

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՌԻ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԽԱՐԱԿԵՐԱԿԱՆ ԿՈՆՇԵՐՏ

Ազոնց Հ. Տ., Արևեսենի Վ. Վ., Եղիազարյան Ի. Վ., Խասյան
Մ. Վ. (պատ. խմբագիր), Նազարով Ա. Կ., Սիմոնով Մ. Ջ.,
Փինուսյան Վ. Վ. (պատ. խմբագիր տեղակալ)

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Азонц Г. Т., Алексеевский В. В., Егизаров И. В., Касьян
М. В. (ответ. редактор), Назаров А. Г., Пинаджян В. В.
(зам. отв. редактора), Симонов М. Э.

ГИДРАВЛИКА

В. М. ОВСЕЯН

РАСЧЕТ УРАВНИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ НА ПИТАТЕЛЬНОЙ ЛИНИИ ГИДРОТАРАННЫХ УСТАНОВОК

Теоретические, и в особенности, экспериментальные исследования [1] приводят к заключению, что при сокращении длины питательной трубы до некоторого предела работа гидротаранных установок становится более эффективной так как уменьшение длины питательной трубы сокращает период разгона, в силу чего увеличивается пропускная способность, и уменьшаются гидравлические потери [2]. Местные условия рельефа не всегда позволяют укоротить питательную трубу. В таких случаях можно прибегнуть к установлению уравни- тельных башен или воздушных колпаков на питательной линии уста- новки. Не останавливаясь на вопросе рациональной длины питатель- ной трубы, требующего специального разбора, здесь рассмотрим толь- ко вопросы, связанные с расчетами уравни- тельных устройств.

1. Уравни- тельные башни. Предположим, что на питательной линии таранной установки на расстоянии l_0 от напорного бьесса установлена уравни- тельная башня В от которой начинается пита- тельная труба длиной l (рис. 1). Обозначим расход в подводящей трубе

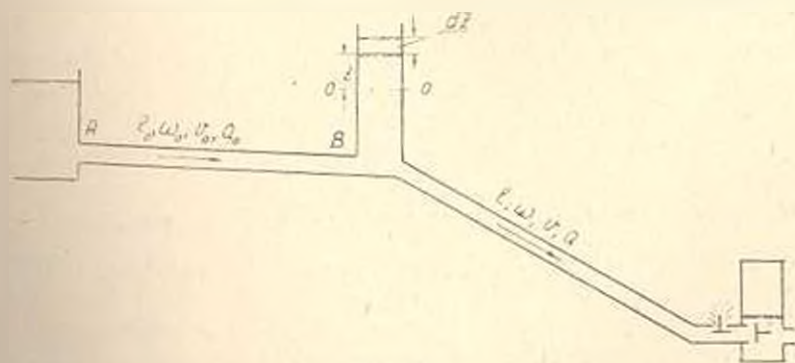


Рис. 1.

AB через Q_0 , площадь ее сечения ω_0 ; площадь сечения башни ω ; скорость в питательной трубе v , а площадь ее сечения ω .

Допустим, что в конце периода разгона горизонт воды в башне находится на уровне 0—0, и благодаря изменению скорости v в пи- тательной трубе, за некоторый промежуток времени t , горизонт в баш- не повысится на величину z . Тогда скорость движения в подводящей

трубе уменьшиться на gz/a , где a — скорость распространения волны удара. За промежуток времени dt баланс объема воды в башне выразится уравнением

$$\left(v_0 - \frac{gz}{a}\right) \omega_0 = 2dz - \omega v dt \quad (1)$$

Разделяя переменные, и вместо скоростей вводя в рассмотрение расходы, получим

$$dt = \frac{2dz}{Q_0 - Q - \frac{gz}{a} \omega_0}$$

Интегрируя это уравнение, для промежутка времени от $t=0$ до времени добегания обратной волны от тарана $t = \frac{2l}{a}$, при котором z будет меняться от значения $z=0$ до $z=z_1$, соответствующего подъему горизонта в башне в первой фазе нагнетания, получим:

$$\int_0^{\frac{2l}{a}} dt = \frac{2}{\omega_0} \int_0^{z_1} \frac{dz}{Q_0 - Q - \frac{gz}{a}}$$

после интегрирования и преобразования будем иметь:

$$z_1 = \frac{a(Q_0 - Q)}{g\omega_0} \left| 1 - \exp\left(-\frac{2g\omega_0 l}{2a^2}\right) \right|. \quad (2)$$

Здесь в знаменатель аргумента экспоненциальной функции входит квадрат скорости распространения волны — a^2 , в силу чего этот аргумент является малой величиной. Поэтому, разлагая экспоненциальную функцию в степенной ряд и удерживая первые два члена, из (2) получим:

$$z_1 = \frac{Q_0 - Q}{\omega_0} \frac{2l}{a} \quad (3)$$

К этому уравнению пришли бы и предположив, что скорость в подводящей трубе постоянная, при пренебрежении слагаемым $\frac{gz}{a}$ в уравнении (1), [3].

Величина z_1 , определяемая из уравнения (3) представляет собой повышение горизонта в башне за период первой фазы нагнетания. Следовательно, в это уравнение необходимо подставить

$$Q = Q_1 = \left(v_p - \frac{gh}{a}\right) \omega,$$

где v_p скорость в питательной трубе в конце периода разгона, а h высота нагнетания.

Далее необходимо определить повышение горизонта для следующих фаз нагнетания. Для этого достаточно для каждой i -ой фазы в уравнение (3) подставить

$$Q_i = Q_0 - \frac{gh}{a} (2i - 1). \quad (4)$$

После периода нагнетания в питательной трубе движение останавливается и начинается период разгона от скорости равной нулю. Следовательно, в начале периода разгона в течение некоторого времени горизонт в башне будет продолжать подниматься. Определим этот промежуток времени. Для этого приравняем расходы подводящей и питательной труб [1].

$$Q = Q_0 \operatorname{th} \frac{t}{2\tau}.$$

Решая это уравнение относительно t получим:

$$t = 2\tau \ln \frac{Q_0 + Q}{Q_0 - Q}. \quad (5)$$

Подъем горизонта за этот промежуток времени выразится уравнением:

$$z_p = \frac{1}{2g} \left(Q_0 t - w \int_0^t v dt \right).$$

После интегрирования и преобразований будем иметь:

$$z_p = \frac{z}{2} \left[Q_0 \ln \frac{Q_0 + Q}{Q_0 - Q} + Q_0 \ln \left(1 - \frac{Q_0^2}{Q_0^2} \right) \right]. \quad (6)$$

Полный подъем горизонта в уравнильной башне за один цикл будет:

$$z = z_p + \sum_{i=1}^n z_i. \quad (7)$$

где n число фаз нагнетаний.

В конце периода разгона горизонт в башне снижается до уровня 0—0 и процесс периодически повторяется.

2. Воздушные колпаки. Установление уравнильной башни возможно в тех случаях, когда местность позволяет на питательной линии выбрать удобную точку на соответствующей высоте. При произвольном рельефе башня может оказаться столь значительной высоты, что установление ее становится неэкономичным. В таких случаях очень выгодно открытую башню заменить закрытым воздушным колпаком, размеры которого получаются намного меньше размеров башни. Представим, что на питательной линии установки имеем воздушный колпак K с объемом воздуха в конце периода разгона w_0 под абсолютным давлением p_0 . Для составления дифференциального уравнения изменения объема, примем, что скорость в подводящей трубе постоянная. В момент времени t за промежуток dt из подводящей

трубы в колпак поступит объем воды равный $Q_0 dt$, за этот же промежуток из колпака в питательную трубу поступит объем $Q dt$. Разность этих объемов останется в колпаке и вызовет приращение объема воздуха — dw . Изменение объема воздуха в колпаке приведет к изменению давления. Принимая процесс адиабатическим, можем написать:

$$p_0 w_0^k = p w^k$$

откуда

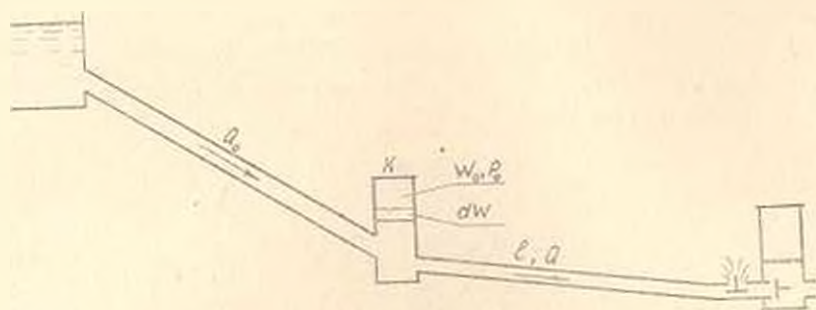


Рис. 2.

$$dw = \frac{w_0 p_0^{\frac{1}{k}}}{k} \frac{dp}{p^{\frac{k+1}{k}}} \quad (8)$$

Приравняв значения dw будем иметь:

$$(Q_0 - Q) dt = \frac{w_0 p_0^{\frac{1}{k}}}{k} \frac{dp}{p^{\frac{k+1}{k}}}$$

Интегрируя это уравнение за промежуток первой фазы нагнетания после преобразований получим:

$$p_1 = p_0 \left[1 - \frac{2l(Q_0 - Q_1)}{aw_1} \right]^{\frac{k}{k+1}}$$

Аналогично для i -ой фазы нагнетания получим:

$$p_i = p_{i-1} \left[1 - \frac{2l(Q_0 - Q_i)}{aw_i} \right]^{\frac{k}{k+1}} \quad (9)$$

Последнее соотношение дает возможность последовательно определить давление в колпаке после каждой фазы нагнетания.

В периоде разгона приращения объема воздуха в колпаке будет:

$$= \int_0^t (Q_0 - Q_i) \ln \frac{t}{2\tau} dt$$

где верхний предел t определяется из уравнения (5). С другой стороны это приращение равно

$$-\frac{w_n p_n}{k} \int_{p_n}^p \frac{dp}{p^{\frac{k+1}{k}}},$$

где p — некоторое наибольшее давление в колпаке. Приравнявая приращения объемов после преобразований получим:

$$Q_c \left[\frac{Q_0}{Q_c} \ln \frac{1 + \frac{Q_0}{Q_c}}{1 - \frac{Q_0}{Q_c}} + \ln \left(1 - \frac{Q_0^2}{Q_c^2} \right) \right] = w_n p_n^{\frac{1}{k}} \left(p_n^{-\frac{1}{k}} - p^{-\frac{1}{k}} \right).$$

Левая часть равенства для данного режима работы установки постоянная величина. Обозначив ее через c , получим:

$$p = p_n \left(1 - \frac{c}{w_n} \right)^{-k}. \quad (10)$$

Для определения объема воздушного колпака w_0 этим способом, следует заранее задаваться некоторым его значением и последовательными вычислениями определять наибольшее значение давления p . Практика показывает, что удовлетворительным можно считать объем, при котором отношение p/p_0 не превышает 1,15–1,20.

Приведенные методы расчета уравнительных башен и воздушных колпаков следует применять при проектировании мощных установок: для установок с диаметрами питательной трубы до 100–150 мм можно удовлетвориться приближенными методами. Полученные формулы усложняются, в основном, в связи с учетом периода разгона. Величину изменения объема в период разгона можно заменить приближенным выражением на основании приведенных ниже соображений. Действительно, в большинстве случаев при оптимальном режиме работы установки расход питательной трубы в конце периода разгона приблизительно равен двукратному осредненному по времени расходу установки ($Q_c = 2Q_0$).

