

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՌ-ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱՇԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ԻՅՎԵՏԻՅԱ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ.
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԿՐԱՔՐԱԿԱՆ ԿՈՒՆԻՅՈՒ

Սղոյն Շ. Տ. Արշակունիի մ. Վ. Նդիսպուրյան Ի. Վ. Կասյան
Մ. Վ. (պատ. խմբագիր), Նազարով Ա. Գ., Սիմոնով Խ. Ջ.,
Փիլաթոսյան Վ. Վ. (պատ. խմբագիր անգլերեն)։

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Асоян Г. Т., Алексеевский В. В., Есипов М. В., Касьян
М. В. (о в е . редактор), Назаров А. Г., Пилотский В. Г.
(з а л . отв. редактор), Сильвестр М. З.

Г. Т. АЛОՆԻ

К ТЕОРИИ И МЕТОДАМ РАСЧЕТА МНОГОПОЛЮСНИКА

Сообщение 1

Расчет параметров активного многополюсника по заданной схеме замещения системы

Вопросы теории и методов расчета многополюсника приобретают все большее теоретическое и практическое значение в связи с бурным развитием электрических сетей энергосистем, созданием сложных систем автоматического регулирования, разработкой вычислительных машин и других устройств, исследование режимов которых базируется на теории многополюсника. Вопросы теории и методов расчета многополюсника получили развитие в работах советских ученых Р. А. Воронова, Э. В. Зеляха, В. И. Коваленкова, Г. Е. Пуховя, В. П. Сигорского и ряда других, а также зарубежных ученых — Г. Крона, В. Кауэра, Т. Ши [1—3] и др. К числу недостаточно или слабо разработанных разделов теории многополюсника относятся: расчеты параметров многополюсника, теория эквивалентирования многополюсников, теория оптимальных режимов, расчеты комплексных напряжений и токов по заданным мощностям источников, подключенных к многополюснику, теория переходных процессов при одновременном действии на зажимах многополюсника источника э.д.с. и тока и т. д.

Настоящее сообщение посвящается разработке метода расчета Z , Y и активных параметров многополюсника по заданной схеме замещения системы. Следующее сообщение автора будет посвящено расчету комплексных напряжений по заданным активным и реактивным мощностям источников энергии, подключенных к зажимам многополюсника.

Постановка задачи. Задана схема замещения системы с источниками комплексных э.д.с. (случай I) и схема замещения с источниками комплексных токов (случай II). Требуется определить параметры активного многополюсника, эквивалентного заданной схеме замещения.

Случай I. Схема с источниками комплексных э.д.с. Будем различать схему многополюсника, содержащую хотя бы один поперечный элемент, и схему без поперечных элементов.

А. Схема многополюсника содержит хотя бы один поперечный элемент. Пусть заданная схема замещения электрической цепи с источниками комплексных э.д.с. содержит $k_s = n + s$ независимых контуров. Требуется преобразовать эту схему в эквивалентный $2n$ -полюсник, где n — число подключенных к многополюснику источников э.д.с. (как стационарных-генераторных, так и нагрузочных источников, эквивалентно воспроизводящих те или иные пассивные элементы цепи). Уравнения контурных токов для заданной схемы после разбиения (по индексу n) матриц комплексных: сопротивлений, токов и э.д.с. на подматрицы могут быть представлены в следующей форме:

$$\begin{bmatrix} [Z_{mk}] \\ [Z_{n+p, k}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [Z_{m, n+c}] \\ [Z_{n+p, n+c}] \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_k \\ [I_{n+c}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [\dot{E}_m] \\ [\dot{E}_{n+p}] \end{bmatrix} \quad (m, k = 1, 2, \dots, n); \\ (p, c = 1, 2, \dots, s), \quad (1)$$

где n — число контуров, токи которых оказываются независимыми переменными эквивалентного $2n$ -полюсника. Каждый из этих контуров содержит ветвь, выходящую вне многополюсника. Условимся называть их внешними контурами многополюсника. Для обозначения этих контуров используются текущие индексы m и k . В уравнениях (1) были приняты следующие обозначения:

s — число контуров, токи которых остаются внутри эквивалентного $2n$ -полюсника. Соответственно, условимся называть их внутренними контурами многополюсника. Для обозначения этих контуров используются индексы $n+c$ и $n+p$;

$I_k; I_{n+c}$ — контурные токи, соответственно, внешних и внутренних контуров $2n$ -полюсника;

$\dot{E}_m; \dot{E}_{n+p}$ — комплексные э.д.с. источников, оказавшихся, соответственно, вне и внутри схемы $2n$ -полюсника;

$Z_{mk}; Z_{m, n+c}; Z_{n+p, k}; Z_{n+p, n+c}$ — комплексные сопротивления, представляющие собой элементы матрицы $[Z]$ исходной системы контурных уравнений схемы замещения электрической цепи;

$1, 2, \dots, m, \dots, n+1, \dots, n+p, \dots, n+s$ — индексы строк матрицы $[Z]$;

$1, 2, \dots, k, \dots, n, n+1, \dots, n+c, \dots, n+s$ — индексы столбцов той же матрицы.

Путем исключения из системы уравнений (1) контурных токов I_{n+c} ($c = 1, 2, \dots, s$) получают следующие уравнения некоторого активного $2n$ -полюсника, эквивалентного исходной схеме:

$$[Z_{mk} + Z_{ms}] [I_k] = [\dot{E}_m - \dot{E}_{ms}] = [\dot{E}_{ms}] \quad (k, m = 1, 2, \dots, n), \quad (2)$$

где $Z_{mk} = Z_{ms} + Z_{mk}$ — есть пассивные параметры, а \dot{E}_{ms} — активные параметры полученного активного $2n$ -полюсника.

Уравнения (1) могут быть представлены и в следующей обращенной форме

$$[Y_{mk}] \cdot [E_{ks}] = [I_m] \quad (m, k = 1, 2, \dots, n). \quad (3)$$

Таким образом (2) и (3) являются основными уравнениями формы Z и Y установившегося режима $2l$ -полюсника с заданными комплексными э.д.с. на его зажимах. Параметры активного многополюсника Z_{mk}^* и E_{mk}^* выражаются через параметры уравнений (1) контурных токов следующим образом.

$$Z_{mk}^* = \sum_{c=1}^l Z_{m, n+c} a_{n+c, k} \quad (m, k = 1, 2, \dots, n);$$

$$E_{mk}^* = \sum_{c=1}^l Z_{m, n+c} b_{n+c, k} \quad (m = 1, 2, \dots, n), \quad (4)$$

где коэффициенты a и b выражаются через параметры исходных уравнений (1) формулами:

$$a_{n+c, k} = -\frac{1}{\Delta} \sum_{p=1}^l \Delta_{n+c, n+p} Z_{n+p, k}^* (-1)^{p+c};$$

$$b_{n+c, k} = \frac{1}{\Delta} \sum_{p=1}^l \Delta_{n+c, n+p} E_{n+p}^* (-1)^{p+c} \quad (c = 1, 2, \dots, l), \quad (5)$$

где Δ — определитель подматрицы $[Z_{n+p, n+q}^*]$ матрицы коэффициентов уравнений (1);

$\Delta_{n+c, n+p}$ — минор элемента, стоящего в $n+p$ -ой строке и $n+c$ -ом столбце указанного определителя Δ .

Б. Схема многополюсника не содержит поперечных элементов. Данная задача аналогична рассмотренной выше, за исключением условия, что внутри схемы многополюсника отсутствуют поперечные элементы. Это означает, что так любого из источников э.д.с., действующего на любой паре зажимов многополюсника, при отсутствии источников э.д.с. на остальных парах его зажимов равен нулю. В этом случае оказывается затруднительным построение первых уравнений системы (1), из-за отсутствия в многополюснике внутреннего поперечного элемента. Между тем, существует практическая потребность в определении Z — параметров такого рода многополюсников, и в частности, для расчетов потерь мощности в сетях энергосистем, часто представляемых схемами замещения без внутренних поперечных элементов. Для преодоления этого затруднения предлагается заменить задачу по определению Z — параметров $2l$ -полюсников без поперечного элемента — задачей по расчету Z — параметров некоторого $2(l-1)$ полюсника, получаемого из исходной схемы $2l$ -полюсника путем приравнивания нулю э.д.с. одного из внешних источников, что равносильно принятию за нуль базисного напряжения. Эта ветвь с нулевой э.д.с. может рассматриваться как поперечная, внутренняя. В результате получается схема $2(l-1)$ — полюсника, содержащая хотя бы один поперечный элемент. Z — параметры полученного $2(l-1)$ — полюсника определяются по методике, изложенной выше для случая l — многополюсника с внутренним поперечным элементом. Возникает

вопрос о том, каков смысл Z -параметров такого $2(n-1)$ -полюсника и как они могут быть использованы в расчетах режимов исходного 2 -полюсника? Ограничимся рассмотрением одного примера практического использования Z -параметров такого $2(n-1)$ -полюсника для расчетов потерь мощности и последним.

Покажем также, что для обеспечения возможности использования Z -параметров в $2(n-1)$ -полюснике при расчетах потерь мощности в исходном 2 -полюснике необходимо было принять равной нулю величину э.д.с. источника той ветви, которая вносится внутрь схемы. Для доказательства допустим сначала $E_n \neq 0$, т. е. будем считать, что в схему не вносим никаких изменений. Тогда очевидно, что уравнения вида (1) записанные для схемы $2(n-1)$ -полюсника, будут иметь следующий вид:

$$\sum_{k=1}^{n-1} Z_{mk} I_k + \sum_{c=1}^s Z_{m,n+c} I_{n+c} = E_m - E_n \quad (m=1, 2, \dots, n-1), \quad (6)$$

где s —уравнения системы (1) не изменяются, за исключением замены в них индексов n на $n-1$. Выполним операции, предусмотренные для случая А, получим уравнения $2(n-1)$ -полюсника:

$$\sum_{k=1}^{n-2} (Z_{mk} + Z_{mk}) I_k = E_m - E_{m+1} - E_n \quad (m=1, 2, \dots, n-1). \quad (7)$$

Заметим, что величина E_{m+1} не зависит от E_n . Путем умножения (7) на сопряженный комплексный ток I_m и алгебраического суммирования полученных выражений по индексу $m = (1, 2, \dots, n-1)$, получим:

$$\sum_{m=1}^{n-1} (E_m - F_{m+1}) I_m = \sum_{m=1}^{n-1} E_n I_m = \sum_{k=1}^{n-1} \sum_{m=1}^{n-1} (Z_{mk}) I_k I_m. \quad (8)$$

Имея в виду, что для схемы 2 -полюсника без поперечного элемента имеет место условие:

$$I_n = - \sum_{m=1}^{n-1} I_m \quad (9)$$

путем подстановки условия (9) в выражение (8) получим следующий баланс мощностей:

$$\sum_{m=1}^{n-1} (E_n - E_{m+1}) I_m + E_n I_n = \sum_{k=1}^{n-1} \sum_{m=1}^{n-1} (Z_{mk}) I_k I_m. \quad (10)$$

Левая часть выражения (10) представляет собой сумму потерь комплексной мощности в схеме 2 -полюсника. Следовательно имеем:

$$\pi + jq = \sum_{k=1}^{n-1} \sum_{m=1}^{n-1} Z_{mk} I_k I_m, \quad (11)$$

где π —потери активной, а q —реактивной мощностей, имеющие место

в исходном $2n$ -полюснике: Z_{mk} — пассивные параметры $2(n-1)$ -полюсника, получаемые описанным выше путем.

Таким образом, Z_{mk} параметры $2(n-1)$ полюсника, полученные путем приравнивания нулю одной из э.д.с. $2i$ -полюсника без внутреннего поперечного элемента, оказались достаточными для расчетов потерь мощности исходного $2n$ полюсника, что и требовалось доказать.

Заметим также, что замена $2n$ -полюсника, содержащего в себе поперечный элемент, таким $2(n-1)$ -полюсником и использования Z -параметров последнего для расчетов потерь мощности $2i$ -полюсника недопустима, так как условие (9) справедливо лишь для схем многополюсников без внутренних поперечных элементов.

Случай II. Схема с источниками комплексных токов. В этом случае различие между схемами многополюсников проводится по признаку наличия или отсутствия хотя бы одного продольного элемента. Так как схема по последнему признаку не имеет практического значения, то ограничимся только схемами, содержащими хотя бы один продольный элемент. Пусть заданная схема электрической цепи содержит $y_n = n + s$ — независимых узлов. Требуется преобразовать эту схему в эквивалентный $2n$ -полюсник, где n — число пар зажимов многополюсника, к которым подключаются источники комплексных токов. Уравнения узловых напряжений для заданной схемы могут быть представлены в виде:

$$\begin{bmatrix} [Y_{mk}] \\ [Y_{n+p, k}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [Y'_{m, n+c}] \\ [Y'_{n+p, n+c}] \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} [\dot{U}_k] \\ [\dot{U}_{n+c}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [I_m] \\ [I_{n+p}] \end{bmatrix} \quad (m = 1, 2, \dots, n), \quad (12)$$

где $k, m = 1, 2, \dots, n$ — индексы внешних, а $n+p, n+c = 1, 2, \dots, n+s$ — индексы внутренних независимых узлов схемы. Y', U, I — комплексные проводимости, напряжения и токи, соответствующие записи уравнений по методу узловых напряжений.

Порядок получения формул для определения параметров Y_{mk} и $I_{m, k}$ многополюсника, эквивалентного схеме с источниками комплексных токов, тот же, что и в случае расчета параметров Z_{mk} и E_{mk} многополюсника, эквивалентного схеме с источниками комплексных э.д.с. Ограничимся записью получаемых формул

$$[Y_{mk}] \cdot [\dot{U}_k] = [I_{m, k}], \quad m = 1, 2, \dots, n, \quad (13)$$

где

$$Y_{mk} = Y_{m, k} + Y'_{mk}; \quad I_{m, k} = I_m - I'_{m, k}$$

Слагаемые $Y_{m, k}$ и $I'_{m, k}$ определяются формулами:

$$Y_{m, k} = \sum_{c=1}^s Y'_{m, n+c} a_{n+c, k} \quad (m, k = 1, 2, \dots, n),$$

$$I'_{m, k} = \sum_{c=1}^s Y'_{m, n+c} b_{n+c} \quad (m = 1, 2, \dots, n), \quad (14)$$

где, в свою очередь,

$$a_{n+c, k} = -\frac{1}{\Delta} \sum_{p=1}^k \Delta_{n+p, n+c} Y'_{n+p, c} (-1)^{p+c};$$

$$b_{n+c} = \frac{1}{\Delta} \sum_{p=1}^s \Delta_{n+p, n+c} I_{n+p} (-1)^{p+c}; \quad (c=1, 2, \dots, s).$$

В представленном выражении Y_{mk} ; $Y_{m, n+c}$; $Y'_{n+p, c}$; I_{n+p} — являются параметрами заданных уравнений (12) узловых напряжений;

Δ — определитель подматрицы $[Y_{n+p, n+c}]$;

$\Delta_{n+p, n+c}$ — минор элемента, стоящего в $n+p$ -ой строке и $n+c$ -ом столбце указанного определителя Δ .

Изложенная методика используется в расчетах режимов Армянской и Закавказской энергосистем, схемы замещения которых представляются эквивалентными многополюсниками. В Армянской НИИЭ составлены программы, реализующие алгоритм расчета параметров многополюсников с помощью цифровой машины.

АрмНИИЭ

Поступило 22.VII 1964

Հ. Տ. ԱԳՈՆՑ

ՔԱՂԱՎԱՐԵԿՆԵՐԱԿՆԵՐԻ ՀԱՇՎԱԲԱՆ ՄԵԹՈԴԻ ԵՎ ՏԵՍՏԻԹՅԱՆ ՎԵՐԱՐՆԵՐՅԱԼ

Ա. Ա Վ Ո Վ Ո Ւ Մ

Բազմաբևեռակների տեսության ոչ բազմաբար կամ թույլ զարգացած բաժիններ և ն հանդիսանում բազմաբևեռակների պարամետրի հաշվումը, բազմաբևեռակների համարմնաչափան տեսությունը, աղբյուրի տրված հզորություններով լարման և հոսանքի կոմպլեքսային արժեքների հաշվումը և այլն: Հնդվածում լուսարանված են սխտեմի տրված փոխարինման սխեմալով բազմաբևեռակի Z , Y և ակտիվ պարամետրի հաշվուման մեթոդները:

Դիտվում է երկու դեպք. երբ բազմաբևեռակի փոխարինման սխեմայի սեղմակներին միացված են. 1) է. զ. ու. կոմպլեքսային աղբյուրներ և 2) հոսանքի կոմպլեքսային աղբյուրներ: Ուսումնասիրվում են նույնպես այն դեպքերը, երբ փոխարինման սխեման պարունակում է ընդերկայնական էլեմենտ, և երբ այն չի պարունակում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

- 1 Воронков Р. А. Общая теория четырехполюсников и многополюсников. ГЭИ, 1951.
- 2 Зелях Э. В. Основы общей теории линейных электрич. схем. Изд. АН СССР, 1951.
- 3 Коваленков В. И. Теория передачи по линиям электросвязи, Связьиздат, ч. 1, 1937, ч. II, 1938.

ТОРОСЯН А. С.

К ВОПРОСУ О ПРИМЕНИМОСТИ КРИТЕРИАЛЬНЫХ
 КООРДИНАТ ДЛЯ ОБОБЩЕНИЯ ДАННЫХ ПОТЕРЬ
 МОЩНОСТИ НА КОРОНУ

Обобщение данных потерь на корону значительно расширит возможность использования экспериментального материала для практических задач и даст возможность выявить основные закономерности изменения потерь на корону в зависимости от ряда факторов, в том числе геометрических и метеорологических. Для обобщения зависимостей потерь на корону был предложен ряд способов, однако наиболее широкое распространение нашли следующие системы критериальных координат [1, 2, 3]:

$$\frac{P}{U_0^2 f} = f_1 \left(\frac{U}{U_0} \right); \quad (1)$$

$$\frac{P_2}{U_0^2 \omega C^2} = f_2 \left(\frac{U}{U_0} \right); \quad (2)$$

$$\frac{P}{\kappa^2 r_0^2} = f_3 \left(\frac{E}{E_0} \right); \quad (3)$$

где P — потери мощности на корону, *квт/км*;

U — напряжение на проводе, *кв*; U_0 — начальное напряжение общей короны, *кв*; f — частота; ω — угловая частота; κ — диэлектрическая проницаемость воздуха; n — число составляющих проволов в фазе; r_0 — радиус провода, *см*; C — емкость провода *пф/км*; E — амплитудное значение средней напряженности поля у поверхности провода, *кв.м/см*; E_0 — начальная напряженность поля общей короны *кв.м/см*;

$$E = 0,0255 \frac{CU}{r_0 n}; U_0 = 39,28 \frac{r_0 n E_0}{kC};$$

$$k = \frac{E_m}{E} = 1 + 2(n-1) \frac{r_0}{d} \sin \frac{\pi}{n}.$$

Здесь d — шаг расщепления, *см*;

E_m — амплитудное значение максимальной напряженности электрического поля у поверхности провода, *кв.м/см*.

Уравнение (2) применялось для обобщения величины потерь мощности на корону на одиночных проводах. Для расщепленных проводов уравнение (2) записано в виде [2]:

$$\frac{P_{лз}}{U_0^2 \omega C^2} = f_4 \left(\frac{U}{U_0} \right). \quad (4)$$

В дальнейшем нами будет использовано только уравнение (4), так как уравнение (2) является частным случаем. В уравнениях (3) и (4) начальная напряженность поля определяется по формуле Пика [4], а в уравнении (1) по формуле Залетского А. [5]. На основании уравнений (2) и (4) и, в особенности, уравнений (1) и (3) был обобщен значительный экспериментальный материал [5].

Однако накопленный экспериментальный материал, а также результаты обобщения не могут быть эффективно использованы в части выявления закономерностей потерь на корону, так как неодинаковые условия производства экспериментов, и состояние проводов приводит к значительному разбросу данных, в результате чего обнаружение влияния отдельных факторов затрудняется. Это видно хотя бы из того, что обобщение опытного материала по потерям на корону с помощью уравнений (1), (3) привело к одинаковой степени схождения данных [5], несмотря на различие в этих уравнениях.

Для удобства сравнения выразим уравнения (1), (3) и (4) через P , r_0 , n , E , E_m , k и C не рассматривая ω , f , ω и др., постоянные в данном случае, величины, что, естественно, не будет иметь влияния на результаты сравнения. Взамен уравнений (1) и (4) будем иметь соответственно:

$$\frac{Pk^2C^2}{E_0^2 n^2 r_0^2} = f_5 \left(\frac{E_m}{E} \right) \quad (5)$$

$$\frac{Pk^2}{E_0^2 n r_0^2} = f_6 \left(\frac{E_m}{E} \right). \quad (6)$$

Уравнения (3), (5) и (6) отличаются друг от друга неодинаковым учетом емкости провода C , коэффициента k , числа составляющих проводов в фазе n и аргументами функций в части средней E и максимальной E_m напряженности поля.

С целью определения влияния емкости C , шага расщепления d , числа составляющих проводов в фазе n , а также коэффициента k потери мощности на корону, на опытном пролете Армянского филиала ВНИИЭМ длиной 50 м в Норке была создана возможность изменения высоты подвеса проводов и расстояния между ними в больших пределах. Передвижение проводов было механизировано. Для выявления влияния одного какого-либо фактора опыты проводились в таких условиях, когда все остальные факторы были практически неизменными. Наиболее важным вопросом в указанных исследованиях является одинаковое состояние поверхности проводов и метеорологических условий. С этой целью в экспериментах использовались гненированные прово-

да АСУ—300, находящиеся более одного года в подвешенном состоянии на опытном пролете. Продолжительность цикла сравниваемых экспериментов не выходила за пределы 1—2 часов, в течение которого состояние поверхности тренированного провода и метеорологические условия не изменялись. Метеорологические условия контролировались в течение всего цикла измерений, а стабильное состояние поверхности провода проверялось путем сопоставления данных потерь на корону, полученных при измерениях в начале и в конце цикла эксперимента при равных условиях.

Рассмотрим случай, когда изменяются только емкости одиночного провода относительно земли. При этом имеем $E_2 = \text{const}$, $r_0 = \text{const}$, $k=1$, $n=1$, $E = E_m$, и при сравнении данных взамен уравнения (5) целесообразно использовать уравнение

$$PC^2 = f_1(E), \quad (7)$$

а взамен уравнений (3) и (6)—уравнение

$$P = f_2(E). \quad (8)$$

Изменение емкости провода при экспериментах достигалось путем изменения высоты его подвеса. Для предотвращения влияния "краевого эффекта" на учет изменения емкости, участки провода длиной 5,5 м у начальной опоры и 3,5 м у конечной опоры были экранированы. Потенциал к конечному экрану подавался по дополнительному проводу полностью идентичному с измерительным проводом и находящемуся на одной высоте с ним и на расстоянии 6,5 м от него. Высота подвеса обоих проводов изменялась одновременно путем спуска и подъема траверса. При этом достигалось изменение средней высоты подвеса провода от 3 до 6,5 м.

На рис. 16 приведены данные экспериментов обобщенные в системах координат (7) и (8). Каждая точка на кривой соответствует среднему значению из 3—5 измерений. Данные, обобщенные в координатах $P = f_2(E)$, практически ложатся на одну кривую, а при обобщении в координатах $PC^2 = f_1(E)$ уменьшение высоты подвеса провода, т. е. увеличение емкости, приводит к росту ординат точек. Разница между ординатами кривых при одинаковом E практически соответствует изменению множителя C^2 в левой части уравнения (7).

Необходимо отметить, что ранее автором были проведены аналогичные опыты на не тренированном проводе АСУ—300, экранированном только со стороны начальной опоры. При этом средняя высота подвеса провода изменялась в пределах 2—7,5 м. Результаты этой серии опытов (рис. 1а) качественно подтверждают результаты вышесказанной серии, т. е. при изменении геометрического положения провода учет влияния емкости провода на потери мощности на корону производится только путем соответственного изменения значения напряженности электрического поля на поверхности провода.

Важным вопросом при обобщении данных потерь на корону является способ учета изменения шага расщепления. В этом случае в

уравнениях (3), (5) и (6) изменяются величины C и k и остаются постоянными n , r_0 , E_0 . При этом уравнения (5) и (6) могут быть соответственно записаны в следующем виде:

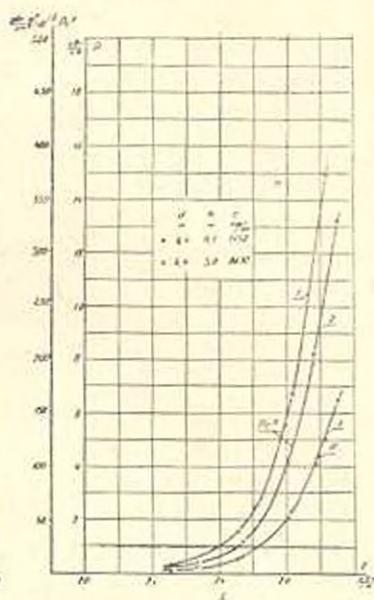
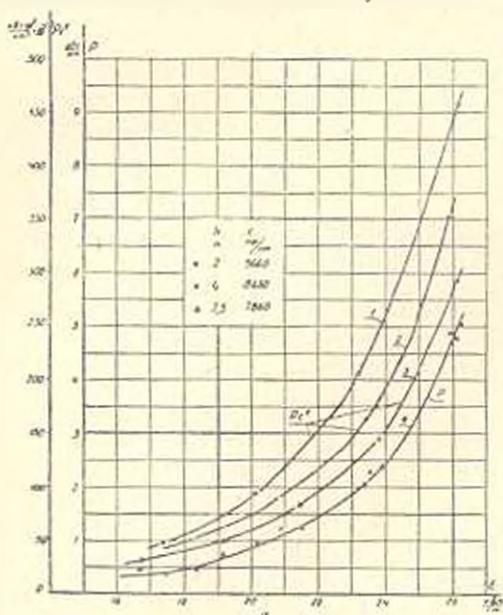


Рис. 1. Характеристики потерь мощности на корону провода АСУ—300 при различных значениях повеса провода h а — не тренированный провод, кривые 1, 2, 3 — $PC^2 = f(E)$, кривая 4 — $P = f(E)$, б — тренированный провод, кривые 1, 2 — $PC^2 = f(E)$, кривая 3 — $P = f(E)$.

$$P^2 k^2 C^2 = f_8(E_m); \quad (9)$$

$$P^2 k^2 = f_{10}(E_m). \quad (10)$$

В рассматриваемом случае взамен уравнения (3) надо пользоваться уравнением (8).

