость сдвигу глинистого грунта $\delta_{гр}$ определяется зависимостью

$$\delta_{гр} = p \operatorname{tg} \varphi_w + \Sigma_w + c_r \quad (2)$$

где p — действующее в породе нормальное напряжение;

φ — угол внутреннего трения при влажности w ;

Σ_w — связность породы водноколлоидной природы и обратного характера при влажности w ;

c_r — жесткое структурное сцепление с характером необратимых связей.

В этой модели $p \operatorname{tg} \varphi_w$ характеризует трение поршня 1 о стенки сосуда 2, Σ_w определяется вязкостью жидкости 3, c_r — прочностью пружины 4. Упруго-остаточные деформации грунта характеризует стальная пружина 5. Возьмем предельный случай, когда трение поршня 1 о стенки сосуда 2 отсутствует, т. е. член $p \operatorname{tg} \varphi_w = 0$. Поскольку опыты проводились с глинистыми образцами нарушенной структуры, то $c_r = 0$. При каждом кратковременном воздействии силы P на поршень, будут происходить упруго-остаточные деформации железной пружины 5 и вместе с тем будет иметь место незначительное движение поршня вверх. После многочисленных кратковременных при. ожений силы P должно наблюдаться вытекание вязкой жидкости в отверстие 6. Точно таким же образом вероятно должно происходить отжатие воды из грунтового образца при многократном воздействии на него временной нагрузки. Упруго-остаточные

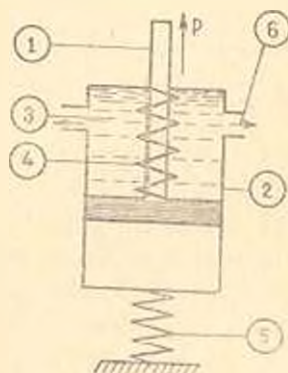


Рис. 6.

деформации стальной пружины δ должны дать нам представление о характере накопления остаточной деформации образца грунта при приложении к нему временной нагрузки

Обобщая изложенное можно сделать следующие предварительные выводы:

1. При приложении к ранее уплотненному образцу грунта дополнительных по отношению к статической, кратковременных, многократно повторных нагрузок, происходит незначительное, но ясно выраженное прогрессирующее его уплотнение.

2. Деформация образца грунта от воздействия временной нагрузки носит упруго-остаточный характер в зависимости от состояния грунта.

3. По мере нарастания циклов приложения кратковременной нагрузки остаточные и упругие деформации уменьшаются по абсолютной величине, причем остаточные деформации носят затухающий характер.

МАДИ

Поступило 29.XII 1964

Հ. Ս. ԿԱՊԱՅԱՆ

ԿԱՎԱՅԻՆ, ՓՐՈՒՆՏՆԵՐԻ ԽՏԱՅՈՒՄԸ ԲԱԶՄԱԹԻՎ ԱՆԿԱՐ ԿՐՈՂՈՎ ԽԱՆՐՈԹՅԱՆ ՏԱԿ

Ա. Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Հոդվածում րվում էն կորմատե կրկնող ծանրության տակ կավային գրունտի խտացման էքսպերիմենտալ տվյալները:

Փորձերը կատարվել են ջրահագեցված ($G=1$) կավային գրունտների հետ: արդվել է, որ երբ նախորդ խտացված կավային գրունտի նմուշի վրա ազդում է բազմաթիվ անգամ կրկնող ծանրությունը, ապա տեղի է ունենում աննշան, բայց պարզ արտահայտված աստիճանաբար աճող խտացում և որ գրունտի խտացման տախիճանը կախված է ոչ թե ծանրության մեծությունից, այլ նրա ազդող ժամանակամիջոցից:

Փորձերը միաժամանակ ջույց են տվել, որ կավային գրունտների խտացումը կարճատև ծանրության տակ կատարվում է կարճ ժամանակամիջոցում ֆիկսացիոն կոնսոլիդացիայի պայմաններում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Маслов И. И. Основы механики грунтов и инженерной геологии. Авторизованное издание, 1961.
2. Seed H. B., Cham C. K. and Monismith C. L. Effects of Repeated Loading on the strength and Deformation of Compacted clay. Highway Research Board, Proceedings, 1955.
3. Капаян Г. С. К вопросу об условиях уплотнения глинистых грунтов под периодически прикладываемой кратковременной нагрузкой. XXII-я Научно-исследовательская конференция МАДИ, тезисы докладов 11-18 апреля, 1964.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

С. С. ДЖАНАЗЯН

О РЕОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВАХ НОВЫХ ВИДОВ СТЕРЖНЕВОЙ
АРМАТУРЫ КЛАССА А—IV*

За последние годы проблеме совершенствования высокопрочной стержневой арматуры уделяется большое внимание. Из горячекатаных сталей для предварительно напряженных конструкций, в основном, применяется сталь класса А—IV, единственным представителем которого до последнего времени была сталь марки 30ХГ2С. Однако эта сталь из-за ряда недостатков снята с производства, и взамен нее выпускаются горячекатаные свариваемые стали марок 20ХГСТ (легированная титаном), 20ХГ2Ц (легированная церконием) и 20ХГ2Ф (легированная ванадием), а также несвариваемые углеродистые стали марок 65ГС и 80С. Эти стали имеют браковочный минимум предела текучести— 6000 кг/см^2 , предела прочности— 9000 кг/см^2 и относительные удлинения не менее 6% .

Все новые марки сталей не имеют физического предела текучести и обладают, как правило, заниженным пределом упругости. Поэтому ползучесть таких сталей начинает проявляться уже задолго до достижения напряжений, соответствующих пределу текучести $\sigma_{0.2}$. В связи с этим обстоятельством, изучение явлений ползучести и релаксации напряжений в арматурных сталях приобретает важное значение. Исследованиями в этой области у нас в стране и за рубежом начали заниматься сравнительно недавно и, поэтому, данные по реологическим свойствам высокопрочной стержневой арматуры весьма ограничены.

Результаты испытаний на релаксацию при повышенных температурах

Испытания на релаксацию проводились на рычажной машине конструкции НИИЖБ. 100 часовые потери напряжений для стали марки 20ХГСТ приведены в табл. 1. Температура 100°C соответствует температуре пропарочной камеры, а 100°C , с некоторым приближением, можно принять для случая автоклавной обработки изделий. Однако потери напряжения при температуре 100°C и 200°C нельзя механически принимать как потери, происходящие в арматуре от релаксации в

* Работа выполнена под руководством Н. М. Мулина.

процессе пропарки и автоклавной обработки. Как увидим дальше, фактические потери отличаются от потерь, приведенных в табл. 1.

Таблица 1

σ_0 (кг/мм ²)	Потери напряжения кг/мм ²				Потери напряжения в % от σ_0			
	20°С	50°С	100°С	200°С	20°С	50°С	100°С	200°С
40	1,4	1,9	3,5	7,0	3,2	4,75	8,7	17,5
50	1,8	3,4	5,5	13,5	3,6	6,8	11,0	27,0
60	3,1	5,4	9,5	16,3	5,2	9,0	15,8	27,1
70	5,0	6,4	14,5	—	7,2	9,15	20,8	—

Наиболее интенсивное падение напряжения от релаксации происходит в интервале температур 100°С–200°С. Если с изменением температуры от 20°С до 100°С для начальных напряжений 40 кг/мм², 50 кг/мм² и 60 кг/мм² наблюдается увеличение потерь соответственно на 2,1 кг/мм², 3,7 кг/мм² и 6,3 кг/мм², то с изменением температуры от 100° до 200° потери увеличиваются соответственно на 3,5 кг/мм², 8,0 кг/мм² и 6,7 кг/мм². Для начального напряжения $\sigma_0 = 50$ кг/мм² потери напряжения при температуре 200°С составляют 27% от величины σ_0 . Это говорит о том, что потери предварительного напряжения при пропарке и автоклавной обработке могут достигать значительных размеров и поэтому требуют особого конкретного рассмотрения в зависимости от технологии изготовления конструкций.

Результаты испытаний на ползучесть

Испытание на ползучесть проводились на рычажной машине конструкции НИИЖБ. Резкое увеличение ползучести наблюдается при напряжениях 60 кг/мм² и 70 кг/мм². В табл. 2 приводятся результаты экспериментов по ползучести при $T \approx 20^\circ\text{C}$.

Таблица 2

σ_0 кг/мм ²	Время испытаний в часах	Деформация ползучести $\epsilon \times 10^4$				
		20ХГСТ плашка 04706	20ХГ2Ф		20ХГ2Н плашка 67881	80С плашка 02254
			плашка 29223	плашка 39503		
30	100	—	60	—	33	—
40	100	75	130	132	75	10
	1000	124	—	200	—	—
50	100	140	195	165	160	30
	1000	195	—	250	—	—
60	100	335	330	255	210	270
	1000	450	—	355	—	—
70	100	610	—	380	—	—
	1000	815	—	525	—	—

Отношение 100 часовых деформаций к 1000 часовым для стали марки 30ХГ2Ф при напряжениях 40 кг/мм²; 50 кг/мм²; 60 кг/мм² и 70 кг/мм² соответственно составляет—0,65, 0,66, 0,70 и 0,71. Для стали марки 20ХГСТ—0,60; 0,74; 0,75 и 0,75. Если сравнить приведенные отношения с соответствующими отношениями 100 часовых потерь к 1000 часовым для случая релаксации, то заметно, что величины этих отношений для ползучести меньше и, что с увеличением напряжения, для случая ползучести, наблюдается более медленное возрастание величины отношения. Этим подтверждается тот факт, что процесс ползучести меньше склонен к затуханию, чем процесс релаксации.

Моделирование работы арматуры в конструкции

В настоящее время, почти, все массовые предварительно напряженные конструкции изготавливаются с тепловой обработкой. Процесс релаксации в арматуре таких конструкций значительно сложнее, чем в до сих пор рассмотренных случаях. Для того, чтобы иметь возможность смоделировать случай потерь напряжения от релаксации в арматуре предварительно напряженных конструкций, подвергающихся пропариванию, нами был изготовлен специальный тензометр из кварцевых трубок. С помощью такого прибора нам удалось дифференцировать деформации ползучести, вызванные повышенной температурой и деформации, зависящие от коэффициента линейного расширения и, таким образом, замерить потери от релаксации напряжений в арматуре.

Эксперимент производился в следующей последовательности. Образец загружался до заданного начального напряжения при $T=20^{\circ}\text{C}$ и испытывался на релаксацию в течение двух-четырех часов, затем включалась печь и производился подъем температуры до $T=100^{\circ}\text{C}$ по режиму: 4 часа подъем температуры, 10 часов выдержки при $T=100^{\circ}\text{C}$ и 4 часа спуск температуры до 20°C . Параллельно испытывались идентичные образцы при постоянной температуре $T=105^{\circ}\text{C}$ по методике испытаний при повышенных температурах.

Результаты экспериментов приведены в табл. 3.