Для малых значений t_p можно принимать, что расход во времени растет по линейному закону, т. е. можно принимать, что $Q = Q_0$ при $t = t_p/2$. Если это так, то объем воды проходящий за время t будет

$$\frac{1}{2} Q_0 \frac{t_p}{2} = \frac{Q_0 t_p}{4}.$$

Тогда увеличение объема воды в башне или в колпаке за весь период повышения давления можно представить в следующем виде

$$\Delta w = Q_0 \left(t_n + \frac{t_p}{4} \right) - qT, \quad (11)$$

где t_n и t_p продолжительности периодов разгона и нагнетания, q — нагнетательный расход, а T полный период одного цикла равный $t_n + t_p$. Эти величины заранее известны из результатов расчета газовой установки [1].

В силу (8) и (11) для воздушного колпака можем составить уравнение

$$\int_0^{\Delta w} d\omega = \frac{w_0 p_0}{k} \int_{p_0}^p \frac{dp}{p^{\frac{k+1}{k}}}.$$

Интегрируя это выражение получим:

$$w_0 = x \Delta w, \quad (12)$$

где

$$x = \frac{1}{1 - \left(\frac{p}{p_0}\right)^{\frac{1}{k}}}.$$

Некоторые значения x в зависимости от p/p_0 приведены в табл. 1

Таблица 1

p/p_0	1,0	1,05	1,10	1,15	1,20	1,50	2,0
x	∞	28,0	15,4	10,5	8,0	4,0	2,9

Оптимальное значение отношения p/p_0 находится в пределах 1,15—1,20. В частности, при $p/p_0 = 1,20$ согласно табл. 1.

$$w = 8 \Delta w.$$

Расчеты показывают, что для воздушного колпака получаются очень малые объемы, но на практике колпаки дают замечательный эффект.

Осуществленные по предложению автора уравнительные воздушные колпаки на Гохтской и Гидевазской установках в Армянской ССР и на Дунусской установке Грузинской ССР, оправдывают себя полностью.

Ереванский политехнический институт
им. К. Маркса

Получено 20.11. 1965

Վ. Մ. ՇՈՎԱՌՅԱՆ

ՏԱՐԱՆԱՅԻՆ ԿԱՅԱՆՔՆԵՐԻ ՍԵՈՂ ԽՈՂՈՎԱԿՆԵՐԻ ՎՐԱ ՀԱՎԱՍԱՐԱԿՇԻՌՈՂ
ՀԱՐՄԱՐԱՆՔՆԵՐԻ ՀԱՇՎԱՐՈՂ

Ա. Մ Վ Ո Վ Ո Ւ Մ

Հոդվածում խոսվում է հավասարակշռող աշտարակների և օդային խցերի միջոցով հիդրոտարանային կայանքների սնող խողովակի կարճացման ևն հրաժեշտության մասին: Հենվելով տարանի աշխատանքի քնդհանուր տեսության վրա բերվում է հավասարակշռող աշտարակների հորիզոնի բարձրացման հաշվարկի մեթոդ: Հիմնավորվում են օդային խցերի առավելությունները

հաշվասարակչուղ աշտարակների նկատմամբ և բերվում մեթոդ այդ խցերի անհրաժեշտ ծախսի հաշվարկի համար, նկատի ունենալով տարանի ղաղթի և մղման պարբերություններում ելքի փոփոխման օրինաչափությունները: Բերվում է նաև հաշվարկի մոտավոր մեթոդ համեմատաբար փոքր կայանքների դեպքում:

Հոդվածում հիշատակված է նաև մի քանի կայանքներում իրականացված օգային խցերի տրդյունավետ աշխատանքի մասին:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Овсепян В. М. Гидравлический таран (на армянском языке), Армгосиздат, 1955.
2. Овсепян В. М. Выражение гидравлических потерь через осредненную скорость при неустановившемся движении жидкости в жесткой трубе, «Сборник трудов: ЕрПМ», № 14, 1957.
3. Макарян К. П. Аналитический расчет уравнительных башен, 1932.

ЭНЕРГЕТИКА

Г. А. БУРНАЧЯН

РЕЖИМЫ РАБОТЫ НАСОСНО-АККУМУЛИРУЮЩИХ
ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ В ЭНЕРГОСИСТЕМАХ

В системе при наличии m тепловых станций и гидростанций, включая и НА-ГЭС в цикле разряда, с заданным суммарным расходом воды на каждой из них в течение цикла регулирования и НА-ГЭС в цикле заряда, суммарный расход топлива на тепловых станциях в каждый момент времени с учетом нестационарных явлений при переменном режиме работы можно выразить следующей зависимостью

$$\sum_{i=1}^m B_i = F(t, N_1, N_1), \quad (1)$$

где $N_1 = N(N_{11}, N_{12}, \dots, N_{1m})$ — нагрузка тепловых станций;

$N_1 = \frac{dN_1}{dt}$ — скорость изменения нагрузок тепловых станций;

t — время.

Задача определения оптимального режима работы всех станций системы в целом в течение некоторого промежутка времени $\Delta t = t_k - t_0$ — заключается в выборе такого режима, которому соответствовал бы минимум расхода топлива по системе, т. е.

$$B = \int_{t_0}^{t_k} \sum_{i=1}^m B_i dt = \int_{t_0}^{t_k} F(t, N_1, N_1) dt = \min, \quad (2)$$

при наличии уравнения связи, удовлетворяющей балансу мощностей энергосистемы

$$P_t = \sum_{i=1}^m N_{ti} + \sum_{a=1}^n N_{ai} - P_c - N_{\Pi} - \Delta P = 0, \quad (3)$$

где $N_{ti}, N_{ai} = P_i(t, V_{ti}, V_{ai}), N_{\Pi} = P_{\Pi}(t, V_{\Pi}, V_{\Pi})$ — соответственно нагрузки i -ой теплостанции, a -ой гидростанции и НА-ГЭС в цикле заряда в момент времени t ;

$P_c, \Delta P$ — нагрузки энергосистемы и потери активной мощности в электрической сети.

а также предельным условиям

$$V_a(t_0) = 0, \quad V_a(t_k) = V_a; \quad a = 1, 2, \dots, n$$

$$V_n(t_0) = 0, \quad V_n(t_k) = V_n.$$

где V_a , V_n — соответственно заданные объемы воды на a -ой гидростанции и ГА-ГЭС в цикле заряда.

Исследуемая задача выбора оптимального режима работы станций энергетической системы — обычная вариационная задача, в которой отыскивается экстремум функционала (2) при наличии уравнения (3). Применяя правило множителей, можно вместо исследования на условный экстремум функционала (2) при наличии вышеприведенной связи исследовать на безусловный экстремум следующий функционал

$$B^* = \int_{t_0}^{t_k} \left| \sum_{i=1}^m B_i + \lambda_i \varphi_i \right| dt - \int_{t_0}^{t_k} F^* dt, \quad (4)$$

где

$$F^* = \sum_{i=1}^m B_i + \lambda_i \varphi_i$$

λ_i — переменный по времени множитель.

Из теории вариационного исчисления известно, что кривые, реализующие экстремум рассматриваемого функционала должны удовлетворять уравнением Эйлера.

$$F_{N_{i1}}^* - \frac{d}{dt} F_{N_{i2}}^* = 0;$$

$$F_{V_{ia}}^* - \frac{d}{dt} F_{V_{ia}}^* = 0; \quad (5)$$

$$F_{V_{in}}^* - \frac{d}{dt} F_{V_{in}}^* = 0;$$

где

$$V_a = \frac{dV_a}{dt} = Q_a; \quad V_n = \frac{dV_n}{dt} = Q_n; \quad i = 1, 2, \dots, m; \quad a = 1, 2, \dots, n.$$

Принимая напор на гидростанциях и ГА-ГЭС постоянным в нашем уравнении (5) в разнесенном виде:

$$\begin{aligned} \frac{\partial B_i}{\partial N_{i1}} + \lambda_i \left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{i1}} \right) - \frac{d}{dt} \frac{\partial B_i}{\partial N_{i2}} &= 0; \\ \frac{d}{dt} \left[\lambda_i \left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{ia}} \right) \frac{\partial N_{i1}}{\partial Q_a} \right] &= 0; \\ \frac{d}{dt} \left[\lambda_i \left(1 + \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{in}} \right) \frac{\partial N_{i1}}{\partial Q_n} \right] &= 0, \end{aligned} \quad (6)$$

где $\frac{\partial B_i}{\partial N_{i1}} = b_i$ — относительный прирост i -ой теплостанции;

$\frac{\partial N_{1i}}{\partial Q_n} = \frac{1}{q_n}$, $\frac{\partial N_{1i}}{\partial Q_n} = \frac{1}{q_n}$ — соответственно обратные величины относительных приростов n -ой гидростанции и НА-ГЭС в цикле заряда:

$\frac{\partial \Delta P}{\partial N_{(1i)} \partial N_{(1n)}} =$ — относительные приросты потерь активной мощности в линиях электропередачи.

Пренебрегая влиянием переходных процессов на теплостанциях системы [3], т. е. принимая последний член первого равенства уравнений (6) равным нулю, определим из него значение λ_l . Подставив его во второе и третье равенства и проинтегрировав, получим:

$$\begin{aligned} \frac{b_l}{\left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{1i}}\right)} \left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{1n}}\right) \frac{1}{q_n} &= C_n = \lambda_n; \\ \frac{b_l}{\left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{1i}}\right)} \left(1 + \frac{\partial \Delta P}{\partial N_n}\right) \frac{1}{q_n} &= C_n = \lambda_n. \end{aligned} \quad (7)$$

Из уравнений (7) непосредственно находим условие оптимального режима работы всех станций системы:

$$\frac{b_l}{\left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{1i}}\right)} = \lambda_n \frac{q_n}{\left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{1i}}\right)} = \lambda_n \frac{q_n}{\left(1 + \frac{\partial \Delta P}{\partial N_n}\right)} \quad (8)$$

Однако учитывая, что в энергосистемах, где намечается строительство НА-ГЭС, провалы графиков нагрузки в основном покрываются тепловыми станциями и нерегулирующими электростанциями работающими по вынужденному режиму, условие оптимальности (8) может быть представлено для двух периодов:

а) период заряда НА-ГЭС, когда последняя работает только с тепловыми станциями

$$\frac{b_l}{\left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{1i}}\right)} = \lambda_n \frac{q_n}{\left(1 + \frac{\partial \Delta P}{\partial N_n}\right)}. \quad (9)$$

При этом продолжительность работы НА-ГЭС в цикле заряда предварительно устанавливается исходя из возможной мощности насосов, конфигурации графика нагрузки и наиболее полного заполнения его провалов с учетом подачи заданного количества воды:

б) период разряда НА-ГЭС, когда последняя как обычная гидростанция параллельно работает с другими станциями системы

$$\frac{b_l}{\left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{1i}}\right)} = \lambda_n \frac{q_n}{\left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{1i}}\right)}. \quad (10)$$

Таким образом режим системы является оптимальным, если удовлетворяются вышеприведенные условия, т. е. в каждый момент времени, с учетом потерь в сетях, относительные приросты всех тепловых станций должны быть одинаковыми и соответственно равными относительным приростам ГЭС и НА-ГЭС, умноженным на коэффициенты λ_1, λ_2 , значения которых в течение всего цикла регулирования остаются постоянными. Величина λ_2 положительная и характеризует собой меру перерасхода топлива, вызванной подкачкой 1 м^3 воды на НА-ГЭС.

В энергетической системе, между коэффициентами циклов заряда μ и разряда λ могут быть следующие соотношения:

$\mu < \lambda$ и в этом случае работа НА-ГЭС обеспечивает некоторую экономию условного топлива;

$\mu = \lambda$ и в этом случае перерасход и экономия топлива при работе НА-ГЭС в энергетической системе равны;

$\mu > \lambda$ и в этом случае работа НА-ГЭС вызывает перерасход условного топлива.