Изменение шага расщепления d в пределах от 0,3 до 0,9 м производилось между двумя одинаковыми проводами АСУ—300 экранированными с обоих концов, как было описано выше. Измерения производились на одном проводе. Другой провод связывал экраны опытного пролета и имел практически такой же потенциал, что и первый. Предварительно, путем переключений схемы и измерений, было установлено, что потери на обоих проводах практически одинаковы. На рис. 2а, б приведены результаты экспериментов пересчитанные в обобщенных координатах (8), (9) и (10) для $d=0,3; 0,4; 0,6$ и $0,9$ м. Данные P отнесены к одному проводу.

Соответствующие данные среднеквадратичных разбросов обобщенных данных приведены в табл. 1.

Как видно из рис. 2а и таблицы 1 при применении формул (9) и (10) обобщение данных потерь на корону при разных значениях шага расщепления дает хорошие результаты. При применении формулы (8) и, следовательно, — (3), ординаты кривых, отнесенные к различным

значениям шага расщепления d , закономерно увеличиваются при уменьшении d . Влияние изменения величины множителей k^2C^2 и k^2 в левых частях уравнений (9) и (10) в данном случае сравнительно небольшое и поэтому основную разницу в результатах обобщения следует

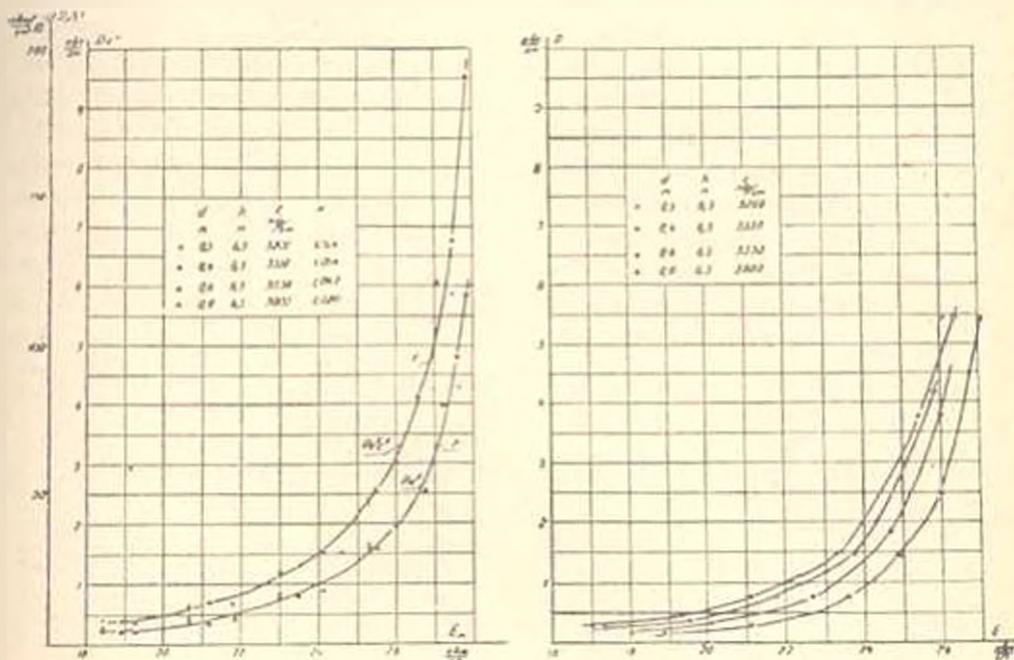


Рис. 2. Характеристики потерь мощности на корону провода АСУ—300 при различных значениях шага расщепления. а — кривая $PK^2C^2 = f(E_m)$, кривая 2 — $PK^2 = f(E_m)$, б — кривая $P = f(E)$.

относительно к изменению аргумента функции. Для функций (9) и (10) аргументом являются максимальная напряженность на поверхности провода (E_m), а для функции (8) средняя напряженность поля E . Та-

Таблица 1

Напряженность поля E (кв.см)	Среднеквадратичные отклонения от среднеарифметических величин данных f^2 . Обобщения произведены по формулам:		
	$PK^2C^2 = f_0(E_m)$	$PK^2 = f_{10}(E_m)$	$P = f_0(E)$
20	13	16	30
22	7	12	28
24	3	6	23
25	4	6	20

ким образом, при обобщении данных потерь на корону для расщепленных проводов в качестве аргумента функции потерь необходимо принимать величину максимального градиента на поверхности провода.

Автором рассматривалась так же возможность обобщения данных потерь мощности на корону для одиночных и расщепленных проводов в координатах (1), (2) и (4). В этом случае целесообразно сопоставить характеристики потерь для одиночного и одного из составляющих расщепленного провода. Это осуществлялось экспериментально путем увеличения расстояния между проводами d в предыдущих опытах до величины, когда можно принять, что каждый провод коронирует самостоятельно и по периметру провода напряженность поля имеет практически постоянную величину, т. е. $k=1$.

Конструкция опытного пролета позволяет расстояние d довести до 6,4 м при высоте подвеса провода $h=6,5$ м. Для дальнейшего уменьшения влияния проводов друг на друга можно было уменьшить высоту подвеса провода h . Однако, как было показано выше, относительные линейные потери мощности на корону для высоты 3,0 и 6,5 м координатах (1) и (4) совпадают. По видимому можно считать, что условия коронирования провода при $d=6,4$ м ($k=1,0033$) соответствуют условиям одиночного провода.

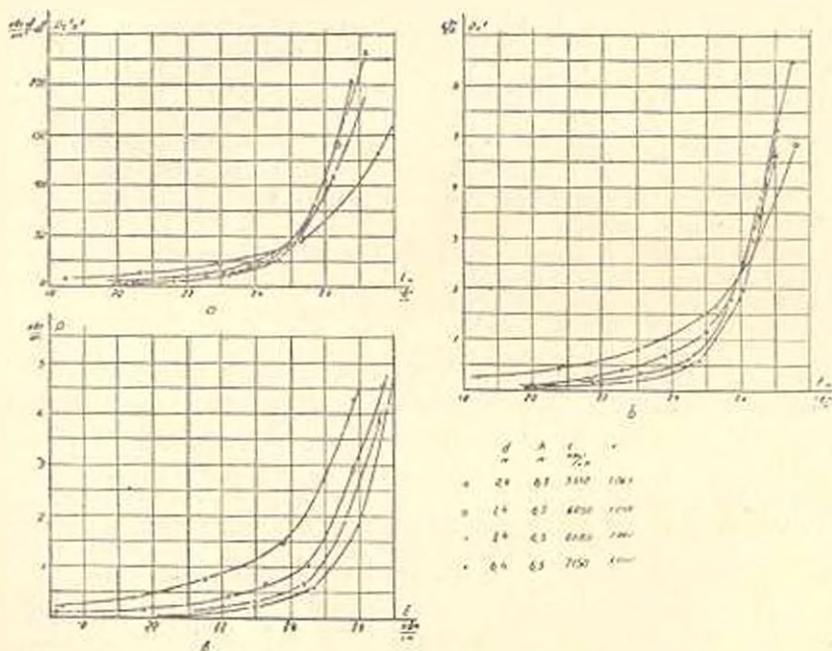


Рис. 3. Характеристики потерь мощности на корону провода АСУ—300 при различных значениях расстояний между проводами. а — $PC^2K^2 = f(E_m)$, б — $PK^2 = f(E_m)$, в — $P = f(E)$.

На рис. 3 приведены характеристики потерь на корону одного провода АСУ—300 при d равном 0,4; 1,4; 3,4 и 6,4 м обобщенные в координатах (8), (9) и (10). На кривых, приведенных на рис. 3 видно, что с увеличением крутизна d характеристик потерь растет. Составляющая расщепленного провода ($d=0,4$ м) имеет намного пологую характеристику потерь, чем одиночный провод. Характеристики, по-

строенные в зависимости от E_m (рис 3) пересекаются, а при построении в зависимости от E приближаются друг к другу только при больших значениях E . Это указывает на то, что координаты (1), (3) и (4) не дают возможности обобщения потерь мощности из корону на одиночных и расщепленных проводах путем простого деления левой части уравнений на n или n^2 . Для примера рассмотрим данные потерь при $d=6,4$ м и $d=0,4$ м. Первое положение, как указывалось выше, можно рассматривать как одиночный провод АСУ—300 ($n=1$), а второе—как расщепленный провод $2 \times$ АСУ—300/40 ($n=2$) (при удвоении величины потерь, измеренных на одном проводе). Уравнения (1), (3) и (4) для обобщения данных одиночного и расщепленного проводов при $r=\text{const}$ и $E_0=\text{const}$ могут быть записаны соответственно в виде

$$\frac{PK^2C^2}{n^2} = f_{11}(E_m) \tag{11}$$

$$\frac{P}{n^2} = f_{12}(E) \tag{12}$$

$$\frac{PK^2}{n} = f_{21}(E_m) \tag{13}$$

Характеристики потерь на корону для проводов АСУ—300 и $2 \times$ АСУ—300/40 в указанных координатах приведены на рис. 4.

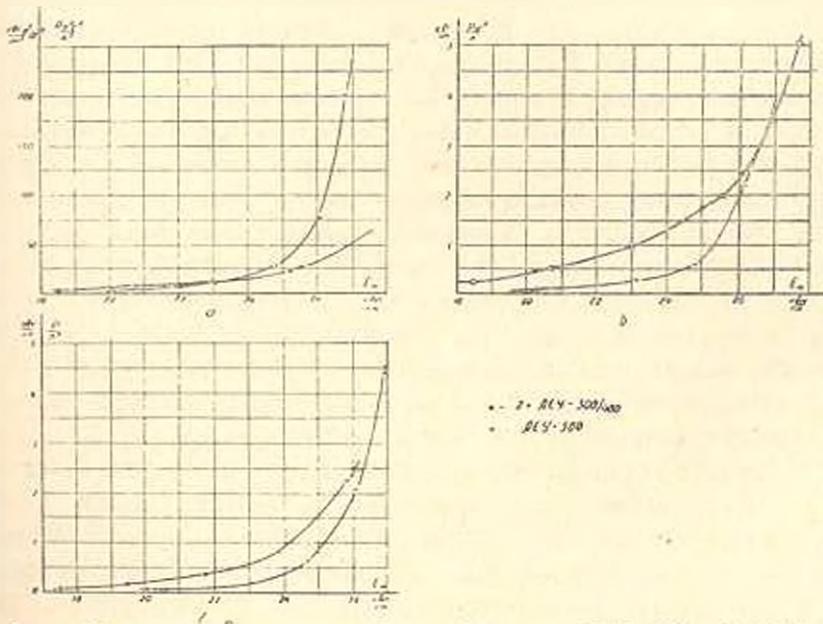


Рис. 4. Характеристики потерь на корону проводов АСУ—300 и $2 \times$ АСУ—300/40

$$a - \frac{PK^2C^2}{n^2} = f(E_m); \quad б - \frac{PK^2}{n} = f(E_m); \quad в - \frac{P}{n^2} = f(E).$$

Разница между ординатами кривых доходит до сотен процентов. Например для данных приведенных на рис. 4а отношение приведен-

ных величин потерь для одиночного и расщепленного проводов при $E=21$ квм/см равно 0,5, при $E=23$ квм/см—2,0, при $E=26$ квм/см равно 2,6 и при $E=27$ квм/см—3,6 м и т. д. Совпадение величин приведенных потерь имеет место при $E=23,2$ квм/см. Примерно такое же расхождение приведенных величин имеет место и для данных приведенных на рис. 45, в. Эти расхождения указывают на то, что даже для случая одиночного провода и провода с двойным расщеплением данные потерь не могут быть обобщены рассматриваемыми зависимостями. Поэтому при данной стадии изученности вопроса, по-видимому, целесообразно обобщение данных потерь на корону производить отдельно для одиночных и расщепленных проводов, как это принято в [2].

Однако и в этом случае следует воздержаться от обобщения данных потерь мощности на корону для расщепленных проводов с различным числом расщеплений в фазе до проверки этой возможности экспериментами, аналогичными предпринятым.

На основании рассмотрения применимости критериальных координат для обобщения данных потерь мощности на корону в области местной короны, полученных при различных геометрических параметрах системы можно прийти к следующим выводам:

1. При изменении емкости провода относительно „земли“ путем изменения высоты подвеса провода обобщение данных потерь на корону следует производить по правилу „равные потери при равных напряженностях поля“. Критериальные координаты (1) не удовлетворяют этому правилу и поэтому не могут быть применены для обобщения данных потерь на корону для проводов с различной емкостью.

2. С изменением степени непостоянства величины напряженности поля по параметру провода наблюдается изменение крутизны характеристик потерь мощности на корону. Однако, в области практически встречающихся величин шага расщепления, характеристики потерь на корону с достаточной точностью могут быть обобщены при применении в качестве аргумента обобщающей функции максимальной величины напряженности поля. В этом отношении формула (3) не может быть применена, так как в качестве аргумента использовано среднее значение напряженности поля.

3. Имеется существенная разница между крутизнами характеристик потерь на корону для одиночного и расщепленного проводов. Вследствие этого ни одна из рассматриваемых систем координат (1), (3) и (4) не позволяет обобщать одной зависимостью величины потерь на одиночных и на расщепленных проводах. Таким образом, рассматриваемые критериальные координаты не универсальны и их применимость в области местной короны ограничена. Сомнительна также возможность универсального применения указанных систем координат в области общей короны, так как с увеличением напряженности поля расхождение между кривыми, полученными в различных условиях опытов в большинстве случаев растет.

Расхождение результатов опытов при обобщениях, по-видимому, можно объяснить несоблюдением в критериальных соотношениях всех критериев подобия [1, 2].

Армянский филиал
ВНИИЭМ

Поступило 5. VIII 1963.

Ա. Ս. ԹՈՐՈՅԱՆ

ՊԱՍԿԻ ԿՈՐՐԻՍՏԵՆԵՐԻ ԸՆԴՀԱՆՐԱՑՄԱՆ ՀԱՄԱՐ ԿՐԻՏԵՐԻԱԿ
ԿՈՐՐԵԿՆԱՏԱՅԻՆ ՍԻՍՏԵՄՆԵՐԸ ՍԳՏԱԿՈՐՄԵԼՈՒ ՀԱՐՑԻ ԴԱՌԻՆ

Ա մ ֆ ո ֆ ու մ

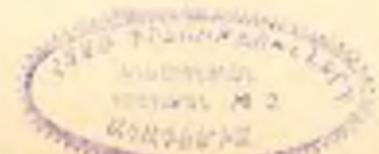
Բարձր լարման ցանցերի կառուցման ժամանակ պասկի կորուստների ուսումնասիրության հարցը ինչպես ՄՍՌՄ-ում, այնպես էլ արտասահմանում ամենակարևոր հարցերից մեկն է:

Այժմ փորձնական հետազոտությունների շնորհիվ փոփոխական հոսանքի պասկի կորուստների վերաբերյալ բաղձաթիվ ավյալներ են հավարված, որոնց էֆեկտիվ օգտագործման համար անհրաժեշտ է նրանց ընդհանրացումը: Այդ ընդհանրացումը թույլ կտա նաև ուսումնասիրելու պասկի կորուստների կապը մի շարք երկրաչափական, սղերևութաբանական և այլ գործոնների հետ:

Պասկի հետազոտությունների ընդհանրացման համար մինչև այժմ առաջարկված են եղել մի շարք մեթոդներ, որոնցից յայն կիրառում են գաեկ կրիտերիալ սխեմաները: Սակայն այդ սխեմաների օգտագործման սկզբունքը փորձնականապես չի ստուգվել:

Տվյալ հոդվածում ուսումնասիրվում է այդ սխեմաների կիրառման հնարավորությունը երկրաչափական մի շարք գործոնների փոփոխության դեպքում, ինչպեսին են՝ փորձարկվող հաղորդալարի երկրաչափական ունակությունը դետնի նկատմամբ, տրոհված հաղորդալարի քայլի մեծությունը և այլն:

Փորձնական հետազոտությունները պարզեցին յուրաքանչյուր կոսրպինատային սխեմայի օգտագործման հնարավորությունը այս կամ այն երկրաչափական գործոնի փոփոխության դեպքում, որոնք ցույց տվեցին, որ առաջարկված և ոչ մի կոորդինատային սխեմա ընդհանուր դեպքում չի բավարարում պասկի կորուստների ընդհանրացման պայմաններին: Սակայն կրիտերիալ կոորդինատային սխեմաները կարող են մասնակի կիրառում ունենալ որոշ սահմաններում, այս կամ այն վերահիշյալ գործոնների փոփոխության դեպքում: Կրիտերիալ կոորդինատային սխեմաներից և ոչ մեկը հնարավորություն չի տալիս ընդհանրացնելու պասկի կորուստների մեծության հաշվարկումը միայնակ հաղորդալարերից տրոհվածին անցնելու դեպքում:



Л И Т Е Р А Т У Р А

1. *Егорова Л. В., Тиходеев Н. Н.* Обобщение опытных данных о потерях на корону, полученных на линиях 380-450 кв. КТФ. XXVIII, 1955.
2. *Левитов В. И.* Некоторые особенности короны на проводах высоковольтных линиях электропередачи. Сборник «Проблемы высоковольтной электромеханики», г. Фрунзе, 1961.
3. *Burgsdorf L. W., Egorova L. V., Hertzik H. P., Levitov V. J., Popkov V. J., Vaskresenski N. A., Investigation A. S. Corona in Soviet Union.* CIGRE, 1952. Информационный доклад советской делегации.
4. Руководящие указания по определению среднегодовых потерь на корону для ЛЭП 330-750 кв. Госэнергоиздат, 1961.
5. *Егорова Л. Е., Кислова Н. С., Тиходеев Н. Н.* Обобщение результатов измерения потерь на корону при переменном напряжении. Известия НИИЭТ № 8, 1961.

Б. Л. БУНИАТЯН

НЕУСТАНОВИВШИЙСЯ РЕЖИМ ДВИЖЕНИЯ ЖИДКОСТИ
 В РЕАКТИВНЫХ ГИДРОТУРБИНАХ

С о о б щ е н и е 2

В предыдущем сообщении [10]^{*} изложен приближенный метод расчета неустановившегося одномерного движения в отсасывающей трубе гидротурбины с учетом воздушно-вихревого шипра и ней. В действительности это движение трехмерно-винтовое, однако затруднение по математическому описанию сложного явления и отсутствие достаточного количества экспериментального материала вынуждают рассматривать течение одномерное, направленное вдоль трубы. При быстром уменьшении расхода воды через турбины в предколесном пространстве и в отсасывающей трубе иногда образуется глубокий вакуум, являющийся причиной нарушения сплошности течений и авррий [5, 9]. Поэтому большое практическое значение имеет исследование характера течения потока с целью установления параметров безопасных режимов регулирования турбины. Такие исследования возможны только на физических моделях гидротурбинного блока, созданных на основании теории моделирования и законов подобия. В статье предлагается метод моделирования трехмерного неустановившегося движения водо-воздушного потока в отсасывающих трубах гидротурбин в случае нарушения сплошности течения.

Поток со скоростью v , стекая из вращающегося рабочего колеса гидротурбины в отсасывающую трубу, совершает винтовое движение, характер которого определяется режимом работы рабочего колеса и геометрией самой трубы.

При моделировании гидротурбины в переходных процессах установлено [11], что для геометрически подобных турбин режимы работы будут подобны, если они удовлетворяют следующим масштабным соотношениям

$$a_0 = a_n^2 V a_n; \tag{1}$$

$$a_n = \frac{V a_n}{a_0}; \tag{2}$$

$$\frac{a_1 a_n}{a_n a_1} = 1; \tag{3}$$

* Номерация литературных ссылок продолжена преемственно от сообщения [1].

$$T_d = \frac{J_{\alpha}}{M}, \quad (4)$$

где α — масштабный множитель, индекс которого относится к искомой величине, Q — расход, H — напор, t — время, D — диаметр, n — число оборотов, ω — угловая скорость, M — движущий момент турбины, J — момент инерции агрегата.

Скорость турбинного потока можно выразить формулой:

$$v = K \sqrt{H} = K \sqrt{y'' + z^B}. \quad (5)$$

где y'' и z^B удельные энергии перед направляющим аппаратом и за рабочим колесом, K — некоторый коэффициент.

При переходных процессах высоту отсасывания h можно считать постоянной, однако вакуум под рабочим колесом z^B может резко изменяться, доходя до предельного z_d . Поскольку предельный вакуум, при котором происходит разрыв сплошности течения, обычным способом не моделируется, то очевидно, что для моделирования явления разрыва сплошности необходимо принять $\alpha_z = 1$, т. е. $z_H^B = z_M^B$, где нижние индексы n и m относятся соответственно к натуре и модели. Величину y'' для модели можно считать постоянной ввиду слабой связи z^B от y'' .

При этих условиях находим

$$\alpha_H = \frac{y''_M + z^B}{y''_n + z^B} > 1.$$

Пользуясь формулами (1) и (2) для геометрических подобных турбин можно определить требуемые параметры модели, обеспечивающие подобие извального режима. Для последующих моментов времени условия подобия будут соблюдены, если изменения скорости вращения и режимы движения регулирующих органов натурной и модельной турбины будут соответственно подобными. Для моделирования кривой изменения скорости вращения необходимо из (3) или из (4) получить требуемый J_M отвечающий масштабу времени α_t . Для моделирования же режима регулирования согласно (5) необходимо принять $K_H = K_M$, где K_H и K_M соответственно коэффициенты натурной и модельной турбины.

При соблюдении условия геометрического подобия и при одинаковом законе регулирования имеем $\alpha_k = 1$. Иначе говоря, для моделирования режима регулирования необходимо принять:

$$K_p = \frac{K_H}{K_M} = idem.$$

Это выражение можно назвать критерием режима регулирования.

Таким образом, моделируются начальные и граничные условия неустановившегося движения в отсасывающей трубе. Для получения подобия потоков по длине отсасывающей трубы обратимся к следую-

щей системе уравнений движения по направлению к координатным осям X_x , X_u и X_w , совпадающим с направлениями v_x , u и w .

$$\begin{aligned} \frac{\partial v_x}{\partial t} &= -g \frac{\partial z^B}{\partial x_x}; \\ \frac{\partial v}{\partial t} &= -g \frac{\partial z^B}{\partial x_u}; \\ \frac{\partial w}{\partial t} &= -g \frac{\partial z^B}{\partial x_w} \end{aligned} \quad (6)$$

и в уравнению неразрывности

$$\frac{\partial v_x}{\partial x_x} = -\frac{g}{a^2} \frac{\partial q^B}{\partial t}, \quad (7)$$

где a — скорость распространения возмущения в отсасывающей трубе.

Пользуясь методом моделирования, разработанным И. В. Егнатовым [12—14] в силу (6) получим следующий комплекс масштабных множителей.

$$\begin{aligned} \frac{z^B z^B}{\alpha_u \alpha_t z_x} &= 1; \\ z_x &= z_u = z_t. \end{aligned} \quad (8)$$

Согласно (7) получим:

$$\frac{\alpha_u^2 z_x z_t}{z_x z_u z_t} \quad (9)$$

При $\alpha_x = 1$ и $\alpha_z = 1$ из (8) и (9) находим $\alpha_u = \alpha_t$, $\alpha_x = \alpha_z = 1$, $\alpha_u = 1/\alpha_t$. Определяя из (1) z_u и α_u , легко получить пология изменения поперечного сечения отсасывающей трубы на модели. Как видно при этом $\alpha_u < 1$ т. е. $a_M > a_H$. Иначе говоря скорость распространения волны давления гидравлического удара на модели должна быть больше чем в натуре.

Для определения значения скорости распространения волны давления гидравлического удара в отсасывающей трубе с учетом влияния воздушно-вихревого шнура в [8] дается формула, которая переписана здесь в виде

$$a = \frac{1435}{\sqrt{1 + \frac{\varepsilon}{E} \frac{D}{\delta} + \Omega}}, \quad (10)$$

где E и ε модули упругости воды и воздуха, D — диаметр, δ — толщина стенки трубы Ω — коэффициент, зависящий от размеров поперечного сечения воздушного шнура в трубе.

Поперечные сечения выделенного воздуха и пара можно принять [13] равным:

$$\Delta \Omega_1 = \frac{0,02 F z^B}{z_a}; \quad (11)$$

$$\Delta\Omega_0 = \frac{\gamma F z^B}{\epsilon}, \quad (12)$$

где F — поперечное сечение трубы.