Таблица 3

Марки сталей и температурный режим		Потери напряжения за 22 часа в	
		кг/мм ²	% от σ_0
80С $\sigma_0=60 \text{ кг/мм}^2$	100 С 20 → 100 → 20°	3,17; 3,22 8,9; 11,9	5,28; 5,37 14,8; 19,8
20ХГ2П $\sigma_0=50 \text{ кг/мм}^2$	100 С 20 → 100 → 20°	4,65; 4,88 7,34	9,3; 9,75 14,7
	175°С 20° → 175° → 20°	10,0 11,3; 14,25	20,0 22,6; 28,5

Поскольку основной целью предварительного напряжения является отдаление момента образования трещины (увеличение трещиностойкости конструкции), нами было исследовано также влияние потерь предварительного напряжения от релаксации на момент образования трещины в изгибаемых элементах. С этой целью нами были изготовлены предварительно напряженные и простые железобетонные балки, армированные сталью марки 20ХГ2Ф (плавка 29223). Напрягалась только арматура растянутой зоны. Всего изготовлено и испытано 16 балок таврового и прямоугольного сечений. Предварительное напряжение осуществлялось до $\sigma_0 = 60 \text{ кг/мм}^2$. У определенного количества балок практически потери предварительного напряжения в арматуре от релаксации были ликвидированы путем неоднократных подтяжек до заданных напряжений и длительной выдержки под этими напряжениями. Бетонирование этой серии балок производилось только после полного прекращения процесса релаксации в арматуре.

Другая часть балок была забетонирована непосредственно после натяжения арматуры, в которой, в процессе бетонирования и твердения бетона происходила потеря предварительного напряжения от релаксации. Натяжение арматуры всех балок производилось механическим способом. Контроль усилия в натягаемой арматуре осуществлялся кольцевыми динамометрами. Расчетная марка бетона была принята равной 300, но после испытания контрольных кубиков был зафиксирован разброс в марках бетонов разных серий балок в сторону увеличения прочности бетона.

Испытания балок, с доведением их до разрушения, производились приложением двух сосредоточенных сил в четвертях пролета. Как показало сопоставление экспериментальных данных, моменты образования трещины зависят от величины потерь предварительного напряжения от релаксации. В предварительно напряженных балках прямоугольного сечения разница в моментах образования трещины, в результате потерь напряжения от релаксации, не так велика, как в балках таврового сечения. Трещины в прямоугольных балках появились при более высоких нагрузках, сравнительно с идентичными балками таврового сечения. В балках с ненапрягаемой трещины появились уже в начале испытаний. Как и следовало ожидать потери предварительного напряжения, а также и само предварительное напряжение на прочность балок не повлияли. В основном, разрушение балок происходило из-за развития пластических деформаций в арматурной стали при напряжениях близких к $\sigma_{0.2}$, что привело к последующему разрушению бетона в сжатой зоне.

Приближенный метод перехода от ползучести к релаксации

Приведенные нами исследования по ползучести показали, что у всех новых марок сталей класса А—IV ползучесть является пелинейной.

Известно также, что почти все высокопрочные арматурные стали не имеют физического предела текучести и обладают сравнительно низкими пределами упругости, что весьма ограничивает область возможного применения формул линейной ползучести. Для низколегированных сталей эта область приблизительно находится в пределах 30% и 40% от напряжения, соответствующего временному сопротивлению разрыву. Автор полагает, что для таких сталей можно в зоне пластических деформаций пользоваться модулем деформаций, вместо модуля упругости и аналогично тому, как это делается для бетона [1] воспользоваться уравнением:

$$E_n = E_n \gamma_n. \quad (1)$$

где E_0 — текущий модуль деформации; E_a — модуль упругости;
 $\epsilon_a = \sigma_{\text{ггг}} / E_a$.

На рис. 1 показано изменение модуля деформации во времени. За время t секущий модуль деформации перемещается из положения OI в положение OM . Допустим, что пластической деформации IM соответствует потеря напряжения, соответствующая отрезку IN . Тогда модуль деформаций для точек M и N будет один и тот же. Напряжение в любой момент времени t можно записать в виде

$$\sigma_i = \varepsilon_i \cdot \nu(t) \cdot E_{\sigma}, \quad (2)$$

Для случая релаксации уравнение (2) примет вид

$$x_i = \varepsilon_0 \cdot v(t) \cdot E_{0i} \quad (3)$$

где $\varepsilon_3 = \text{const}$ полная деформация, полученная в процессе кратковременного нагружения;

$$\epsilon(t) = \frac{\epsilon_{\text{полн.}}}{\epsilon_{\text{полн.}}} ; \epsilon_{\text{полн.}} - \text{полная дефор-}$$

мация в момент времени t . Потери напряжений от релаксации за время t будут равны:

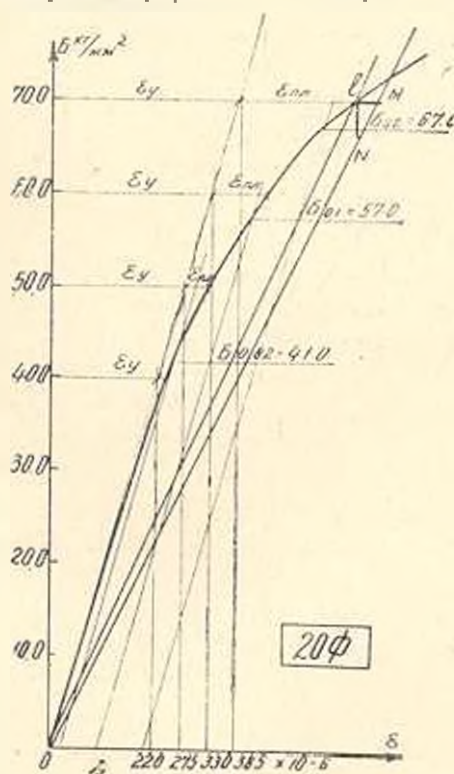


Рис. 1.

$$x_n = x_0 - x_1 = \varepsilon_0 y_0 E_0 - \varepsilon_0 y(t) E_0 = \varepsilon_0 |y_0 - y(t)| E_0. \quad (4)$$

где γ_0 — начальный коэффициент упругости, не зависящий от времени

Для прямолинейного участка диаграммы растяжения стали $\nu_0=1$

$$\sigma_g = \sigma_k [1 - \gamma(t)], \quad (5)$$

Уравнение (5) идентично следующему уравнению полученному К. В. Михайловым [2] из выражения линейной ползучести

$$\sigma_d = \sigma_0 \frac{\alpha}{1 + \alpha} \quad (6)$$

где $\alpha = \frac{\varepsilon_{пл.}}{\varepsilon_{упр.}}$.

В результате совпадения уравнений (5) и (6) при $\varepsilon_0 = \varepsilon_{упр.}$ можно предположить, что прямолинейный участок диаграммы стали $\sigma - \varepsilon$ можно описывать уравнениями линейной ползучести.

Уравнение (5) можно записать в следующем виде:

$$\sigma_d = \sigma_0 \lambda_{полз.} \quad (7)$$

где $\lambda_{полз.} = \frac{\varepsilon_{полз.}}{\varepsilon_{полз.}}$ — определяется по кривым ползучести.

На рис. 2 показаны кривые релаксации, полученные по формуле (7), и там же нанесены экспериментальные данные по релаксации на-

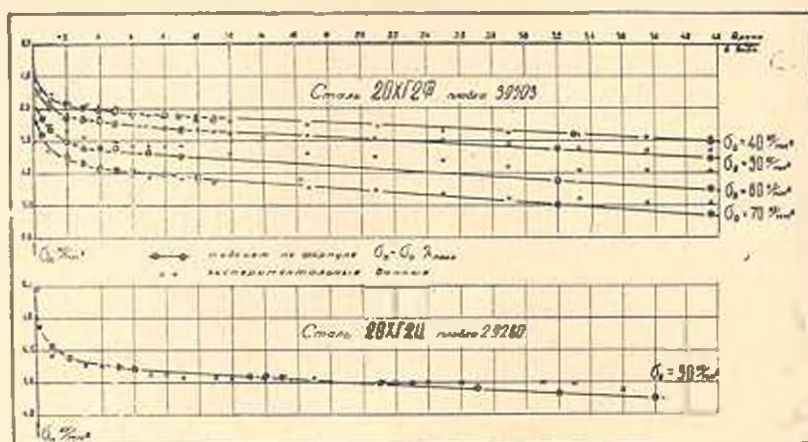


Рис. 2.

пряжений. На рис. 3 и 4 показаны кривые подсчетов по формуле (7) и экспериментальные кривые 100 часовых потерь от релаксации. Как

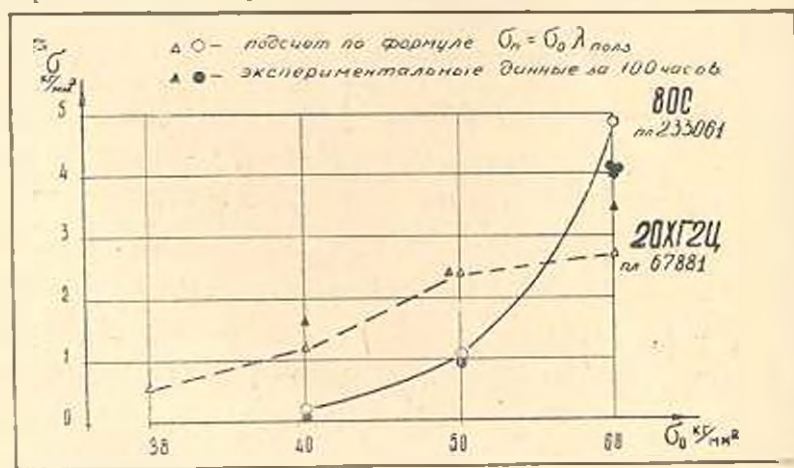


Рис. 3.

видно из графиков, расчетные потери с достаточной точностью согласуются с экспериментальными.

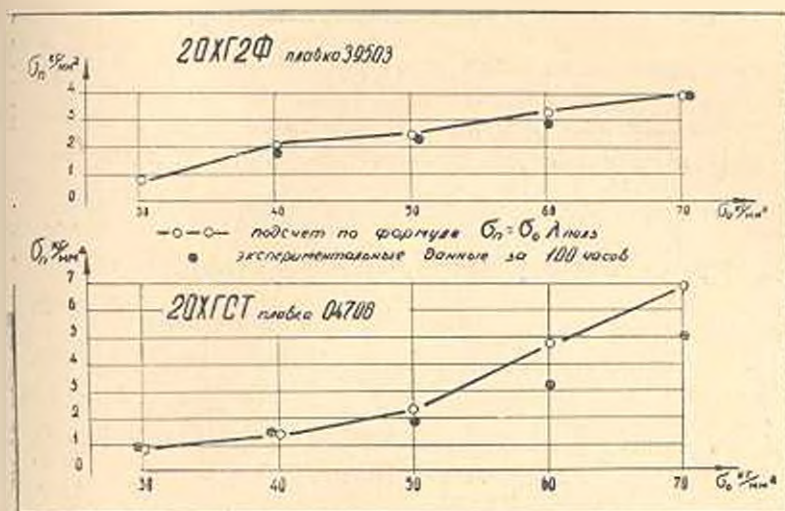


Рис. 4.

В результате исследования реологических свойств стержневой арматуры класса А—IV марок 20ХГ2Ц, 20ХГСТ, 20ХГ2Ф, 65ГС и 80С можно сделать следующие выводы:

1. Ползучесть и релаксация напряжений не прекращаются за время 1000 часовых испытаний как при нормальной, так и при повышенных температурах.

2. Углеродистые стали марок 65ГС и 80С имеют большую релаксационную стойкость, чем низколегированные стали.