Приведенные условия были получены в предположении, что напор на НА-ГЭС остается постоянным. Такое положение является характерным для большинства НА-ГЭС с суточным циклом регулирования, особенно для высоконапорных установок, а также установок колебания напора которых, вызванные изменениями уровня воды в верхнем водохранилище, незначительны и ими можно пренебречь. Однако, для ряда НА-ГЭС изменения уровня воды в верхнем водохранилище вызывают значительные колебания напора станции и поэтому являются фактором, влияющим на оптимальный режим работы НА-ГЭС в энергетической системе. Это влияние ощутимо будет проявляться при колебаниях напора свыше 5% , что является характерным для установок с напорами порядка 100 м , например для проектируемых и строящихся НА-ГЭС систем Мокэнерго, Харьковэнерго, Киевэнерго и других. Поэтому, если изменение напора в течение цикла регулирования значительно, то его влияние на экономичность работы НА-ГЭС может быть существенным и требующим соответствующего учета при выборе оптимального режима. Вывод условий оптимального режима НА-ГЭС в турбинном режиме с учетом колебаний напора нами не рассматривается ввиду того, что работа НА-ГЭС в турбинном режиме принципиально ничем не отличается от обычных ГЭС и эти условия для последних подробно освещены в [1, 3, 4, 5].

Для вывода условия оптимального режима работы НА-ГЭС в насосном цикле предварительно рассмотрим физическую картину, имеющую место вследствие влияния наполнения водохранилища на режим работы НА-ГЭС. Допустим, что для какого-то выбранного режима имеем график подачи воды и соответствующий ему график уровня воды в верхнем водохранилище (рис. 1а, б). Увеличим в произвольный момент времени t_0 количество подаваемой воды на некоторую величину ΔV . Тогда вследствие увеличения количества подаваемой во-

ды увеличивается и нагрузка насосов, что приводит к повышению нагрузки тепловых станций и соответственному увеличению дополнительного расхода топлива. Чтобы сохранить количество подаваемой воды в течение всего цикла заряда неизменным, необходимо в какой-то другой момент времени t его уменьшить на ту-же величину ΔV . Это вызывает уменьшение нагрузки насосов и приводит к относительному снижению дополнительного расхода топлива на тепловых станциях системы. Кроме того, в рассматриваемом интервале, вследствие повышения напора, расход условного топлива дополнительно увеличивается за счет повышения нагрузки теплостанций, вызванного повышением нагрузки НА-ГЭС. Если режим НА-ГЭС в цикле заряда выбрать таким образом, чтобы он был оптимальным, то для любых моментов времени сумма этих изменений расхода условного топлива должна равняться нулю. Математически условие оптимального режима работы НА-ГЭС в цикле заряда, с учетом изменения напора при наполнении верхнего водохранилища, совместно с тепловыми станциями может быть легко получено методами вариационного исчисления.

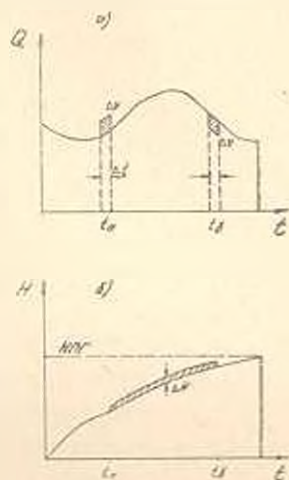


Рис. 1.

Принимая напор на НА-ГЭС переменным напишем уравнения (5) для цикла заряда в развернутом виде

$$\begin{aligned} \frac{\partial B_i}{\partial N_{r_i}} + \lambda_i \left(\frac{\partial \Delta P}{\partial N_{r_i}} \right) - \frac{d}{dt} \frac{\partial B_i}{\partial N_{r_i}} = 0; \\ -\lambda_i \left(1 + \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{r_i}} \right) \frac{\partial N_{r_i}}{\partial V_{r_i}} + \frac{d}{dt} \left[\lambda_i \left(1 + \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{r_i}} \right) \frac{\partial N_{r_i}}{\partial Q_{r_i}} \right] = 0. \end{aligned} \quad (11)$$

Так же как и в случае постоянного напора, разрешив уравнения (11) относительно λ_i получим

$$\frac{\partial B_i}{\partial N_{r_i}} \left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{r_i}} \right) \left(1 + \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{r_i}} \right) \frac{\partial N_{r_i}}{\partial V_{r_i}} + \frac{d}{dt} \left[\frac{\partial B_i}{\partial N_{r_i}} \left(1 + \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{r_i}} \right) \frac{\partial N_{r_i}}{\partial Q_{r_i}} \right] = 0 \quad (12)$$

Обозначим отношение $\left(1 + \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{r_i}} \right) \left(1 - \frac{\partial \Delta P}{\partial N_{r_i}} \right)$ через k и проинтегрировав уравнение (12), получим

$$k \lambda_i - \Delta \lambda_i' = C, \quad (13)$$

где

$$\Delta \lambda_i' = \int k \frac{\partial B_i}{\partial N_{r_i}} \frac{\partial N_{r_i}}{\partial H} \frac{\partial H}{\partial V_{r_i}} dt.$$

Значит при оптимальном режиме работы НА-ГЭС в цикле заряда значения ($k\lambda - \Delta\lambda'$) в любые моменты времени рассматриваемого цикла должны быть одинаковыми.

В обоих рассмотренных случаях, т. е. при постоянном и переменном напорах, принято, что объем перекачиваемой воды (V_n) строго задан. Однако в общем случае, когда величина V_n не задана, а известен лишь величина физического объема верхнего водохранилища (V_Φ), необходимо определить тот целесообразный объем перекачиваемой воды, при котором расход топлива по системе будет минимальным. С этой целью для нескольких значений объема воды V ($0 < V < V_\Phi$) определяется расход топлива по системе и строится кривая зависимости $V = f(B)$ по которой и устанавливается величина объема воды, соответствующая минимуму расхода топлива по системе. Пример расчета оптимального режима работы НА-ГЭС в энергетической системе по предложенной методике при заданном V_n и $H = \text{const}$ приведен в [2].

Ереванский политехнический институт

инж. К. Маркса

Поступило 15.VII 1964

Հ. Ա. ՌԻՔԱՆԶԱՆ

ԷՆԵՐԳԵՏԻԿ ՍԻՍՏԵՄՈՒՄ ՊՈՐՊԱԿՈՒՏԱՆԻՉ ՀԻՄՈԿԱՅԱՆԻ (ՊԿ-ՀԷԿ) ԱՇԽԱՏԱՆՔԱՅԻՆ ՈՒՇԻՄՐ

Ա. մ փ ո փ ո ռ մ

Աշխատանքում փորձադրոն հաշվի մեթոդներով դուրս են բերված էներգետիկական բևեռի օպտիմալ բաշխման պայմանները, երբ սխեմայի գումարային բևեռ ծածկվում է չերմաէլեկտրակայանների, հիդրոէլեկտրակայանների և օդումպակոտակիչ հիդրոէլեկտրակայանի համատեղ աշխատանքով: Էներգիայի օպտիմալ բաշխման պայմանները դուրս են բերված հետևյալ դեպքերի համար:

1) երբ ՊԿ-ՀԷԿ-ի հիդրափյոյի ճնշումն ընդունվում է հաստատուն՝ ամբողջ հաշվային ժամանակաշրջանում (բանաձևեր 8, 9, 10):

2) երբ հաշվի է առնվում նաև ՊԿ-ՀԷԿ-ի ճնշման փոփոխությունը հաշվային ժամանակամիջոցում, այսինքն վերին ջրամբարի տատանումները (բանաձև 13):

Գումարային բևեռ օպտիմալ բաշխման բերված մեթոդները թույլ են տալիս որոշելու ՊԿ-ՀԷԿ-ի աշխատանքի ամենաձեռնհաս ռեժիմը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Беляев Л. С. О режиме годичного регулирования гидроэлектростанций, входящих в энергосистему. "Электрические станции", 1957, № 7.
2. Бурнакин Г. А., Саркисян С. М. Выбор оптимального режима работы насосно-аккумулирующей гидроэлектростанции в энергетической системе. Известия АН Армянской ССР (серия ТН), № 4, 1964.
3. Гарништейн В. М. Навыгоднейшие режимы работы гидроэлектростанций в энергетических системах. Госэнергоиздат, 1959.
4. Никитин Б. И. Гидроэлектростанции в единой энергетической системе. Изв. АН СССР, 1960.
5. Шахвердян С. В. К выбору режимов регулирования каскада ГЭС, работающих параллельно с тепловыми станциями. Изв. ВНИИ им. Б. Е. Веденского т. 74, 1964.

ЭНЕРГЕТИКА

Ю. И. ГАЛАКТИОНОВ

К ВОПРОСУ РАСЧЕТА СТАТИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ
СЛОЖНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ

Обычно статическая устойчивость энергетических систем исследуется в идеализации, приводящей к системе с сосредоточенными постоянными. Количество соответствующих уравнений (линеаризуемых в задаче статической устойчивости) растет с увеличением числа генераторов. По этим уравнениям сначала составляется характеристический определитель, который затем раскрывается в строку тем или иным методом. Вопрос об устойчивости или неустойчивости системы решается по знаку вещественной части корней характеристического уравнения. Сложность вычислений значительно возрастает (даже при использовании цифровых вычислительных машин) с увеличением количества рассматриваемых станций и автоматических устройств. Кроме того, форма представления результатов таких расчетов, диктуемая самим методом и основанная на характеристиках отдельных агрегатов, получается плохо обозримой.

В [1] предлагается подход к исследованию переходных режимов энергетических систем, построенный на принципиально иной идеализации, позволяющей, в частности, анализировать статическую устойчивость параллельной работы произвольно большого количества генераторов, имеющих каждый свой регулятор. Для этого от обычной энергетической системы с сосредоточенными параметрами переходят путем увеличения количества агрегатов, при сохранении их суммарной мощности неизменной, к модели с распределенными параметрами. Переходные процессы описываются в этом случае несколькими интегро-дифференциальными уравнениями, количество которых не зависит от числа генераторов в системе.

После линеаризации и представлении решений в виде $\Delta z_i(x, t) = u_i(x) e^{i\omega t}$ (где i — номер неизвестной функции) исходная система интегро-дифференциальных уравнений сводится к системе однородных интегральных уравнений. Здесь x есть новая независимая переменная, меняющаяся в пределах $0 \leq x \leq 1$, отвечающая номеру агрегата в системе с сосредоточенными параметрами. Путем исключения некоторых неизвестных последняя система приводится к двум однородным интегральным уравнениям. Разлагая входящие в них неизвестные функции $u_i(x)$ в ряд по некоторой полной и замкнутой системе функций

$\gamma_0(x), \gamma_1(x), \dots$ и требуя ортогональности результата подстановки этого ряда в уравнения всем представляющим функциям, получим бесконечный определитель, строки и столбцы которого образуют сходящиеся ряды.

Уравнение, если ограничиться первыми двумя строками и столбцами этого определителя, будем называть уравнением нулевого приближения. Если в основу оценки устойчивости энергетической системы положить настройки автоматических регуляторов возбуждения (АРВ), или зоны изменения каких-либо параметров системы, то полученное характеристическое уравнение позволяет найти нулевое приближение этих характеристик.

При учете следующих двух строк и столбцов векового определителя получится характеристическое уравнение, которое дает следующее (первое) приближение искомых величин, и т. д. Естественно, возникает вопрос, на каком приближении можно остановиться, чтобы иметь полное представление о статической устойчивости сложной системы и о тех характеристиках, с помощью которых эта устойчивость исследуется.