Из (11) и (12) получим

$$\alpha_0 = \alpha_F \alpha_z = \alpha_D^2. \quad (13)$$

Анализируя приведенные выражения приходим к выводу, что $\alpha_m > \alpha_n$.

Таким образом, для моделирования неустановившегося винтового движения водовоздушного потока в отсасывающей трубе гидротурбины, при $\alpha_z = 1$ необходимо принять $\alpha_1 > 1$, $\alpha_0 = \alpha_1$, $\alpha_z = \alpha_2 = 1$. Выведенные масштабные множители позволяют определить параметры модели и экспериментальным путем найти кривую $z^B(t)$. В [14] приведены экспериментальные данные по изменению вакуума в отсасывающей трубе.

Пользуясь характеристикой турбины $M_{(Q)}$ и $Q_{(H)}$, [14] по формулам

$$\Delta t = J \frac{\Delta\omega}{M}, \quad Q = \frac{M_{\omega}}{\gamma H}, \quad K = \frac{Q}{\sqrt{H}}$$

находим кривую $K(t)$ при $H = \text{const}$, нанесенную на рис. 1. Разби-

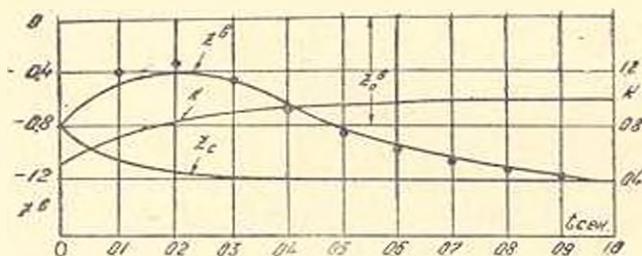


Рис. 1.

ная эту кривую по фазам, на основании общей теории гидравлического удара получим

$$z_0^B - z_1^B = \frac{\alpha v_0}{g} \left(K \sqrt{\frac{y_0^H + z_1^B}{H_0}} - 1 \right);$$

$$2z_0^B - z_2^B - z_1^B = \frac{\alpha V_0}{g} \left(K_2 \sqrt{\frac{y_0^H + z_2^B}{H_0}} - K_1 \sqrt{\frac{y_0^H + z_1^B}{H_0}} \right). \quad (14)$$

откуда находим точки z^B нанесенные на рис. 1.

Сопоставление показывает, что в отсасывающих трубах замечать трехмерного потока одномерным допустима, так как ошибка при этом не превышает 3%.

Перейдем к определению параметров модели турбины и отсасывающей трубы по выведенным масштабным множителям.

В табл. 1 представлены данные турбинного блока Каховской ГЭС. Там же даны значения масштабных множителей и полученные по ним параметры модели.

Таблица 1

Параметры	Ед. измерения	Натура	Масштаб	Модель
D	м	8,0	26,7	0,3
Q	м ³ /сек	480	1170	0,41
n	об/мин	62,5	0,0615	1010
H	м	16	2,68	6
v	м/сек	9,6	1,64	5,85
y^H	м	11	3,67	1,0
z^h	м	5,0	1,0	5,0
F	м ²	50,2	715	0,070
l	м	37,0	1,0	37,0
J	тмс ²	1200	12,10 ⁵	0,00084
M	тм	1070	15,10 ¹	0,0196
T_a	сек	7,25	1,64	4,45
a	м/сек	197	0,61	320

Полученные данные позволяют построить физическую модель неустановившегося движения воды в отсасывающей трубе, и произвести соответствующие исследования. Эти исследования позволяют определить условия появления вакуума, разрыва сплошности течения, кинематику прямого и обратного движения в случае разрыва сплошности потока и минимальное время регулирования агрегата обеспечивающее сплошность течения.

Институт водных проблем
АН Армянской ССР

Поступило 14.IX 1962

Ր. Ա. ԲՈՒՆՈՒԹՅԱՆ

ՀԵՂՈՒՄՆԵՐԻ ՉՆԱՍՏԱՏՎԱՆ ԶՈՐԹՄԱՆ ՈՒՅԻՄԸ ԻՖԵԿՏՈՎ
ՀԻՔՐՈՏՈՒՐԻՆԵՐՈՒՄ

Հավելում 2

Ո. մ փ ո փ ո ռ

Հիդրոտարրիներին ձեռք խողովակներում հիդրավիզիկական հարվածը հաշվելիս, երբ եռաչափ պատասակային շարժումը փոխարինում ենք միաչափ շարժումով, կատարում ենք մի սխալ, որի մեծությունը որոշելու համար անհրաժեշտ են համապատասխան լարսրատոր հետազոտություններ: Այդ նպատակով ներկա հոդվածում քննարկվում է ձեռք խողովակների մոդելացման հարցը, երբ նրանց մեջ առկա են օղախառն մրրկային պայտերներ:

Սկզբնական ուժի մոդելացման համար ելնելով (1-4) պայմանից, որոշում ենք մոզելի պատյտների թիվը, աշխատող անիվի արամագիծը, ջրի էջը և էջի մասշտաբը:

Այնուհետև համաձայն մոդելացման տեսության, հոսաչափ շհաստատված շարժման հաճախարումներից որոշում ենք նմանության շափանիշները և բոլոր մեծությունների մասշտաբները: Բերված փորձումություններից պարզվում է, որ երևույթի մոդելացման համար ստացված կրիտերիաները և մասշտաբային գործակիցները հնարավորություն են ընձևում որոշելու մոդելի հիդրավլիկական և երկրաշափական մեծությունները և լարորատոր պայմաններում որոշելու $z^*(t)$ կորը: Համեմատելով հաշվումներից և փորձերից ստացված $z^*(t)$ կորերը կարելի է որոշել այն սխալի մեծությունը, որն ստացվում է, երբ հոսաչափ շհաստատված շարժումը փոխարինում ենք միաշափով:

Л И Т Е Р А Т У Р А

10. Буниатян Б. Л. Неуставовившийся режим движения в реактивных гидротурбинах (сообщение 1). Изв. ОН АН Армянской ССР, № 4, 1962.
11. Буниатян Б. Л. Моделирование гидротурбин при переходных процессах. Изв. ОН АН Армянской ССР № 1, 1960.
12. Егизаров И. В. Моделирование явления неуставовившегося волнового движения безнапорного и напорного потока. Изв. ОН АН СССР, № 10, 1953.
13. Буниатян Б. Л. О скорости распространения волны давления гидравлического удара в отсасывающих трубах. Изв. ОН АН Армянской ССР, № 3, 1959.
14. Аслимзян А. А. О характеристиках гидротурбин при переходных процессах НДВШ, (Энергетика) № 2, 1958.

Б. Е. САФАРОВ

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНОГО ВРЕМЕНИ РЕГУЛИРОВАНИЯ ПОВОРОТНОЛОПАСТНЫХ ГИДРОТУРБИН НА ЭЛЕКТРОННОЙ ЦИФРОВОЙ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОЙ МАШИНЕ

1. Проводимое в настоящее время у нас в стране объединение энергетических систем, сопровождаемое комплексной автоматизацией гидроэлектростанций, выдвигает ряд проблем, связанных с их эксплуатацией. Особенно важной является проблема повышения надежности работы гидросилового оборудования при неустановившихся режимах работы гидроэлектрического агрегата. Поэтому, неслучайно, данным вопросам посвящены многие работы отечественных исследователей. Развитию теории и анализу протекания неустановившихся процессов в гидроагрегатах, а также постановке новых проблемных задач посвящены труды [1-4].

Одним из методов исследования данной проблемы является проведение экспериментов на физических моделях и натурных сооружениях, по которым имеется богатый материал [3, 6, 7]. Однако одни лишь экспериментальные данные не могут дать ответа на многие интересующие вопросы по той причине, что не всякий установившийся режим можно осуществить, например, по соображениям безопасности или сложности его проведения. В таких случаях исследователям большую помощь оказывают расчетные методы, которые в основном пока базируются на использовании приведенных статических характеристик гидротурбины. Расчетные методы позволяют варьировать переменными параметрами в широких пределах и получать ответы на многие вопросы практического характера. Существует несколько расчетных методов исследования нестационарных процессов гидротурбин. Один из них основывается на решении линеаризованных дифференциальных уравнений [4, 6] обычными аналитическими способами; по другому методу, упрощенные исходные дифференциальные уравнения моделируются на математических аналоговых машинах [5, 8]. Недостатком этих методов расчета является неточность получаемых результатов и ограниченность класса решаемых задач. Дело в том, что для получения результатов расчета наиболее близко соответствующих явлениям происходящим в действительности, необходимо возможно полнее моделировать статические моменты и расходные характеристики. Если же учесть, что эти характеристики имеют нелинейный вид и особен-

но сложны для поворотилолопастных гидротурбин, то станет понятным, что их линеаризация вызывает искажение естественной формы и поэтому вносит неточности в расчет. Поэтому расчетными методами можно пользоваться для исследования качественных процессов и ориентировочных расчетов гарантий регулирования. Существует еще один, так называемый графоаналитический метод расчета, по которому нелинейные дифференциальные уравнения решаются методом конечных разностей с использованием данных статистических характеристик [3]. Однако этот метод слишком громоздкий и требует большого количества вычислительной работы. Перечисленные методы не позволяют их широко использовать для нахождения рационального времени регулирования. В данной статье рассмотрены вопросы методики получения математической модели неустановившегося процесса поворотилолопастного гидроагрегата, способ ее реализации на цифровых вычислительных машинах (ЦВМ) с решением конкретного примера и выбора рациональных времен регулирования.

2. Работа гидроагрегата при неустановившемся режиме описывается уравнениями его хода

$$T_a \frac{ds}{dt} = m_1 - m_2 - m_{тр} \quad (1)$$

и напорного тракта

$$\varepsilon = -T_r \frac{dq}{dt} \quad (2)$$

где T_a и T_r — постоянные времени разгона агрегата и напорного тракта, определяемые по [4];

m_1 , m_2 и $m_{тр}$ — относительные моменты вращения агрегата, сопротивления генератора и трения.

ν , q — относительное число оборотов ротора и расход;

$\varepsilon = \frac{\Delta H}{H_0}$ — изменение напора, где H_0 — располагаемый статистический напор.

Момент вращения является сложной функцией от

$$m_r = m_r(\nu, \varepsilon, \mu_a, \varphi) \quad (3)$$

где μ_a — относительное открытие направляющего аппарата;

φ — угол установки лопастей рабочего колеса.

Полагая справедливыми формулы подобия для неустановившихся режимов [3, 4, 5, 6] по [8] получается

$$m_r = \bar{m}_r(\nu_1, \mu_a, \varphi) \cdot (1 + \varepsilon) \quad (4)$$

где $\nu_1 = \frac{\nu}{\sqrt{1 + \varepsilon}}$, а \bar{m}_r — значение момента получаемое по приведенным

статистическим моментным характеристикам. Для выражения статистических моментных характеристик воспользуемся свойством ЦВМ, хранить в себе длительное время информацию о большом числовом ма-

териале. Данные характеристик, представленные в табличной форме с равными интервалами по ν , μ_n и φ и хранимые в памяти ЦВМ, позволяют получать информацию о m , для любых промежуточных значений ν , μ_n , φ путем интерполирования табличных данных. При изучении неустойчивившихся процессов в гидромеханической части ГЭС с отключенным от сети генератором, $m = 0$. Момент трения и подпятника $m_{тр}$ учитывается при расчете пусковых режимов. Для решения системы уравнений (1) и (2) на ЦВМ, надо выражение (2) представить в таком виде, чтобы был явно выделен член производной напора. Принимая во внимание по [8], что

$$q = \bar{q}(\nu, \mu_n, \varphi) \sqrt{1 + \varepsilon}, \quad (5)$$

где \bar{q} — статистические значения расхода. Продифференцировав (5) можно получить

$$\frac{dq}{dt} = - \frac{2\varepsilon \sqrt{1 + \varepsilon}}{T_T \cdot q} - \left| \frac{\partial \bar{q}}{\partial \nu} \frac{d\nu}{dt} + \frac{\partial \bar{q}}{\partial \mu_n} \frac{d\mu_n}{dt} + \frac{\partial \bar{q}}{\partial \varphi} \frac{d\varphi}{dt} \right| \frac{2 \cdot (1 + \varepsilon)}{q}. \quad (6)$$

Система (1) — (6) решается на ЦВМ методом Рунге-Кутты. Необходимо еще задать начальные условия для ν и ε и законы регулирования $\mu_n(t)$ и $\varphi(t)$. При изучении неустойчивившихся режимов часто необходимо знать величину осевой силы $P_{ос}$ на рабочем колесе и величину разрежения в некоторых сечениях проточного тракта. Для этого надо иметь статические приведенные характеристики осевых сил и давлений в опасных сечениях. Пересчетными формулами по данным этих характеристик и по рассчитанным ν могут быть вычислены величины осевых сил и давлений в интересующий момент времени.

Для проверки правильности полученных зависимостей и методики программирования на ЦВМ „Урал-2“ был выполнен полный сброс нагрузки агрегата Волжской ГЭС XXII съезда КПСС. Представленные на рис. 1 расчетные (сплошная) и опытные (пунктирная) кривые изменения числа оборотов хорошо совпадают, что является гарантией справедливости расчета.

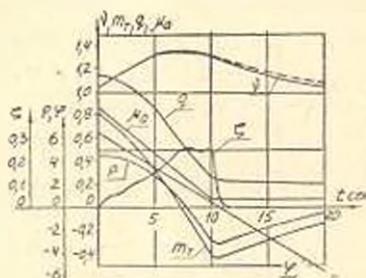


Рис. 1. Полный сброс нагрузки агрегата.

3. Рациональными будем называть такие практически осуществимые времена регулирования при которых:

а) Осевая сила в насосных режимах работы гидроагрегата не превосходит веса вращающихся частей.

б) Величина разрежения в сечениях проточного тракта перед и за рабочим колесом не достигает величины, при которой станет возможным разрыв сплошности водяного потока, сопровождаемый обратной волной гидравлического удара.

в) Величины динамических напряжений в элементах конструкций

и сооружений ГЭС, вызванные гидравлическим ударом, не превосходят пределов прочности соответствующих деталей.

г) Число оборотов ротора агрегата не превзойдет допускаемую величину, либо будет сохранять повышенное значение не более определенного времени.

д) Картина переходного процесса будет удовлетворять требованиям качественного его протекания.

Несоблюдение во время неустановившегося процесса условий а и б приводит к подбрасыванию вращающихся частей, что вызывает большие повреждения рабочего колеса, регулирующих органов, генератора и других деталей. Для низконапорных станций аварийные исходы по пункту в мало вероятны, так как запасы механической прочности конструкций и сооружений ГЭС достаточно велики. Величину гидравлического удара следует ограничивать по той причине, что от него зависят осевая сила и разрежение в опасных сечениях проточного тракта. Несоблюдение условия г может привести к разрушению ротора генератора повышенными центробежными силами. Требования же к качеству протекания неустановившегося процесса по пункту д сводятся к возможно быстрому его окончанию и малой колебательности.

Рассмотрим пример выбора рационального времени регулирования поворотнолопастной гидротурбины при выводе ее из разгона аварийными средствами защиты. Во время эксплуатации гидроагрегатов возможны случаи неисправности системы регулирования. Для предохранения агрегатов от разгона, после сброса нагрузки в подобных ситуациях часто используются аварийные золотники, которые срабатывают, когда агрегат достигает определенных повышенных оборотов. В зависимости от предварительной настройки установок аварийных золотников, получаются различные времена регулирования. Закрытие направляющего аппарата и поворот лопастей рабочего колеса происходят почти линейно, причем направляющий аппарат закрывается полностью с некоторым демпфированием в конце хода. Так как регулирующие органы начинают закрываться при оборотах агрегата порядка 140% от номинальных, то весь процесс регулирования характеризуется наличием повышенных угловых скоростей ротора. Этот факт является причиной возрастания осевой силы на рабочем колесе и разрежения в опасных сечениях проточного тракта, которые при малых открытиях направляющего аппарата могут достигнуть предельных допустимых значений. Поэтому особенно важно, чтобы к моменту закрытия направляющего аппарата обороты рабочего колеса были невелики, а именно, близки к номинальным или меньше их. Как показывают исследования ряда авторов и расчеты, разрыв сплошности потока при выводе агрегата из разгона после сброса нагрузки, в основном возможен в предлопастной зоне рабочего колеса. Понижение давления за колесом, вызванное инерционностью массы жидкости отсасывающей трубы, компенсируется одновременным уменьшением рас-

хода. Величина разрежения в сечении перед рабочим колесом кроме угловой скорости ротора и открытия направляющего аппарата сильно зависит от угла установки лопастей рабочего колеса. Чем больше угол, тем разрежение выше. Так как величина вакуума достигает максимальной величины в конце закрытия направляющего аппарата, то желательнее к этому моменту развернуть лопасти на отрицательный угол. Однако, если это сделать слишком быстро, тормозной момент на рабочем колесе окажется небольшим и агрегат к концу закрытия не успеет заметно снизить обороты. Таким образом, быстрый разворот лопастей рабочего колеса на отрицательные углы оказывает двойное влияние: с одной стороны уменьшает вакуум перед колесом, а с другой увеличивает обороты и вместе с этим осевую силу. Сразу невозможно предугадать, каково должно быть соотношение между временем направляющего аппарата и лопастями рабочего колеса. Для каждого конкретного примера рациональное время регулирования можно выбрать путем нескольких контрольных расчетов неустановившегося процесса с последовательным уточнением законов регулирования. Поясним это на примере вывода из разгона аварийным золотником агрегата Волжской ГЭС им. XXII съезда КПСС.

У режима регулирования, рис. 2 время закрытия направляющего аппарата принято таким же, как при обычном сбросе, который изображен на рис. 1. Время сворачивания лопастей колеса до максимального отрицательного угла $\varphi = -12^\circ$ равно 32 сек. При этом к концу закрытия обороты почти равны номинальным, а осевая сила $P = -3,6$, что соответствует $P_{00} = 780 \text{ т}$, при весе вращающихся частей в 1200 т. Таким образом опасности всплывания ротора агрегата при этом режиме не будет. Между тем, в конце основного хода направляющего аппарата, то есть на 16 сек, переходного процесса, величина оборотов составляет 145% от номинального, а изменение напора составляет 28% от располагаемого. Расчет показывает, что эти условия соответствуют недопустимо большому вакууму, превышающий предельный в 1,5 раза. Значит режим показанный на рис. 2 использовать быть не может. Уменьшение времени сворачивания лопастей, как показывают расчеты, не позволяет существенно уменьшить вакуум. Таким образом, приходим к выводу, что при аварийном выводе агрегата из разгона, время закрытия направляющего аппарата не может оставаться прежним, каким оно было при обычном регулировании. Увеличим время основного хода движения направляющего аппарата до 36 сек., а скорость сворачивания лопастей примем такой же

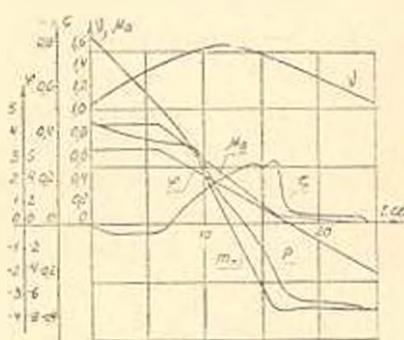


Рис. 2. Аварийный вывод агрегата из разгона при $t_{п.з.} = 10 \text{ сек.}$, $t_{доп} = 32 \text{ сек.}$

как для режима рис. 2. Рассчитанный на ЦВМ процесс представлен на рис. 3. Вследствие увеличения времени закрытия, величина максимального изменения напора уменьшилась до 70%. Как видим, к концу закрытия обороты агрегата составляют 1750/мин, которым соответствует величина осевой силы в 1320 т, что неминуемо приведет к аварии. Режим показанный на рис. 3 также не подходит для использования, не-

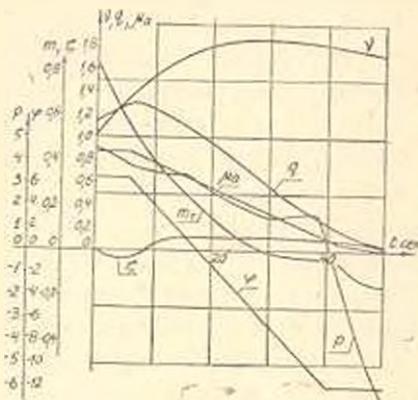


Рис. 3. Увеличение времени $t_{н.з.}$ до 36 сек.

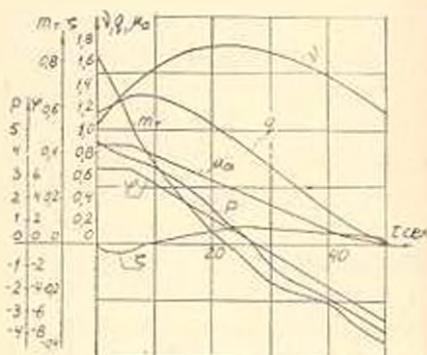


Рис. 4. Вывод агрегата из разгона при $t_{н.з.} = 36$ сек., $t_{зоп.} = 62$ сек.

смотря на то, что величина вакуума в опасный момент получается допустимой. Если же увеличить время разворота лопастей до 62 сек., как это показано на рис. 4, то к концу закрытия направляющего аппарата обороты составляют всего 1150/мин, а величины осевой силы и вакуума не превысят допустимых величин. Следовательно, времена регулирования показанные на рис. 4 вполне удовлетворяют всем требованиям, но они получились слишком большими. При уменьшении

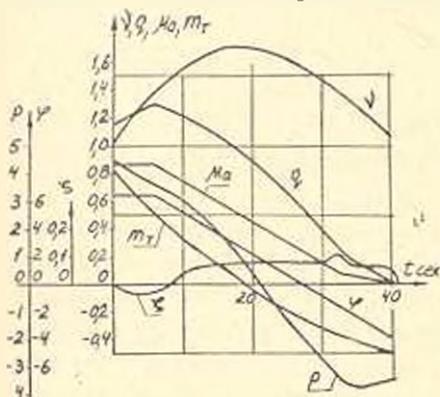


Рис. 5. Рациональные времена регулирования $t_{н.з.} = 26$ сек., $t_{зоп.} = 62$ сек.

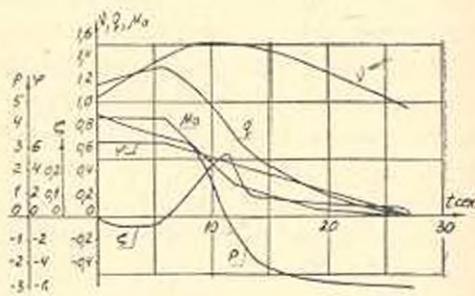


Рис. 6. Вывод агрегата из разгона программным закрытием направляющего аппарата.

времени закрытия направляющего аппарата до 26 сек. с сохранением времени разворота лопастей рабочего колеса как у режима показанного на рис. 4, получим процесс регулирования показанный на рис. 5.

Этот режим удовлетворяет всем требованиям и может быть рекомендован для практического использования. Приведем еще один пример, показанный на рис. 6. аварийного вывода агрегата из разгона программным закрытием направляющего аппарата. Внесением некоторых изменений в конструкцию регулятора скорости, такой закон регулирования можно будет осуществить. По рис. 6 видно, что при программном способе регулирования можно уменьшить время регулирования, число оборотов, осевую силу и разрежение перед колесом по сравнению с обычными линейными способами закрытия направляющего аппарата.

Из всего сказанного видно, что рациональное время регулирования какого-либо неустановившегося процесса, выбираемое в результате расчетов, не является единственным наилучшим. Это такое время регулирования, которое удовлетворяет всем требованиям в каждом конкретном случае. В заключение отметим, что предлагаемая методика моделирования нестационарных процессов поворотных лопастных гидротурбин с помощью Ц.С.М. позволяет решать конкретные практические задачи по выбору рациональных режимов их регулирования.

ИВТІ МВХ Армянской ССР.

МВТУ им. Баумана

Поступило 15.VI 1964.