3. Предельные деформации ползучести в первом приближении при $30 \text{ кг/мм}^2 < \sigma < 60 \text{ кг/мм}^2$ можно определить по существующим формулам с измененными коэффициентами:

а) для сталей марок 20ХГ2Ц, 20ХГСТ и 20ХГ2Ф

$$\varepsilon^0_{100} = \frac{0,42}{\sigma_b - \sigma} ;$$

б) для стали марки 80С

$$\varepsilon^0_{100} = \left(\frac{\sigma}{0,53\sigma_{0,2}} - 1 \right)^2 .$$

4. Потери напряжений в арматуре предварительно напряженных ж. б. конструкциях от релаксации (исключая конструкции изготовленные агрегатно-ноточным методом с тепловой обработкой) рекомендуется определять по формулам

$$\sigma_{п} = \sigma_0 \cdot \lambda_{полз} \text{ кг/мм}^2$$

а) для низколегированных сталей

$$\lambda_{полз} = \frac{0,42 \sigma_0}{1000 \varepsilon_0 (\sigma_b - \sigma_0) + 0,42 \sigma_0} ;$$

б) для стали марки 80С

$$\lambda_{\text{полз.}} = \frac{1}{\frac{\varepsilon_0}{1000 \left(\frac{\sigma_0}{0,53\sigma_{0,2}} - 1 \right)^2} + 1},$$

где σ_0 — начальное напряжение; $\sigma_{0,2}$ — временное сопротивление разрыву; ε_0 — полная начальная деформация при кратковременном нагружении стали до величины $\sigma_{0,2}$. Скорость нагружения $0,3 - 1,6 \frac{\text{кгс.мм}^2}{\text{сек.}}$. Величина ε_0 берется из диаграммы растяжения стали ($\sigma - \varepsilon$).

НИИЖБ

Поступило 28.V 1964

II. II. ՋԱՆԱՅԱՆ

II.—IV ԽՈՐԻ ԵՈՐ ՏԵՍՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱՄՐԱՆԻ ԻՆՈՒՈՒԹՅԱՆ ՀԱՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՄԱՍԻՆ

Ա մ փ ն փ ու մ

Հողվածում բերվում են նոր տեսակի պողպատների բնական նմուշների սողքի և լարումների ուղակասացիայի ուսումնասիրման մեթոդիկան սենյակային բարձրացված և հաստատուն փոփոխական ջերմաստիճանների դեպքում: Բերվում են պողպատների սողքի և ուղակասացիայի փորձարկումների տվյալներ, սենյակային և բարձր ջերմաստիճանների դեպքում: Շարադրվում է մեթոդիկան և փորձերի արդյունքները, որոնք մոդելացնում են ամրանի աշխատանքը կոնստրուկցիայում. ինչպես նաև որոշ հարցեր. կապված ուղակասացիայի հետևանքով լարումների կորուստի հետ՝ էլեմենտների ճարակայունության վրա: Առաջարկվում է մոտավոր մեթոդ սողքի կորերից ուղակասացիայի կորերի անցման, ինչպես նաև դժային սողքի համար:

Տրվում են առաջարկություններ ամրանի մեջ տարբեր տեսակի պողպատի պատրաստված կոնստրուկցիաներում լարման անկումը ուղակասացիայի հաշվի առնելու համար:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Мурашев В. И., Сигалов Э. Е., Байков В. Н. Железобетонные конструкции. Госиздат, 1962.
2. Михайлов К. В., Гао Бо-Ли. Исследования реологических свойств семипроволочных прядей. Гр. НИИЖБ, вып. 26. Гостройиздат, 1962.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

А. М. АСИРЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ ДВУХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ
ВАКУУМА В ТЕХНОЛОГИИ БЕТОНА*

В работе [1] было показано важное значение газовой фазы в бетонной смеси и бетоне. В работе [2] доказано, что газовая фаза существенно препятствует уплотнению бетонной смеси и, что, если рыхлую бетонную смесь подвергнуть обезвоздушиванию, т. е. поставить в разреженное пространство, то можно добиться лучшего его уплотнения и соответственно добиться получения бетона с улучшенными качествами. В этой же работе было показано, что если обезвоздушиванию подвергнуть не рыхлую смесь, а свежееуплотненный бетон, то произойдет вспучивание его пропорционально оставшейся в нем газовой фазы, и что таким образом можно добиться получения бетона с уменьшенным объемным весом. Легко видеть, что если при подвижных бетонных смесях вакуум использовался с целью их *обезвоживания*, то при жестких смесях вакуум может быть использован с целью их *обезвоздушивания*, что потребует разработки принципиально иной техники использования вакуума, чем это было принято в технологии подвижных бетонных смесей.

В настоящих исследованиях сопоставлены обычное вакуумирование бетона с обезвоздушиванием, с целью выявления рациональной области применения каждого из этих методов в технологии бетона из обычных и пористых заполнителях.

1. Свойства исходных материалов и методика расчета твердой, жидкой и газообразных фаз бетонной смеси и программа работ

Портландцемент был использован Араратского цементного завода с прочностью на сжатие 540 кг/см^2 и на растяжение $30,5 \text{ кг/см}^2$ в 28-дневном возрасте (ГОСТ 310—60).

В качестве заполнителей были использованы: в обычных бетонах — базальтовый щебень и кварцевый песок, и в легких бетонах — литондиопемзовые заполнители. Для большей однородности и сравнимости результатов заполнители были разделены на четыре фракции. Для каждой фракции заполнителей определялись: объемный вес зерен в куске γ , объем пор в зернах α , и коэффициент заполнения водой объема пор K_{α} .

* Научный руководитель темы проф. М. З. Симонов.

Означенные характеристики составляют:

для кварцевого песка	фракции 0—1,2 мм	$\gamma_1 = 2,78 \text{ т/м}^3$; $\alpha_{n_1} = 0$; $K_{w_1} = 0$;
для кварцевого песка	фракции 1,2—5 мм	$\gamma_2 = 2,72 \text{ т/м}^3$; $\alpha_{n_2} = 0$; $K_{w_2} = 0$;
для базальтового щебня	фракции 5—10 мм	$\gamma_3 = 2,48 \text{ т/м}^3$; $\alpha_{n_3} = 0,148$; $K_{w_3} = 0$;
для базальтового щебня	фракции 10—20 мм	$\gamma_4 = 2,59 \text{ т/м}^3$; $\alpha_{n_4} = 0,108$; $K_{w_4} = 0,395$;
для литонднопемзового песка	фракции 0—1,2 мм	$\gamma_1 = 2,07 \text{ т/м}^3$; $\alpha_{n_1} = 0,115$; $K_{w_1} = 1,00$;
для литонднопемзового песка	фракции 1,2—5 мм	$\gamma_2 = 1,61 \text{ т/м}^3$; $\alpha_{n_2} = 0,303$; $K_{w_2} = 0,406$;
для литонднопемзового щебня	фракции 5—10 мм	$\gamma_3 = 1,48 \text{ т/м}^3$; $\alpha_{n_3} = 0,368$; $K_{w_3} = 0,605$;
для литонднопемзового щебня	фракции 10—29 мм	$\gamma_4 = 1,48 \text{ т/м}^3$; $\alpha_{n_4} = 0,363$; $K_{w_4} = 0,463$.

Коэффициент заполнения водой объема пор (K_w) в зернах заполнителя определялся как расчетным методом [3], так и экспериментальным, при выдерживании зерен в воде в течение 5 минут.

Дозировка материалов принята весовая. Бетонные смеси изготавливались: на плотных заполнителях, при содержании воды от 5,3 до 11,2% от веса сухих компонентов, и на легких заполнителях, при содержании воды от 13,3 до 22,6%. В обоих случаях бетонные смеси получались с консистенцией от 10 см осадки по конусу, до 250 сек по техническому вискозиметру. Расход цемента во всех случаях принимался равным примерно 350 кг/м³.

Уплотняемость бетонной смеси, а также объем газообразной жидкой и твердой фаз определялись на основании работы [3]. Объем твердой, жидкой и газообразной фаз вычислялся по абсолютным объемам составляющих бетон исходных материалов.

Объем твердой фазы

$$V = \frac{C}{\gamma_w} + \frac{z_1}{\gamma_1} + \frac{z_2}{\gamma_2} + \frac{z_3}{\gamma_3} + \frac{z_4}{\gamma_4},$$

где γ_w — удельный вес цемента;

$\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3, \gamma_4$ — объемные веса зерен в куске для использованных четырех фракций заполнителя;

C, z_1, z_2, z_3, z_4 — веса в кг соответственно цемента и заполнителей использованных фракций.

Объем жидкой фазы B_w равен расходу воды на единицу объема бетонной смеси B , за вычетом воды поглощенной заполнителем B_w .

$$B_{ж} = B - B_w,$$

где

$$B_n = \frac{\gamma_1}{\gamma_1} x_{n1} k_{x1} + \frac{\gamma_2}{\gamma_2} x_{n2} k_{x2} + \frac{\gamma_3}{\gamma_3} x_{n3} k_{x3} + \frac{\gamma_4}{\gamma_4} x_{n4} k_{x4}.$$

Объем газообразной фазы (Γ) в бетонной смеси, считая только объем в межзерновом пространстве, определялся по формуле:

$$\Gamma = 1000 - (T + B_n).$$

Расчеты расхода материалов на единицу объема бетонной смеси в рыхлом или уплотненном состояниях производились по формулам приведенным в [3], с учетом фактических объемных весов бетонных смесей.

Уплотняемость бетонной смеси при обезвоздушивании и при вакуумировании, а также при атмосферном давлении была изучена в цилиндрическом приборе для испытания бетонной смеси [3]. При подвижных смесях виброуплотнение осуществлялось без пригруза, а при жестких смесях без пригруза и с пригрузом.

Изучение бетонной смеси при атмосферном давлении проводилось следующим образом. После укладки бетонной смеси в цилиндр поверхность смеси разравнивалась. В случае необходимости устанавливался пригруз и начиналось вибрационное уплотнение на стандартной виброплощадке. Через определенные промежутки времени фиксировалось изменение объема бетонной смеси по уровню поплавка в цилиндре. Продолжительность уплотнения принималась до затухания изменения объема бетонной смеси.

Изучение обезвоздушенной бетонной смеси производилось следующим образом. После укладки в цилиндр бетонной смеси, разравнивания поверхности, установления поплавка и герметического закрытия крышки, производилось обезвоздушивание в течение 60 сек. Вслед за этим начиналось вибрационное уплотнение без прекращения обезвоздушивания; когда по внешним признакам уплотнение бетонной смеси с обезвоздушиванием затухало, вакуум отключался и дальнейшее уплотнение производилось при атмосферном давлении до момента начала нового затухания изменения ее объема.

Изучение уплотняемости бетонной смеси вакуумированием производилось в том же приборе, используя поплавок снабженный с нижней стороны вакуумностью. После укладки и виброуплотнения бетонной смеси (продолжительность виброуплотнения принималась равной времени, установленному при изучении уплотняемости под атмосферным давлением), производилось вакуумирование в течение 27,5 мин, причем на 15 и 25 минутах производилась кратковременная вибрация в течение 5 сек.