Покажем на примерах, что принципиально вопрос об устойчивости или неустойчивости системы решается уже нулевым или первым приближением. Запишем получающийся указанным выше способом характеристический определитель так, чтобы строка, составленная из коэффициентов уравнения электромагнитных колебаний с учетом АРВ, следовала в каждом приближении след за строкой, составленной из коэффициентов уравнения электромеханических колебаний. Помимо того, исходные интегро-дифференциальные уравнения будем считать записанными так, что постоянные инерции генераторов введены в состав ядра уравнения электромеханических колебаний. Тогда получим определитель вида:

$$\begin{vmatrix} p^2 + b_{00} & a_{00} & b_{01} & a_{01} & \dots & b_{0n} & a_{0n} \\ L_{00}(p) & G_{00}(p) & L_{01}(p) & G_{01}(p) & \dots & L_{0n}(p) & G_{0n}(p) \\ b_{10} & a_{10} & \frac{1}{3}p^2 + b_{11} & a_{11} & \dots & b_{1n} & a_{1n} \\ L_{10}(p) & G_{10}(p) & L_{11}(p) & G_{11}(p) & \dots & L_{1n}(p) & G_{1n}(p) \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ b_{n0} & a_{n0} & b_{n1} & a_{n1} & \dots & \frac{1}{2n+1}p^2 + b_{nn} & a_{nn} \\ L_{n0}(p) & G_{n0}(p) & L_{n1}(p) & G_{n1}(p) & \dots & L_{nn}(p) & G_{nn}(p) \end{vmatrix} = 0, \quad (1)$$

где

$$b_{ik} = \int_0^1 \beta_1(x) \gamma_k(x) \gamma_i(x) dx - \int_0^1 \int_0^1 \beta_1(x, y) \gamma_i(x) \gamma_k(y) dx dy;$$

$$a_{ik} = \int_0^1 a_i(x) \tau_k(x) \tau_k(x) dx + \int_0^1 \int_0^1 A_i(x, y) \tau_k(x) \tau_k(y) dx dy.$$

Функции под знаком интеграла связаны с введенными в [1] функциями соотношениями:

$$\beta_i(x) = \beta_i(x)/T_0 T_0(x); \quad B_i(x, y) = B_i(x, y)/T_0 T_0(x);$$

$$\alpha_i(x) = \alpha_i(x)/T_0 T_n(x); \quad A_i(x, y) = A_i(x, y)/T_0 T_n(x).$$

Коэффициенты $L_{ik}(p)$ и $G_{ik}(p)$ являются полиномами комплексной величины p , вид которых зависит от способа регулирования возбуждения генераторов.

Для получения числовых результатов, надо выбрать какую-то конкретную систему ортогональных функций, по которым разлагаются функции $u_i(x)$. В данном случае для этого удобны полиномы Лежандра, ортогональные с единичным весом на отрезке $(-1, 1)$. Эти полиномы линейным преобразованием независимой переменной перестраиваются в систему функций, ортогональных на отрезке $(0, 1)$. Система же функций $\tau_{ik}(x, y) = \tau_k(x) \tau_k(y)$ ортогональна в прямоугольнике $0 \leq x \leq 1, 0 \leq y \leq 1$.

Рассмотрим нулевое приближение исходной задачи, т. е. ограничимся первыми двумя строками и столбцами определителя (1). Исследуем сначала регулирование возбуждения по отклонению и первой производной напряжения, принимая на всех генераторах стандартные устройства АРВ. Тогда учитывая полученное в [1] соотношение

$$\beta_i(x) = \int_0^1 B_i(x, y) dy \quad (2)$$

и принимая во внимание, что $\tau_0(x) = 1$, получим $b_{00} = 0$, $L_{00}(p) = 0$.

Характеристическое уравнение в этом случае записывается так: $p^4 G_{00}(p) = 0$, т. е. два корня определяются сразу и их равенство нулю является следствием исчисления в уравнении электромеханических колебаний членов, зависящих от абсолютного угла и скорости его изменения. Праввернутое характеристическое уравнение имеет вид:

$$\begin{aligned} G_{00}(p) = & \left[T_0 T_n p^2 + (T_0 + T_n) p + 1 \right] \left[\int_0^1 p \int_0^1 T_1(x) dx + \int_0^1 \alpha_1(x) dx - \right. \\ & \left. - \int_0^1 \int_0^1 A_1(x, y) dx dy \right] + \left[\int_0^1 [K_{0n}(x) + p K_{1n}(x)] \alpha_n(x) dx + \right. \\ & \left. + \int_0^1 \int_0^1 [K_{0n}(x) + p K_{1n}(x)] A_n(x, y) dx dy \right] e^{-T_n p} = 0. \end{aligned} \quad (3)$$

где T_r и T_p — постоянные времени возбудителя и регулятора, а T_z — время запаздывания, учитывающее распределенные вдоль канала регулирования аperiodические элементы с малыми постоянными времени (фильтры, трансформаторы и т. д.), которые однако в сумме создают проходящему сигналу значительную задержку.

Уравнение (3), вывод которого здесь не приводится, обобщает соответствующее уравнение из [1] учетом постоянных T_r , T_p , T_z , причем в силу принятой стандартности оборудования, эти постоянные считаются одинаковыми для всех машин, т. е. не зависящими от x . Если представить настройку АРВ на всех генераторах одинаковой, то функции $K_{0u}(x)$ и $K_{1u}(x)$ вырождаются в постоянные и полученное характеристическое уравнение оказывается уравнением системы возбуждения одного генератора, работающего на изолированную нагрузку.

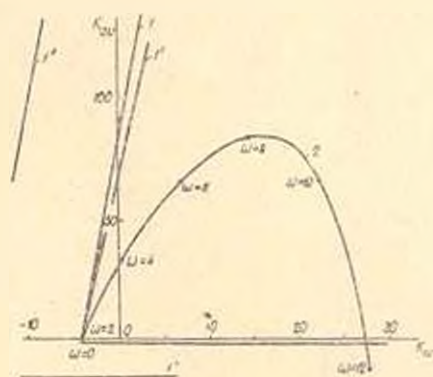


Рис. 1.

На рис. 1 показаны зоны устойчивости в координатах коэффициентов регулирования по отклонению и первой производной напряжения, полученные при расчетах устойчивости конкретной энергосистемы, близкой по своим параметрам к Колэнерго. При этом учитывалось, что напряжение с выводов генераторов подается на вход регулятора с обратным знаком, т. е. $\Delta e(x, t) = -K_{0u}(x) \Delta U(x, t)$. Зона 1 получена при данных $T_r = 0,5$ сек, $T_p = 0,06$ сек без учета запаздывающего звена. Такие расчеты применяются при сравнительных анализах различных способов регулирования, когда предъявляются пониженные требования к абсолютной точности. Зона 2 получена при тех же постоянных времени возбудителя и регулятора, да еще с учетом распределенных вдоль канала регулирования аperiodических звеньев, создающих в сумме запаздывание $T_z = 0,1$ сек. В этом случае, используя при построении зоны устойчивости методом Ц-разбиения формулу Эйлера $e^{-T_z \omega} = \cos T_z \omega - j \sin T_z \omega$, получаются данные, с большой точностью совпадающие с опытными. Следовательно, предлагаемый метод позволяет производить уточненные расчеты, связанные с получением достоверных данных о настройке и диапазоне ее изменения.

Чтобы рассмотреть следующее (первое) приближение задачи, воспользуемся некоторыми приемами улучшения сходимости рядов. Общий метод улучшения сходимости решения состоит в выделении существенных особенностей в первых приближениях. Как уже указывалось, строки и столбцы определителя (1) являются коэффициентами разложения ядер интегральных уравнений и функций, характеризующих режим энергосистемы, по ортогональной системе полиномов. При этом на расположение агрегатов вдоль оси x никаких условий не накладывалось. Расположим агрегаты в порядке возрастания их синхронизирующих мощностей. Функция

$$a_1(x) = \int_0^1 \frac{E(0, x) E(0, y) K_2(x, y) \cos [\delta(0, x) - \delta(0, y) - \alpha(x, y)]}{T_0 T_\infty(x)} dy$$

будет в этом случае монотонно возрастающей. Такое упорядочение агрегатов способствует выявлению уже в первых приближениях особенностей, связанных с различием в режимах.

Так как элементы первого столбца определителя (1)

$$b_{10} = \int_0^1 P_1(x) \tau_1(x) dx - \int_0^1 \tau_1(x) dx \int_0^1 B_1(x, y) dx$$

в силу соотношения (2) равны нулю, характеристическое уравнение имеет вид:

$$\begin{vmatrix} p^2 & a_{00} & b_{01} & a_{01} \\ 0 & G_{00}(p) & L_{01}(p) & G_{01}(p) \\ 0 & a_{10} & \frac{1}{3}p^2 + b_{11} & a_{11} \\ 0 & G_{10}(p) & L_{11}(p) & G_{11}(p) \end{vmatrix} = 0. \quad (4)$$

Это характеристическое уравнение, в которое параметры регулирования входят в первой и во второй степени, дает зону устойчивости $1'$ (рис. 1).

Как видим, зона $1'$ мало отличается от вычисленной в нулевом приближении зоны 1. Причины этого легко обнаружить. Если уравнение (4) упростить каким-нибудь методом, например, методом малого параметра [2], то вновь полученное характеристическое уравнение запишется как

$$\begin{vmatrix} p^2 & a_{00} & b_{01} & a_{01} \\ 0 & G_{00}(p) & L_{01}(p) & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{3}p^2 + b_{11} & a_{11} \\ 0 & 0 & 0 & G_{11}(p) \end{vmatrix} = 0,$$

или

$$p^2 G_{00}(p) \left(\frac{1}{3} p^2 + b_{11} \right) G_{11}(p) = 0. \quad (5)$$

Это уравнение, с точностью, определяемой величиной малого параметра, отличается от уравнения нулевого приближения множителями $\frac{1}{3} p^2 + b_{11}$ и $G_{11}(p)$. Корни уравнения $G_{11}(p)$ имеют отрицательную вещественную часть в области I* на рис. 1, которая целиком покрывает зону устойчивости I по нулевому приближению и поэтому не представляет интереса.

Таким образом, первое приближение при регулировании возбуждения по отклонению и первой производной напряжения уточняет нулевое приближение лишь на величину, определяемую малым параметром. Это объясняется тем, что коэффициент b_{00} как элемент первой строки в силу позиционности задачи ($p_{12} = 0$) вообще не влияет на устойчивость, а коэффициент b_{11} хотя и влияет на устойчивость системы, определяя значения двух корней уравнения (5) $p_{1,2} = -1 \pm 3b_{11}$, все же не сказывается на коэффициентах регулирования, содержащихся в полиномах $G_{00}(p)$ и $G_{11}(p)$. Во-первых, из этого следует известный факт, что в режимах больших углов (когда b_{11} проходит через нуль) сделать энергетическую систему устойчивой с помощью регулирования по напряжению и его производной невозможно. Во-вторых, приведенные результаты расчетов говорят о достаточности нулевого приближения для оценки устойчивости самой системы АРВ и тех режимах, когда коэффициент b_{11} положителен. При этом настройка на всех регуляторах принималась одинаковой.

Обратимся к случаю различных настроек АРВ на генераторах системы. При расчетах устойчивости практикуется такой прием: зона устойчивости строится поочередно в координатах коэффициентов регулирования АРВ каждого отдельного генератора при отключенных АРВ на других станциях. Их эффект учитывается введением в схему замещения уменьшенного сопротивления генератора и соответствующей э.д.с. за этим сопротивлением.

Метод, основанный на представлении энергосистемы в виде континуальной модели, позволяет уже в нулевом приближении без труда находить параметры и условия, делающие систему устойчивой, когда настройка регуляторов одинакова. Но если по каналу напряжения и его производным настройка выбирается не столько по условиям устойчивости, сколько по условию поддержания напряжения на выходящих генераторах с заданным статизмом и, поэтому, действительно, может быть одинаковой на всех агрегатах, то при регулировании по другим параметрам необходимо предусмотреть возможность появления такого результата анализа, при котором именно разница в настройках отдельных агрегатов заставляет систему быть устойчивой. Переход к континуальной модели позволяет исследовать влияние на устойчи-

вость параметров АРВ отдельной станции при какой-то конкретной настройке АРВ на остальных генераторах. Для этого интегралы уравнения (3) надо брать раздельно по двум отрезкам. Один из этих отрезков соответствует мощности выделенной станции, второй мощности оставшейся части системы. Но опять-таки, если задаваться целью получить область устойчивости в пространстве коэффициентов отдельного агрегата, то и этот метод становится громоздким, заставляет проделывать целую серию расчетов, хотя и дает достоверные данные. Помимо того, неизвестные параметры нелинейно входят в характеристическое уравнение и в последующих приближениях, к которым придется обращаться для изучения сходимости решения и определения на основании этого погрешности расчетов.