Բ. Ն. ԱՅԱՐՈՂ

ՊՏՏԱԹԵԿԱՎՈՐ ՏՈՒՐԲԻՆԻ ԿԱՐԿԱՎՈՐՄԱՆ ԻՍՏՅՈՒՄԱԿ
ԺԱՄԱՆԱԿԱՄԻՋՈՅԻ ԸՆՏՐՈՒՄԸ ԱԵԿՏՐՈՆԱՅԻՆ ԹՎԱՅԻՆ ՀԱՇՎԻՉ
ՄԵՔԵՆԱՅԻ ՕԳՆՈՒԹՅԱՄԸ

Ա մ փ ո փ ո ս մ

Չհաստատված ռեժիմի դեպքում, հիդրոագրեղասանների աշխատանքի հուսալիության բարձրացման գործում մեծ նշանակություն ունի հաշվման ճիշտ մեթոդի ընտրումը:

Հաշվային արդյունքները մոտ կլինեն իրական արժեքներին, եթե հետազոտվող սուրբիների ստատիկ մոմենտային և կլրային բնութագրերը մաթեմատիկորեն ճիշտ մոդելացվեն: Այդ խնդիրը կարելի է լուծել էլեկտրոնային թվային հաշվիչ մեքենայի օգնությամբ, որը թույլ է տալիս ստանալու ճշգրիտ տվյալներ, կախված պատասխանից, բացվածքից և թիակների անկյունից:

Տվյալ խնդրի լուծման համար հաշվիչ մեքենան (Ուրալ 2) ինտերպոլյացիայի է ենթարկում ազդուսակների ձևով նախօրոք իրեն հանձնված սուրբիների ստատիկ բնութագրերը:

Հոդվածում առաջարկվում է կիրառել աստիճանական մոտեցման ծրագրման մեթոդը, որը հնարավորություն է տալիս ստանալու սուրբիների կարգավորման ռացիոնալ ժամանակամիջոցի մեծությունը:

Մշակված մեթոդով ստացված հաշվային հավասարումների ճշտության ստուգումը կատարված է իրական աղբյուրի շահաստատված ռեժիմի համար:

Հաշվումները համընկել են փորձի տվյալների հետ, որը թույլ է տալիս առաջարկելով մեթոդը կիրառել պրակտիկ մի շարք կարևոր խնդիրների լուծման համար

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. *Егизаров И. В.* Задачи научных исследований по изучению работы гидроэнергосистем и их автоматического регулирования. Изв. АН Ариянской ССР серия ФМЕТИ № 1, 1953.
2. *Картвелишвили Н. А.* Неустойчивые режимы и силовых узлах гидроэлектрических станций. Госэнергоиздат, 1951.
3. *Кривенко Г. И., Аршеневский Н. Н., Клабуков В. М.* Режимы регулирования поворотнолопастных гидротурбин, Госэнергоиздат, 1950.
4. *Попов Д. П.* Выбор параметров гидроэлектрических регуляторов скорости гидротурбин. Тр. ВИГМ, вып. XIX 1956.
5. Под редакцией *Костенко М. П.* Электродинамическое моделирование энергетических систем. Изд. АН СС СР 1959.
6. *Гутовский Е. В., Иванов С. Д.* Расчеты переходных процессов в осевых гидротурбинах по статическим характеристикам. Тр. ЛПИ № 215, Машгиз, 1961.
7. *Бунитяк В. Л., Иоаннисян Н. К.* О движущем моменте гидротурбины при переходных процессах Известия АН Ариянской ССР, серия Ф. М., XIV № 3, 1961.
8. *Сафаров Б. Е.* Применение математических машин для исследования нестационарных режимов поворотнолопастных гидротурбин. Изв. ГОСНТИ № 5—64—70/3, 1964.

Г. А. БУРНАЧЯН

К ВЫБОРУ НАИВЫГОДНЕЙШЕГО РЕЖИМА РАБОТЫ НАСОСНО-АККУМУЛИРУЮЩЕЙ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИИ (НА-ГЭС) В ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

Вопросы оптимального покрытия переменной зоны графиков нагрузок энергетических систем различными высокоманевренными электростанциями, к числу которых относятся и насосно-аккумулирующие гидроэлектростанции (НА-ГЭС), приобретают все большую актуальность ввиду тех значительных изменений, которые произойдут в структуре электропотребления и электропроизводства энергосистем.

В настоящей работе, в отличие от существующих методов установления режима работы НА-ГЭС в энергосистеме по среднему значению к.п.д. аккумуляирования (сущность этих методов и недостатки указаны в [5]), предлагается более правильный подход для выбора оптимального режима работы НА-ГЭС исходя из ее энергетических характеристик, построение которых описано в [5]. Выбор оптимального режима работы НА-ГЭС производится по критерию минимума расхода топлива по системе и рассматривается как задача, решаемая отдельно для циклов заряда и разряда, т. е. для насосного и турбинного режимов.

Определение наилучшего режима работы НА-ГЭС в насосном режиме осуществлено по принципу оптимальности динамического программирования, сущность которого заключается в следующем: «Оптимальная стратегия обладает тем свойством, что, каковы бы ни были начальное состояние и принятое решение, последующие решения должны составлять оптимальную стратегию относительно состояния, возникшего в результате первоначального решения». В рассматриваемом случае задача заключается в таком распределении заданного количества воды (W'_n), подаваемого насосами в верхний бассейн в течение цикла заряда, чтобы дополнительный расход топлива на тепловых станциях системы был бы минимальным, что равнозначно условию минимума расхода топлива за этот же период, так как расход топлива, обусловленный режимом работы тепловых станций по заданному графику нагрузки, остается постоянным. Имея расходную характеристику НА-ГЭС, в насосном режиме, т. е. зависимость подачи воды от подведенной мощности $Q = F(N'_n)$ (рис. 16) для разных зна-

чений Q определяем соответствующие им величины подведенной мощности — N_{aj} .

(Величины N_{aj} подсчитаны с учетом потерь во всех элементах установки при насосном цикле работы НА-ГЭС, т. е. в трансформаторе, двигатель-генераторе, насосе и трубопроводе [5]).

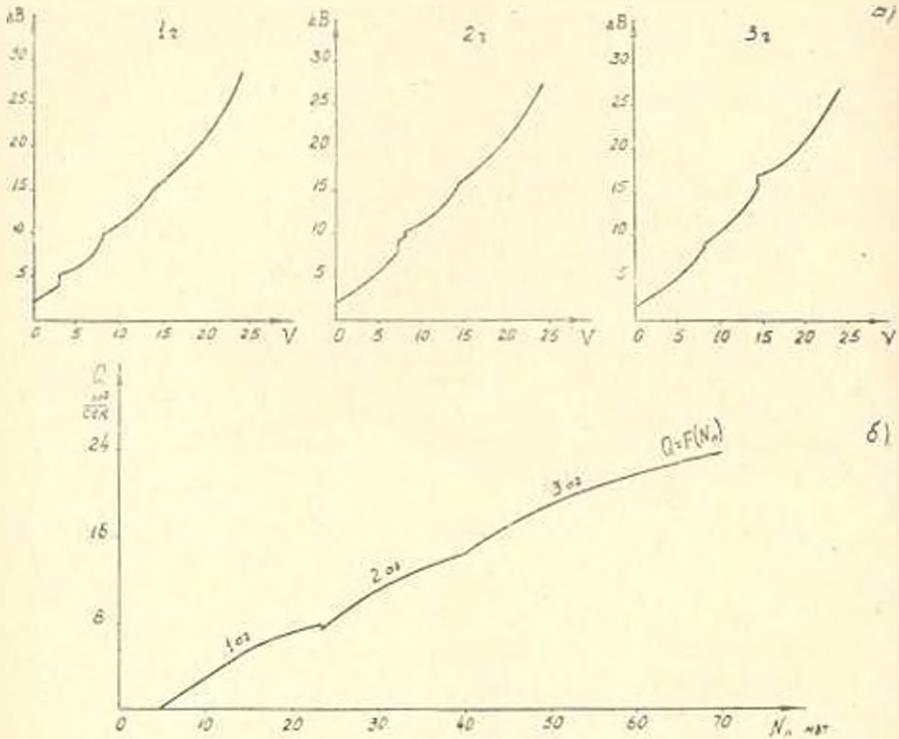


Рис. 1.

По значениям N_{aj} для каждого часа цикла заряда j определяют величины суммарной нагрузки теплостанции N_{bj} и дополнительного расхода топлива ΔB_j

$$N_{bj} = N_{cj} + N_{aj}, \quad (1)$$

$$\Delta B_j = B(N_{bj}) - B(N_{cj}), \quad (2)$$

где $0 \leq N_{aj} \leq N_{\text{max}}$; $j = 1, 2, \dots, k$.

N_{max} — максимальная подведенная мощность к НА-ГЭС в течение цикла заряда,

k — число часов работы НА-ГЭС в цикле заряда;

$B(N_{bj})$ — расход топлива на тепловых станциях системы в j час, соответствующая суммарной нагрузке;

$B(N_{cj})$ — расход топлива на тепловых станциях системы в j час, соответствующая поребной нагрузке.

Значения $B(N_{bj})$ и $B(N_{cj})$ определяются по суммарной расходной характеристике группы теплостанций $B = f(\Sigma N_i)$ (рис. 4) [5].

По полученным значениям ΔB и соответствующим им $V = Q \cdot 3600$ для j -ого часа строится кривая зависимости $\Delta B_j = f(V)$ (рис. 1а). Та-

кие зависимости должны быть построены для всех часов цикла заряда $j = 1, 2, \dots, k$.

Используя эти зависимости, задаче можно дать следующую математическую формулировку.

$$\sum_{j=1}^k \Delta B_j = \sum_{j=1}^k f(V_j) = \min \quad (3)$$

при условиях

$$\begin{aligned} \sum_{j=1}^k V_j &= W_{\text{н}} \\ 0 &\leq V_j \leq V_{\text{max}} \end{aligned}$$

где ΔB_j — дополнительный расход топлива на теплостанциях системы при подаче насосами определенного количества воды (V_j) в j час;

$W_{\text{н}}$ — заданный объем воды, перекачиваемый насосами в верхний бассейн в течение всего цикла заряда.

V_{max} — максимальная подкачка воды насосами.

Оптимальные значения V_j ($j = 1, 2, \dots, k$), которые удовлетворяют уравнению (3), определяются методом динамического программирования. Введя новые функции $F_1(A)$, $F_2(A)$, \dots , $F_k(A)$, которые выражают минимальный расход топлива для выработки дополнительной энергии, идущей на заряд НА-ГЭС в течение двух, трех, \dots , k часов и используя принцип оптимальности динамического программирования, решения уравнения (3) получается в виде следующих рекуррентных соотношений.

$$F_2(A) = \min [f_2(V_2) + F_1(A - V_2)] \quad (4a)$$

$$\begin{aligned} 0 &\leq V_2 \leq V_{\text{max}} \\ V_2 &\leq A, \end{aligned}$$

$$F_3(A) = \min [f_3(V_3) + F_2(A - V_3)] \quad (4b)$$

$$\begin{aligned} 0 &\leq V_3 \leq V_{\text{max}} \\ V_3 &\leq A \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &\dots \\ &\dots \\ &\dots \end{aligned}$$

$$F_k(A) = \min [f_k(V_k) + F_{k-1}(A - V_k)] \quad (4k)$$

$$\begin{aligned} 0 &\leq V_k \leq V_{\text{max}} \\ V_k &\leq A \end{aligned}$$

Сущность решения этих соотношений (4) заключается в последовательном определении $F_2(A)$, $F_3(A)$, \dots , $F_k(A)$ при различных значениях A [$0 \leq A \leq W_{\text{н}}$].

По величине минимального расхода дополнительного топлива в конце цикла заряда $F_k(A)$ при $A = W_{\text{н}}$ определяется количество воды, подаваемое насосами в этот час — (V_k) и за все предшествующие

$(k-1)$ часы. По минимуму расхода дополнительного топлива за $(k-1)$ часы определяется количество подаваемой воды в $(k-1)$ час (V_{k-1}) и за все предшествующие $(k-2)$ часы. И так последовательно для каждого часа цикла заряда находят значения V_j и соответственно им Q_j , где $Q_j = \frac{V_j}{3600}$.

Используя расходную характеристику НА-ГЭС в насосном режиме [рис. 16] и равенство (1), по значению Q_j определяют величины подведенной мощности (N_{pi}) и суммарной нагрузки (N_{bj}) на теплостанциях системы в j -ый час.

Определив N_{bj} для всех часов цикла заряда НА-ГЭС, получим новый режим работы группы теплостанций за данный период, выбранный, исходя из критерия минимума расхода топлива по системе, с соблюдением условия -- $\sum_{j=1}^h V_j - W_{ii} = 0$.

Разность величин $N_{bj} - N_{ci}$ соответствует невыгоднейшему режиму работы НА-ГЭС в насосном цикле в течение каждого часа j , а $\sum_{j=1}^h (N_{bj} - N_{ci})$ -- энергии заряда (\mathcal{E}_h).

Установив невыгоднейший режим работы тепловых станций в часы заряда-НА ГЭС, вся рассматриваемая задача может быть сведена к определению невыгоднейшего режима работы НА-ГЭС в турбинном режиме и решена методом относительных приростов как для ГЭС в энергетических системах, так как работа НА-ГЭС в турбинном режиме принципиально ничем не отличается от работы обычных гидростанций.

Поэтому сущность метода относительных приростов и способы расчета невыгоднейших режимов ГЭС в энергетических системах, подробно описанные в [1], в настоящей статье не излагаются. Отметим лишь, что при наличии в системе m тепловых станций, n гидростанций и НА-ГЭС, условие невыгоднейшего режима работы всех электростанций системы без учета потерь в линиях передачи может быть представлено в виде

$$b_{ij} - \lambda_a q_{aj} = \lambda_n q_{nj}, \quad (5)$$

где b_{ij} , q_{aj} , q_{nj} -- соответственно, относительные приросты i -ой теплостанции, a -ой гидростанции и НА-ГЭС в j -ый час;
 λ_a , λ_n -- множители Лагранжа.

$$j = 1, 2, 3, \dots, 24; \quad i = 1, 2, \dots, m; \quad a = 1, 2, \dots, n.$$

Для определения невыгоднейшего режима работы НА-ГЭС рассмотрим некоторую энергетическую систему, график нагрузки которой приведен на рис. 2. Состав станций, участвующих в построении графика нагрузки принят из НА-ГЭС, гидростанции и группы тепловых станций оборудованных агрегатами ПВК-150, ВК-100, АК-50.

Объем воды на НА-ГЭС, перекачиваемый из нижнего бассейна в верхний и наоборот, принят равным $W_{11} = 410000 \text{ м}^3$. На основании расходных характеристик НА-ГЭС (рис. 16) и группы теплостанций

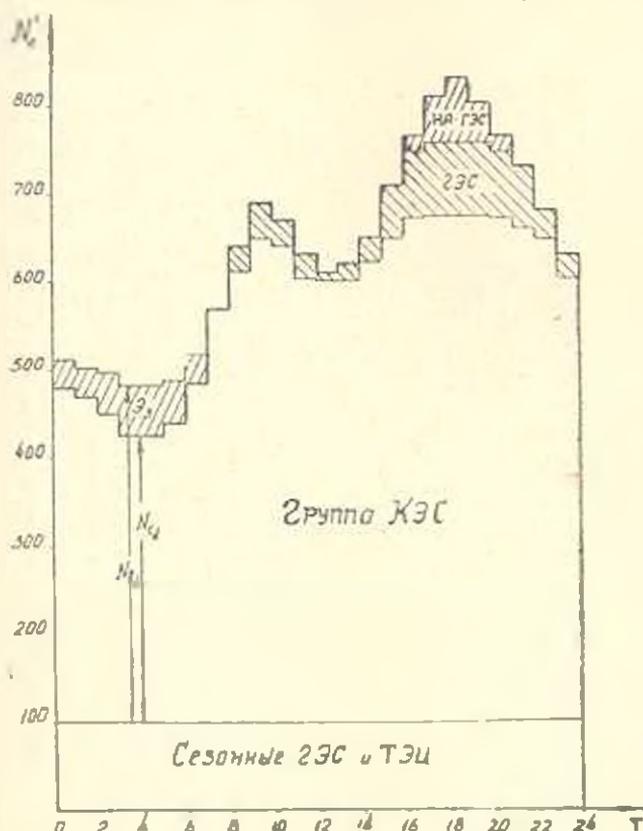


Рис. 2.

(рис. 4) [5] способом, описанным выше, строятся кривые зависимости $\Delta B_j = f(V)$ для всех часов цикла заряда $j = 1, 2, \dots, 7$ при $0 \leq V \leq V_{\max} = 24 \cdot 3600 \text{ м}^3$ (для первых трех часов цикла заряда эти кривые приведены на рис. 1а). Расчеты по последовательному определению значений $F_1(A), F_2(A), F_3(A), \dots, F_2(A)$ и соответствующих им $V_1, V_2, V_3, \dots, V_2$ по уравнениям (4) целесообразно и легко выполнить в табличной форме.

Для определения оптимальных значений $V_1 = Q_1 \cdot 3600 \text{ м}^3$ и $V_2 = Q_2 \cdot 3600 \text{ м}^3$ подаваемых насосами в течение двух часов, при всех значениях A [$0 \leq A \leq 48 \cdot 3600$] с интервалом $\Delta V = 3 \cdot 3600 \text{ м}^3$ рассмотрим табл. 1.

В верхних двух строках таблицы заносятся значения Q_1 и ΔB_1 за 1-ый час цикла заряда, а в первых двух столбцах слева — Q_2 и ΔB_2 за 2-ой час (рис. 1а).

В отдельных клетках таблицы приведены суммарные расходы топлива при различных значениях V_1 и V_2 .

Как видно из таблицы, суммарное количество воды $A = V_1 + V_2 = 3600 (Q_1 + Q_2)$ подаваемое насосами в течение двух часов вдоль каждой диагонали, остается постоянным. Следовательно, при каждом

Таблица 1

3600	Q_1	0	3	6	9	12	15	18	21	24
Q_2	0,8 0,8	2.1	4.15	6.65	10.45	12.65	16.25	19.05	22.55	28.65
0	2.0	4.1	6.15	8.65	12.45	14.65	18.25	21.05	24.55	30.65
3	4.0	6.1	8.15	10.65	14.45	16.65	20.25	23.05	26.55	32.65
6	6.45	8.55	10.6	13.10	16.9	19.1	22.7	25.5	29.0	35.1
9	10.65	12.75	14.8	17.3	21.1	23.3	26.9	29.7	33.2	39.3
12	12.65	14.75	16.8	19.3	23.1	25.3	28.9	31.7	35.2	41.3
15	16.45	18.55	20.8	23.1	26.9	29.1	32.7	35.5	39.0	45.1
18	19.05	21.15	23.2	25.7	29.5	31.7	35.3	38.1	41.6	47.7
21	22.55	24.65	26.7	29.2	33.0	35.2	38.8	41.6	45.1	51.2
24	27.55	29.65	31.7	34.2	38.0	40.2	43.8	46.6	50.1	56.2

значении суммарного количества воды можно определить ту комбинацию V_1 и V_2 , которой соответствует минимум расхода топлива, т. е. для каждого A можно определить $F_2(A)$. (Минимальные расходы топлива в таблице обозначены звездочкой).

Например, при $A = 21 \cdot 3600 \text{ м}^3$, $F_2(A) = 22,7$ т.у.т., а V_1 и V_2 соответственно равны $15 \cdot 3600 \text{ м}^3$, $6 \cdot 3600 \text{ м}^3$. Таким образом, табл. 1 при разных значениях A дает решение уравнения вида (4а).

Теперь перейдем к следующему этапу (табл. 2), т. е. когда суммарное количество воды A [$0 \leq A \leq 72 \cdot 3600$], подаваемое насосами, распределяется в течение трех часов цикла заряда.

В верхней строке таблицы 2 приведены значения суммарного количества воды $(Q_1 + Q_2) \cdot 3600 \text{ м}^3$, подаваемой насосами в течение двух часов, а соответствующие им минимальные расходы топлива во второй строке, т. е. в первых двух строках переписаны значения A и $F_2(A)$ из табл. 1.

В первых же двух столбцах таблицы записаны значения Q_3 и ΔB_3 за 3-й час цикла заряда из рис. 1а.

В сямых клетках таблицы 2 приведены суммарные расходы топлива при подачах воды V_3 и $(V_1 + V_2)$. Из величин, записанных вдоль какой-либо диагонали, с определенным значением A выбирается то сочетание V_3 и $(V_1 + V_2)$, которому соответствует минимум расхода топлива. Такие сочетания при разных A дают решение уравнения вида (4б).

Например, при $A = 48 \cdot 3600 \text{ м}^3$, $F_3(A) = 50,5$ т.у.т., $V_3 = 18 \cdot 3600 \text{ м}^3$, а $(V_1 + V_2) = 30 \cdot 3600 \text{ м}^3$.

Таблица 2

3600	$Q_1 - Q_2$	0	3	6	9	12	15	18	21	24	27	30	33	36	39	42	45	48
$Q_2 - Q_1$	$Q_2 - Q_1$	4.1	6.1	8.15	10.6	13.10	15.65	19.1	22.7	25.3	28.9	31.7	35.2	38.1	41.6	45.1	50.1	56.2
0	1.8	5.9	7.9	9.95	12.4	14.9	18.45	20.9	24.5	27.1	30.7	33.5	37.0	39.9	43.4	46.9	51.9	58.0
3	3.5	7.6	9.6	11.65	14.1	16.6	20.15	22.6	26.2	28.8	32.4	35.2	38.7	41.6	45.1	48.6	53.6	59.7
6	6.1	10.2	12.2	14.25	16.7	19.2	22.75	25.2	28.8	31.4	35.0	37.8	41.3	44.2	47.7	51.2	56.2	62.3
9	9.6	13.7	15.7	17.75	20.2	22.7	25.25	28.7	32.3	34.9	38.5	41.3	44.8	47.7	51.2	54.7	59.7	65.8
12	12.5	16.6	18.6	20.65	23.1	25.6	29.15	31.6	35.2	37.8	41.4	44.2	47.7	50.6	54.1	57.6	62.6	68.7
15	17.0	21.1	23.1	25.15	27.6	30.1	33.65	36.1	39.7	42.3	45.9	48.7	52.2	55.1	58.6	62.1	67.1	73.2
18	18.8	22.9	24.9	26.95	29.4	31.9	35.45	37.9	41.5	44.1	47.7	50.5	54.0	56.9	60.4	63.9	68.9	75.0
21	22.3	26.4	28.4	30.45	32.9	35.4	38.95	41.4	45.0	47.6	51.2	54.0	57.5	60.4	63.9	67.4	72.4	78.5
24	27.35	31.45	33.45	35.5	37.95	40.45	44.0	46.45	50.05	52.65	56.25	59.05	62.55	65.45	68.95	72.45	77.45	83.55

Аналогично перейдя к следующим этапам,—таблицы 3, 4, 5 и 6 [в статье не приведены]—получим решения уравнений (4) для всех остальных часов цикла заряда.

Из последней 6-ой таблицы по диагонали, при $A = W_n = 114 \cdot 3600 \text{ м}^3$ находим то сочетание V_7 и $\sum_{j=1}^6 V_j$, которому соответствует минимум расхода дополнительного топлива в течение 7 часов цикла заряда $HA\text{-ГЭС}$ — $V_7 = 12 \cdot 3600 \text{ м}^3$, $\sum_{j=1}^6 V_j = 102 \cdot 3600 \text{ м}^3$. Из пятой

таблицы при $A = \sum_{j=1}^5 V_j$ находим то сочетание V_6 и $\sum_{j=1}^4 V_j$, которому соответствует минимум расхода дополнительного топлива в течение 6 часов цикла заряда— $V_6 = 18 \cdot 3600 \text{ м}^3$, $\sum_{j=1}^4 V_j = 84 \cdot 3600 \text{ м}^3$.

Точно таким же образом из таблиц 4, 3, 2 и 1 находим:

$$V_5 = 21 \cdot 3600 \text{ м}^3, \sum_{j=1}^3 V_j = 63 \cdot 3600 \text{ м}^3; V_4 = 21 \cdot 3600 \text{ м}^3, \sum_{j=1}^2 V_j = 42 \cdot 3600 \text{ м}^3,$$

$$V_3 = 18 \cdot 3600 \text{ м}^3, V_1 + V_2 = 24 \cdot 3600 \text{ м}^3; V_2 = 12 \cdot 3600 \text{ м}^3, V_1 = 12 \cdot 3600 \text{ м}^3$$

Имея значения Q_1, Q_2, \dots, Q_7 легко можно определить величины подведенной мощности (N_n) и суммарной нагрузки (N_0).

Наивыгоднейший режим работы группы теплостанций и $HA\text{-ГЭС}$ в цикле заряда, при заданном значении W_n , приведен в табл. 7.

Таблица 7

Часы	1	2	3	4	5	6	7
$N_r \text{ мвт}$	380	370	350	325	325	340	355
$N_n \text{ мвт}$	32	32	48	57	57	48	32
$N_0 \text{ мвт}$	412	402	398	382	382	388	417
В т. у. т.	155,0	151,0	149,0	142,0	142,0	145,0	156,0

$N_r = N'_r - 100$
 $\sum_{j=1}^7 \sum_{i=1}^n B_{ij} = 1040, \text{ т. у. т.}$

По характеристикам относительных приростов группы теплостанций, $HA\text{-ГЭС}$ в турбинном режиме и $ГЭС$, приведенных соответственно на рис. 4, 1 [5], соблюдая условие (5) ($\beta_n = 0,58$, $\lambda_n = 1,25$), устанавливается наивыгоднейший режим работы всех станций системы. Наивыгоднейший режим работы $HA\text{-ГЭС}$ в обоих режимах приведен на рис. 2.

Расход топлива для выбранного режима работы $HA\text{-ГЭС}$ в цикле заряда, подсчитанный по расходной характеристике группы теплостанций (рис. 4), [5] приведен в таблице 7 и равен—1010,0 т.у.т., а расход топлива при отсутствии $HA\text{-ГЭС}$ за тот же интервал времени будет—921 т.у.т.

Следовательно, дополнительный расход топлива, используемый для заряда НА-ГЭС составит—119 т.у.т.

Если режим работы НА-ГЭС в цикле заряда принять согласно существующим методам, т. е. выравнивая соответствующую зону графика нагрузки прямой линией, но так, чтобы за этот период была бы обеспечена насосами подача заданного количества воды (W_{II}), то получим, что в течение всего цикла заряда $N_b = 400$ мвт. В этом случае расход топлива на тепловых станциях системы составит ~ 1019 т.у.т. Разность расхода топлива по предлагаемой и существующей методикам равен 9 т.у.т., что составляет ~ 7,5% от дополнительного расхода топлива идущий на выработку энергии для заряда НА-ГЭС.

Результаты полученные в настоящей работе, в частности для цикла заряда, хорошо сходятся с [5], что говорит о возможности применения обеих методов для решения подобных задач. Однако необходимо отметить, что неклассический метод решения, приведенный в настоящей работе, позволяет сравнительно легко (по таблицам) определить второе граничное условие, т. е. конец цикла заряда, тогда как при использовании классического метода [5] определение этого условия намного сложнее.