После уплотнения бетонной смеси одним из трех указанных методов уплотнения, производилось вспучивание свежееотформованного бетона для изучения влияния его на дальнейшее виброуплотнение, а также для контролирования наличия газовой фазы в бетоне по величине вспучивания. Бетонные смеси, уплотненные при атмосферном давлении под-

вергались вспучиванию по следующему режиму: обезвоздушивание в течение 60 сек; атмосферное давление в течение 30 сек; атмосферное давление плюс виброуплотнение — 30 сек; обезвоздушивание с виброуплотнением — 70 сек; виброуплотнение под атмосферным давлением — 40 сек. Бетонные смеси, подвергнутые виброуплотнению с обезвоздушиванием, подвергались вспучиванию по следующему режиму: обезвоздушивание в течение 60 сек; обезвоздушивание с виброуплотнением — 60 сек; виброуплотнение при атмосферном давлении до 60 сек.

С целью сопоставления прочностей на сжатие и растяжение бетонов при различных методах уплотнения, изготавлились призмы размерами $10 \times 10 \times 30$ см в металлической форме. Для получения строго идентичных условий уплотнения, одновременно изготавливались 3 призмы из легкого и 3 из обычного бетонов. Дозировка была принята весовая. Устройство для изготовления образцов состояло из виброплощадки, на которую крепилась форма; герметически закрываемого колпака, под которым перемещался пригруз одновременно для шести призм; вакуумнасоса (РМК-2) с ресивером; шести прозрачных вакуумштов, позволяющих наблюдать за процессом отсасывания воды и подъемного механизма для перемещения формы, колпака и пригруза. Уплотнение бетонной смеси осуществлялось без пригруза при подвижностях бетонной смеси 10, 5, 1 см и 15 сек, с пригрузом 25 г/см^2 при подвижностях 30, 60 сек и с пригрузом 50 г/см^2 при подвижности 150 сек. Образцы, изготавливаемые только вибрированием, уплотнялись от 25 до 210 сек, в зависимости от степени жесткости. Образцы, изготавливаемые с обезвоздушиванием, уплотнялись по следующему режиму: обезвоздушивание — 60 сек; обезвоздушивание с вибрацией — 20—210 сек, в зависимости от жесткости смеси; виброуплотнение при атмосферном давлении — 10 сек. Образцы, изготавливаемые вакуумированием, уплотнялись по следующему режиму: виброуплотнение — как и у образцов первой группы; вакуумирование в течение 10 мин с двухкратным пятисекундным вибрированием в середине и в конце вакуумирования. Призмы испытывались на растяжение при расколе призм в третях их длины и полученные таким образом 3 кубика испытывались на сжатие [4].

2. Уплотняемость бетонной смеси на пористых заполнителях при обезвоздушивании

Уплотняемость бетонных смесей при виброуплотнении под атмосферным давлением или под вакуумом характеризуется изменением газовой фазы в л/м^3 в межзерновых пространствах, в зависимости от продолжительности уплотнения бетонной смеси. Результаты опытов для случая когда пригруз равен $P = 50 \text{ г/см}^2$ приводятся на рис. 1, где в левой части приведены графики для виброуплотненных бетонов, а в правой части — для виброуплотненных с обезвоздушиванием.

Из рассмотрения графиков на рис. 1 и аналогичных полученных автором для случаев когда $P = 25 \text{ г/см}^2$ и без пригруза ($P = 0$) можно отметить следующее. Процесс уплотнения идет тем быстрее, чем подвижнее

бетонная смесь; при отсутствии пригруза бетонная смесь при атмосферном давлении уплотняется быстрее, чем в разреженном пространстве, но последующее уплотнение при атмосферном давлении (обезвоздуши-

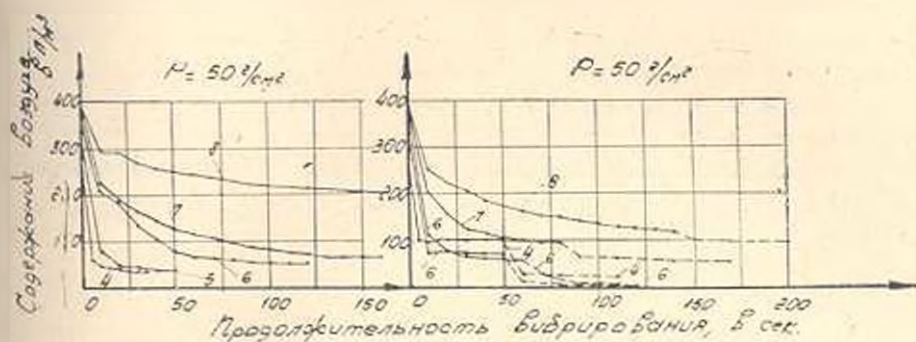


Рис. 1. Изменение объема газовой фазы в л.м^3 в межзерновых пространствах литондопемзовой бетонной смеси, в зависимости от продолжительности вибрирования. В левой части приведен график для виброуплотненных бетонных смесей, а в правой части для виброуплотненных с обезвоздушиванием 1 — $k = 15 \text{ сек}$, 5 — $k = 30 \text{ сек}$, 6 — $k = 60 \text{ сек}$, 7 — $k = 150 \text{ сек}$, 8 — $k = 250 \text{ сек}$ (где: k — консистенция бетонной смеси, P — величина пригруза). Переход от сплошной линии к пунктирной на кривых обозначает виброуплотнение при атмосферном давлении.

ванием бетонной смеси приводит к лучшему уплотнению, нежели у бетонной смеси вибрированной все время при атмосферном давлении; при уплотнении бетонной смеси под пригрузом 25 и 50 г/см^2 в разреженном пространстве, уплотнение протекает интенсивнее, чем при атмосферном давлении, причем, как и в предыдущем случае, последующее уплотнение при атмосферном давлении обезвоздушенной бетонной смеси приводит к лучшему уплотнению, чем у бетонной смеси вибрированной все время при атмосферном давлении.

После завершения опытов по изучению уплотняемости бетонной смеси на этих же образцах были продолжены опыты по изучению вспучиваемости и уплотняемости ее под влиянием попеременного действия обезвоздушивания и атмосферного давления в комбинации с вибрированием.

Результаты этих опытов для случая когда пригруз равен 50 г/см^2 приводятся на рис. 2.

Как видно из графиков рис. 2 и аналогичных графиков, полученных автором для $P = 0$ и $P = 25 \text{ г/см}^2$, при обезвоздушивании уплотненных бетонных смесей вибрирование помогает вспучиванию, но с тенденцией последующего уменьшения величины вспучивания, за исключением жидких смесей без пригруза, где вибрирование с момента включения уменьшает вспучивание, что объясняется воздухопроницаемостью жидких бетонных смесей. После вспучивания бетонных смесей вибрирование под атмосферным давлением приводит к уплотнению в степени меньшей или равной исходному положению. Следовательно, обезвоздушивание уже уплотненных бетонных смесей может служить средством вспучивания, а не их дальнейшего уплотнения.

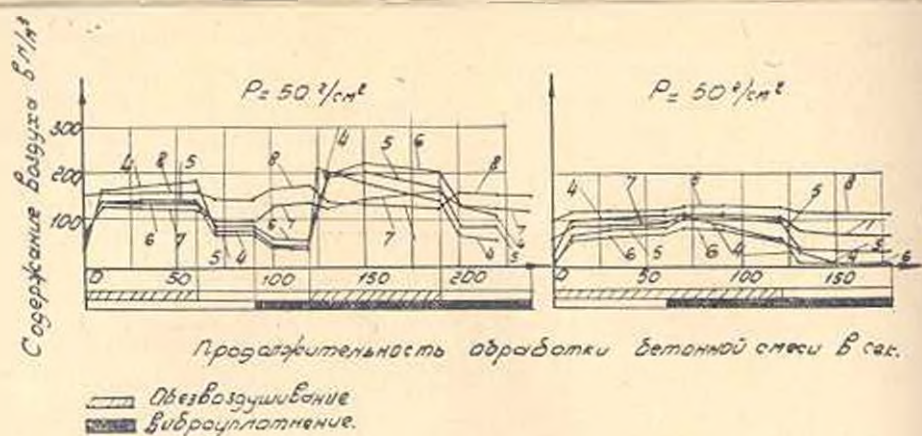


Рис. 2. Изменение объема газовой фазы в дм^3 в межзерновых пространствах литондинопемзовой бетонной смеси, в зависимости от попеременного действия разрежения воздуха и атмосферного давления. В левой части приведен график для бетонных смесей подвергнутых предварительному виброуплотнению, а в правой части—для бетонных смесей подвергнутых виброуплотнению с обезвоздушиванием.

Из сопоставления левого и правого графиков рис. 2 видно, что предварительное виброуплотнение с обезвоздушиванием бетонных смесей при повторном обезвоздушивании приводит к меньшему вспучиванию, нежели виброуплотнение при атмосферном давлении. Наконец, из рассмотрения рис. 2 можно отметить, что полного извлечения газовой фазы из бетонной смеси не было достигнуто.

3. Уплотняемость бетонной смеси на обычных заполнителях при обезвоздушивании

Уплотняемость бетонных смесей на обычных заполнителях изучалась аналогично уплотняемости легкобетонных смесей. Результаты опытов для случая когда пригруз $P = 50 \text{ г/см}^2$ приводится на рис. 3.

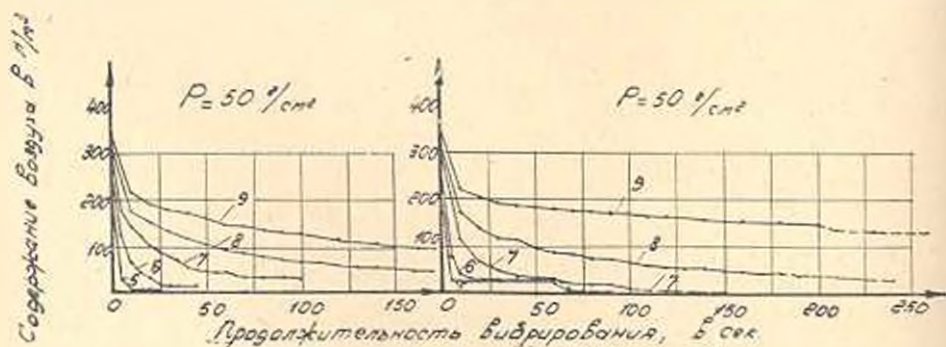


Рис. 3. Изменение объема газовой фазы в дм^3 в бетонной смеси на обычных заполнителях, в зависимости от продолжительности либрирования. В левой части приведен график для виброуплотнения бетонных смесей, а в правой части—для виброуплотнения с обезвоздушиванием. 5 — $k = 15 \text{ сек.}$, 6 — $k = 30 \text{ сек.}$, 7 — $k = 60 \text{ сек.}$, 8 — $k = 150 \text{ сек.}$, 9 — $k = 250 \text{ сек.}$

Из рассмотрения рис. 3 можно сделать примерно те же выводы, что и для бетонных смесей на литондинопемзовых заполнителях. Однако, сле-

дует отметить, что в особо жестких смесях на обычных заполнителях уплотнение с заблаговременным обезвоздушиванием протекает более медленно, чем при виброуплотнении без обезвоздушивания, что объясняется некоторым уменьшением затворенной воды, благодаря повышенной испаряемости воды в разреженном пространстве. Уменьшение количества воды по этой причине, при бетонных смесях на литондиномезовых заполнителях ощущается не столь заметно из-за содержания в ней относительно большого количества воды.

Результаты опытов по вспучиваемости уплотненных бетонных смесей на обычных заполнителях для случая когда пригруз $P=50 \text{ г/см}^2$ приведены на рис. 4.