Все эти трудности можно устранить, если разложить искомую функцию регулирования по исследуемому параметру в ряд по той же ортогональной системе полиномов, что и решение интегральных уравнений, т. е.

$$K_n(x) = K_0 \tau_0(x) + 3 K_1^0 \tau_1(x) + 5 K_2^0 \tau_2(x) + \dots \quad (6)$$

Неизвестными будем считать коэффициенты разложения этого ряда и попытаемся в результате лишь одного расчета получить эти коэффициенты. Тогда будем иметь данные о распределении настройки вдоль оси x , т. е. значения коэффициентов регулирования на всех генераторах системы сразу. С этой целью в нулевом приближении, полагая все коэффициенты ряда (6), кроме первого, равными нулю, определяем границы значений K_0^0 , при которых система устойчива. В первом приближении сначала уточняем их, затем находим границу возможных K^0 или при найденных краевых значениях K_0^0 или при уже выбранном конкретном K_0 .

Такой подход к представлению результата исследования устойчивости в виде ряда и прием последовательного определения коэффициентов разложения диктуются самим методом и логически завершают его.

Приведем результаты расчетов статической устойчивости энергосистемы с указанными выше параметрами АРВ при исследовании регулирования возбуждения по абсолютному углу и его производным. В этом случае задача не является позиционной, так как в первом столбце определителя (1) не равные нулю элементы находятся еще и во второй, четвертой и т. д. строках. Если ограничиться первыми двумя строками и столбцами этого определителя, то получим следующее характеристическое уравнение:

$$p^2 Q_{00}(p) - a_{00} L_{00}(p) = 0. \quad (7)$$

Полином $Q_{00}(p)$ определен выражением (3), в котором коэффициенты усиления по каналу напряжения и его производной $K_{00}(x) = 15 \frac{\text{ед. возб. (х.х.)}}{\text{ед. напряжения}}$ и $K_{10}(x) = 1 \frac{\text{ед. возб. (х.х.)}}{\text{ед. напряж. сек}}$ выбраны по-

стоянными из условия поддержания на выводах всех генераторов со статизмом 7% .

Второй полином характеристического уравнения определяется как

$$L_0(p) = -(K_0^0 + K_0^1 p + K_0^2 p^2), \quad (8)$$

где K_0^0 , K_0^1 , K_0^2 — первые члены разложения в ряд (6) функций регулирования по углу и его производным: $K_{01}(x)$, $K_{02}(x)$, $K_{03}(x)$. В исследуемом режиме коэффициент $\alpha_{00} = 51,2$.

Уравнение (7) позволяет построить зону устойчивости, которая

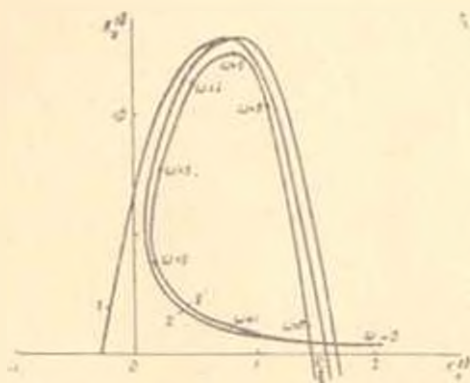


Рис. 2.

будет являться нулевым приближением для коэффициентов K_0^1 и K_0^2 . Зона 1 на рис. 2 построена при $K_0^0 = 0$, зона 2 при $K_0^0 = 1$ $\frac{\text{ед. возб.}}{\text{радиан}}$.

Видно, что регулирование по углу требует введения в закон регулирования и его производных. Выбранную по этим зонам настройку будем называть средней по системе.

При следующем, первом приближении в характеристическое уравнение входит выражения:

$$L_{11}(p) = L_{22}(p) = -\frac{1}{3} (K_1^0 + K_1^1 p + K_1^2 p^2);$$

$$L_{12}(p) = -\frac{1}{3} (K_0^0 + K_0^1 p + K_0^2 p^2), \quad (9)$$

где K_1^0 , K_1^1 , K_1^2 — вторые члены разложения в ряд (6) функций регулирования по углу. Полагая сначала их равными нулю, т. е. считая настройку на всех станциях одинаковой, уточняем устойчивые значения K_0^1 и K_0^2 при выбранном K_0^0 . Так зона 2' на рис. 2 уточняет зону 2 на величину весьма малую, что говорит о достаточности сделанных приближений для определения средней по системе настройки.

Далее вводи в уравнение первого приближения полиномы (9),

г. е. считая уже настройки на генераторах различными, получаем допустимые значения коэффициентов K_1^* и K_1^* при только что полученных уточненных коэффициентах K_0^* и K_0^* . Об этих допустимых значениях можно судить по зоне, изображенной на рис. 3. Если построить указанную зону не при граничных значениях средней по сис-

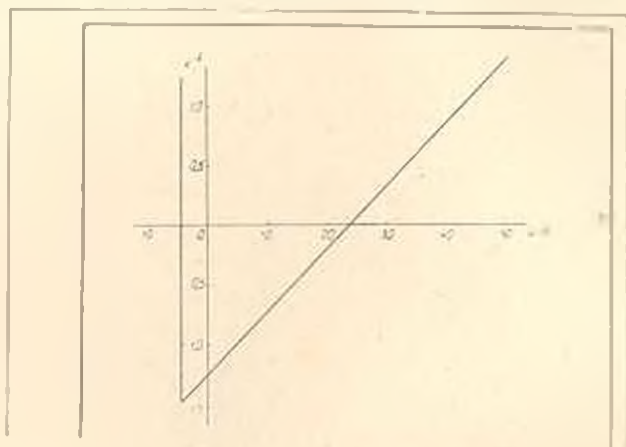


Рис. 3.

теме настройки, а при каких-то выбранных и далеко отстоящих от границ коэффициентах регулирования, то зона получается в десятки раз большей. Это говорит о том, что наклон линии ab на рис. 4 может меняться в широком диапазоне и система будет устойчива, лишь бы средняя по системе настройка находилась в пределах области устойчивости, полученной при нулевом приближении. Поэтому в последующих приближениях лучше не уточнять границы изменения коэффициентов разложения функций регулирования, а выбрать сразу по каким-либо соображениям настройку. Так на рис. 4 представлен результат выбора оптимальных коэффициентов регулирования по условию наилучшего затухания переходных процессов в энергетической системе. Оси координат выбраны так, чтобы дать возможность проследить за изменением настройки (отрезок ab) вдоль оси x , г. е. от станции к станции.

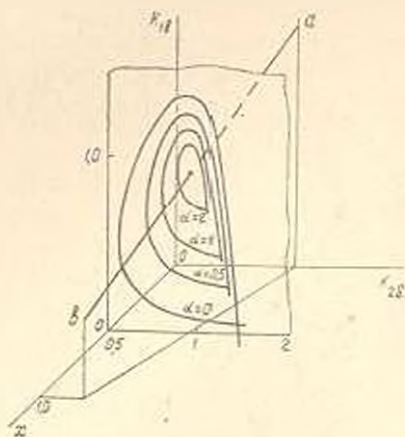


Рис. 4.

Если же нас интересует устойчивость отдельного агрегата, например, первого как наиболее опасного, то задаваясь уже выбранной настройкой на всех остальных агрегатах и вычисляя интегралы, входящие в коэффициенты характеристического уравнения, раздельно по двум отрезкам, можно исследовать допустимые значения коэффициентов

тов усиления выделенной станции при условии конкретной, не равной от станции к станции, настройки на других агрегатах.

Итак, непрерывная модель позволяет, с одной стороны, исследовать допустимые значения системных параметров, найти оптимальную по каким-либо соображениям настройку всех регулирующих устройств, с другой стороны, выделить наиболее опасную станцию в системе и проанализировать возможность улучшения устойчивости этой станции по отношению ко всей системе в целом. Эти возможности освобождают от необходимости проделывать большое количество приближений и сводят к минимуму вычислительную работу при исследовании устойчивости сложных энергетических систем.

Восстановил научно-исследовательский
институт электроэнергетики

Получило 19.IX 1964

ՅՈՒ. Ի. ՓԱՇԱՅԻՆՅԱՆ

ԹԱՐԻ ԷՆԵՐԳԻՍԻՍԵՄԵՆՏԻ ՍՏԱՆԿԱԿԱՆ ԿԱՅՈՒՆՈՒԹՅԱՆ ՀԱՇՎՈՒՄԱՆ ՀԱՐՑԻ ՇՈՒՐՁԸ

Ո. մ փ ո փ ս ւ ւ լ

Չուղահեռ աշխատող էլեկտրակայանները կազմում են մեծ թվով ազատության աստիճան ունեցող միասնական տատանողական սխեման:

Այդպիսի բարդ էներգոսխեման կարելի է ներկայացնել մաթեմատիկական բաշխված պարամետրներով մոդելի տեսքով, որանը անցողիկ երևույթները նկարագրվում են ինտեգրալ և ինտեգրո-դիֆերենցիալ հավասարումներով [1]:

Վերջինները բերելով համասեռ ինտեգրալ հավասարումների և օգտագործելով ինտեգրալ հավասարումների շարքերի օղնոթյամբ ուսումնասիրման մեթոդները, էներգոսխեման կայունության հարցը կարելի է հանդեցնել մոտավոր խտրականության հավասարման, որի տողերը և սյունակները կազմված են դուրամիտով շարքերի զորձակիցներից, արժանների իրական մասի նշանով: Այդ դեպքում խտրականության հավասարման կարգը նշանակալիորեն ցածր է, քան համապատասխան հավասարմանը, որը ստացվում է էներգոսխեմանի սովորական իզեալատիանայման դեպքում, ընդունելով այն որպես կենտրոնացված պարամետրներով սխեման: Հոդվածում բերվում են հաշվումների մի քանի արդյունքներ, որոնք ստացվել են այդ մեթոդով կոնկրետ բարդ էներգոսխեմանի ստուտիկ կայունությունը ուսումնասիրելիս:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Картвелишвили Н. А. Континуальные модели и устойчивость в малом динамических систем, состоящих из множества однотипных элементов, Известия АН СССР, механика и машиностроение, № 3, 1964.
2. Картвелишвили Н. А. Устойчивость в малом динамических систем, содержащих малые параметры, Известия АН СССР, ОНТ, № 9, 1967.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

А. С. СОГОЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ДЕРЕВЯННОЙ
 ШПРЕНГЕЛЬНОЙ БАЛКИ С УЧЕТОМ ПОЛЗУЧЕСТИ
 ДРЕВЕСИНЫ

1. В статье исследуется напряженное состояние трапециевидальной металло-деревянной шпренгельной балки, исходя из представления о древесине, как о материале, обладающем одновременно свойством ползучести и изменяемости модуля мгновенной деформации во времени, в процессе ее высыхания. Для разрешения этой задачи использована теория Н. Х. Арутюняна [1], которая учитывает как процесс старения материала, так и влияние длительности действия нагрузки.

На основании экспериментальных данных [2, 3] приняты следующие основные допущения:

1. Между деформациями ползучести древесины и напряжениями имеется линейная зависимость, справедливая при значениях напряжений ниже предела долговременного сопротивления. 2. При деформации ползучести древесины имеет место закон наложения.

Н. Х. Арутюняном закон изменения меры ползучести для бетона представлен в общем случае выражением вида:

$$C(t, \tau) = \varphi(\tau) [1 - e^{-\frac{t}{\tau}}], \text{ где } \varphi(\tau) = C_0 + \frac{A}{\tau}; \quad (1)$$

$C(t, \tau)$ — деформация ползучести к моменту времени t от единичного напряжения;

C_0 — предельное значение меры ползучести для данного материала;

A, τ — постоянные.