Ереванский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступило 5.III 1964

2. Ա. ՄԱՐԿՍԱՆԻ

ԷՆԵՐԿԵՏԻԿ ՍԻՍՏԵՄՈՒՄ ՊԱՐՊԱ-ԿՈՒՅԸՆԿԻՉ ՀԻՊՐՈԿԱՅԱՆՔ ԱՐԷՆՉԱԶԻՆՈՒՄՈՒ ՌԵՅԻՄԻ ԸՆՏՐՈՒԹՅՈՒՆՎՈՐ ԿՅՆԱՄՐՈՎԱԿԱՆ ՄՐԱԿՐՈՒՆ ԵՎԱՆԱԿՈՎ

Ա մ փ ո փ ո ս մ

Տվյալ հոդվածում պոմպ-կուտակիչ հիդրոէլեկտրակայանի (ՊԿ—ՀԷԿ) աշխատանքի ամենաձեռնառու սեփմի բնարման համար օգտագործված է գինամիկ ծրագրման օպտիմիզացիոն սկզբունքը: Ելնելով սխտեմում աշխատող էլեկտրակայանների ու ՊԿ—ՀԷԿ-ի էներգետիկական բնութագրից, նաև էներգոսխտեմի բնույթի գրաֆիկից (նկ. 2), գինամիկական ծրագրման եղանակով լուծվում է (32, 46 48) հավասարումները (43 և 46 լուծումները բերված է 1, 2 աղյուսակներում), որոշվում է ՊԿ—ՀԷԿ-ի ամենաձեռնառու հոդումիաները (N_1) լիցքավորման ցիկլի չորս քառանյութ ժամի համար՝ նախօրոք կատարելով $\Delta B = f(V)$ կապը: ՊԿ—ՀԷԿ-ի աշխատանքի սեփմը տարրիկանի շնչվում որոշվում է հարաբերական ածի հավասարեցման մեթոդով:

Հոդվածում լուծված է մի օրինակ և ցույց է տրված, որ աշխատանքում բերված մեթոդը գոյություն ունեցող մեթոդների համեմատությամբ տալիս է վառելիքի 9,0 ա. տնտեսում, որը կազմում է ՊԿ—ՀԷԿ-ի լիցքավորման համար անհրաժեշտ վառելիքի —7,5%-ը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. В. М. Горштейн, Наиболее выгодные режимы работы гидроэлектростанций в энергетических системах. Госэнергоиздат, 1959.
2. Р. Беллман, Н. Гликсберг, О. Гросс, Некоторые вопросы математической теории процессов управления. Изд. ин. литературы, 1962.
3. А. Вайсман, Научное программирование в промышленности и торговле. Из-во ин. литературы, 1963.
4. Методы покрытия пиков электрической нагрузки, М., 1963.
5. Г. А. Бурнация, М. С. Саркисян, Выбор оптимального режима работы насосно-аккумулирующей гидроэлектростанции в энергетической системе. Изв. АН Армянской ССР, (серия ТН) № 4, 1964.

ТЕПЛОТЕХНИКА

Л. А. АГАСЯН

РЕГУЛИРОВАНИЕ ГАЗОТУРБИННОЙ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ
 СО СВОБОДНОПОРШНЕВЫМ ГЕНЕРАТОРОМ ГАЗА

Задача системы регулирования заключается в обеспечении устойчивой работы свободно поршневого генератора газа (СПГГ) с турбиной в широком диапазоне изменения нагрузки установки. Изменение расхода газа СПГГ согласно расходной характеристики турбины достигается изменением хода поршней СПГГ S при постоянном значении коэффициента наполнения компрессоров τ_0 или изменением τ_0 при $S = \text{idem}$.

Способ внутренней регулировки СПГГ при $S = \text{var}$ и $\tau_0 = \text{idem}$ изложен в работе [1]. Представляет интерес способ внутренней регулировки СПГГ при $S = \text{idem}$ и $\tau_0 = \text{var}$. Здесь в отличие от существующих систем [2], предлагается простой метод внутренней регулировки СПГГ, обеспечивающий постоянный ход (рис. 1).

Известно, что при работе СПГГ с турбиной с постоянным сечением соплового аппарата на работу СПГГ можно воздействовать под действием топлива за цикл k_0 и средним давлением буферов p_0 . Следовательно, закономерным изменением k_0 и p_0 в функции давления газа

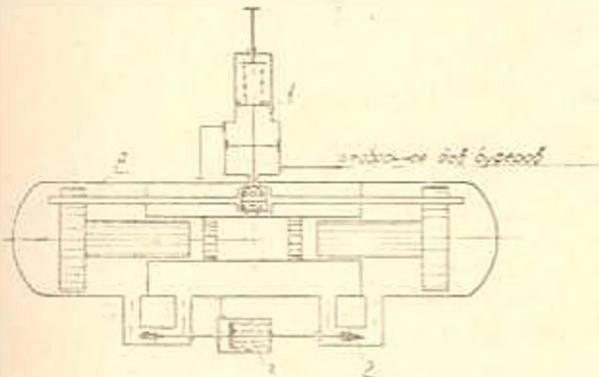


Рис. 1 Схема регулирования СПГГ с постоянным ходом
 А — СПГГ; 1 — стабилизатор; 2 и 3 — регулятор расхода
 газа СПГГ.

без дополнительных регулировочных устройств можно получить постоянный ход поршней. Изменение расхода газа СПГГ по расходной характеристике турбины достигается изменением коэффициента наполнения компрессоров τ_0 .

Связь указанных параметров в функции давления газа p_0 (или степени повышения давления в компрессоре π_0) устанавливается на основании уравнений [3]. А именно баланса работ за цикл

$$p_{1k} = g_1. \tag{1}$$

где \bar{p}_{ik} — относительная величина среднего индикаторного давления в компрессоре за цикл;
 баланса работ за обратный ход

$$p_0^{\text{ox}} F_0 = F_D p_0^{\text{ox}} + F_k p_{ik}^{\text{ox}}, \quad (2)$$

где F_0 , F_D , F_k — площади поршней буфера, двигателя и компрессора;
 p_0^{ox} , p_0^{ox} и p_{ik}^{ox} — средние индикаторные давления буфера двигателя и компрессора за обратный ход;
 теплового баланса

$$\bar{T}_\tau = \frac{\bar{g}_\tau}{\eta_0} (1 - \theta) + \theta, \quad (3)$$

где \bar{T}_τ — относительная величина температуры газа;
 θ — степень повышения температуры;
 условия совместимости режимов СПГГ и газовой турбины

$$\frac{\bar{P}}{\bar{G}_\tau \bar{V} \bar{T}_\tau} = 1. \quad (4)$$

Так как относительный расход газа, вырабатываемый СПГГ,

$$G_\tau = \bar{\tau}_0 \bar{V} \bar{P}_\tau$$

должен соответствовать возможному расходу газа через турбину, определяемому из уравнения (4) то

$$\bar{\tau}_0 = -\frac{1-\theta}{2\theta} \bar{g}_\tau + \sqrt{\left(\frac{1-\theta}{2\theta}\right)^2 \bar{g}_\tau^2 + \frac{\bar{\pi}_k}{\theta}}. \quad (5)$$

Из уравнения (1) и (2) определяем:

$$\bar{g}_\tau = \frac{p_0^{\text{ox}}}{p_{ik}^{\text{ox}}} \left[A_k - \frac{1-\eta_0}{\frac{\pi_k}{k} - 1} (B_k - A_k) \right]; \quad (6)$$

$$p_0 = \frac{F_D}{F_0} p_0^{\text{ox}} + \frac{F_k}{F_0} p_{ik}^{\text{ox}}. \quad (7)$$

где A_k и B_k — коэффициенты работы расширения и сжатия компрессора.

Таким образом, выражения (5), (6) и (7) определяют величины $\bar{\tau}_0$, \bar{g}_τ и p_0 в зависимости от p_1 , обеспечивающие постоянный ход поршня СПГГ и его совместную работу с турбиной.

Законы изменения \bar{g}_τ , p_0 и $\bar{\tau}_0$ по режимам практически осуществляются соответственно регулятором подачи топлива, стабилизатором (1) и устройством (3), приведены на рис. 1.

Изменение $\bar{\tau}_0$ по полученной закономерности достигается изменением степени сжатия двигателя в пределах устойчивых работ СПГГ по положению внутренней мертвой точки (ВМТ). Дальнейшее изменение $\bar{\tau}_0$ достигается перепуском воздуха из ресивера во всасывание в

компрессор при помощи регулируемого сечения (2). Величина открытия сечения по режимам регулируется устройством (3) управляемым давлением воздуха в ресивере.

Изменение степени сжатия в двигателе в функции практически осуществляется изменением количества воздуха в буфере, т. е. величиной аккумулированной энергии буфера. Аккумулированная энер-

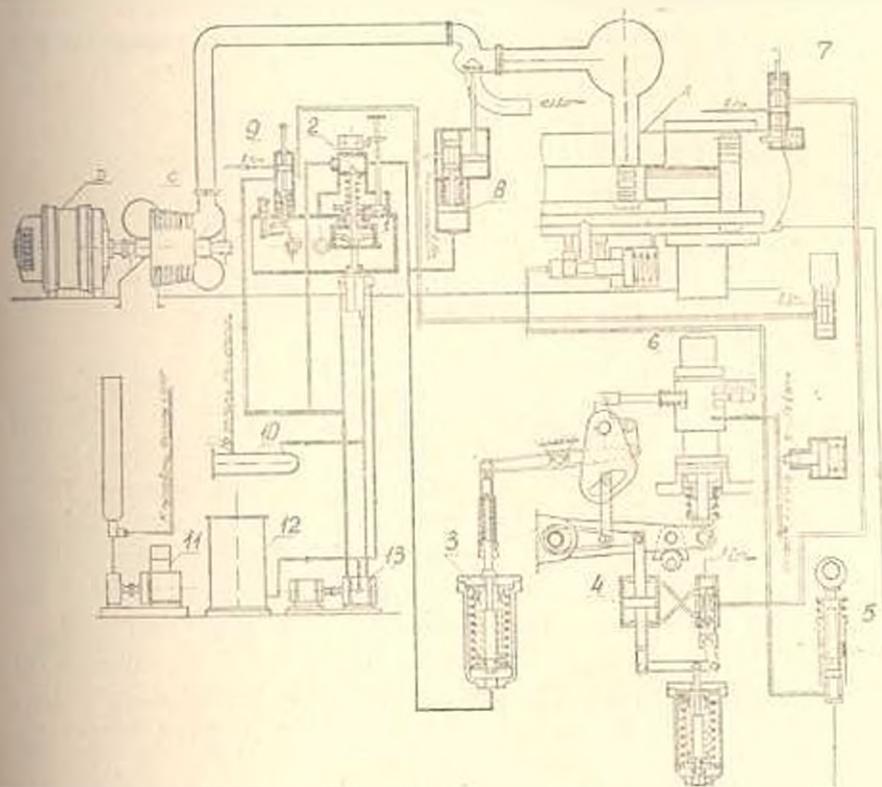


Рис. 2. Принципиальная схема регулирования газотурбинной электростанции с СПГ.

гия в буфере при прочих равных условиях зависит от степени сжатия в буфере. Степень сжатия буферов существующих СПГГ равна 2,18. В работе [4] доказывается, что эта величина связана с внешней характеристикой СПГГ и не может быть выбрана произвольно без кардинального изменения принципа регулирования самого СПГГ. Можно убедиться, что величина $\varepsilon_n = 2,18$ одновременно является и условием максимального накопления энергии в буфере. Действительно работа, аккумулированная в буферах, равна

$$L_n = \frac{1}{m-1} \cdot V_1 p_0 \cdot \frac{\varepsilon_n^m - 1}{\varepsilon_n^m}, \quad (8)$$

где m — показатель политроны сжатия в буфере,
 V_1 — объем буфера при положении поршней в ВМТ,
 p_0 — конечное давление в буфере.

ε_0 — степень сжатия в буфере.

При $V_1 = \text{const}$ и $p_{20} = \text{const}$ величина аккумулированной энергии достигнет максимального значения при $\varepsilon_0 = 2,18$.

При расчете возможного расхода СПГ важно располагать законом изменения цикличности СПГ. Исследования переменных режимов СПГ показали, что при работе СПГ с турбиной суммарные силы, действующие на поршни в внутренней мертвой точке (R_1) и наружной мертвой точке (R_2), являются линейными функциями от давления газа, т. е.

$$R_1 = k_1 p_1, \quad R_2 = k_2 p_1,$$

где k_1 и k_2 — коэффициенты пропорциональности.

Подставив значения R_1 и R_2 в известную формулу [3]

$$n = \frac{60}{\sqrt{6mS} \left(\frac{1}{V R_1} + \frac{1}{V R_2} \right)}, \quad (9)$$

после преобразований получим

$$n = n_0 \sqrt{\frac{P_1}{P_{10}} \cdot \frac{S_0}{S}}. \quad (10)$$

Эту формулу можно рекомендовать для расчета цикличности СПГ при его работе с турбиной. Для расчета гидравлических потерь в распределительных окнах СПГ удобно пользоваться формулой (10). Точность расчета цикличности по этой формуле равна 4% [5], что достаточно для инженерных расчетов.

Задача внешнего регулирования заключается в обеспечении соответствия мощности СПГ с мощностью газовой турбины.

В качестве одной из возможных схем регулирования можно рекомендовать схему представленную на рис. 2.

Принцип действия приведенной системы регулирования заключается в следующем. На вал турбины устанавливается центробежный регулятор числа оборотов 1, связанный с преобразователем 2. В зависимости от числа оборотов (нагрузки) в системе регулирования устанавливается соответствующее давление масла, воздействующее на сервомотор подачи топлива 3. Таким образом, каждому числу оборотов турбины соответствует определенное положение рейки топливного насоса 6 и, следовательно, определенная подача топлива в цилиндр двигателя СПГ.

Мощность установки в диапазоне основных эксплуатационных режимов (примерно от 25 до 100% номинальной мощности) изменяется путем воздействия на подачу топлива вводимого в цилиндр двигателя СПГ. Дальнейшее изменение мощности установки осуществляется устройством (8).

Наполнение буферных цилиндров производится перепуском воздуха из продувочного ресивера в те промежутки цикла, когда давление в ресивере больше давления в буфере. Управляющий импульс

для регулирования количества воздуха в буфере создается при помощи давления воздуха, отбираемого от буфера посредством специального приспособления отбора воздуха 5. Это приспособление на любом режиме обеспечивает соответствие между давлением воздуха, отбираемого от буфера, и давлением газа на выходе СПГГ.

Допустимые пределы подачи топлива к цилиндру двигателя СПГГ, а также опережение подачи топлива в зависимости от внутренней мертвой точки устанавливается при помощи специального регулятора

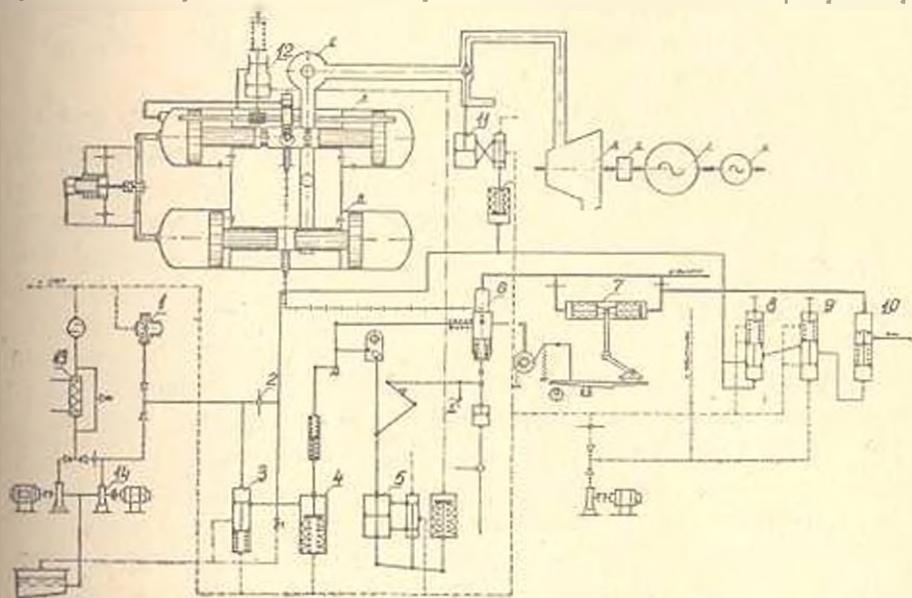


Рис. 3. Принципиальная схема гидродинамической системы регулирования газотурбинной электростанции с СПГГ.

опережения 4, импульсом для которого является давление воздуха, отобранного от буфера.

В установке предусмотрены следующие защитные устройства: ограничитель максимального хода поршня СПГГ 7, регулятор безопасности 9, предохраняющий турбину от разгона и т. д.

Поставленную задачу можно решить более дешевыми средствами применением гидродинамических систем регулирования. На рис. 3 представлена принципиальная схема гидродинамической системы регулирования электростанции с СПГГ.

В качестве датчика импульса здесь используется масляный насос 1 центробежного типа с радиально-сверлильными каналами, установленный непосредственно на валу турбины или выполненный как одно целое с ним. Конструкция насоса-регулятора такова, что его напор, зависящий от квадрата числа оборотов, почти не зависит от расхода масла [6]. Зависимость напора насоса-регулятора от числа оборотов используется в качестве регулирующего импульса. С этой целью к нижнему поршеньку золотника трансформатора давления 3 подве-

лено масло из линии всасывания насоса, а к верхнему—из линии нагнетания. Разность сил давлений под золотником трансформатора и над ним уравновешивается его пружиной.

При изменении числа оборотов происходит перемещение золотника трансформатора относительно втулки. При этом разность сил давлений по обе стороны золотника, соответствующая изменившемуся напору насоса-регулятора, уравновешивается изменившейся, в результате перемещения золотника, силой пружины. Таким образом, положение золотника трансформатора относительно втулки зависит от числа оборотов турбины.

При перемещении золотника трансформатора изменяется площадь открытой части окон, выполненных в его втулке. Через открытую часть этих окон происходит слив масла из проточной импульсной линии в бак. В импульсную линию масло поступает из линии нагнетания насоса-регулятора через дроссельную диафрагму 2. При увеличении числа оборотов турбины золотник трансформатора 3 перемещается вниз, уменьшая площадь открытой части окон во втулке, что приводит к повышению давления в проточной импульсной линии. При уменьшении числа оборотов турбины давление в проточной импульсной линии будет уменьшаться. Таким образом, разность давлений в импульсной и всасывающей линиях насоса-регулятора оказывается функцией изменения числа оборотов турбины. Указанная разность давления воспринимается сервомотором подачи топлива 4 и уравновешивается его пружиной. При изменении давления в проточной импульсной линии поршень сервомотора подачи топлива перемещает рейку топливного насоса 6, изменив цикловую подачу топлива в цилиндр СПГГ.

Принцип действия внутренней регулировки СПГГ такой же, как и на схеме, представленной на рис. 2.

Импульс от предохранительных устройств (8) и (9) золотником (10) при аварийных случаях воспринимается сифонным выключателем (7), который останавливает установку.

Особенность описанной гидродинамической системы регулирования газотурбинной установки с СПГГ заключается в том, что все элементы, воспринимающие импульс изменения числа оборотов, подключены на перепад давления, т. е. на разность между давлениями в линиях нагнетания и всасывания. С этой целью полость трансформатора (3), где расположена его пружина, сообщается с линией всасывания насоса-регулятора. Если в качестве регулируемого импульса использовать изменение давления в линии нагнетания насоса-регулятора, то поскольку указанная величина зависит не только от числа оборотов, но и от давления в линии всасывания, всякое изменение этого давления привело бы к возникновению ложного импульса.

Обе системы регулирования обеспечивают работу установки в интервале мощности $0-110\%$ от номинальной, причем в интервале

$\lambda_1 = 25\%$ регулировка осуществляется атмосферным клапаном (11), а $25 \div 110\%$ изменением подачи топлива.

Для проверки динамической устойчивости системы регулирования представленной на рис. 3, выведено дифференциальное уравнение всей системы:

$$c_1 \frac{d^2 \varphi}{dt^2} + c_2 \frac{d \varphi}{dt} + c_3 \varphi = f(\lambda_1), \quad (1)$$

где $c_1 = 1,4$; $c_2 = 0,142$; $c_3 = 1$;

$$f(\lambda_1) = -0,0305 \lambda_1 = -0,146 \frac{d \lambda_1}{dt};$$

φ — относительное изменение скорости вращения турбозубчатого агрегата;

λ_1 — относительная нагрузка электрогенератора.

Характеристическое уравнение приведенного дифференциального уравнения имеет вид:

$$c_1 s^2 + c_2 s + c_3 = 0.$$

Для устойчивости системы регулирования описываемым уравнением (1) необходимо и достаточно, чтобы при $c_0 > 0$ выполнялись условия Гурвица [7]:

$$c_1 > 0; c_2 > 0; c_3 > 0;$$

В этом случае критерии устойчивости Гурвица выполняются.

Кривая переходного процесса — периодическая затухающая функция времени. При сбросе полной нагрузки система регулирования в течение 15 сек меняет режим работы станции до холостого хода.

Армянский филиал
ВНИИЭМ

Поступило 5.IV 1963.

Г. И. ԱՂԱՅԱՆ

ԱՁԱՏ ՄԵՈՅԱՆՅԻՆ ՇԱՐՖԻԶՈՎ ԳԱԶԱՏՈՒՐԻՎԱՅԻՆ ԷԼԵԿՏՐԱՍՏԱՆՔԻ ԿԱՐԳԱՎՈՐՈՒՄԸ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Հոդվածում ուսումնասիրության է ենթարկվում ազատ մխոցային շարժիչի (ԱՄՇ) կարգավորման հաստատուն քայլի սխեման և ԱՄՇ-ով էլեկտրասարքի կարգավորման սխեման: Տույց է տրվում, որ կարելի է ԱՄՇ-ում հաստատուն քայլ ստանալ, եթե վառելիքի քանակը, բուֆերի միջին ճնշումը և կոմպրեսորի լցման զորակիրքը փոխենք ըստ պահի ճնշման ստացված օրենքով: Ապացուցվում է, որ ԱՄՇ-ով էլեկտրասարքի կարգավորման առաջարկվող սխեմաները կայուն են և ապահովում են էլեկտրասարքի կանոնավոր աշխատանքը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Агасян Л. А. Некоторые вопросы внутренней регулировки свободнопоршневых двигателей. „Известия АН АрмССР“ 1963, № 5.
2. Кошкин В. К. и Легин Б. Р. Двигатели свободнодвижущимися поршнями, М. 1954.
3. Елистратов Ф. М. и др. Силовые установки со свободнопоршневыми генераторами газа, Л. 1959.
4. Кошкин В. К., Майзель М. М., Черномордик Б. М. Свободнопоршневые генераторы газа для газотурбинных установок, М. 1963.
5. Погудин С. И. „Теория и расчет безвального мотогенератора“, 1959, М.
6. Тараненко М. М. О влиянии наклона характеристики насоса-регулятора на устойчивость процесса регулирования, „Котлотурбостроение“ № 7, 1952.
7. Кантор С. А. Регулирование судовых тепловых установок, Судпромгиз, 1956.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

С. Г. ШАГИНЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ ОТСЕКА МНОГОЭТАЖНОГО
КРУПНОБЛОЧНОГО ЖИЛОГО ДОМА НА МОДЕЛЯХ
С ПРИМЕНЕНИЕМ СЕЙСМОВЗРЫВНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ

Широкое использование местных легких строительных материалов для производству крупных блоков с применением малоцементных и бесцементных бетонов приводит к облегчению веса конструкции на 35—40%, уменьшению стоимости здания до 5%, сокращению трудоемкости возведения стен до 40% по сравнению с обычными кладками из природных камней.

Крупноблочные здания из легкого бетона выгодны в сейсмическом отношении, так как с уменьшением собственного веса конструкции соответственно уменьшаются горизонтальные инерционные нагрузки. С целью экспериментального исследования поведения крупноблочного дома при землетрясениях под руководством автора был составлен проект жилого дома из крупных блоков без изменения планировочного решения типового проекта серии 1—451П. Проектом предусматривалась двухрядная разрезка стен с минимальным количеством типоразмеров крупных блоков. Крупные блоки были предусмотрены из легкого бетона марки 75 на вулканическом шлаке. Толщина наружных стен по теплотехническим соображениям была принята равной 40 см, толщина внутренних стен—30 см, междуэтажные настилы из туфожелезобетона марки 150. Расчет крупноблочного дома на сейсмостойкость был произведен в соответствии со СНиП II—А. 12-62, в предположении статического действия сейсмических сил, распределение которых принималось в зависимости от расположения масс в здании.

С целью экономии средств автор прибегнул к экспериментальному исследованию модели одного отсека указанного крупноблочного жилого дома (рис. 1).