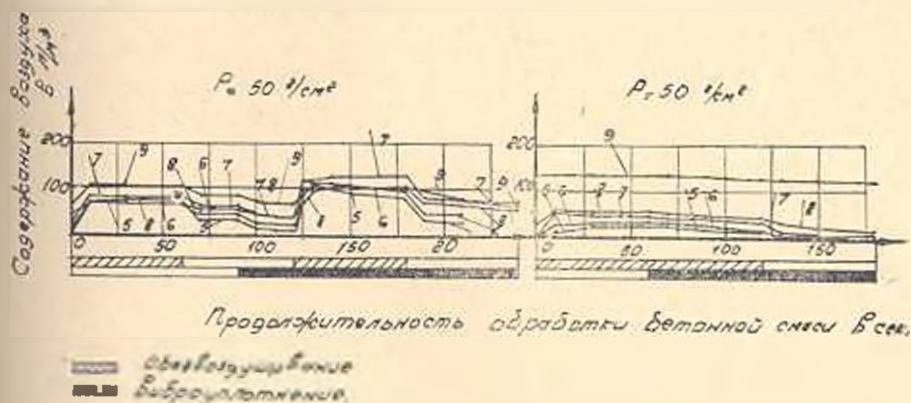


Рис. 4. Изменение объема газовой фазы в л/м^3 в бетонных смесях на обычных заполнителях, в зависимости от попеременного действия разрежения воздуха и атмосферного давления. В левой части приведен график бетонных смесей подвергнутому предварительному виброуплотнению, а в правой части—для бетонных смесей подвергнутых виброуплотнению с обезвоздушиванием.

Из рассмотрения кривых рис. 4 и аналогичных кривых, полученных автором для случая когда $P=0$ и $P=25 \text{ г/см}^2$ видно, что бетонные смеси на обычных заполнителях подчиняются тем же закономерностям, что и на литондиномезовых заполнителях. Однако, следует отметить, что легкобетонные смеси вспучиваются больше, чем бетонные смеси на обычных заполнителях, из-за того, что воздушные поры содержатся в ней не только в межзерновых пространствах, но и внутри зерен пористого заполнителя.

4. Уплотняемость бетонных смесей на обычных и пористых заполнителях при вакуумировании

Вакуумной обработке обычно подвергаются подвижные бетонные смеси и поэтому уплотняемость бетонной смеси в этой серии опытов изучалась при консистенции от 10 см по конусу, до жесткости 30 сек по техническому вискозиметру, тогда как уплотняемость обезвоздушенных смесей была изучена начиная с 1 см по конусу и до 250 сек по вискозиметру.

Результаты опытов по изучению уплотняемости и вспучиваемости бетонных смесей, характеризующихся изменением объема газовой фазы в

л/м^3 , зависимости от продолжительности воздействия вакуума, приведены на рис. 5. Из графиков уплотняемости при вакуумной обработке видно, что содержание газовой фазы в бетоне несколько увеличивается при обычных заполнителях, и в особенности при пористых.

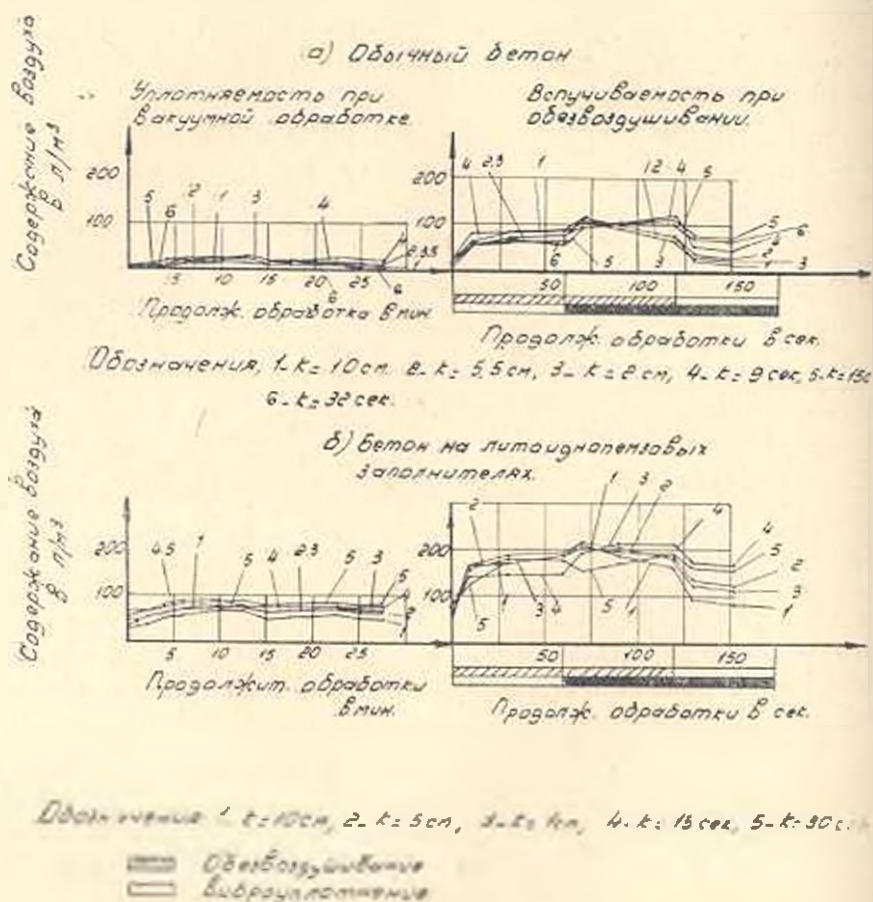


Рис. 5. Изменение объема газовой фазы в л/м^3 в бетонных смесях при их виброуплотнении и вакуумной обработке и последующем обезвоздушивании.

Кратковременные вибрации несколько уменьшают объем газовой фазы. Факт вспучиваемости вакуумированных образцов показывает, что при отжатии воды из свежееуплотненного бетона, воздух из него не извлекается полностью. При сопоставлении величин вспучивания вибрированных бетонных смесей с вакуумированными, тех же консистенций видим, что вспучиваемость свежееуплотненного бетона, как на обычных так и на пористых заполнителях, одного порядка.

5. Сопоставление уплотняемости бетонных смесей на обычных и пористых заполнителях при различных методах их уплотнения

Уплотняемость и вспучиваемость бетонных смесей в предыдущих главах была иллюстрирована кривыми изменения объема газообразной

Консистенция бетонной смеси в см ОК или сек	Содержание воды в % от веса сухих компонентов*	Наименование пригрузки в г/см³	Бетоны на антоциановых заполнителях												Бетоны на обычных заполнителях											
			В рыхлом состоянии			В виброуплотненном состоянии			В виброуплотненном и обезвоздушенном состоянии			В вакуумированном состоянии			В рыхлом состоянии			В виброуплотненном состоянии			В виброуплотненном и обезвоздушенном состоянии			В вакуумированном состоянии		
			Т	Вж	Г	Т	Вж	Г	Т	Вж	Г	Т	Вж	Г	Т	Вж	Г	Т	Вж	Г	Т	Вж	Г	Т	Вж	Г
10 см	22,6 11,2	—	689	197	116	755	216	29	—	—	—	787	163	50	750	221	29	772	225	3	—	—	—	820	172	8
5 см	21,3 10,3	—	665	183	122	767	202	31	—	—	—	786	151	63	754	203	43	784	212	4	—	—	—	824	162	14
1—2 см	19,8 9,7	—	638	150	212	796	185	24	808	190	2	796	137	67	696	174	130	796	200	4	—	—	—	834	152	11
9 сек	— 8,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	624	143	229	808	186	6	814	196	0	836	144	20
15 сек	18,6 7,9	—	560	120	320	794	169	37	817	177	6	800	125	75	590	122	290	828	168	4	829	169	2	843	143	14
30 сек	17,3 7,0	25	548	105	347	791	152	57	783	151	60	810	113	77	570	100	330	844	148	8	847	151	2	862	132	6
			548	105	347	812	156	32	826	160	14	—	—	—	—	—	—	844	148	8	847	151	2	—	—	—
60 сек	16 6,4	25	537	87	376	815	132	53	818	144	28	—	—	—	—	—	—	842	135	23	860	138	2	—	—	—
150 сек	14,7 5,8	50	547	77	376	810	115	66	830	104	57	—	—	—	—	—	—	841	118	41	850	121	29	—	—	—
2,0 сек	13,3 5,2	20	550	63	387	764	87	123	810	92	58	—	—	—	582	74	344	826	110	61	766	104	130	—	—	—

* В числителе содержание воды в %, для легкого бетона, в знаменателе—для обычного бетона.

фазы. Однако, для суждения о плотности затвердевших бетонов, уплотненных тем или иным методом, при различных водосодержаниях бетонной смеси, только величина газообразной фазы недостаточна. Для этого следует сопоставлять суммарные объемы газообразных и жидких фаз или же объемы твердых фаз в единице объема.

Экспериментальные данные в виде конечных значений объемов твердых, жидких и газообразных фаз бетонной смеси в рыхлом состоянии, после виброуплотнения, после виброуплотнения с обезвоздушиванием и после вакуумирования, приводятся в табл. 1.

Из рассмотрения таблицы видно, что с увеличением жесткости бетонных смесей объем твердой фазы при виброуплотнении увеличивается с 755 до 821 л/м³ на пористых заполнителях и с 772 до 847 л/м³ на обычных заполнителях; с увеличением пригрузки плотность свежесжатого бетона на обоих видах заполнителя, за редким исключением, увеличивается. В частности, при жесткости 250 сек плотность имеет меньшее значение, чем при жесткости 150 сек; при виброуплотнении с обезвоздушиванием и при вакуумировании плотность свежесжатого бетона по сравнению с виброуплотненным за некоторыми исключениями повышается.

Соотношение объемов твердой, жидкой и газообразных фаз и зависимости от количества затворенной воды приводятся на рис. 6.

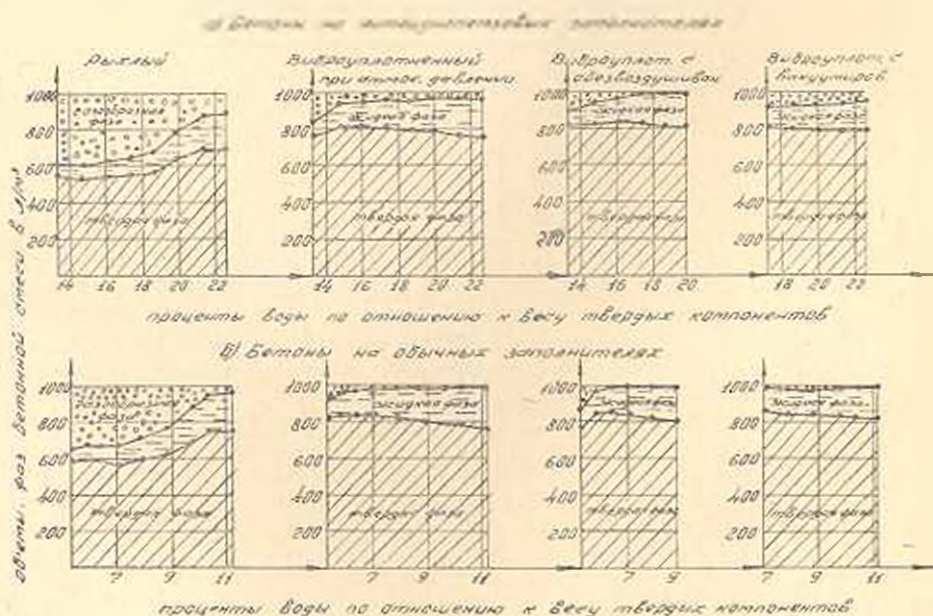


Рис. 6. Соотношение объемов твердой, жидкой и газообразной фаз бетонной смеси в л/м³.