Для древесины переменная τ будет обозначать промежуток времени с момента установки конструкции, которому соответствует определенное значение влажности древесины, а следовательно и определенное значение модуля мгновенной деформации $E(\tau)$. Если выражение $C(t, \tau)$ для бетона отражает основные свойства ползучести бетона во времени, то аналогичное выражение для древесины также должно отражать основные свойства деформации ползучести древесины с изменением ее влажности во времени. Для этого в экспериментальных кривых деформации ползучести должно быть отражено влияние влажности древесины к началу загрузки, а также дальнейший процесс изменения влажности древесины во времени под

нагрузкой в результате высыхания. Такие кривые деформации ползучести нетрудно получить экспериментально при любом законе высыхания древесины. Однако, в полученных нами экспериментальных кривых деформации ползучести (рис. 1) не отражено влияние изменения влажности древесины во времени.

Если законы изменения деформации ползучести древесины во

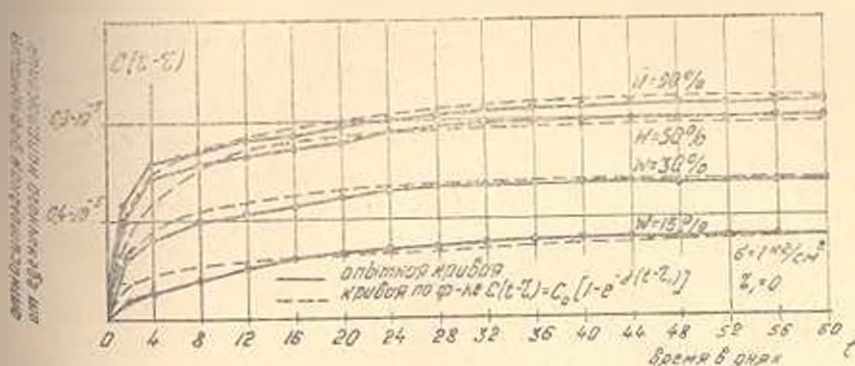


Рис. 1.

времени при разных процентах влажности к моменту загрузки (рис. 2а), а также закон высыхания древесины во времени (рис. 2б), можно с достаточной точностью построить кривые деформации ползучести, где будут отражены, как влажность к моменту загрузки.

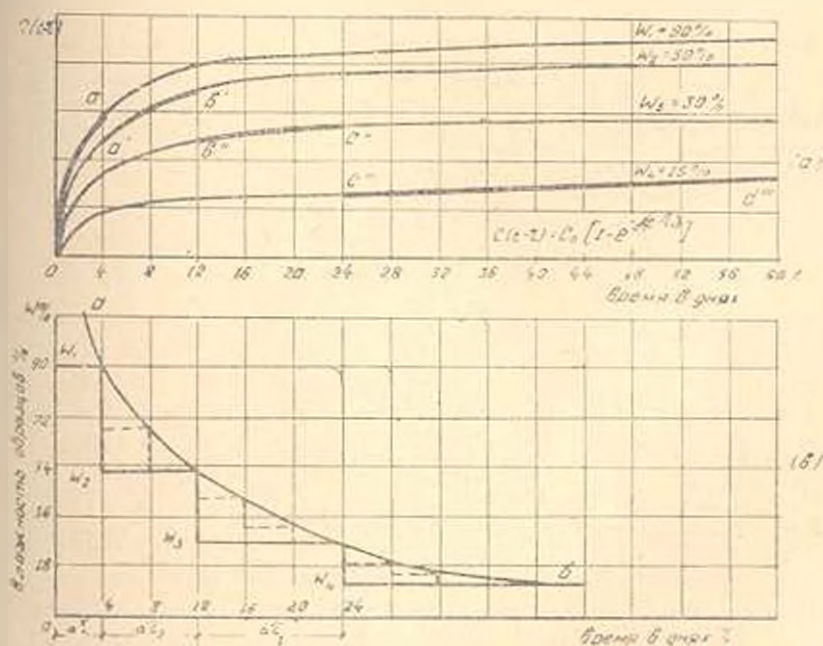


Рис. 2.

так и влияние процесса высыхания на деформацию ползучести. Однако, при этом в первом приближении допускается, что при переменной влажности форма кривой ползучести на данном участке не зависит

от формы кривых ползучести предшествующих участков заменим плавную кривую высыхания древесины во времени ab ломанной (рис. 2в). Тогда каждому элементарному промежутку времени Δt соответствует свой процент влажности древесины W_1, W_2, W_3 и т. д., постоянный на данном промежутке. А для каждого процента влажности W_1, W_2, W_3 и т. д. имеются свои кривые приращения деформации ползучести во времени (рис. 2а, б). Таким образом принятое допущение равносильно тому, что если в момент приложения нагрузки влажность образца была W_1 , то закон изменения деформации ползучести на участке Δt_1 будет протекать по кривой OA . При переходе влажности от W_1 к W_2 в процессе высыхания, дальнейшее приращение деформации ползучести в промежутке Δt_2 должно протекать по участку $a'b'$ кривой W_2 .

Следовательно, чтобы получить полную кривую деформации ползучести, где будет отражено высыхание древесины, надо ее составлять из отдельных участков кривых $W_1, W_2, W_3, \dots$ соответствующих промежуткам $\Delta t_1, \Delta t_2, \Delta t_3, \dots$

На основании экспериментальных данных автором получено семейство кривых $C(t, \tau)$, где отражен процесс высыхания древесины при разных влажностях к моменту загрузки $W_1 = 90\%, W_2 = 50\%, W_3 = 30\%, W_4 = 15\%$ (рис. 3).

Если в бетоне за начало отсчета времени удобно было принять момент укладки бетона, то для древесины целесообразно за начало

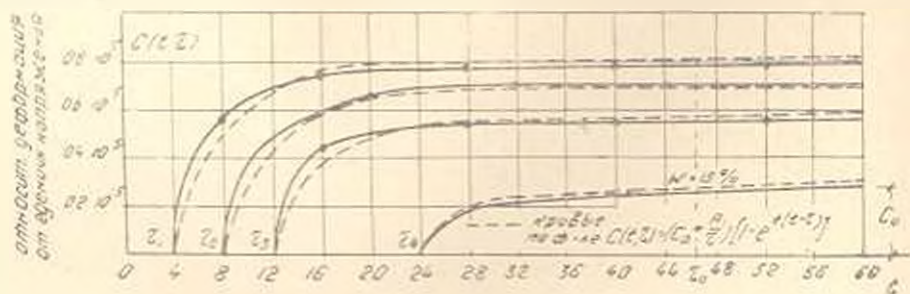


Рис. 3.

отсчета времени принять момент установки конструкции. Этим самым отбрасывается весь предшествующий процесс высыхания древесины до момента установки конструкции. Начиная с некоторого момента $t = \tau_0$, которому соответствует равновесная влажность древесины $W = 15\%$, дальнейшее изменение влажности древесины и соответственных условиях практически не происходит. Следовательно, с момента $t = \tau_0$ модуль мгновенной деформации древесины практически остается величиной постоянной ($E(t) = \text{const}$), а значения функций $C(t, \tau)$, лежащих за точкой τ_0 , должны очень мало отличаться друг от друга и быть подобными функциям кривой при $t = \infty$ (рис. 3). Тогда:

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \varphi(t) = C_0. \quad (2)$$

В этом случае мера ползучести будет являться функцией только разности аргументов $(t - \tau)$ и не будет зависеть от влажности древесины. Она определится только продолжительностью действия внешней нагрузки, аналогично тому, как это имеет место со старым бетоном [1].

В силу (2) начиная с некоторого момента выражение (1) представится в виде:

$$C(t - \tau) = C_0 (1 - e^{-\gamma(t - \tau)}). \quad (3)$$

2. Тракционноидальная шпренгельная балка при отсутствии стыка и пролете балки является статически неопределимой системой (рис. 4).

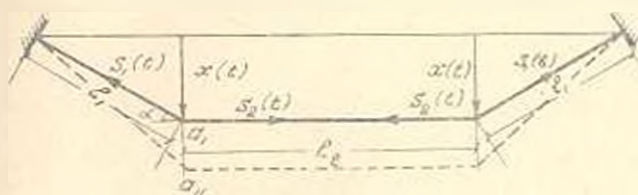


Рис. 4.

За лишнюю неизвестную примем усилие в стойке, $X(t)$ — переменную по времени. Пренебрегая деформацией стойки, прогиб балки в точке a_1 будет равняться вертикальному перемещению затяжки в точке a_1

$$y_a(t) = y_{a1}(t). \quad (4)$$

Для определения $y_a(t)$ используем зависимость, полученную Н. Х. Арутюняном, в которой полная относительная деформация выражается в следующем виде [1]

$$\varepsilon_1 = \frac{\varepsilon_2(t)}{E(t)} = \int_0^t \varepsilon_2(\tau) \frac{\partial}{\partial \tau} \left[\frac{1}{E(\tau)} + C(t, \tau) \right] d\tau. \quad (5)$$

где $\varepsilon_2(t)$ — напряжение упруго-мгновенной задачи;

$E(t)$ — модуль мгновенной деформации;

$C(t, \tau)$ — мера ползучести.

В соответствии с гипотезой плоских сечений для деформации ползучести, имеем:

$$\varepsilon_2(t) = \frac{1}{\rho(t)} z = \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} \cdot z, \quad (6)$$

где $\rho(t)$ — радиус кривизны изогнутой оси балки;

z — расстояние волокна от нейтральной оси;

$y = y(x, t)$ — прогиб балки.

Пренебрегая нормальной силой $N(t)$, напряжение можно представить в виде:

$$\sigma_2(t) = \frac{M(x, t)}{J_x} z. \quad (7)$$

Выражения изгибающих моментов на участках $0 \leq x_1 \leq a_0$ и $a_1 \leq x_2 \leq a_2 + l_0$ равны соответственно

$$M(x, t) = \frac{ql}{2} x_1 - \frac{qx_1^2}{2} - X(t)x_1; \quad M(x_2, t) = \frac{ql}{2} x_2 - \frac{qx_2^2}{2} + X(t)a_0. \quad (8)$$

Подставляя значение $\tau_1(t)$ и $\tau_2(t)$ в уравнение (5) получим отдельно уравнения для первого и второго участка, т. е.

$$\frac{\partial^2 y_1}{\partial x_1^2} = \frac{\left[\frac{ql}{2} - X(t) \right] x_1 - \frac{qx_1^2}{2}}{E(t) J_y} - \int_{\tau_1}^t \frac{\left[\frac{ql}{2} - X(\tau) \right] x_1 - \frac{qx_1^2}{2}}{J_y} \frac{\partial}{\partial \tau} \left[\frac{1}{E(\tau)} + C(t, \tau) \right] d\tau; \quad (9)$$

$$\frac{\partial^2 y_2}{\partial x_2^2} = \frac{\left[\frac{ql}{2} x_2 - \frac{qx_2^2}{2} - X(t)a_0 \right]}{E(t) J_y} - \int_{\tau_2}^t \frac{\left[\frac{ql}{2} x_2 - \frac{qx_2^2}{2} - X(\tau)a_0 \right]}{J_y} \frac{\partial}{\partial \tau} \left[\frac{1}{E(\tau)} + C(t, \tau) \right] d\tau;$$

Интегрируя дважды уравнения (9) и имея в виду, что при

$$x_1 = 0, \quad y_1 = 0, \quad \text{при } x_1 = x_2 = a_0, \quad y_1 = y_2, \quad \frac{\partial y_1}{\partial x_1} = \frac{\partial y_2}{\partial x_2},$$

$$\text{при } x_1 = \frac{l}{2}, \quad \frac{\partial y_1}{\partial x_1} = 0$$

получим значение прогиба в точке a

$$y_a(t) = -\frac{B}{E(t)} + \frac{K_0}{E(t)} X(t) + B \left[\frac{1}{E(t)} - \frac{1}{E(\tau)} + C(t, \tau) \right] - K_0 \int_{\tau_1}^t X(\tau) \frac{\partial}{\partial \tau} \left[\frac{1}{E(\tau)} + C(t, \tau) \right] d\tau, \quad (10)$$

где

$$B = \frac{qa_0 [l^3 + a^3 - 2a_0^3 l]}{24 J_y}, \quad K_0 = \frac{[3l - 4a_0] a_0}{6 J_y}.$$

Вертикальное перемещение затяжки в точке a (рис. 4) будет равно:

$$Y_a(t) = KX(t), \quad (11)$$

где

$$K = \frac{l_1}{E_1 F_1 \sin^2 \alpha} + \frac{l_2}{2E_2 F_2}, \quad (12)$$

$E_1 F_1$ — жесткость затяжки;

l_1, l_2 — длины наклонной и горизонтальной части затяжки.