Выбор масштаба модели в первую очередь обуславливается технологией изготовления элементов. При масштабе модели, близкой к натуральной величине, моделирование связано с большими затратами, при очень маленьких масштабах имеют место существенные расхождения механических величин модели и оригинала. Моделирование кладочных элементов, арматуры, а также сварка при очень маленьких масштабах требуют трудоемкой работы. При больших и при очень

маленьких масштабах затрудняется монтаж конструкции модели. В первом случае необходимо применение подъемных механизмов и приспособлений. При очень маленьких масштабах затруднена заделка панелей междуэтажного перекрытия, а также установка и крепление измерительных приборов на конструктивных элементах модели. Это в свою очередь может привести к большим погрешностям в технике измерений. Исходя из указанных соображений как оптимальные мас-



Рис. 1

штаб линейных размеров модели был принят равным $\alpha = 1/3$. При моделировании автор исходил из условий расширенного подобия [6], при которых два твердых деформируемых тела называются механически подобными в расширенном смысле, если: а) тела A и A' геометрически подобны (геометрические величины отличаются в α раз); б) в сходственных точках тел A и A' имеют место следующие соотношения между деформациями и напряжениями

$$\varepsilon = f(\varepsilon, x, y, z, t);$$

$$\frac{\sigma'}{\beta} = f\left(\frac{\varepsilon'}{\gamma}, \frac{x'}{\alpha}, \frac{y'}{\alpha}, \frac{z'}{\alpha}, \frac{t'}{\tau}\right),$$

где γ — множитель подобия для деформации, β — множитель подобия для напряжения, τ — множитель подобия для времен; в) плотности обоих тел в сходственных точках подчинены условию $\rho' = \beta\rho$, где $\beta = \text{const}$.

Условия расширенного подобия облегчают возможность подбора подходящего модельного материала. При расширенном подобии легко можно компенсировать собственный вес модели без дополнительных

затяжных приспособлений, так как при обеспечении подобия состояний объемных силы находятся в следующей зависимости:

$$K' = \frac{\lambda^3}{2} K.$$

При множителе подобия $\lambda = 1/3$ объемные (поверхностные) силы для модели и оригинала получаются равными. Из этого же соображения при моделировании множитель подобия для напряжения нами был принят равным $1/3$. Моделирование арматуры в железобетонных конструкциях при условиях расширенного подобия и при разных модулях упругости E и E' и пределах текучести σ_s и σ_s' является сложной задачей. Она несколько упрощается когда диаграмма „деформация — напряжение“ подчиняется диаграмме Праудля. Как показывают опыты, проведенные в АИСМ-е [7] при моделировании арматуры условия подобия сохраняются лишь в пределах стадии упругости, так как при одинаковых модулях упругости арматуры, с уменьшением диаметра повышается предел ее прочности. Разные методы изменения характеристик проволок (отжиг, электропрогрев и т. д.) в условиях эксперимента не дали удовлетворительных результатов. Исходя из изложенного моделирование арматуры было произведено в условиях $\sigma' = \sigma \lambda^2$, где σ и σ' , I и I' соответственно напряжения и площади поперечного сечения арматуры оригинала и модели. Ударным воздействием на уровнях междуэтажных перекрытий в модели возбуждались свободные колебания, записанные сейсмоприемниками СПМ-11. По этим записям определялись периоды свободных колебаний и логарифмические декременты затухания. Вынужденные колебания модели были осуществлены при помощи восьми взрывов, различно ориентированных по отношению к ее плану при разных количествах BB , на разных расстояниях от нее.

Из произведенных восьми взрывов, основными являлись три (V, VI и VIII взрывы). При взрывах выброса не наблюдалось, вся энергия BB была направлена на рыхление породы.

Остановимся вкратце на описании основных взрывов и их сейсмическом действии на модель.

Пятый взрыв. Величины ускорений колебаний модели при этом взрыве приведены в табл. 1. Величины скоростей горизонтальной и вертикальной составляющих колебаний модели на уровне пола первого этажа соответственно были равны 254 и 180 мм/сек, а на уровне пола третьего этажа — 270 мм/сек (горизонтальная составляющая). Трещины появились на всех фасадах при незначительной ширине раскрытия (от 0,5 до 1,5 мм). В сопряжениях конструктивных элементов никаких изменений не наблюдалось.

Шестой взрыв. Величины ускорений колебаний модели приведены в табл. 2.

Величины горизонтальных и вертикальных составляющих скоростей колебаний на уровне пола первого этажа были равны 33 и

Таблица 1

Место установки прибора	Составляющая	Горизонтальное расстояние от взрыва l (м)	Максимальная амплитуда на записи u_0 (мм)	Коэффициент заглубления β	Коэффициент увеличения прибора K	Максимальная амплитуда ускорений w (мм/сек ²)	Частота колебаний f (герц)	Продолжительность колебаний t (сек)
I этаж	гор.	21	1,8	80	26,5	3810	10	0,4
I этаж	верт.	21	1,5	80	27,5	3300	10	0,4
II этаж	гор.	21	3,5	80	17	4750	10	0,4
III этаж	гор.	21	2,5	80	32,7	6520	10	0,4
III этаж	верт.	21	6,5	80	19	9850	10	0,4
Чердак	гор.	21	3,5	80	32,5	9100	10	0,4

40 мм/сек. на уровне пола третьего этажа 200 мм/сек (горизонтальная составляющая). Значения смещений для горизонтального и вертикального составляющих в уровне пола первого этажа были соответственно равны 9,4 и 3,6 мм. При этом взрыве трещины на фасадах более заметны и их длина и ширина раскрытия достигают большей величины по сравнению с результатами предыдущего взрыва. Прозада, в сопряжениях конструктивных элементов никаких явных изменений и деформаций не наблюдалось, однако ширина раскрытия трещины на всех фасадах достигла порядка 0,5–0,3 мм, а в отдельных местах даже 6,0–7,0 мм. Трещины появились также в междуэтажных перекрытиях—в горизонтальных швах между двумя железобетонными панелями с шириной раскрытия 1,0–2,0 мм. При этом взрыве характерными являются как горизонтальные, так и вертикальные трещины.

Таблица 2

Место установки прибора	Составляющая	Горизонтальное расстояние от взрыва l (м)	Максимальная амплитуда на записи u_0 (мм)	Коэффициент заглубления β	Коэффициент увеличения прибора K	Максимальная амплитуда ускорений w (мм/сек ²)	Частота колебаний f (герц)	Продолжительность колебаний t (сек)
I этаж	гор.	12	3,0	160	26,0	12500	10	0,3
I этаж	верт.	12	3,5	160	29,5	16500	10	0,3
II этаж	гор.	12	5,5	160	14,5	12800	10	0,3
III этаж	гор.	12	2,5	160	32,5	13000	10	0,3
III этаж	верт.	12	4,0	160	19,0	12200	10	0,3
Чердак	гор.	12	2,6	160	32,7	13600	10	0,3

Восьмой взрыв. Значения ускорений модели приведены в табл. 3. Величины горизонтальных и вертикальных составляющих скоростей

колебаний модели на уровне пола первого этажа получились соответственно 60 и 384 м.м./сек , а горизонтальная составляющая скорости колебания на уровне пола третьего этажа—216 м.м./сек . Величины горизонтальных и вертикальных составляющих смещений на уровне пола первого этажа получились равными 7,5 и 3,0 м.м.

Таблица 3

Место установки прибора	Составляющая	Горизонтальное расстояние от парня l (м)	Максимальная амплитуда на записи a_0 (мм)	Коэффициент заглубления ξ	Коэффициент увеличения прибора K	Максимальная амплитуда ускорений ω (м.м./сек ²)	Частота колебаний f (герц)	Продолжительность колебаний t (сек)
I этаж	гор.	15	2,5	160	26	10400	10	0,4
I этаж	верт	15	1,5	160	29,5	7100	10	0,4
II этаж	гор.	15	3,3	160	15,0	8450	10	0,4
III этаж	гор.	15	3,5	160	32,5	18200	10	0,4
III этаж	верт	15	6,5	160	19,0	19760	10	0,4
Чердак	гор.	15	3,7	160	32,7	19400	10	0,4

При этом взрыве здание было доведено до стадии разрушения. Трещины наблюдались на всех фасадах и междуэтажных перекрытиях, при этом ширина раскрытия их местами достигала до 50 м.м. Помимо трещин между блоками и панелями, трещины с шириной раскрытия 1—2 м.м. наблюдались также между нижним рядом блоков и покоем здания. Блоки первого этажа на уровне перекрытия над первым этажом, помимо изгибных и крутильных деформаций, претерпевали большие сдвиговые деформации. Величина сдвига достигала порядка 40—50 м.м. При сдвиге сварной шов вышел из строя и закладная деталь сопряжения блока первого этажа и перемычки оборвалась. Помимо деформации сдвига наблюдался и небольшой поворот сооружения (модели) вокруг вертикальной оси. Несмотря на довольно большие деформации модель не была разрушена до конца. Ширина трещин в грунте поблизости от взрыва (3—4 м) достигла 5—7 см.

Измерения скоростей и ускорений колебаний модели осуществлялись с помощью сейсмоприемников СПМ—16 жестко закрепленных на междуэтажных перекрытиях. Записи колебаний производились на осциллографах ИОБ—12. Измерения смещений осуществлялись вибрографами. Приведенные сейсмические ускорения записывались сейсмометрами АИС—2П.

Период собственных колебаний модели был определен экспериментально с применением удара. Ударная нагрузка была приложена по двум взаимноперпендикулярным направлениям, в уровнях междуэтажных перекрытий модели. Периоды собственных колебаний для модели во взаимноперпендикулярных направлениях получились соответственно равными $T_0=0,076$ и 0,052 сек.

Основным периодом колебаний модели будем в дальнейшем считать период $T_0=0,076$ сек, так как он отвечает поперечным колебаниям отсека здания. Имея периоды собственных колебаний модели и оригинала, можно определить множитель подобия для времен ξ при динамических процессах. Периоды свободных колебаний можно определить по формулам:

а) для обыкновенных каменных зданий [2]

$$T=0,05 \cdot \frac{H}{\sqrt{b}} \quad (1)$$

где H — высота здания в метрах, b — ширина здания в м. Для трехэтажного здания при $H=9,5$ м; $b=11,5$ м согласно (1) $T=0,136$ сек.

б) для крупноблочных зданий

$$T=0,014 \cdot H=0,014 \cdot 9,5=0,134 \text{ сек.}$$

Исходя из того, что испытание модели производилось в естественном гравитационном поле, и в этом случае ускорения силы тяжести для модели и оригинала равны между собой имеем $g'=g$ или

$$\frac{d^2 w'}{dt'^2} : \frac{d^2 w}{dt^2} = \frac{\alpha \gamma}{\xi^2} = 1.$$

Следовательно, масштаб времен должен удовлетворить условию [6]:

$$\xi = \sqrt{\alpha \gamma}.$$

С другой стороны, для наших экспериментов множитель подобия для деформации $\gamma = 0,85$, $\alpha=1/3$, следовательно $\xi = 0,53$.

Периоды собственных колебаний модели и оригинала связаны соотношением

$$T' = \xi T. \quad (2)$$

Отсюда для случая а) $\xi = \frac{T'}{T} = \frac{0,076}{0,136} = 0,56$, а для случая в

$$\xi = \frac{0,076}{0,134} = 0,57.$$

Иначе говоря масштабы времен ξ , полученные экспериментальным и теоретическим путем имеют почти одинаковую величину.

Логарифмический декремент затухания, вычисленный по формуле

$$\lambda = \frac{1}{m} \ln \frac{a_1}{a_{k+m}}$$

(m — число волн, a_1 и a_{k+m} — первая и последняя амплитуда на участке m циклов) оказался равным $\lambda=0,34$. В табл. 1—3 приведены величины ускорений колебаний модели. Как видно из таблиц, величины ускорений с увеличением высоты здания увеличиваются. Из этих таблиц также видно, что основной формой колебания сооружения является первая.

При динамических экспериментах важной задачей является моделирование сейсмической нагрузки и интерпретация сейсмозврывного

воздействия через натурные землетрясения, т. е. оценка сеймовзрывного эффекта в баллах. При моделировании сейсмической нагрузки можно пользоваться теоремой, согласно которой для обеспечения подобия динамических состояний модели и оригинала необходимо, чтобы смещение почвы подчинялось условию: $U' = \alpha_T U$ при $t' = \xi t$, в сходственных точках оригинала и модели.

Скорости и ускорения в сходственных точках для модели и оригинала соответственно связаны соотношениями:

$$\frac{du'}{dt'} = \frac{\alpha_T}{\xi} \cdot \frac{du}{dt} ; \quad \frac{d^2u'}{dt'^2} = \frac{\alpha_T}{\xi^2} \cdot \frac{d^2u}{dt^2}$$

Исходя из изложенных условий с учетом (2) можно преобразовать графики компонентов натурального землетрясения для модели и наоборот.

Переходим к оценке интенсивности сейсмических колебаний при взрывах. Сейсмические колебания грунта при взрывах и землетрясениях имеют много общего, и то же время сопоставление колебаний, вызванных взрывом и землетрясением, показывает их существенное различие. Сейсмические колебания при взрывах обладают более высокими частотами при меньшей продолжительности, чем при землетрясениях. Расстояние от очага при взрывах в несколько сот раз меньше, чем при землетрясениях, следовательно спектральный состав колебаний при взрывах отличается от спектрального состава колебаний при землетрясениях. Несмотря на указанное различие ряд авторов считает возможным интерпретировать землетрясения с помощью взрывов [5].

Произведем оценку сеймовзрывного воздействия на модели сооружения по нескольким признакам:

1. По макросейсмическим признакам — согласно приложению к сейсмической шкале ИФЗ исследованная модель отсека здания относится к группе Б.

Согласно части 1 приложения к шкале при 8 баллах в большинстве зданий группы Б наблюдается значительные повреждения и в отдельных зданиях разрушения, а при 9 баллах во многих зданиях группы Б разрушения и в отдельных — обвалы.

При последнем (восьмом) взрыве в швах наружных и внутренних стен модели возникли большие трещины. Пояс-перемычка сдвинулась по отношению к нижнему блоку на 5 см, нарушилась вертикальность стен, отклонение местами достигало 5—6 см. По шкале это оценивается как разрушение. Здесь важно указать, что эталонами для оценки в шкале служат здания без антисейсмических мероприятий, а модель была возведена с соблюдением всех антисейсмических мероприятий, следовательно по признакам разрушений сила сеймовзрывного воздействия оценивается в 9 баллов. Повреждения здания показаны на рис. 2.

Согласно части II приложения к шкале ИФЗ при 9 баллах ширина раскрытия трещины в грунте достигает 10 см. В произведенном нами опыте в нескольких местах при пересечении на натуре имелись трещины



Рис. 2.

шириной раскрытия более 10 см. По описаниям, приведенным в шкале, характер трещины также соответствует землетрясению интенсивностью 9 баллов.

2. По ускорениям колебаний грунта. Определение силы землетрясения по макросейсмическим признакам является более примитивным по сравнению с другими (спектр τ - T , ускорения и скорости колебаний грунта и т. д.). Согласно значениям действительных ускорений, приведенных в табл. 4 [4], действительные ускорения при периодах от 0,1 до 0,5 сек при 9 баллах $2000 a_0 \leq 400$ м/сек². По экспериментам автора при периоде 0,1 сек действительные ускорения колебаний грунта получились более 4000 м/сек², следовательно, силу сейсмического воздействия следует принимать не менее 9 баллов.

3. По приведенным скоростям колебаний грунта. В течение нескольких лет С. А. Шагиняном проводилось инструментальное определение интенсивности землетрясения силой до 6 баллов и результаты были сведены в таблицу.

Согласно таблице приведенная скорость, определяемая по формуле $v = \tau/2\pi$ при 8-балльных землетрясениях равна 65—130 м/сек при 9-балльных землетрясениях — 130—260 м/сек. При шестом взрыве максимальное значение горизонтальной составляющей приведенного ускорения грунта у фундамента модели равно $\tau' = 50180$ м/сек², приведенная скорость соответственно будет $v' = \frac{50180 \times 0,1}{2 \cdot 3,14} = 97$ м/сек.

1. 7, с учетом коэффициента перехода $\alpha\gamma/\xi = 0,53$, будем иметь $v = 164$ мм/сек, что соответствует 9 баллам.

4. По шкале интенсивности сейсмических колебаний при взрывах. Согласно шкале [5] при взрывах 9-балльной интенсивности наблюдается разрушение здания (большие трещины в стенах, расслоение кладки и т. д.). С. В. Медвелевым составлена таблица степени повреждения зданий в зависимости от ускорения сейсмических колебаний при взрывах. По этой таблице очень сильному сотрясению соответствует ускорение 1,5–2,0 g. Это явление наблюдается и в экспериментах автора, где максимальное значение ускорений достигает до 1,94 g.

Сравнивая изложенные приемы определения интенсивности сейсмических колебаний при взрывах, приходим к заключению, что сейсмический эффект произведенного автором статьи последнего (восьмого) мощного взрыва можно оценить не менее 9 баллов.

Поведение экспериментальной модели крупноблочного дома при сейсмозрывном воздействии, показало полное сходство с поведением крупноблочного здания после землетрясения интенсивностью в 8 баллов в г. Петропавловске-на-Камчатке. В частности, характерной деформацией разрушения модели были горизонтальные трещины и сдвиговые деформации между поясом и блоками первого этажа.

В работе [1] указывается: „Характерным повреждением стен из крупных блоков были горизонтальные трещины, проходящие на уровне простенков первого этажа и швах между блоками подоконного ряда и пересекали блоки ряда перемычек“. Там же указывается, что „крупноблочные здания лучше выдержали землетрясение, чем здания со стенами из мелких блоков“. При экспериментах над моделью трещины как горизонтальные, так и вертикальные наблюдались только в швах между блоками, а в самих блоках трещины отсутствовали. В работе [1] подтверждается данное явление.

Несмотря на существенные различия между взрывом и землетрясением опыт над моделью показывает все же возможность применения сейсмозрывного воздействия для моделирования натурального землетрясения, а также возможность оценки сейсмозрывного эффекта в баллах.

НИИГИС АН Армянской ССР

Поступило 3.VII 1961.

И. Ф. МЕДВЕЛЕВ

ՊԱՏՄԱՆԱՐԿ ԿՈՆՏՐՈՒԵԼՈՎ ԲՆԱԿՈՒՄ ՏԱՆ ԱՐԵՈՒՐԱՆԱՅԻՆՈՒԹՅԱՆԻՑ
ՄԱՐԿԵՆԵՐ ԳՐԱ ՊԱՅԻՆՅՄԱՆ ԱՆՅՄԱՐԿ ԱԶԵՏԱՌԹՅԱՆ ԿԵՐԱՍՈՒՄԵ

И. М. Ф. И. Ф. И. Ф.

ՈՍՈՍ ժողովրդական տնտեսության դարաշրջան 1959—1965 թթ. պլանի նախատեսված է խոշոր բրդեպելևս և խոշոր պանեպելևս կոնստրուկցիա-

ների գործարանային լայն արտադրություն՝ տեղական թևեր և էման շինանյութերի քաղաքի վրա: Այս ղեկավարում ստացվում է միջոցների զգալի տևտեսում: Մեր սեպտեմբերի համար խոշորարյուկ շինարարությունը միանգամայն սկսել է, մանավանդ, եթե նկատի ունենանք Արթիկում կա. պլոդ խոշորությունների արտադրության մաս ժամանակներում շահագործման հանկուսում:

Ներկա հողվածում շարադրված են խոշորարյուկ քնակելի տան ուսումնասիրությունը մոդելների վրա, պայթեցման սեյսմիկ ազդեցության կիրառմամբ ըստ պրոֆ. Ա. Գ. Նազարովի առաջադրած մեխանիկական մարմինների նմանության ընդլայնված տեսություն: Եղված տեսությունը լայն հնարավորություններ է ստեղծում մոդելացման համար, բնագույ մինչև տարբեր հասկություններ ունեցող նյութերի օգտագործումը:

Պայթեցման սեյսմիկ ալիքների ազդեցության տակ շենքի մոդելը հասցրված է քայքայման: Վաղորդիկ հատարված են սատանման պարբերությունների, արագացումների, արագությունների, տեղափոխումների, բերված սեյսմիկ արագացումների մեծությունների չափումները՝ ապրանքային իրակաշիքի վրա:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Быховский В. А., Корчинский И. Э., Павлик В. С. Землетрясение в Петропавловске-на-Камчатке 4 мая 1959 г. Тр. ЦНИИСК, Гостройиздат, 1961
2. Быховский С. В., Корчинский И. И., Поляков С. В. и др. Основы проектирования зданий и сейсмических районов Гостройиздат, 1961.
3. Карапетян Б. К. Многоамплитудные сейсмометры и результаты их применения в инженерной сейсмологии. Ереван, 1959.
4. Медведев С. В. Инженерная сейсмология. М., 1962.
5. Медведев С. В. Сейсмика горных взрывов. М., 1961.
6. Назаров А. Г. О механическом поведении твердых тел и его применении к исследованию строительных конструкций и сейсмостойкости сооружений. См. сообщения 1—7, опубликованные в Известиях АН Армянской ССР (серия ТН) за период 1957—1961 годы.
7. Шахсусорян Л. В., Захарян Ж. В. Научно-технический отчет АИСМ по теме «Исследование сейсмостойкости сборных зданий на базе местных материалов». Ереван, 1962.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

А. О. ЕПОЯН

ПРОЧНОСТЬ И ДЕФОРМАЦИИ ЛЕГКИХ БЕТОНОВ
 НА ВУЛКАНИЧЕСКИХ ЗАПОЛНИТЕЛЯХ ПРИ МНОГОКРАТНО
 ПОВТОРНОЙ НАГРУЗКЕ*

Сообщение 1

1. В настоящем сообщении приводятся результаты экспериментального исследования прочности и деформаций легких бетонов на природных заполнителях с пределом прочности на сжатие 200—500 кг/см² при статической нагрузке. В следующем сообщении автора будут приведены данные по прочности и деформации тех же бетонов под многократно повторной нагрузкой.

Исследования проводилось над бетонными образцами на литондиопемзовом заполнителе Лусаванского и перлиговом заполнителе Арагвского месторождений. Применялся портландцемент Арагатского завода активностью 500 кг/см² (образцы 1962 г.) и 623 кг/см² (образцы 1963 г.).

Испытывались бетонные призмы размерами 10×10×40 см и кубы 10×10×10 см. В табл. 1 приведены расходы материалов испытанных составов бетонов.

Таблица 1

Наименование бетона	Марка состава	Расход материалов на 1 м ³ бетона (кг)				Объемный вес бетона (кг/м ³)	
		цемент	вода	песок	щебень, крупн. 5-20 мм	на 28 суток	высуш. до постоянного веса
Парантобетон	П-5-1	550	245	265	820	1950	1870
	П-4-1	350	240	380	850	1930	1820
	П-3-1	250	240	440	855	1890	1770
	П-2-1	180	230	470	860	1770	1690
Литондиопемзобетон	Л-3-4	505	260	450	480	1850	1740
	Л-3-2	505	260	450	480	1840	1740
	Л-2.5-1	260	275	487	692	1670	1600
	Л-2-1	160	260	528	696	1660	1550

Перед испытанием торцы бетонных образцов тщательно выдвигались наждачным камнем на специальном станке. Бетонные кубы центрировались под нагрузкой по геометрическому центру

* Работа выполнена под руководством проф. В. В. Пинаджяна.

и загружались со скоростью $2,5 \text{ кг/см}^2$ в секунду вплоть до разрушения. Призмы центрировались по физическому центру с помощью мессур установленных на четырех гранях образца под нагрузкой равной $0,2-0,3$ от разрушающей. Образцы загружались ступенями и порядке $0,1$ от разрушающей нагрузки с трехминутной выдержкой под нагрузкой.

Испытания образцов производились на прецизионном 100-тонном гидрпрессе „Рейли“ (рис. 1).

Продольные и поперечные деформации бетонных призм измерялись двухмикроными мессурами, а также тензодатчиками сопротивления с базой 50 м.м. с помощью автоматического измерителя деформаций АИ — 1. Кроме того с помощью ультразвукового прибора типа ПИК—7 изме-

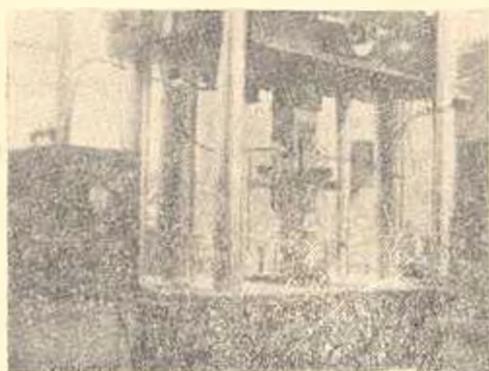


Рис. 1. Испытание бетонной призм на сжатие.

рялось изменение времени прохождения ультразвуковых волн через бетонные кубы и призмы в процессе их загрузки.

В статье обработаны результаты опытов автора и ряда других исследователей над 60 призмами и 50 кубами из легкого бетона.

Опыты некоторых исследователей [3, 4] показали, что в бетонах, уплотненных вибрированием, масштабный фактор почти не влияет на прочностные характеристики бетона.

По-видимому здесь немаловажную роль играет вибрация, позволяющая получить более однородную структуру бетона. Полученные результаты испытаний существенно зависят от состояния поверхностей образцов и центрирования нагрузки. Даже небольшая внецентренность нагрузки влияет на призмную прочность [4]. Поэтому призмы должны быть тщательно центрированы по продольным деформациям, желательно по четырем граням, поскольку при измерении деформаций по двум граням не может быть выявлена центральность приложения нагрузки по другой оси.

Прочность и деформативность бетонов при наличии большого сцепления между заполнителем и раствором определяется в основном механическими свойствами заполнителя [4]. Кубиковая прочность отличается от призмной в основном от эффекта обоймы. Отношение

$\frac{R_{пр}}{R_{куб.}}$ зависит также от водоцементного отношения, количества крупного

заполнителя и других факторов.