Из рассмотрения графиков можно сделать следующие выводы: для бетонных смесей в рыхлом состоянии плотность их неуклонно увеличивается с увеличением содержания воды [2];

Таблица 2

Прочность на сжатие и растяжение бетонов в зависимости от метода их уплотнения

Подвижность бетонной смеси в см или сек	Метод уплотнения	Вид бетона	Объемный вес		Пределы прочности при растяжении в кг/см ²			Пределы прочности при сжатии в кг/см ²		
			в свежем виде	в высушенном виде	после пропарки	в возрасте 3 суток	в возрасте 28 суток	после пропарки	в возрасте 3 суток	в возрасте 28 суток
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
10 см	вибрирование	легкий	1730	1460	9,3	3,1	10,9	114	33	130
		обычный	2340	2150	4,8	3,3	15,0	71	37	199
	вакуумирование	легкий	1730	1510	12,8	4,7	14,1	175	55	217
		обычный	2410	2280	11,8	6,8	19,0	170	74	283
	обезвоздушивание	легкий	1740	1470	11,5	4,9	14,0	135	56	190
		обычный	2480	2190	12,7	5,8	21,6	141	55	237
5 см	вибрирование	легкий	1730	1480	10,3	3,9	11,3	123	44	171
		обычный	2360	2190	7,5	4,2	14,9	104	49	188
	вакуумирование	легкий	1720	1515	12,5	4,9	14,9	172	74	246
		обычный	2410	2290	12,9	8,7	18,5	175	92	279
	обезвоздушивание	легкий	1740	1480	13,4	6,0	13,8	12	75	236
		обычный	2390	2220	13,8	8,7	22,6	158	87	254
1 см	вибрирование	легкий	1750	1510	11,4	6,5	13,5	135	75	208
		обычный	2380	2220	9,2	6,3	14,1	134	74	236
	вакуумирование	легкий	1740	1550	13,7	9,3	18,2	195	104	272
		обычный	2430	2320	17,6	10,7	19,1	233	125	342
	обезвоздушивание	легкий	1800	1550	12,3	7,1	16,2	171	76	249
		обычный	2390	2230	11,5	7,0	16,2	154	89	249
15 сек	вибрирование	легкий	1750	1430	12,4	7,5	14,7	169	91	248
		обычный	2430	2305	18,0	12,3	19,0	231	151	342
	вакуумирование	легкий	1730	1550	13,6	10,6	17,2	188	133	293
		обычный	2440	2310	21,3	14,9	22,4	279	179	392
	обезвоздушивание	легкий	1810	1590	14,8	9,4	16,9	244	111	282
		обычный	2430	2310	18,2	12,4	21,8	280	186	416
30 сек	вибрирование	легкий	1770	1570	12,9	7,8	18,2	187	100	272
		обычный	2450	2340	17,3	12,6	26,0	263	186	424
	вакуумирование	легкий	1750	1560	13,9	10,2	16,0	210	106	277
		обычный	2400	2310	20,2	13,3	27,8	250	167	378
	обезвоздушивание	легкий	1810	1600	16,2	12,9	19,3	238	135	238
		обычный	2470	2360	21,8	13,5	32,7	301	238	457

Продолж. табл. 2

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
60 сек	вибрирование	легкий	1750	1560	14,2	9,5	17,5	214	147	311
		обычный	2440	2350	19,7	15,4	21,0	331	229	398
	обезвоздушивание	легкий	1800	1610	15,7	11,5	21,0	261	132	370
		обычный	2490	2395	24,1	19,5	33,0	392	282	502
150 сек	вибрирование	легкий	1750	1580	13,7	13,0	18,5	230	144	332
		обычный	2410	2340	22,4	18,6	31,8	364	259	469
	обезвоздушивание	легкий	1760	1570	17,5	11,3	19,9	232	161	361
		обычный	2490	2410	26,2	23,6	31,7	425	326	602

плотность бетонной смеси увеличивается с уменьшением количества затворенной воды при применении любого из методов уплотнения;

при пластичных бетонных смесях целесообразно применять вакуумирование, а при жестких — обезвоздушивание с виброуплотнением.

6. Сопоставление прочностей бетонов на обычных и пористых заполнителях при различных методах их уплотнения

Изучение уплотняемости бетонных смесей уплотняемых различными методами (виброуплотнением, виброуплотнением с обезвоздушиванием и виброуплотнением с вакуумированием) показали, что использование вакуума в технологии бетона позволяет существенно повышать плотность свежесжатого бетона. На основании этих данных можно утверждать, что с повышением плотности свежесжатого бетона существенно улучшатся и прочностные характеристики [5, 6]. Для установления абсолютных значений получаемых прочностей, автором были поставлены прямые опыты.

Экспериментальные данные испытания на сжатие и растяжение бетонов на пористых и обычных заполнителях приводятся в табл. 2. На

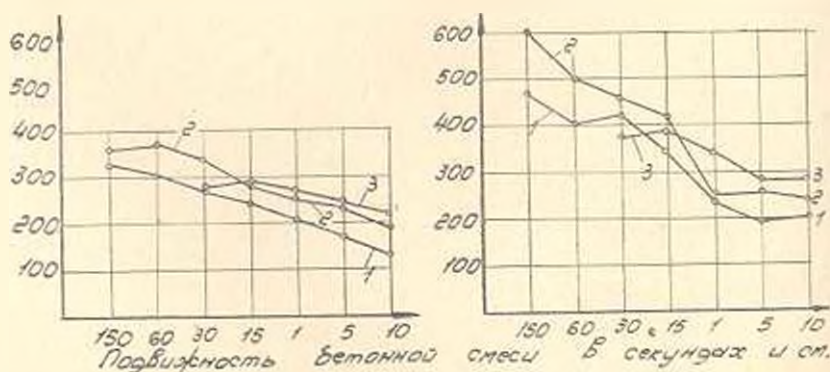


Рис. 7. Прочность на сжатие бетонов на обычных и литопеномных заполнителях, в зависимости от метода уплотнения бетонной смеси. В левой части приведен график для бетонов на литопеномных заполнителях, а в правой части — для бетонов на обычных заполнителях. 1 — виброуплотненный бетон; 2 — бетон обезвоздушиванный с вибрацией; 3 — вакуумированный бетон.

основании данных таблицы были построены графики зависимости прочности бетонов на сжатие и растяжение от методов уплотнения.

В частности, графики для бетонных образцов 28-дневного твердения представлены при сжатии на рис. 7 и при растяжении на рис. 8.

Из рассмотрения графиков видно, что влияние различных методов уплотнения на бетоны, изготовленные на обычном и литондиопемзовых заполнителях остается одинаковым. Разница заключается лишь в абсолютных значениях прочностей.

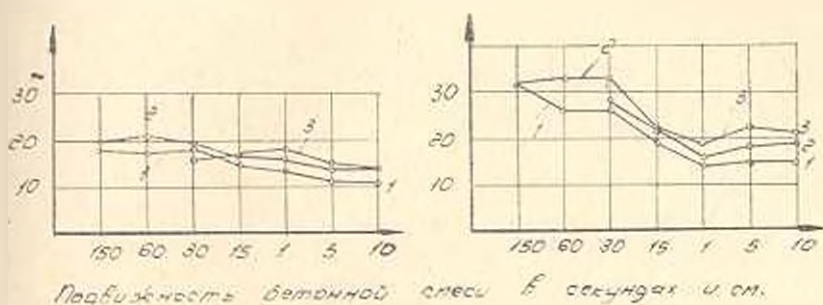


Рис. 8. Прочность на растяжение бетонов на обычных и литондиопемзовых заполнителях, в зависимости от метода уплотнения бетонной смеси. В левой части приведен график для бетонов на литондиопемзовых заполнителях, а в правой части для бетонов на обычных заполнителях.

Экспериментальные данные приводят к выводу, что для бетонных смесей с осадкой конуса 1,5 и 10 см наилучший эффект дает вакуумирование, повышающее прочность бетона 28-дневного возраста по сравнению с виброуплотненным на 40—50% при сжатии и на 35—50% при растяжении в обычных бетонах и на 30—70% при сжатии и 27—38% при растяжении в легких бетонах; при дальнейшем повышении жесткости бетонных смесей вакуумирование не эффективно.

Виброуплотнение с одновременным обезвоздушиванием приводит к повышению прочности бетона при всех консистенциях бетонной смеси, причем превышение прочности бетона 28-дневного возраста по сравнению с виброуплотненным бетоном в среднем составляет для обычных бетонов 20% при сжатии и растяжении и для легких бетонов 24% при сжатии и 17% при растяжении; понижение прочности пропаренных образцов для обычных бетонов составляет 35% при сжатии и 75% при растяжении, а для легких бетонов 25% при сжатии и растяжении.

В обычных бетонах процесс обезвоздушивания выявил наилучшие результаты для подвижных смесей.

В ы в о д ы

Обезвоздушивание бетонной смеси в рыхлом состоянии улучшает ее уплотняемость при последующем виброуплотнении и приводит к существенному повышению прочности бетона независимо от консистенции бетонной смеси и вида заполнителей. Обезвоздушивание уже уплотненной бетонной смеси, наоборот, приводит к вспучиванию ее, наглядно пока-

ывая наличие газовой фазы. Для получения плотных бетонов целесообразно при подвижных бетонных смесях применять обычный метод вакуумирования, а для жестких — метод обезвоздушивания. Конкретные области целесообразного использования метода обезвоздушивания бетонных смесей и способы формирования тех или иных изделий с улучшением этого метода, требует дальнейшего изучения.