На основании уравнения (4) имеем:

$$\left[K + K_0 \frac{1}{E(t)} \right] X(t) - \frac{B}{E(t)} - B \left[\frac{1}{E(t)} - \frac{1}{E(\tau_1)} - C(t, \tau_1) \right] + \\ + K_0 \int_{\tau_1}^t X(\tau) \frac{\partial}{\partial \tau} \left[\frac{1}{E(\tau)} + C(t, \tau) \right] d\tau. \quad (13)$$

Интегральное уравнение (13) при принятой зависимости $C(t, \tau)$ легко преобразуется в дифференциальное уравнение с переменными коэффициентами

$$X''(t) + X'(t) f(t) = 0, \quad (14)$$

где

$$f(t) = \left[\gamma \left(1 + \varphi(t) \frac{1}{\frac{K}{K_0} + \frac{1}{E(t)}} \right) - \frac{E'(t)}{E^2(t)} \right] \quad (15)$$

Определяя значение $X(t)$ из уравнения (14) имеем:

$$X(t) = \frac{B}{KE(\tau_1) + K_0} \left\{ 1 + \varphi(\tau_1) \frac{1}{E(\tau_1)} \left[1 + \frac{K_0}{KE(\tau_1) + K_0} \right] \int_{\tau_1}^t e^{-\int_{\tau_1}^t f(t) dt} dt \right\}. \quad (16)$$

Рассмотрим частный случай, когда модуль мгновенной деформации древесины $E(\tau) = E_0 = \text{const}$.

Тогда в силу (31):

$$f(t) = \gamma \left[1 + \varphi(t) \frac{1}{\frac{K}{K_0} + \frac{1}{E(t)}} \right]. \quad (17)$$

Подставляя значение $f(t)$ из уравнения (17) в уравнение (16) и интегрируя в пределах от $\tau_1 = 0$ до t , получим окончательно следующее выражение для определения усилия в стойке шпренгельной балки:

$$X(t) = \frac{B}{KE_0 + K_0} \left\{ 1 + \gamma C_0 E_0 \left[1 + \frac{K}{KE_0 + K_0} \right] \frac{1}{n} [1 - e^{-nt}] \right\}, \quad (18)$$

где

$$n = \gamma \left[1 + \frac{C_0 K_0 E_0}{KE_0 + K_0} \right].$$

Зная $X(t)$ легко определить усилия в затяжке (рис. 4)

$$S_1(t) = \frac{X(t)}{\sin \alpha}; \quad S_2(t) = \frac{X(t)}{\tan \alpha} \quad (19)$$

и соответствующие напряжения

$$\sigma_1(t) = \frac{S_1(t)}{F_3}; \quad \sigma_2(t) = \frac{S_2(t)}{F_3}. \quad (20)$$

3. Автором были проведены экспериментальные исследования напряженного состояния металл-деревянной шпренгельной балки под действием длительно действующей постоянной нагрузки.

Испытания пролонгались в условиях соответствующих частному случаю приведенного выше теоретического решения. А именно, влаж-

ность древесины и период эксперимента оставалась постоянной и следовательно модуль мгновенной деформации древесины не изменялся, а мера ползучести являлась функцией только разности аргументов $C(t - \tau)$.

Балка имела сечение 10×10 см и пролет $l = 4$ м. Материалом для балки служила прямослойная сосна, влажностью $W' = 12\%$, причем значения постоянных характеристик деформаций ползучести древесины были равны: $\epsilon_0 = 0,04$ и $C_0 = 0,18 \cdot 10^{-5}$.

Затяжка шпренгельной балки была изготовлена из круглой арматурной стали диаметром 12 мм.

Испытания производились на рычажной установке (рис. 5).

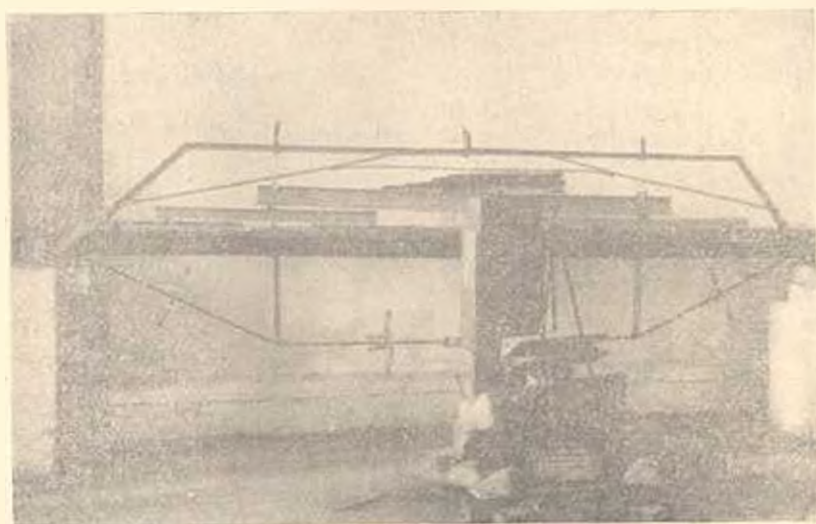


Рис. 5.

Нагрузка от рычага через систему распределительных балок передавалась на шпренгельную балку в 16-ти точках в виде сосредоточенных сил равных 70 кг. Приложенная нагрузка соответствовала эквивалентной равномерно распределенной интенсивностью 300 кг/м. Непосредственно после приложения нагрузки измерялись мгновенные деформации в горизонтальных и наклонных участках затяжки, а также в краевых волокнах деревянной балки, с помощью тензометров с точностью 0,001 мм и с базой измерения 10 см (рис. 5).

Прогибы балки измерялись индикаторами, укрепленными с помощью штативов к металлической раме, которая проходила поверх балки и прикреплялась к испытуемой балке на штырях у опор по ее нейтральной оси.

После приложения нагрузки велось наблюдение за поведением приборов в последующие промежутки времени. Отсчеты снимались через каждые 24 часа в течение двух месяцев.

Наблюдения показали, что происходит перераспределение усилий

в затяжке и деревянной балке, при этом, с течением времени деформация затяжки увеличилась.

На рис. 6 сплошной линией показана величина приращения напряжения во времени для горизонтальной части металлической за-

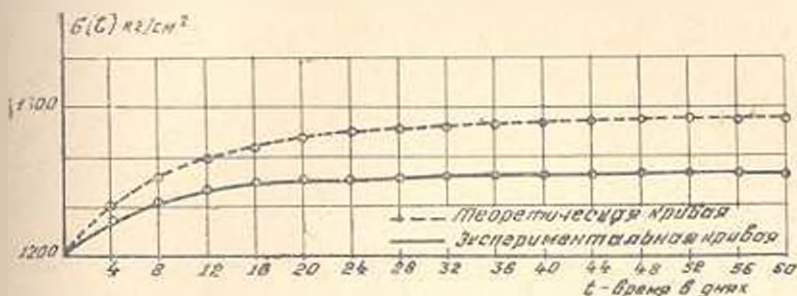


Рис. 6.

тяжки шпренгельной балки. Пунктиром показаны теоретические значения приращения напряжения, вычисленные на основании выражений (17)–(20).

Некоторые расхождения между экспериментальными и теоретическими данными, по-видимому, можно объяснить влиянием местных деформаций ползучести, которые нами не учитывались.

Ереванский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступило 23.XI 1964.

Ա. Ս. ՍՈՂՈՅԱՆ

ՓԱՅՏՆ ԶՊՐԵՆԳԵԼԱՅԻՆ ՀԵԾԱՆԻ ԼԱՐՎԱԾԱՅԻՆ ՎԻՃԱԿԻ ՌԻՍՈՒՄՆԱՍԻՐՈՒԹՅՈՒՆԸ ՓԱՅՏԱՆՅՈՒԹԻ ՍՈՂԵԻ ՀԱՇՎԱԾՄԱՐԸ

Ա. Ս. ՍՈՂՈՅԱՆ

Հորվածում քերված է ն. հ. Հարավային սողի տեսության հիման վրա կատարված փայտամետաղային սեղանաձև շարենգելային հեծանի լարվածային վիճակի ուսումնասիրության արդյունքները։ Փորձերում հաշվի է առնված փայտանյութի սողի և ակնթարթային դեֆորմացիայի մոդուլի փոփոխությունը ըստ ժամանակի՝ կախված փայտանյութի չորացումից։

Առաջարկվում են հաշվային բանաձևեր ընդհանուր դեպքի համար։

Նկարագրված է երկարատև հաստատուն ուժի ազդեցության տակ շարենգելային հեծանի լարվածային վիճակի էքսպերիմենտալ ուսումնասիրությունը։ Փորձերը կատարվել են հեղինակի կողմից մասնավոր դեպքի համար՝ դուրս բերված տեսական լուծմանը համապատասխանող պայմաններին համաձայն, որոնց փայտանյութի համար խոտանվողական և ակնթարթային դեֆորմացիայի մոդուլը պահպանված է հաստատուն։

Նկ. 6-ում հոծ դժով դույց է արված շարենգելային հեծանի մետաղական ձգչում ժամանակի ընթացքում լարվածության աճի փորձից ստացված մեխությունները։ զծիկներով ցույց է արված (18)–(20) հիման վրա տեսականորեն հաշված մեծությունները։

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Арутюнян Н. Х. Некоторые вопросы теории ползучести. М.—Л., 1952.
2. Иванов Ю. М. Предел пластического течения древесины. М.—Л., 1948.
3. Согоян А. С. О некоторых закономерностях ползучести древесины, „Известия АН Армянской ССР, серия физ. математич. наук“, т. XI, № 2, 1958.

ГИДРОЛОГИЯ

М. В. ЦОВЯН

РАСЧЕТ МАКСИМАЛЬНЫХ РАСХОДОВ ЛИВНЕВЫХ ПАВОДКОВ
НЕИЗУЧЕННЫХ РЕК И ВОДОТОКОВ АРМЯНСКОЙ ССР

Несмотря на наличие большого числа теории, методов и формул расчета максимального стока до сих пор нет общепризнанного метода расчета максимальных расходов ливневых и селевых паводков.

Отсутствие полноценных материалов наблюдений над максимальным ливневым стоком, в особенности на малых водотоках, исключает возможность критического анализа существующих методов расчета и выбор наиболее рационального из них.

Недостаточное число самонаписцев уровней и сравнительно небольшой период наблюдений на них, пока еще не позволяют обобщить материалы наблюдений на гидрометсети, для уточнения параметров существующих методов расчета ливневых и селевых паводков применительно к условиям Армянской ССР. В инженерной практике часто применяют тот или иной метод расчета максимальных расходов, без учета его применимости в конкретных физико-географических условиях данного района или же принимают среднее значение $Q_{\text{макс}}$, рассчитанное по нескольким методам. Это неизбежно приводит к крупным ошибкам и в результате получается, что расчетные максимальные расходы для одного и того же водотока принимаются различными ведомствами совершенно отличными друг от друга (иногда в несколько раз).