На рис. 2 приведена зависимость призмной прочности от кубиковой при размере кубов $10 \times 10 \times 10 \text{ см.}$ Обработкой результатов

методом математической статистики эта зависимость может быть выражена формулой:

$$R_{пр.} = AR_{куб.} + B. \quad (1)$$

В частности для литондиопемзобетона и перлитобетона прочностью 150 кг/см² и выше $A = 0,77$; $B = 31$. Для туфобетона $A = 1,13$; $B = -78$.

Анализ приведенных результатов показывает, что с увеличением кубиковой прочности отношение $R_{пр.}/R_{куб.}$ для перлитобетона и литондиопемзобетона уменьшается, а для туфобетона - увеличивается. Это отношение при одинаковой прочности легких бетонов больше чем для тяжелого бетона, что отчасти можно объяснить повышенной растяжимостью легких бетонов.

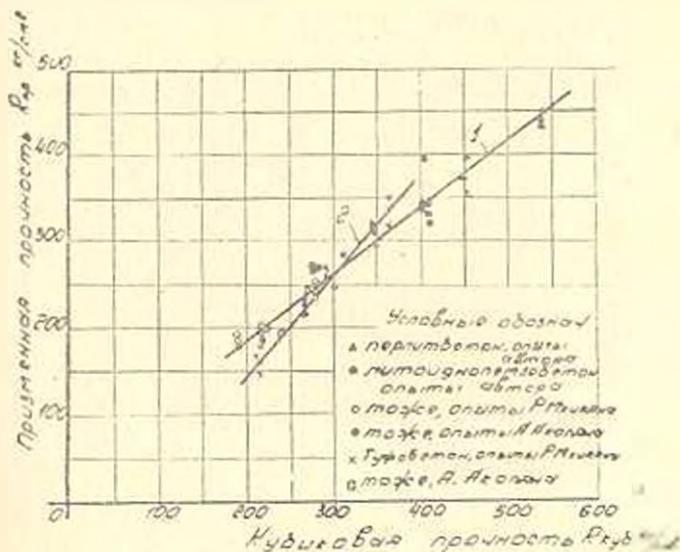


Рис. 2 Зависимость между призмочной и кубической прочностью легких бетонов. 1 — перлитобетон и литондиопемзобетон; 2 — туфобетон.

2. Прозольные деформации тяжелого бетона при напряжениях до $(0,4-0,5) R_{пр.}$ находятся почти в линейной зависимости от напряжений. С повышением прочности бетона линейная зависимость сохраняется при более высоких напряжениях. Иначе говоря, чем больше прочность бетона, тем выше его предел пропорциональности. При этом установлена также линейная зависимость между деформациями и напряжениями бетонов различной прочности, т. е. при одинаковых долях от призмочной прочности для различных марок бетона деформации изменяются пропорционально. Так, при $\varepsilon = 0,2 R_{пр.}$ зависимость $\varepsilon - \varepsilon$ выражается формулой $\varepsilon_{0,2 R_{пр.}} = 3,2 \times 10^{-5} \varepsilon$ или $R_{пр.} = 16 \times 10^5 \varepsilon$ [4].

Для легких бетонов наблюдается аналогичное явление. Автором была изучена зависимость между относительными продольными деформациями и соответствующими напряжениями перлитобетона и литондиопемзобетона с призмочной прочностью $R_{пр.} = 200 - 450$ кг/см².

При обработке были использованы также результаты исследований М. З. Симонова, Р. Р. Саркисян, А. В. Акопян, А. М. Мхикяна выполненных в ЛИСМ. На рис. 3 приведены зависимости продольных относительных деформаций от прочности бетона при напряжениях $0,2 R_{пр}$, $0,5 R_{пр}$, $0,8 R_{пр}$. Эта зависимость при $\varepsilon = 0,2 R_{пр}$ может быть выражена следующими формулами

$$\varepsilon_{0,2 R_{пр}} = C \varepsilon_{прод} - D; R_{пр} = C_1 \varepsilon_{прод} - D_1. \quad (2)$$

В частности, для перлитобетона прочностью $200-150 \text{ кг/см}^2$ $C = 2,45 \times 10^5$, $D = 6,4$; $C_1 = 12,2 \times 10^5$, $D_1 = 32$; для лигондиопемзобетона $C = 2,37 \times 10^5$, $D = 11,5$; $C_1 = 11,8 \times 10^5$, $D_1 = 57,5$. Экспериментальные значения деформаций отклоняются от прямых (2) в пределах $3-4\%$ и в отдельных случаях до 10% .

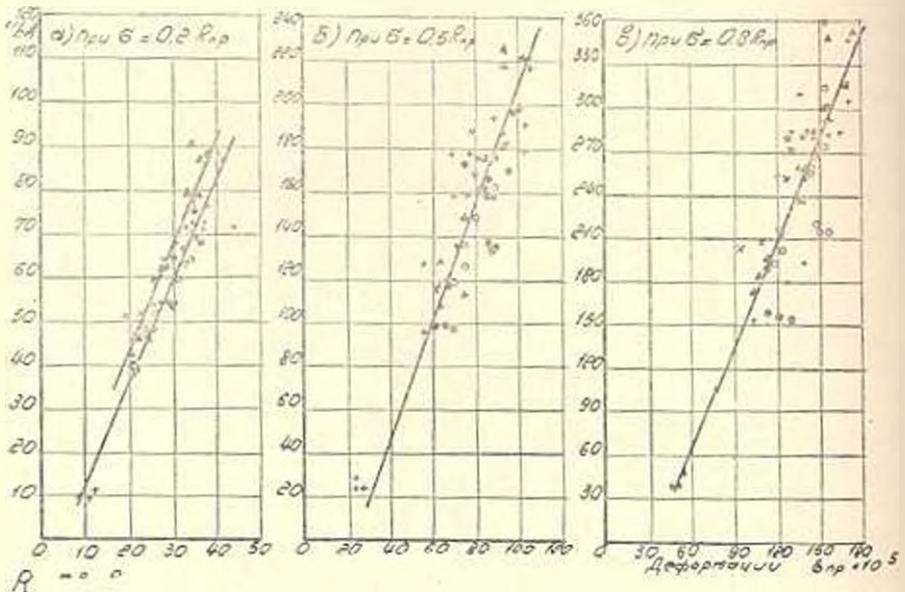


Рис. 3. Зависимости относительных продольных упругих деформаций легких бетонов от сжимающих напряжений.

Модуль упругости легких бетонов может быть выражен формулой

$$E_s = \frac{U}{1 + \frac{V}{R_{пр}}}. \quad (3)$$

В частности, для перлитобетона при $\varepsilon = 0,2 R_{пр}$, $U = 245000$, $V = 32$; для лигондиопемзобетона $U = 237000$, $V = 58$.

На рис. 4 приведены зависимости модуля упругости легких бетонов по СНиП-у [7] и по экспериментальным исследованиям, которые в основном предложены для бетонов прочностью до 200 кг/см^2 при напряжениях $(0,4-0,5) R_{пр}$ и дают заниженные значения, поэтому не могут быть применены для бетонов прочностью выше 200 кг/см^2

при напряжении $0,2 R_{пр}$. Для легких бетонов призмочной прочностью 200 кг/см^2 и выше при напряжениях $\sigma = 0,2 R_{пр}$ модуль упругости может быть выражен зависимостью (3) при $l/l_0 = 240000$, $V = 45$.

При повышении прочности легких бетонов от 200 кг/см^2 до 500 кг/см^2 модуль упругости возрастает всего на 15% (рис. 4), что отчасти объясняется структурными особенностями и относительно большой деформативностью легких вулканических заполнителей.

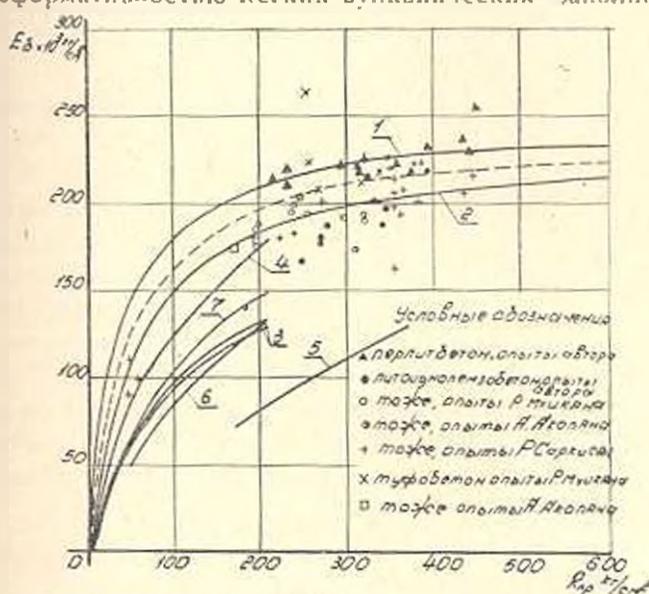


Рис. 4. Зависимость модуля упругости легкого бетона от призмочной прочности при напряжении $\sigma = 0,2 R_{пр}$. 1—перлитбетон, опыты автора; 2—литоизопемзобетон по формуле автора; 3—по формуле М. З. Симонова и по СНиПу для легких бетонов на естественных заполнителях с объемным весом $\gamma > 700 \text{ кг/м}^3$; 4—по СНиПу для легких бетонов на искусственных заполнителях с объемным весом $\gamma < 700 \text{ кг/м}^3$; 5—для легкого бетона по формуле Г. Д. Цискрели для состава автора; 6—по данным С. А. Шагниана для литоизопемзобетона; 7—по данным М. А. Якубича для пемзобетона.

Линейная зависимость относительных продольных упругих деформаций от напряжений в некоторой степени сохраняется также при напряжениях порядка до $0,8 R_{пр}$ (рис. 3).

На рис. 5. приведена зависимость модуля упругости бетона от относительных напряжений. Характер кривых тяжелого и легкого бетонов разный. При $\frac{\sigma}{R_{пр}} > 0,6 - 0,8$ модуль упругости тяжелого бетона резко уменьшается, а для легкого бетона наблюдается резкое уменьшение модуля упругости с начала его загрузки и стабилизация величины модуля упругости при $\frac{\sigma}{R_{пр}} > 0,6 - 0,8$. Вследствие

этого модуль упругости легких высокопрочных бетонов при напряжениях, близких к разрушающим больше, чем у тяжелого бетона той же прочности. Вероятно в начале загрузки легких бетонов в основном работает осто́в цементного камня, а затем включается в работу также заполнитель.

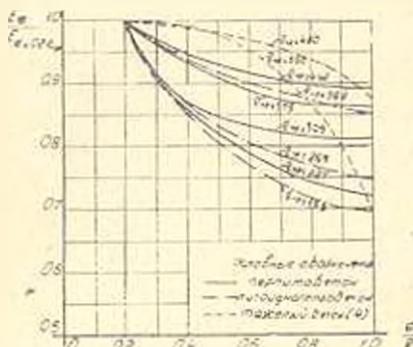


Рис. 5. Зависимость модуля упругости бетона от напряжения при сжатии

Прямыми измерениями поперечных и продольных деформаций одновременно с помощью тензодатчиков и двухмикронных мессур установлено, что в литондиоцементобетоне и перлитобетоне величина μ при первых стадиях нагружения образца убывает, а при напряжениях $\sigma > (0,2 \div 0,4) R$ начинает резко возрастать. Это можно объяснить уплотнением легкого бетона при первых ступенях его нагружения и образованием микротрещин при дальнейшем возрастании нагрузки.

Напряжения, которые соответствуют значению $\mu = 0,5$ О. Я. Бергом [1, 2] были охарактеризованы началом образования микротрещин в бетоне. Впоследствии, им же на основании тщательных экспериментальных работ было установлено, что микротрещины в бетоне образуются при напряжениях, соответствующих интенсивному росту μ . Автором было установлено, что для легких бетонов значение коэффициента $\mu = 0,5$ достигается только при высоких напряжениях порядка $(0,7 \div 0,95) R_{пр}$. Наблюдается, что в начале загрузки время прохождения ультразвуковых волн несколько уменьшается в связи с некоторым уплотнением бетона и на определенной степени загрузки увеличивается вследствие образования микротрещин. Дальнейшее трещинообразование приводит к более медленному прохождению ультразвуковых волн.

3. Опыты с тяжелым бетоном показывают, что поперечные деформации призмы на некоторой степени загрузки начинают интенсивно расти, при этом, кривые коэффициента поперечного расширения μ (отношение приращений упругих поперечных и продольных деформаций) в тяжелом бетоне имеют в общем возрастающий характер [4].

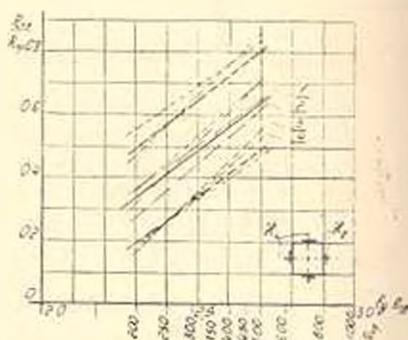


Рис. 6. Зависимость напряжений микротрещинообразования $R_{тр}$ от призмочной прочности легких бетонов на литондиоцементовом и перлитовом заполнителях. 1 — по показаниям мессур, установленных на середине высоты призмы; 2 — по показаниям тензодатчиков, прикрепленных на поверхности бетона; 3 — по скорости прохождения ультразвуковых волн через образец; 4 — по средним значениям.

Границы напряжений микротрещинообразования для легких бетонов на перлитовом и литондиопемзовом заполнителях можно выразить формулой:

$$R_{тр.} = R_{пр.} (a \lg R_{пр.} - b \pm c), \quad (4)$$

где третий член в скобках со знаком плюс соответствует верхней границе, а со знаком минус — нижней границе трещинообразования. Опытные величины коэффициентов формулы (4) представлены в табл. 2.

Таблица 2

Метод измерения деформации	Коэффициенты формулы (4)		
	a	b	c
Ультразвуковой (по скорости прохождения ультразвуковых волн)	0,86	1,75	0,09
Электротензометрический (по показаниям датчиков, прикрепленных на поверхности бетона)	0,70	1,23	0,18
Механический (мессурами, установленными на средине высоты призм)	0,97	1,92	0,15
Средние	0,75	1,40	0,15

Из табл. 2 видно, что наименьшие значения напряжений трещинообразования соответствуют ультразвуковому методу измерений деформаций. Судя по результатам опытов этот метод позволяет более точно улавливать начало микротрещинообразования в бетоне. В отличие от тяжелого бетона, в легком бетоне с повышением его прочности наблюдается существенное повышение отношения $R_{тр.}/R_{пр.}$, что по-видимому в некоторой степени связано с резким повышением прочности цементного камня. Кроме того, при одинаковой прочности легкого и тяжелого высокомарочных бетонов объем цементного камня в легком бетоне значительно больше. Ультразвуковым методом микротрещинообразование исследовалось также в кубах из легкого бетона. Было обнаружено, что в кубах и опорных участках призм, имеющих одинаковое поперечное сечение, на напряжения трещинообразования одинаковые. Для средней зоны призм (по высоте) нижняя граница напряжений трещинообразования расположена выше аналогичной величины для опорных участков призм.

4. При загрузении призм изучались упругие и пластические деформации легкого бетона. С этой целью на каждой ступени загрузки, равной примерно 0,1 от разрушающей нагрузки, при трехминутной выдержке под нагрузкой измерялись полные и упругие деформации. Было установлено, что коэффициент упругости, представляющий собой отношение упругой деформации к полной для легкого бетона на перлитовом и литондиопемзовом заполнителях вплоть до напряжений $(0,8-0,9) R$ находится почти в прямолинейной зависимости от напряжений. При напряжениях, близких к разрушающим, от-

мечалось резкое уменьшение величины коэффициента упругости. Для бетонов в четырехмесячном возрасте с пределом прочности на сжатие $200-450 \text{ кг/см}^2$ при напряжениях, близких к разрушающим, коэффициент упругости по данным прямых измерений колебался в пределах $0,55-0,70$. С ростом возраста бетона величина коэффициента упругости увеличилась, что в основном объясняется повышением упругости цементного камня со временем.

5. Предельные продольные деформации при сжатии призм из тяжелого бетона с призмной прочностью $200-600 \text{ кг/см}^2$ согласно [4] колеблются в пределах $(120-160) \times 10^{-5}$. В экспериментальных исследованиях автора предельные деформации легкого бетона на перлитовом заполнителе с призмной прочностью $200-450 \text{ кг/см}^2$ получились $(200-300) \times 10^{-5}$. Для литоидноцемзобетона предельные деформации оказались примерно на 20% больше, чем у перлитобетона. Предельные поперечные деформации перлитобетона колебались в пределах $(75-115) \times 10^{-5}$. Соответствующие деформации для литоидноцемзобетона оказались больше на 30-40%.

АИСМ

Поступило 1.IX 1964

Ա. Օ. ԵՆՅԱ

ՀՐԱԲՆԱՅԻՆ ԼՅԻՉՆԵՐՈՎ ԹԵԹԵՎ ԲԵՏՈՆՆԵՐԻ ԱՄՐՈՒԹՅԱՆԻՆԸ ԵՎ
ԳԵՅՈՐԴԱՅԻՆՆԵՐԸ ԲԱՋՐԱԿԻ ԿՐԿՆՎՈՎ ԲԵՏՆԵՐԻ ՏԱԿ

(Հաղորդում 1)

Ա մ փ ո փ ո ռ լ մ

Հաղորդման մեջ բերված է լիթոիդային պեմզայի և պերլիտի լցիչներով $200-500 \text{ կգ/սմ}^2$ ամրությամբ բետոնների ստատիկորեն ազդող բեռների տակ կատարված ուսումնասիրության արդյունքները: Հաշորդ հաղորդման մեջ կրկրվեն այդ բետոնների բաղմակի կրկնվող ամրության և զեֆորմացիաների հետազոտությունների արդյունքները:

Փորձերից ստացված հիմնական օրինաչափությունները արված են նկ. 2-6-ում և տերաում բերված (1)-(4) (1)-(4) բանաձևերում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Берг О. Я. Физические основы теории прочности бетона и железобетона. Трансжелдориздат, 1961.
2. Берг О. Я. Прочность бетона и других материалов, обладающих различным сопротивлением растяжению и сжатию, и условиях сложного напряженного состояния. Тр. ЦНИИС, вып. 36, Трансжелдориздат, 1960.
3. Квирикадзе О. П. Влияние масштабного фактора на механические и деформативные характеристики бетона. Журн. «Бетон и железобетон», № 2, 1964.
4. Писанко Г. Н. Исследование прочностных и деформативных свойств высокопрочных бетонов. Тр. ЦНИИС, вып. 36, Трансжелдориздат, 1960.
5. Прокопович Н. Е. Влияние длительных процессов на напряженное и деформированное состояние сооружений. Госстройиздат, 1963.
6. Симонов М. З. Бетон и железобетон на пористых заполнителях. Госстройиздат, 1955.
7. Строительные нормы и правила. Бетонные и железобетонные конструкции. Нормы проектирования. (СНыП II -В, 1-62).

ГИДРОЛОГИЯ

Э. А. АТАЯН

ВНУТРИГОДОВОЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЕ СТОКА РЕК БАССЕЙНА
 ВЕРХНЕГО ТЕЧЕНИЯ Р. АРАКС

В статье автора [1], рассмотрены вопросы формирования стока и его распределения по площади водосбора и по высотным поясам. Показано как при одинаковых климатических условиях, водные массы, подземным путем, переходят с одной части бассейна в другую. В данной статье рассмотрены вопросы распределения стока во времени, в течение года, при прохождении различных гидрологических фаз, а также вопросы генезиса стока.

1. Характер внутригодового распределения стока зависит от климатических факторов и геологического строения бассейна. Зачастую при одинаковых климатических условиях, геологическое строение может в корне изменить условия формирования стока. Для выявления характера распределения стока в бассейне верхнего течения Аракса, были вычислены доли месячных расходов от годового по восьми характерным постам, причем по каждому пункту были подобраны три характерных года: наибольшей, средней и наименьшей водности. Кроме того было определено процентное распределение стока между двумя, основными для рассматриваемого района, периодами: половодьем, который охватывает IV—VII месяцы и меженью—VIII—III месяцы. Результаты произведенных вычислений представлены в табл. 1.

Как правило, по мере увеличения водосборного бассейна, сток межени увеличивается и за счет этого уменьшается доля стока половодья. В рассматриваемом нами случае благодаря существенному влиянию геологического фактора, наблюдается пестрая картина. Например, в бассейне реки Касах, по мере увеличения водосбора, сток становится более зарегулированным. Это объясняется тем, что в верховьях, на Апаранском плато река протекает по аллювиям, где меженный сток почти полностью инфильтруется. Через створ гидрогеологического поста, главным образом проходят весенние воды. Вследствие воздействия геологического фактора внутригодовое распределение стока реки Касах по ее длине не подчиняется общей закономерности.

Аналогично верхнему течению реки Касах на реке Ахурия после впадения притоков Карсчай и Карангу, наблюдается уменьшение зарегулированности. Здесь эти реки проходя через озеровидные расширения теряют базисную часть стока.

Внутригодовое распределение стока реки Аракс и ее притоков до впадения р. Севджур

Таблица 1

Месяцы	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X	XI	XII	Межень VIII—III	Полов. IV—VII
Ахурия—Капс														
Максимальное	4,30	3,60	3,60	15,8	19,7	8,6	7,5	5,7	4,8	5,4	5,9	4,8	39	62
Среднее	5,0	5,3	6,6	21,7	17,6	9,2	6,3	5,3	5,9	5,7	5,9	5,5	45	55
Минимальное	6,7	6,7	9,5	12,1	9,2	11,5	11,7	7,1	6,6	6,0	5,8	7,2	56	44
Ахурия—Айкадзор														
Максимальное	2,6	2,7	4,5	34,7	20,5	10,6	5,8	4,0	4,0	3,5	3,7	3,3	28	72
Среднее	4,1	4,3	6,6	20,2	21,3	11,9	7,0	5,1	4,9	5,1	5,0	4,6	40	60
Минимальное	4,9	5,8	6,3	15,2	16,0	17,9	6,5	5,7	6,3	5,7	5,2	4,8	46	54
Касах—Апаран														
Максимальное	1,6	1,6	1,6	63,2	15,1	3,0	7,6	1,8	2,3	0,8	0,6	0,6	11	89
Среднее	2,0	2,0	4,8	28,8	25,2	12,8	7,2	5,3	4,0	2,6	3,0	2,4	28	74
Минимальное	2,6	2,7	5,8	15,9	1,4	12,0	28,4	6,3	6,3	3,2	2,6	2,6	32	68
Касах—Зовуни														
Максимальное	2,6	2,3	2,5	47,4	17,8	6,6	5,9	3,4	3,2	2,8	2,8	2,7	22	78
Среднее	3,9	4,1	6,4	25,6	21,7	10,0	6,1	4,9	4,2	4,8	4,4	3,9	37	63
Минимальное	6,8	6,6	9,2	14,8	43,5	12,1	7,0	7,0	5,8	4,9	6,8	4,7	52	48
Касах—Аштарак														
Максимальное	3,1	3,7	4,7	38,4	13,4	9,3	7,5	4,7	3,8	4,0	3,5	3,1	33	67
Среднее	3,9	4,2	6,7	24,0	41,2	11,2	8,1	5,9	4,7	4,5	4,2	3,9	38	62
Минимальное	6,0	6,0	8,1	12,5	10,3	12,7	14,2	7,9	6,4	5,8	5,6	4,4	50	50
Гехарст—Арагац														
Максимальное	1,7	1,6	1,7	2,6	8,8	33,7	28,8	10,1	3,9	2,4	2,4	2,4	26	74
Среднее	2,8	2,3	2,3	4,7	16,4	24,6	21,0	11,0	5,7	3,5	3,1	2,6	33	67
Минимальное	3,6	3,8	4,2	8,1	13,6	23,1	18,1	6,6	4,7	5,8	4,6	3,8	37	63
Севджур—Эчмадзин														
Максимальное	7,4	7,7	7,2	22,2	8,9	7,0	6,8	6,7	6,8	6,4	6,3	6,6	55	45
Среднее	7,9	7,9	8,6	10,5	7,6	6,8	6,8	6,9	6,9	7,5	7,5	7,7	61	39
Минимальное	9,1	9,1	9,5	9,2	7,1	7,6	7,8	7,4	8,1	8,0	8,4	8,7	68	32
Аракс—Каравала														
Максимальное	3,0	3,1	6,8	19,0	21,5	18,4	10,4	4,1	3,3	3,4	3,6	3,4	31	69
Среднее	3,8	4,3	5,9	22,9	23,2	12,3	3,6	3,6	3,4	4,2	4,8	4,0	34	66
Минимальное	5,0	6,3	6,1	19,1	22,5	17,4	2,9	3,4	4,2	4,4	4,4	4,2	38	62

Из всех рассматриваемых рек наибольшей естественной зарегулированностью обладает Севджур. Здесь основным источником формирования стока являются подземные воды, выходящие на дневную поверхность, у ее истоков, в виде родников с постоянным дебитом. Только ниже впадения в нее реки Касах наблюдается некоторое увеличение стока весной за счет половодного стока последней. Любопытную картину представляет распределение стока между двумя фазами: меженью и половодьем в Апаране, в многоводные годы сток всех восьми межених месяцев составляет лишь 11% годового, в средний год — одну четверть, а в маловодные годы — одну треть. В Аштараке сток в году распределяется более равномерно — в маловодные годы сток между меженью и половодьем разделяется пополам, а в многоводные годы одна треть стекает в межень, две трети — в половодье. Слабой зарегулированностью отличается также речка Гехарот, с площадью водосбора 47 кв. км. Здесь основной составляющей стока являются талые воды. Другую крайность представляет река Севджур. Несмотря на наличие большой водосборной площади, она кроме реки Касах и нескольких логов, которые из года в год бывают сухими, никаких поверхностных притоков не имеет. Весь сток реки собирается из мощных родников выходящих у истоков реки и в самом русле, поэтому вариация стока внутри года и по годам ничтожная. Режим реки Севджур совершенно не характерен для горных условий.