Армянский НИИ
строительных материалов и сооружений

Поступило 22 X 1961

Ա. Մ. ԱՍԻՐՅԱՆ

ՐԵՏՈՒՆԻ ՏՆՆԵԱԿՈՒՆԱՅԻ ՄԵՋ ՎԱԿՈՒՈՒՄԻ ՕԳՏԱԿՐԵՄԱՆ ԵՐԿՈՒ ՀԱՐԱՎՈՐՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒԹՅՈՒՆԸ*

Ա մ փ ո փ ո լ մ

Հոլովածում նկարագրված են սովորական և ծակոտկեն լցանյութերից վա-
կուումի և օդազրկման մեթոդներով պատրաստված բետոնների վերաբերյալ
կատարած հետազոտությունների արդյունքները՝ նրանց կիրառման ռազիոնալ
ընտրված որոշելու նպատակով։ Նշված մեթոդների համադրման նպատա-
կով ուսումնասիրված են բետոնային խառնուրդների խտանայություն և բետո-
նի ամրության ընդհանուր կերպ տեսակի խտացման դեպքում՝ 1) թրթռա-
ման, 2) վակուումի և 3) օդազրկմամբ թրթռացման հետ միասին։

Բետոնային խառնուրդի օդազրկումը փոքրույն վիճակում հետագա թրթ-
ռացման հետ միասին բարելավում է նրա խտանայությունը և նշանակալի-
րեն բարձրացնում բետոնի ամրությունը՝ անկախ բետոնային խառնուրդի
բանձրությունից և լցանյութերի տեսակից։

Խիտ բետոններ ստանալու համար առաջարկվում է բետոնային շարժու-
խառնուրդներում կիրառել վակուումի սովորական մեթոդը, իսկ կոշտ բետոն-
ների համար՝ օդազրկման մեթոդը։

Նշվում են այդ մեթոդների նպատակահարմար օդադործման կոնկրետ
ընտրվածների բետոնային շինվածքների տեխնոլոգիայում։

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Симонов М. З. О газовой фазе в бетонной смеси и бетоне. Тр. конференции по техно-
логии бетона. Изд. АН АрмССР, Ереван, 1957.
2. Симонов М. З. Факторы плотности бетонов из литойной смеси и других пори-
стых заполнителей. Сб. Гидротехнический бетон из литойной смеси. Изд. АН
АрмССР, Ереван, 1958.
3. Симонов М. З. Новый прибор и метод изучения свойств бетонной смеси. «Изве-
стия АН АрмССР», (серия ТН) т. XVII, № 3, 1954.
4. Симонов М. З. и Асирян Т. Г. Метод определения прочности на сжатие и ра-
стяжение из бетонных смесей. «Известия АН АрмССР», (серия ТН) т. XI,
№ 3, 1958.
5. Симонов М. З. Вопросы расчета прочности бетонов, Известия АН АрмССР, т. VI,
№ 5—6, 1953.
6. Akroyd T. N. W. Concrete. Properties and manufacture. London, Pergamon Press,
1962.

* Արժանացել է պատվոգրի և պրոֆ. Ա. Զ. Մկրտչյանի ղեկավարությանը։

Г. А. АБРАПЕТЯН

ОБ ОДНОМ СПОСОБЕ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ РАСЧЕТОВ НА МОДЕЛИ СЕТЕЙ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

Точность расчетов различных режимов электрических систем, выполняемых на модели сетей переменного тока (МСПТ) во многом зависит от добротности реактивных катушек, при помощи которых моделируются элементы L схем замещения системы. Наличие недопустимой величины активного сопротивления в катушках затрудняет правильную установку исходного, установившегося режима моделируемой системы. Возникают значительные погрешности. С целью существенного уменьшения таких погрешностей предлагается методика, основанная на идее введения комплексного масштабного множителя $(1-j)$. Умножение комплексной величины на $(1-j)$ означает изменение его аргумента на 45° и увеличение его модуля в $1/\sqrt{2}$ раза. Умножение комплексного сопротивления на $(1-j)$ означает увеличение действительной (активной) его части и уменьшение мнимой (реактивной) части. Это видно из следующего

$$(R + jX)(1-j) = (R + X) - j(X - R) = R_{\text{н}} + jX_{\text{н}},$$

где $R_{\text{н}} = R + X$, $X_{\text{н}} = X - R$.

Увеличение активного сопротивления оказывается весьма полезным при необходимости воспроизведения на МСПТ отрицательных активных сопротивлений. Последние часто получаются при определении взаимных сопротивлений схем замещения многополюсников. Умножение на масштабный множитель $(1-j)$ дает возможность освободиться от отрицательной действительной части комплексного сопротивления. Введение масштабного множителя $(1-j)$ приводит к тому, что при моделировании емкостного сопротивления линий электропередач (ЛЭП) действительная часть полученного комплексного сопротивления оказывается отрицательной. Во избежание этого затруднения рекомендуется ЛЭП представлять II образной схемой замещения, в которой емкость оказывается подключенной по концам ЛЭП, где ее можно учитывать путем балансирования с мощностью узла.

Введение масштабного множителя $(1-j)$ для сопротивлений не изменяет методики измерения на МСПТ мощностей элементов моделируемой системы. С этой целью в измерительном комплексе МСПТ отбор напряжения от делителя для приборов активной и реактивной

мощности осуществляется не от R (ваттметр активной мощности) и S (ваттметр реактивной мощности), как это обычно делается, а, соответственно, от $(R + X_L)$ и $(R + X_C)$, где R , X_L , X_C равные между собой сопротивления вспомогательного устройства.

Необходимо отметить еще одну возможность повышения точности расчета, получаемую благодаря масштабному множителю $(1 - j)$. Для этого, не умножая сопротивления на масштабный множитель $(1 - j)$, измерения мощностей производятся при подключении ваттметров вышеописанным способом с последующим пересчетом значений мощностей. Это дает возможность в ряде случаев избежать измерений в начале шкалы приборов, что приводит к повышению точности расчетов.

Таким образом, введение масштабного множителя $(1 - j)$ позволяет: увеличить активную составляющую моделируемого комплексного сопротивления; повысить точность измерений на МСПТ; моделировать отрицательные активные сопротивления схемы замещения многополюсников. Предлагаемая методика используется в исследованиях режимов энергосистем, проводимых в АрмНИИЭ с помощью располагаемой МСПТ [1].

ЛИТЕРАТУРА

1. Адоинц Г. Т., Акопянцян Г. Д., Гамбурия К. А., Мартиросян М. А. Модель сетей переменного тока АН Армянской ССР. Известия АН Армянской ССР, т. XIV, № 6, 1961.

С. А. МЕДВЕДЕВ, М. Г. МНЕЯН

АНИЗОТРОПИЯ, НАВЕДЕННАЯ ПОЛЕМ В ФЕРРИТЕ НИКЕЛЯ С МАЛЫМ ДОБАВЛЕНИЕМ КОБАЛЬТА

Известно, что определенные ферромагнитные материалы расположены к термомагнитной обработке. При отжиге в магнитном поле в определенном температурном интервале они выявляют одноосную анизотропию с устойчивым направлением параллельно магнитному полю. На основе изученных свойств ферритов кобальта и никеля, подвергнутых термомагнитной обработке, авторы исследовали анизотропию, наведенную полем в феррите никеля с небольшими добавками кобальта.

Образцы, которые были исследованы, записываются в виде:



где a в нашем случае проходит от 0 до 0,12, а y — от —0,02 до 0,2.

Образцы были изготовлены по керамической технологии, с использованием окислов соответствующих металлов. Спекание проводилось при температурах 1150—1350 °С в атмосфере кислорода и азота с последующим охлаждением в печи. Для некоторых образцов была

мощности осуществляется не от R (ваттметр активной мощности) и S (ваттметр реактивной мощности), как это обычно делается, а, соответственно, от $(R + X_L)$ и $(R + X_C)$, где R , X_L , X_C равные между собой сопротивления вспомогательного устройства.

Необходимо отметить еще одну возможность повышения точности расчета, получаемую благодаря масштабному множителю $(1 - j)$. Для этого, не умножая сопротивления на масштабный множитель $(1 - j)$, измерения мощностей производятся при подключении ваттметров вышеописанным способом с последующим пересчетом значений мощностей. Это дает возможность в ряде случаев избежать измерений в начале шкалы приборов, что приводит к повышению точности расчетов.

Таким образом, введение масштабного множителя $(1 - j)$ позволяет: увеличить активную составляющую моделируемого комплексного сопротивления; повысить точность измерений на МСПТ; моделировать отрицательные активные сопротивления схемы замещения многополюсников. Предлагаемая методика используется в исследованиях режимов энергосистем, проводимых в АрмНИИЭ с помощью располагаемой МСПТ [1].

ЛИТЕРАТУРА

1. Адоинц Г. Т., Акопянцян Г. Д., Гамбурия К. А., Мартиросян М. А. Модель сетей переменного тока АН Армянской ССР. Известия АН Армянской ССР, т. XIV, № 6, 1961.

С. А. МЕДВЕДЕВ, М. Г. МНЕЯН

АНИЗОТРОПИЯ, НАВЕДЕННАЯ ПОЛЕМ В ФЕРРИТЕ НИКЕЛЯ С МАЛЫМ ДОБАВЛЕНИЕМ КОБАЛЬТА

Известно, что определенные ферромагнитные материалы расположены к терромагнитной обработке. При отжиге в магнитном поле в определенном температурном интервале они выявляют одноосную анизотропию с устойчивым направлением параллельно магнитному полю. На основе изученных свойств ферритов кобальта и никеля, подвергнутых терромагнитной обработке, авторы исследовали анизотропию, наведенную полем в феррите никеля с небольшими добавками кобальта.

Образцы, которые были исследованы, записываются в виде:



где a в нашем случае проходит от 0 до 0,12, а y — от —0,02 до 0,2.

Образцы были изготовлены по керамической технологии, с использованием окислов соответствующих металлов. Спекание проводилось при температурах 1150—1350 °С в атмосфере кислорода и азота с последующим охлаждением в печи. Для некоторых образцов была

выбрана специальная окисляющая обработка. Величина энергии наведенной анизотропии определялась по разностям площадей кривых намагничивания, снятых в параллельном и перпендикулярном направлениях в широком температурном интервале. Образцы подвергались термомагнитной обработке с последующим медленным охлаждением в присутствии поля. В составах с такой композицией магнитный отжиг наводит одноосную анизотропию. При охлаждении в отсутствие магнитного поля частные петли гистерезиса несколько перетянуты, что указывает на восприимчивость этого материала к обработке в магнитном поле. Перетянутость петли указывает также на то, что стенки доменов уравновешены благодаря наличию наведенной анизотропии [1]. Полученные результаты показывают, что эффект термомагнитной обработки сильно зависит от состава: термомагнитная обработка тем сильнее, чем больше избыток окиси железа. Очевидно, что степень стабилизации доменных стенок также зависит от количества окиси железа. Однако при достаточно сильном окислении увеличивается восприимчивость к термомагнитной обработке. Оказалось, что в окисленных образцах можно достичь высокого электрического сопротивления даже в образцах с избытком Fe_2O_3 . Между тем как в ферритах с избытком Fe_2O_3 оно довольно-таки резко падает [2]. В этом случае имеем дело с появлением катионных вакансий. Тот факт, что для образцов с недостатком Fe_2O_3 уменьшается энергия индуцированной анизотропии и ухудшается прямоугольность петли гистерезиса, говорит о том, что присутствие ионов Fe^{2+} способствует диффузии ионов Co^{2+} и Ni^{2+} . Однако это длится до тех пор, пока переход $\text{Fe}^{2+} \rightarrow \text{Fe}^{3+}$ ионов, которые могут иметь место в процессе диффузии ионов Co и Ni , не выровняет потенциальный барьер для миграции ионов Co^{2+} и Ni^{2+} . В окисленных образцах эту функцию выполняют катионные вакансии, которые при высоких температурах способствуя перераспределению ионов ведут к деформации решетки в результате термомагнитной обработки.

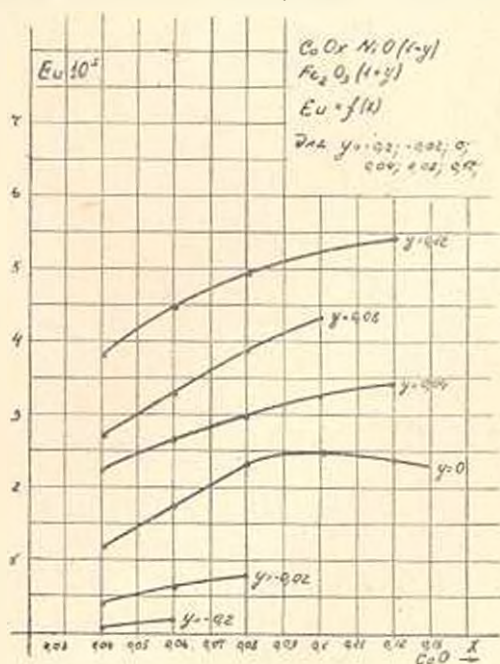


Рис. 1.