Распределение стока реки Аракс, обладающей большой водосборной площадью, более характерно. Здесь соотношение стоков половодья и межени колеблется от 31:69 в маловодные годы, до 38:62 в многоводный год.

2. С целью расчленения стока по его отдельным составляющим, использованы материалы снегомерных съемок в бассейне реки Касах. Маршрутные снегомерные съемки имелись за 1932—1934 и 1939—1960 годы. Однако удалось использовать материалы только за 13 лет.

Годовое количество осадков в бассейне получено по кривым связи осадков высотой местности по станциям: Арагац высокогорная, Апаран, с. Арагац, Мравян, Аштарак, Еринджатап и Зовуни (рис. 1). Таким образом, за 13 лет, в бассейне реки Касах, до замыкающего створа Аштарак, на площади 1030 кв. км получены ежегодные средние слои и объемы осадков, а также объемы воды в снеге. Остальная часть осадков нами принята за дождь.

Если считать, что полученные результаты обработки материалов осадков и снегозалегаания за 13 лет близки к средним многолетним, то аккумулирующийся за год в бассейне снег составляет 27% всех осадков, а остальные 73% составляют дождь, град и неустойчивый снег, который тает сейчас же после выпадения. Весь объем осадков выпадающих на рассматриваемой территории порядка 750 млн. м³. Для сравнения полученных результатов с данными по стоку за те же годы были построены гидрографы (рис. 2), на некоторых были выве-

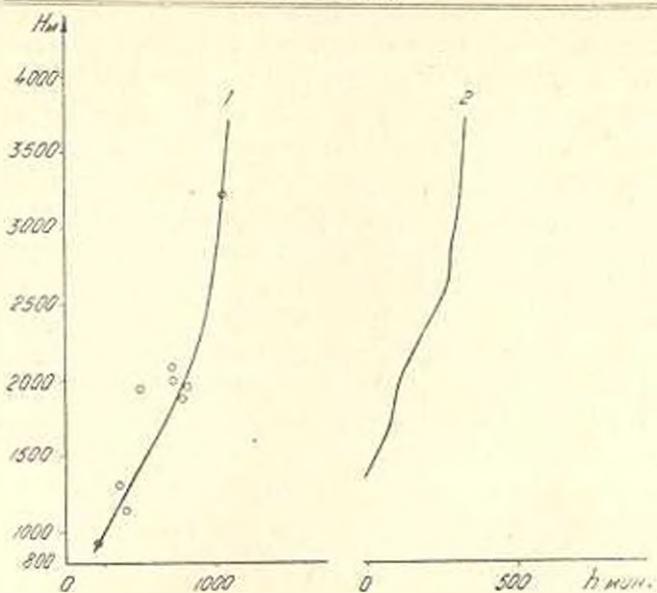


Рис. 1. 1—распределение годовой суммы осадков в зависимости от высоты местности. 2—распределение слоя воды в снеге перед таянием в зависимости от высоты местности.

\bar{q} , мм/сек.

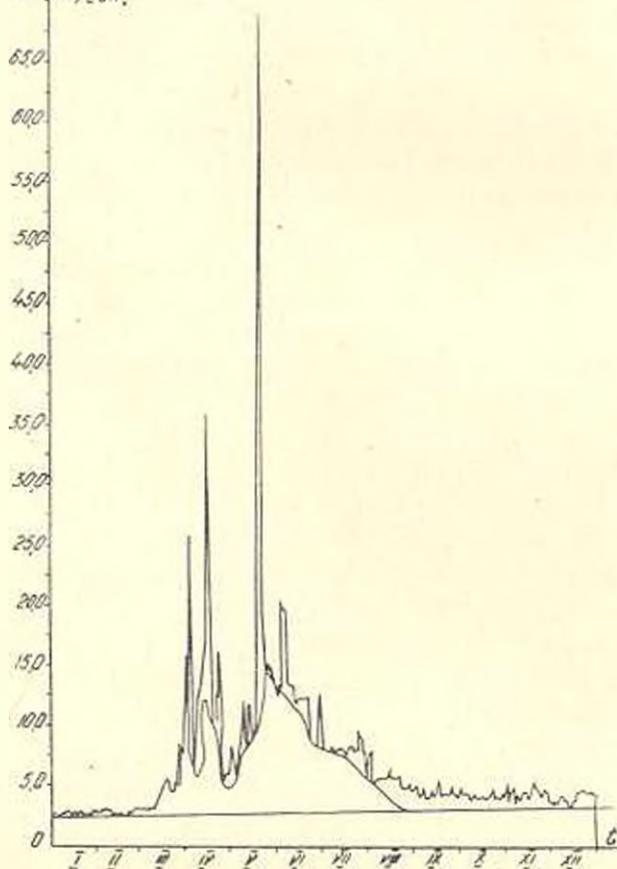


Рис. 2. Гидрограф поста Касах—Аштарак за 1959 год.

дены и планиметрированы отдельные составляющие стока. Подземная составляющая стока выделялась путем соединения конца зимней межени с началом летней. Снеговая составляющая стока получалась проведением внутренней огибающей остальной части гидрографа, с учетом начала снеготаяния и стока основной массы снега, так как снег, остающийся на высоких отметках, в ложбинах и формировании стока почти никакого участия не принимает. Следует отметить, что в Аштараке, вообще зима неустойчива, поэтому часто на фоне зимней межени наблюдаются небольшие паводки. Выпадающий снег время от времени тает и придает гидрографу пилообразную форму. В такие годы за начало снегового стока принято начало года. Остальная часть гидрографа принята за дождевую составляющую стока в соответствии с выражением

$$W = W_n + W_r + W_d,$$

где W — объем стока, индексы n , r , d — соответственно означают подземная, снеговая и дождевая составляющие стока.

В результате расчленения стока (табл. 2) выявлено, что подземная составляющая стока является наибольшей из всех видов питания реки — (45%), она колеблется в небольших пределах 35—59%.

Наибольший интерес представляет коэффициент стока. Тем более, что в результате расчленения осадков и стока представляется возможным установить коэффициенты отдельных составляющих стока. Как усматривается из табл. 2 коэффициент годового стока — γ колеблется от 0,24 до 0,45 в среднем составляет 0,33. Отметим, что коэффициент годового стока, вычисленный по кривым связи стока и осадков с высотой для всего бассейна реки Кисах, оказался равным также 0,33. Коэффициент снегового стока получен $\gamma_s = 0,31$. Если учесть, что в период снеготаяния испарение со снега незначительное, так как все тепло, приходящееся на поверхность снега, расходуется на превращение последнего в воду, то можно заключить, что 69% аккумулярованного в бассейне снега просачивается в грунт. В многолетнем периоде времени это составляет 120 млн. м³. Наименьший коэффициент стока имеет дождь $\gamma_d = 0,14$. Это можно объяснить тем, что дождь выпадает в теплое и даже жаркое время года, вследствие чего значительная часть его сейчас же испаряется не доходя до реки и не впитываясь в почву.

В результате произведенных расчетов установлено, что в рассматриваемом бассейне из общего количества выпавших осадков (750 млн. м³) более 450 млн. м³ испаряется или же подземным путем уходит из бассейна и лишь 350 млн. м³ стекает по реке.

է Ա. ԱՔԱՅԱՆ.

ԱՐԱՔՐԻ ՎԵՐԻՆ ԶՈՍԱՆՔԻ ԱՎԱԶԱՆԻ ԿԵՏՆԵՐԻ ԶՈՍՔԻ
ՏԱՐԵՄԻՉՅԱՆ ԲԱՇԵՌՈՒՄԸ

Ա մ փ ո փ ու մ

Հոսքի տարեմիջյան բաշխումը կախված է կլիմայական ֆակտորներից և ավազանի երկրաբանական կառուցվածքից: Միանգամայն նման կլիմայական պայմաններում Երկրաբանական կառուցվածքը կարող է արմատապես փոխել հոսքի ձևափոխման բնույթը: Ուսումնասիրվող ավազանում, շնորհիվ երկրաբանական կառուցվածքի, դիտվում են հոսքի բաշխման զանազան ձևեր: Օրինակ՝ Քասախի ավազանում ջրահավասար մակերեսի մեծանալու հետ հոսքը դառնում է ավելի կարգավորված, իսկ Ախուրյանի ավազանում, Կապսից ցած նկատվում է հակառակ պատկերը՝ ավազանի մակերեսի ավելանալուց, բնական կոտոնափորվածությունից փոքրացում: Մա հետևանք է այն բանի, որ Կարաջայ և Կարսն զուգույն կանները հոսելով ներծծման մեծ հատկություն ունեցող այլուփայլ նստվածքների միջով, կորցնում են իրենց հոսքի մեծ մասը, մասնավորապես կախված մասնակաշրջանում: Սնչում հոսքը լրիվ կարգավորված է: Այսպես ընդհանուր առմամբ արևմտյան (IV—VII), Քասախը ստանում է տարեկան հոսքի 89%, իսկ մնացած ութ ամսում, միայն 11%: Արաքսով այդ ժամանակաշրջանում համապատասխանաբար հոսում է 69 և 31 %:

Ինչ վերաբերում է հիդրոգրաֆի ուղղաձիգ բաշխմանը՝ այսինքն յուս հոսքի առանձին աղբյուրների, ապա այդ նպատակի համար որպես օրինակ կարելի է ընդհանուրապես Քասախի ավազանը: Այստեղ մի շարք տարիներում, ձյան հալքից առաջ կազմակերպվել են ձյունաշափռական աշխատանքներ, օւստի հնարավոր է հաշվել հալքից առաջ ձյան մեջ ջրի շերտի բարձրությունը, ինչպես բարձրության առանձին զոնաներով, այնպես էլ ամբողջ ավազանում: Նույն ձևով էլ կարելի է հաշվել ավազանում տեղացած տարեկան տեղումների ծավալը, կատարելով անգրամների և բարձրության կոր (նկ. 1): Արանց տարբերությունը կլիմայի ավազանում տեղացած հեղուկ տեղումների ծավալը

$$P = P_v - P_s$$

նույն տարվա հիդրոգրաֆից կարելի է անջատել ստորերկրյա ծագում ունեցող հոսքի ուղիղ գծով միացնելով հորացման սկզբի և վերջի որների սրբի նատները: Ձյան ջրերը կարելի է անջատել հիդրոգրաֆի մնացած մասից ներքին պարուրողով: Մնացած մասը կլիմայի անձրևից անմիջապես տուտացած հոսքը:

$$W = W' + W'' + W'''$$

Ձեռքի տակ ունեցած 13 տարվա տվյալներից ստացվում է, որ հոսքի զորակիրքը Քասախի ավազանում 0,33 է, այսինքն տեղումների մեկ երրորդը հոսում է պետով, իսկ մնացած երկու երրորդը նորից պարզանում կամ ներծծվում է ու հեռանում Քասախի ավազանից: Ձյան հոսքի գործակիցը 0,31 է, իսկ անձրևինը՝ 0,14:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Атаян Э. А. Особенности формирования и распределения стока на верхней части бассейна р. Аракс. Известия АН Армянской ССР, серия ТН, № 5, 1963.
2. Андрианов В. Г. Внутригодовое распределение речного стока, Гидрометиздат, 1950.
3. Атаян Э. А. О вариации стока рек Армянской ССР. Известия АН Армянской ССР, серия ТН, М 3, 1962.
4. Важнов А. Н. Средний многолетний сток рек Армянской ССР и его внутригодовое распределение. Ереван, 1956.
5. Валесян В. П. Исследование стока горных рек Армянской ССР. М., 1955.
6. Великанов М. А. Гидрология суши, Л., 1948.
7. Зайков Б. Д. Средний сток и его распределение в году на территории Кавказа. Тр. НИУГМС, т. IV, вып. 36, 1945.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Ս. Ն. ԱԾՅԱՆ

К ИССЛЕДОВАНИЮ БЕЗРАЗМЕРНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
ГИДРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПЕРЕДАЧ

Применяемые в современных автомобилях гидромеханические передачи (ГМП) могут быть подразделены на группы с дифференциалом на входе и с дифференциалом на выходе.

Для сравнительного анализа схем ГМП запишем передаваемые через гидротрансформатор выражения крутящего момента:

$$M_n = M_1 \cdot B, \quad (1)$$

и мощности

$$N_n = N_1 \cdot B_1, \quad (2)$$

где

$$B_1 = \frac{1}{1 - K_r i_x} \quad (3)$$

Здесь M_1 — крутящий момент (кг. м) на входном валу ГМП:

K_r — коэффициент трансформации гидротрансформатора:

$i_x = |n_n/n_n|_{n_1=0}$ — оценочный параметр:

n_n — число оборотов вала насоса;

n_n — число оборотов вала механической передачи.

Из рис. 1 видно, что момент двигателя M_1 на режиме трансформатора передается двумя параллельными путями через механическую передачу и гидротрансформатор. Момент M_1 равен сумме моментов, передаваемых насосному колесу гидротрансформатора M_n и солнечной шестерне M_c :

$$M_1 = M_n + M_c. \quad (4)$$

Известно, что крутящий момент водила

$$M_2 = M_n \cdot K_r. \quad (5)$$

Из условия равновесия передачи можно получить:

$$M_c = \frac{M_n K_r}{i_g \eta_g}. \quad (6)$$

где i_g — внутренне передаточное отношение дифференциального механизма; η_g — к.п.д. дифференциального механизма.

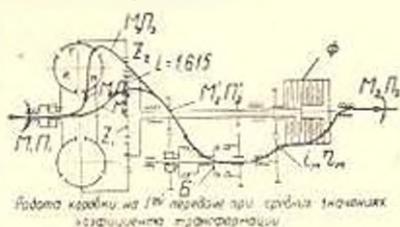


Рис. 1

Из уравнений (5) и (6) находим

$$M_2 = \frac{M_1 i_{\Gamma} \eta_{\Gamma}}{K_{\Gamma}} \quad (7)$$

$$M_3 = M_2 i_{\Gamma} \eta_{\Gamma} \quad (8)$$

Коэффициент трансформации ГМП равен:

$$K_{\Gamma}^* = \frac{M_2 + M_3}{M_1 + M_4} \quad (9)$$

На основании (6)–(9) получим следующее выражение для коэффициента ГМП с понижающей передачей:

$$K_{\Gamma} = \frac{(1 + i_{\Gamma} \eta_{\Gamma})}{K_{\Gamma} + i_{\Gamma} \eta_{\Gamma}} K_{\Gamma} i_{\Gamma} \eta_{\Gamma} \quad (10)$$

Здесь η_{Γ} — к.п.д. понижающей передачи.

Исходным условием для определения скоростного передаточного отношения служат уравнения:

$$n_1 = n_2 (1 + i_{\Gamma}) - n_3 i_{\Gamma} \quad (11)$$

$$i_{\Gamma} = n_2 / n_1 \quad (12)$$

Имея в виду, что число оборотов вала при числе оборотов входного вала передачи n_1 и передаточном числе гидротрансформатора i_{Γ} равно

$$n_3 = n_1 i_{\Gamma} \quad (13)$$

на основании (11)–(13) получим следующее выражение для определения скоростного передаточного отношения ГМП:

$$i_{\Gamma} = \frac{1 + i_{\Gamma} i_{\Gamma}}{(1 + i_{\Gamma}) i_{\Gamma}} \quad (14)$$

Используя уравнения (4) и (7) и обозначив через

$$\lambda_2 = \frac{M_2}{n_1} \quad \text{и} \quad \lambda_1 = \frac{M_1}{n_1} \quad ,$$

получим следующие выражения для коэффициентов крутящих моментов ГМП и гидротрансформатора:

$$\lambda_{\Gamma} = i_{\Gamma} \left(1 + \frac{K_{\Gamma}}{i_{\Gamma} \eta_{\Gamma}} \right) \quad (15)$$

$$\lambda_2 = \frac{\lambda_{\Gamma}}{1 + \frac{K_{\Gamma}}{i_{\Gamma} \eta_{\Gamma}}} \quad (16)$$

Для выявления степени изменения безразмерной характеристики в самом трансформаторе при неустановившихся режимах относительно установившегося режима с помощью формул (1)–(16) определяем характеристики гидротрансформатора η_{Γ} и K_{Γ} при установившемся режиме η_{Γ} и K_{Γ} . Как видно из (рис. 2) к.п.д. передачи на неустан-

новившихся режимах работы на всем диапазоне ниже, чем к.п.д. в установившихся режимах. Разница между ними увеличивается с увеличением передаточного отношения ГМП по $i_{11} = 0,45$. Это объясняется тем, что по мере увеличения передаточного числа ГМП, нагрузка, передаваемая через гидротрансформатор, увеличивается, а следовательно, увеличиваются общие и относительные потери в ГМП. Результаты исследования показали, что величина к.п.д. ГМП при неустановившемся режиме меньше, чем при установившемся. Для получения четкого представления о характере изменения к.п.д. ГМП в процессе разгона необходимо выявить взаимосвязь между величинами к.п.д. и ускорениями ведущего вала. Неустановившийся режим работы ГМП

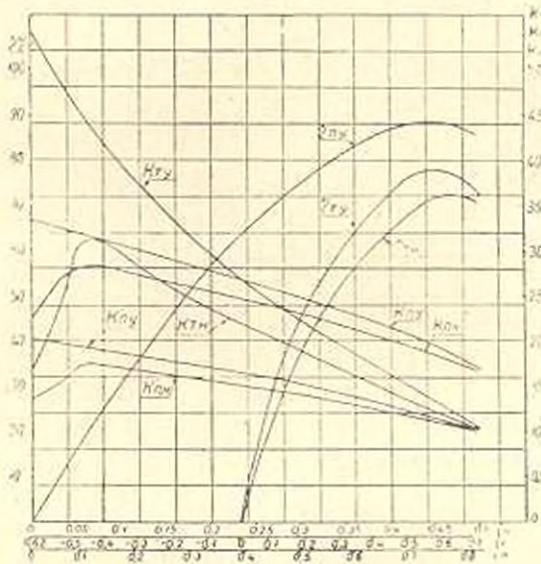


Рис. 2.

характерен тем, что мы имеем дело не только с внешними активными сопротивлениями, но и с инерционными нагрузками, зависящими от ускорения движения и от величины моментов инерции элементов, соединенных с ведущим и ведомым валами. Пугем сочетания различных инерционных нагрузок с различным открытием дросселя были получены разгонные характеристики ГМП в широком диапазоне изменения ускорений. Каждой величине приведенного момента инерции маховика соответствовала определенная величина постоянного открытия дросселя, причем характеристики снимались при больших открытиях дросселя.

Чтобы сопоставить полученные безразмерные характеристики эксперименты проводились при постоянном тепловом состоянии двигателя внутреннего сгорания ДВС и при постоянных величинах температуры и давления подпитки рабочей жидкости ГМП.

Для оценки изменения величины к.п.д. в зависимости от ускорения в качестве величины интенсивности разгона использовалось от-

ношение разности конечных и начальных оборотов коленчатого вала двигателя ко времени разгона.

$$\Delta n = \frac{n_k - n_n}{t}.$$

На рис. 3 приведена кривая зависимости величины максимального к.п.д. от интенсивности изменения оборотов первичного вала Δn

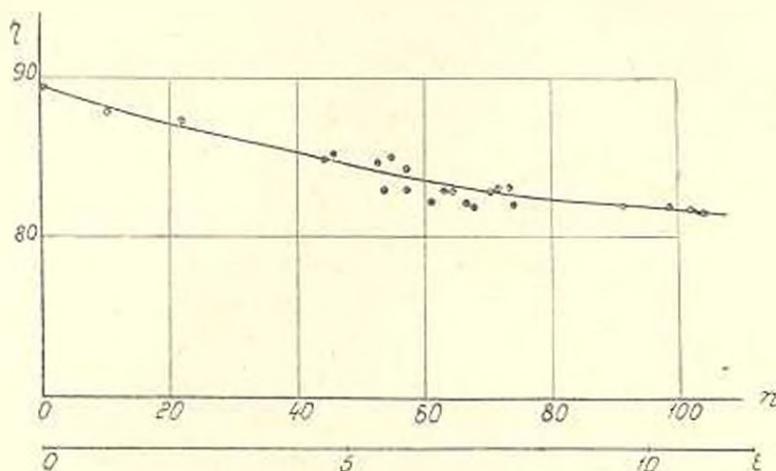


Рис. 3.

при $t=60$ с и интенсивности давления подпитки рабочей жидкости ГМП 3 кг/см^2 . Из характера кривой (рис. 3) видно, что по мере нарастания числа оборотов 0 до 105 об/мин. величина максимального к.п.д. гидромеханической коробки уменьшается до 9% по отношению к максимальному к.п.д. установившегося режима.

Величины ускорений, лежащие в диапазоне от 0 до 11 1/сек^2 и соответствующие им величины к.п.д. ГМП, при которых проводились эксперименты, соответствуют реальным эксплуатационным величинам указанных параметров для легковых автомобилей среднего класса.

Из сказанного выше можно сделать вывод, что средние значения к.п.д. гидромеханической коробки при работе в разгонных режимах по сравнению с установившимся режимом ухудшается.

Ի Ո Վ Ա Ն Դ Ա Կ Ո Ւ Թ Յ Ո Ւ Ն

42

ԷՆԵՐԳԵԱԻԿԱ

Ճ. Տ. Աղոնց. Բազմարևելաբանների հաշվման մեթոդի լե տեսության վերաբերյալ (հազորդում 1)	3
Ա. Ս. Քորոսյան. Պսակի կորուստների ընդհանրացման համար կրիտերիալ կորոզիոնատային սխտեմները սցոտոգործելու հարցի մասին	9
Թ. Լ. Բուցիարյան. Հնդուկների շհաստաամբած շարման ուժիմը ունակիվ հիզրոտուրբիններում (հազորդում 2)	19
Բ. Ն. Սաֆարով. Մատաթևափոր տուրբինի կարգավորման սաղիոնալ մամանակամիջոցի ընտրումը էլեկտրոնային թվային հաշվիչ մեքենայի օգնությամբ	25
Ճ. Ա. Բուռնայան. Էներգետիկ սխտեմում պոմպա-կուտակիչ հիզրոկայանի ամենամեանտու ունիմի ընտրությունը զինամիկական ծրագրման եղանակով	33

ՋԵՐՄԱՆԵԽՈՒՄԻԿԱ

Լ. Ա. Աղսայան. Ազատ մխուսային շարժիչով զսագատու բրինային էլեկտրասարքի կարգավորումը	43
--	----

ՇԽՈՒՐԱՐԵՎԻԱՆ ԿՐՈՒՍԵՐՈՒԿԵԿԻԱՆԵՐ

Ա. Գ. Շանիկյան. Բազմաշարկ խոշորարյուկ ընակելի տան ուսումնասիրությունը մոդելների վրա՝ պայթեցման սեյսմիկ պղղեցուկյան կիրառմամբ	51
--	----

ՇԻՃԱՆԵՅՈՒՄԵՐ

Ա. Ճ. Եփայան. Հրաբխային լցիչներով թեթև բետոնների ամրությունը և զեֆորմացիաները բազմակի կրկնվող քեաների տակ (հազորդում 1)	61
---	----

ՀԻՔՐՈՅԳԻԱ

Ե. Ա. Արայան. Արարսի վերին հոսանքի ափսպանի զետերի հոսքի տարեմիջյան բաշխումը	69
---	----

ԳԻՏԱԿԱՆ ՈՐՔԵՐ

Լ. Ն. Աղսայան. Հիզրոմեխանիկական ժախանցումների բնութագրերի հետազոտության վերաբերյալ	77
--	----

СОДЕРЖАНИЕ

	Стр.
Энергетика	
<i>Г. Т. Аюц.</i> К теории и методам расчета многополюсника (сообщение 1)	3
<i>А. С. Торосян.</i> К вопросу о применимости критерияльных координат для обобщения данных потерь мощности на корону	9
<i>Б. Д. Бунятин.</i> Неустоявшийся режим течения жидкости и реактивных гидротурбинах (сообщение 2)	19
<i>Б. Е. Сафарян.</i> Определение рационального времени регулирования поворотнопластных гидротурбин на электронной цифровой автоматической машине	23
<i>Г. А. Бурнацкий.</i> К выбору наилучшего режима работы насосно-эвакуирующей гидроэлектростанции в энергетической системе	33
Теплотехника	
<i>Л. А. Авакян.</i> Регулирование газотурбинной электростанции со свободнопоршневым генератором газа	43
Строительные конструкции	
<i>С. Г. Шагинян.</i> Исследование отскока многоэтажного крупноблочного жилого дома на моделях с применением сейсмоинерционного воздействия	51
Строительные материалы	
<i>А. О. Епоян.</i> Прочность и деформации легкого бетона на вулканических заполнителях при многократной повторной нагрузке (сообщение 1)	61
Гидрология	
<i>Э. А. Атаян.</i> Внутригодовое распределение стока рка бассейна верхнего течения р. Аракс	69
Научные заметки	
<i>И. Н. Аюбян.</i> К исследованию безразмерных характеристик гидромеханических передач	77