Рис. 1 показывает зависимость от содержания кобальта и величины энергии индуцированной анизотропии при разных содержаниях окиси железа. Как видно энер-

гия индуцированной анизотропии зависит от параметра y , т. е. от количества катионных вакансий. В образцах с уменьшением кобальта, величина энергии индуцированной анизотропии опять же превалирует в случае с избытком окиси железа. Случай, когда $y=0$, т. е. случай феррита никеля, рассматривался нами ранее. Но и в этом случае имело место индуцированная анизотропия. Относить этот эффект к присутствию в NiO некоторого количества CoO не следует, поскольку наши предыдущие результаты показали явную склонность к термомангнитной обработке ионов никеля.

В образцах богатых никелем в отличие от кобальтового феррита эффект сильно занижен, и для выявления его необходима значительная концентрация вакансий.

Здесь, вероятно сказывается то обстоятельство, что ионизационный потенциал Ni^{2+} иона выше чем Co^{2+} и окисление должно быть значительным, благодаря наличию достаточного количества вакансий. Существенную роль играет, видимо, и величина энергии равновесия кристаллического поля для ионов Ni [3, 4].

МЭИ

Получено 30.XII 1964

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Avama, Sekizawa, Jida. „J. Phys. Soc. Japan“, v. 12, № 1957
2. Jida atall. „J. Phys. Soc. Japan“, 13, 1958.
3. Slonczewski. „Phys. Rev“, 110 1958. 1. Apl Phys. 1960, № 3, Sep. v. 32.
4. Creifer. J. Appl Phys. 32, 1961.

Н. С. ХАЧАТУРЯН

О МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИКАХ КАМЕННОЙ СОЛИ АВАНСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ АРМЯНСКОЙ ССР

Подземные хранилища для жидких нефтепродуктов и природного газа, сооружаемые разрывом в отложениях каменной соли, требуют тщательного изучения механических свойств пород, так как эти сооружения, как правило, осуществляются без креплений.

Для суждения о возможности строительства подземного хранилища природного газа в Аване (Армянская ССР) в 1962 году ВНИИ-ПОДЗЕМГАЗ-ом при участии автора были проведены исследования механических характеристик каменной соли аванского солерудника. Из строящегося солерудника с глубины 250 м, было отобрано 30 монолитов соли, из которых было изготовлено 170 образцов (цилиндров), пригодных для определения прочности соли на сжатие и 88 образцов для определения предела прочности на растяжение. Кроме того была изготовлена партия образцов для определения модуля упругости каменной соли при сжатии.

гия индуцированной анизотропии зависит от параметра y , т. е. от количества катионных вакансий. В образцах с уменьшением кобальта, величина энергии индуцированной анизотропии опять же превалирует в случае с избытком окиси железа. Случай, когда $y=0$, т. е. случай феррита никеля, рассматривался нами ранее. Но и в этом случае имело место индуцированная анизотропия. Относить этот эффект к присутствию в NiO некоторого количества CoO не следует, поскольку наши предыдущие результаты показали явную склонность к термомангнитной обработке ионов никеля.

В образцах богатых никелем в отличие от кобальтового феррита эффект сильно занижен, и для выявления его необходима значительная концентрация вакансий.

Здесь, вероятно сказывается то обстоятельство, что ионизационный потенциал Ni^{2+} иона выше чем Co^{2+} и окисление должно быть значительным, благодаря наличию достаточного количества вакансий. Существенную роль играет, видимо, и величина энергии равновесия кристаллического поля для ионов Ni [3, 4].

МЭИ

Получено 30.XII 1964

ЛИТЕРАТУРА

1. Avama, Sekizawa, Jida. „J. Phys. Soc. Japan“, v. 12, № 1957
2. Jida atall. „J. Phys. Soc. Japan“, 13, 1958.
3. Slonczewski. „Phys. Rev“, 110 1958. 1. Apl Phys. 1960, № 3, Sep. v. 32.
4. Creifer. J. Appl Phys. 32, 1961.

Н. С. ХАЧАТУРЯН

О МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИКАХ КАМЕННОЙ СОЛИ АВАНСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ АРМЯНСКОЙ ССР

Подземные хранилища для жидких нефтепродуктов и природного газа, сооружаемые разрывом в отложениях каменной соли, требуют тщательного изучения механических свойств пород, так как эти сооружения, как правило, осуществляются без креплений.

Для суждения о возможности строительства подземного хранилища природного газа в Аване (Армянская ССР) в 1962 году ВНИИ-ПОДЗЕМГАЗ-ом при участии автора были проведены исследования механических характеристик каменной соли аванского солерудника. Из строящегося солерудника с глубины 250 м, было отобрано 30 монолитов соли, из которых было изготовлено 170 образцов (цилиндров), пригодных для определения прочности соли на сжатие и 88 образцов для определения предела прочности на растяжение. Кроме того была изготовлена партия образцов для определения модуля упругости каменной соли при сжатии.

Испытания образцов производились в Центральной испытательной станции Армянского НИИ строительных материалов и сооружений по методике НИИ им. Скочинского [1, 2]. Предел прочности цилиндрических образцов каменной соли на сжатие определялся на 100 т прецизионном универсальном гидропрессе „Рейли“. Величина предела прочности на сжатие по результатам испытания 170 образцов каменной соли колебалась в довольно широких пределах, а именно от 125 до 425 кг/см². Предел прочности соли на растяжение определялся методом раскола цилиндра на прессе 2ПГ-10. По результатам испытания 88 образцов величина предела прочности соли на растяжение колебалась в пределах от 41 до 91 кг/см². Модуль упругости каменной соли определялся испытанием на сжатие, на прессе 2ПГ-10, цилиндрических образцов. Продольные деформации образцов измерялись тензодатчиками сопротивления с базой 50 мм с помощью автоматического измерителя деформации АИ-1. Величина модуля упругости каменной соли по результатам испытания колебалась в пределах от 7700 до 15500 кг/см².

В результате обработки экспериментальных данных методом математической статистики получены следующие механические характеристики каменной соли:

предел прочности на сжатие $\sigma_c = 250 \text{ кг/см}^2$ при среднеквадратичном отклонении 70 кг/см² и коэффициенте вариации 28%;

предел прочности на растяжение $\sigma_r = 61 \text{ кг/см}^2$ при среднеквадратичном отклонении 12 кг/см² и коэффициенте вариации 18%;

модуль упругости $E = 10900 \text{ кг/см}^2$ при среднеквадратичном отклонении 2100 кг/см² и коэффициенте вариации 19%.



Рис. 1.

На рис. 1 пунктирной линией 1 показана экспериментальная кривая распределения пределов прочности каменной соли на растяжение.

Сплошной линией 2 на том же рисунке показана нормальная кривая Гаусса.

ВНИИПО.ИЗЕМГАЗ

Поступило 13.VI 1964

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Руппенейт К. В. Некоторые вопросы механики горных пород. Углетехиздат, 1954.
2. Руппенейт К. В. Механические свойства горных пород. Углетехиздат, 1956.

СОДЕРЖАНИЕ

	Стр.
Гидравлика	
<i>Г. А. Макарян.</i> К вопросу установившегося течения жидкости в непрямоугольном русле	3
Энергетика	
<i>Г. Д. Адоиц.</i> К теории и методам расчета многополюсника	13
<i>Е. Д. Сифаров, К. А. Вардазарян.</i> К методике определения оптимальных мощностей пиковых электростанций энергосистемы с учетом потерь энергии в линиях электропередач	19
<i>С. М. Саркисян.</i> Оптимальное распределение нагрузки между агрегатами на тепловых электростанциях	27
Машиноведение	
<i>С. С. Дмитриченко, Р. В. Персесян.</i> Оценка усталостной прочности элементов конструкций на электронно-вычислительных машинах	37
Грунтоведение	
<i>Г. С. Канани.</i> Уплотнение глинистых грунтов под воздействием кратковременной многократно повторной нагрузки	43
Строительные материалы	
<i>С. С. Джаназян.</i> О реологических свойствах новых видов стержневой арматуры класса А—IV	49
<i>А. И. Асирян.</i> Исследование двух возможностей использования вакуума в геологии бетона	57
Научные заметки	
<i>Г. А. Айрапетян.</i> Об одном способе повышения точности расчетов на модели сетей переменного тока	71
<i>С. А. Медведов, М. Г. Мисяк.</i> Анизотропия, индуцированная полем в феррите никели с малым добавлением кобальта	72
<i>Н. С. Качатурян.</i> О механических характеристиках каменной соли Апанского месторождения Армянской ССР	74

Բ ՈՎ ԱՆ Ի Ա Կ Ո Ւ Թ Յ ՈՒՆ

Հիպոթիկա

Ի. Ա. Իսկարյան. <i>Այս պրոբլեմային հանձնարում ենք ավելի կայունացած շաղմման հարցի շուրջը</i>	3
---	---

Լեմերգևություն

Հ. Տ. Այվնց. <i>Ռազմարևանակի թեոթեթի և հաշվման մեթոդների վերաբերյալ (հա. պրոբլեմ 3)</i>	33
Ի. Ջ. Սուխարով. Կ. Ա. Վարդապետյան. <i>Հենրիխսոնի գաղաթային էլեկտրականների սպառման հզորության մեթոդիկան. էլեկտրահաղորդման դժեբում էլեկտրիայի կորուստների հաշվառումով</i>	18
Վ. Ի. Սարգսյան. <i>Ջերմ-էլեկտրականի բեռի սպառման բաշխումն ազդեցականների միջև</i>	27

ՍՆԲՆԱՎԼՈՒԵՐԿԱՆ

Ի. Ի. Իսկարյան, Ի. Վ. Ներսիսյան. <i>Կոնստրուկցիաների տարրերի հոգնամային տարաթյան զննահատումը էլեկտրոնային հաշվի մեթոդներով</i>	37
--	----

ԴՐՈՆԱՐԱՐԱՆՈՒՄԿԱՆ

Հ. Ի. Կանայան. <i>Կապիտալի գրուհաների խառնուրդը բազմաթիվ տեղում գրվելուց մանրության տակ</i>	43
---	----

ՇԻՆԱՆԿԱՄԵՐ

Ա. Ա. Ջանազյան. <i>Ա—IV խմբի նոր տեսակի ձողային տարանի տեղադրական հատկությունների մասին</i>	48
Ա. Ա. Ասիյան. <i>Բևտոնի տեխնոլոգիայի մեջ վաղուհի տպագրման երկու հնարավորությունների հետազոտությունը</i>	57

ԴԻՎԱԿԱՆ ՏԱՐԵՐ

Ի. Ի. Հայրսպետյան. <i>Փոփոխական հոսանքի ցանցերի մոդելի հաշվարկի ճշտության բարձրացման մի եղանակի մասին</i>	71
Ի. Ա. Սեդիկյան, Մ. Գ. Բենյան. <i>Երկնային ֆերիտի դաշտում արձարմով առնվազանային կորայի փոքր ավելացումով</i>	72
Ն. Ի. Նալապետյան. <i>Հայկական ՍՍՌ Ավանի հանրապետի բարդի մեխանիկական բեռնադրերի վերաբերյալ</i>	74