Известно, что формирование максимального стока обусловлено большим количеством изменчивых во времени и пространстве и взаимосвязанных факторов, большинство из которых трудно поддаются определению в натуре. Вследствие этого, как справедливо отмечал Н. Л. Соколовский [6], теоретические формулы максимального стока, основанные на решении дифференциальных уравнений стока, или полуэмпирические формулы с большим количеством параметров приводят при практическом применении к большим ошибкам, обусловленным трудностью учета и неопределенностью определения многочисленных факторов и соответствующих параметров этих формул. Поэтому в последнее время в гидрологической практике наиболее широкое распространение получили региональные эмпирические зависимости, содержащие небольшое число физически обоснованных параметров, учитывающих основные факторы, обуславливающие формирование паводочного стока и легко определяемые на практике.

Метод эмпирических региональных формул, в настоящее время, рекомендуется также Государственным гидрологическим институтом, в качестве основного расчетного метода при определении максимальных расходов дождевых паводков неизученных рек и водотоков [5].

В основу структуры региональных эмпирических формул положена известная редукционная формула вида

$$q_{\max} = \frac{rB_1}{(F+b)^n} \quad (1)$$

где $q_{\max}$ — максимальный модуль стока, $\text{м}^3/\text{сек}$, км^2 ;

B_1 — максимальный модуль притока, $\text{м}^3/\text{сек}$, км^2 ;

b — параметр, характеризующий затухание редукции модуля стока в зоне малых площадей;

n — показатель степени редукции;

r — коэффициент зарегулированности озерами и водохранилищами;

F — площадь водосбора, км^2 .

Значение указанных выше параметров формулы (1) устанавливаются по однотипным гидрологическим районам, на основании обобщения материалов наблюдений над стоком и осадками на изученных реках.

Коэффициент зарегулированности озерами и водохранилищами можно вычислить по формуле Г. А. Алексеева [1]

$$r = \frac{1-f_0}{1+Cf_0} \quad (2)$$

где $f_0 = \frac{F_0}{F}$ — коэффициент озерности водосборов или относительная озерность.

C — коэффициент, принимаемый в [1] равным 25.

Для определения максимального модуля притока существуют ряд формул, из которых наиболее обоснованной, для горных и предгорных районов, является следующая эмпирическая зависимость [5]:

$$B_1 = \frac{A_1 J_a^m - H^2}{a} \quad \text{или} \quad B_1 = \frac{A_1 J_a^m S^2}{a} \quad (3)$$

где H — расчетное суточное количество осадков в мм;

J_a — уклон водосбора или водотока;

S — сила ливня, или предельная (мгновенная) интенсивность ливня в мм/мин;

a — коэффициент, зависящий от залесенности и заболоченности водосборов, может быть определен по ф-ле Г. А. Алексеева [2]:

$$a = 1 + \alpha (f_a + f_0), \quad (4)$$

где $f_a = \frac{F_a}{F}$ и $f_0 = \frac{F_0}{F}$ — соответственно относительная залесенность и заболоченность водосбора,

z — параметр, зависящий от видового состава лесонасаждений и характера болот.

A_1, m, z — эмпирические параметры.

Как видно из приведенных формул, максимальный модуль стока зависит от ряда факторов, которые с достаточной точностью могут быть определены для всех неизученных рек и водотоков Армянской ССР.

Расчетное суточное количество осадков заданной обеспеченности определяется из кривых обеспеченности максимальных суточных осадков, построенных для 153 метеостанций расположенных на территории Армянской ССР. Причем в основу принимаются данные близрасположенных к изучаемому бассейну метеостанций.

Предельная интенсивность ливня определяется по следующей формуле ГГН, зависящей от постоянных для данного пункта наблюдений ливневых параметров A и B и от расчетной повторяемости ливней N :

$$S = A + B I_k N.$$

Для территории Армянской ССР ливневые параметры A и B были определены только для нескольких пунктов и характеризовали лишь небольшую часть республики. Поэтому, чтобы восполнить пробел, автором, совместно с Н. Е. Казарян [7] были вычислены значения ливневых параметров для 38 пунктов Армянской ССР, на которых проводились pluviографические наблюдения с 1936 г. по 1962 г. включительно. Чтобы использовать полученные значения ливневых параметров для неохваченной pluviографическими наблюдениями территории, последние разделены на три района со сходными климатическими условиями, обуславливающими формирование ливневых осадков, для которых установлены закономерности и менения ливневых параметров от высоты местности [7].

По условиям обуславливающим формирование максимального ливневого стока территория Армянской ССР может быть подразделена на пять районов с совершенно отличными геологическими, климатическими, почвенно-ботаническими и физико-географическими условиями (рис. 1). Исходным материалом для определения указанных выше параметров эмпирических формул нами были приняты максимальные расходы прошедших селевых и ливневых паводков, определенные по меткам УВВ на 93 водотоках Армянской ССР в НИИВГПГ в течении 1958-1961 гг. и на 13 водотоках — И. В. Етиазаровым [3], Г. Д. Ростомовым и др.

Нам представляется, что указанный материал является пока единственным для определения параметров эмпирических формул, так как недостаточная продолжительность ряда наблюдений на многих средних и малых реках Армянской ССР и почти их полное отсутствие на временных водотоках не позволяет для подавляющего большинства водотоков республики установить расчетные величины максимальных расходов воды непосредственно из наблюдений.

γ — поправочный коэффициент, зависящий от отношения $R/d_{\text{макс.}}$.

По результатам наблюдения на р. Гедар Н. В Егизаров дает следующее значение γ в зависимости от отношения $R/d_{\text{макс.}}$.

$R/d_{\text{макс.}}$	0,1	0,2	0,35	0,50	0,70	1,0	1,7	3,0
	0,65	0,75	0,80	0,84	0,89	0,91	0,96	1,0

Сопоставление вычисленных значений скоростей с натурными данными показали, что наилучшие результаты получаются по формуле (5), поэтому она была положена в основу при расчете максимальных расходов прошедших паводков по меткам УВВ на реках и временных водотоках Армянской ССР.

В гидрологической практике применяются несколько методов по установлению обеспеченности максимальных расходов $Q_{\text{макс.}}$ прошедших паводков, определенных по меткам УВВ.

В настоящей работе обеспеченность $Q_{\text{макс.}}$ устанавливалась: по обеспеченности паводкообразующих осадков, используя кривые обеспеченности максимальных суточных осадков; по периоду T лет, в течение которого в данном пункте наблюдался измеренный по следам уровень высоких вод.

При определении обеспеченности по осадкам, для каждого паводкообразующего дождя строятся кривые изогет и вычисляются средневзвешенные по подосбору осадки, вызвавшие данный паводок,

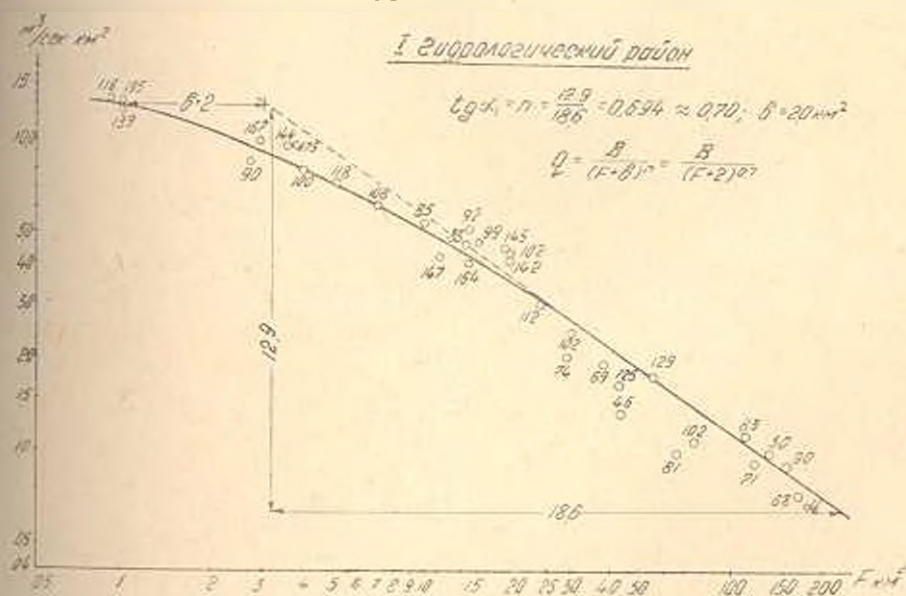


Рис. 2. Зависимость максимального модуля стока от площади водосбора.

затем по кривой обеспеченности максимальных суточных осадков, расположенной к данному бассейну метеостанции устанавливается обеспеченность паводкообразующих осадков.

Таблица 1

Определение параметров в эмпирической формуле $q_m = \frac{A_0 \cdot J_n^{0.8} S^2}{(F + b)^n (1 - \alpha f_n)}$

по максимальным расходам, полученным по меткам УВН прошедших наводков в 1 гидрологическом районе

Река—сгвор	Бассейн реки	Площадь водосбора км ²	Максимальный модуль стока при 1% обеспеченности q_m (м ³ /с км ²)	Суточный слой осадков при 1% обеспеченности $H_{1\%}$ (мм)	Обеспеченность бассейна $f_n = P_n/F$	Средневоздушный угол J_n ‰	Синта линия S (мм/мин)	$(F + 2b)^{0.75}$	$B_1 = q_m (F + 2b)^{0.75}$	$J_n^{0.40}$	$A_1 = \frac{(F + 70)^{0.70}}{J_n^{0.40}}$	$S_{1.8}$	$A_n = \frac{A_1}{S^{1.8}}$	$A_0 = A_n (1 + 0.5 f_n)$	$A_0 \text{ ср} - A_0 \phi$	$A_0 \phi$	$A_0 \text{ ср} - A_0 \phi$ в рублю по меткам	$F \cdot \frac{m - 0.3}{m + 0.4} \cdot 100^4$
Сараарт—устье	Памб.п.	13,6	4,55	78	0,0	837,0	6,86	31,20	5,24	5,34	33,10	0,161	0,161	0,101	0,101	0,249	2,10	
Гогаран		24,0	2,95	78	0,0	1126,48	9,82	28,95	6,62	4,37	28,98	0,151	0,151	-0,039	0,240	5,10		
Шенаван		15,0	4,63	78	0,0	996,88	7,24	33,55	6,28	5,35	32,36	0,165	0,165	-0,122	0,240	8,08		
Чигдамаз		19,0	4,27	77	0,0	1027,15	8,41	35,90	6,36	5,65	31,50	0,163	0,163	-0,113	0,219	11,08		
Вордан—с. Сарамач		14,0	4,00	77	0,0	1645,8	6,95	27,80	7,69	3,61	23,70	0,152	0,152	0,047	0,180	14,08		
Бемурал—с. Лермани		19,0	4,05	77	0,0	1426,51	8,41	34,06	7,27	4,64	29,15	0,160	0,160	-0,010	0,155	17,08		
Карзберд—устье		11,0	4,18	58	0,84	1477,1	6,02	25,20	7,41	3,10	34,02	0,100	0,112	0,020	0,152	20,10		
Ванадзор—1 км от устья . . .		43,0	1,60	58	0,21	1256,2	14,31	22,90	6,92	3,32	26,60	0,121	0,138	0,051	0,115	23,10		
Антарамут—устье		29,0	1,97	58	0,31	746,8	11,00	21,65	5,60	3,87	31,60	0,122	0,141	0,025	0,101	26,10		
Анкадзор—		4,0	7,90	58	0,29	1906,2	3,52	27,80	8,16	3,11	26,60	0,128	0,146	-0,010	0,063	29,10		
I—лог. на уч. Дусахпур-Налбан—ж/л		5,1	7,18	55	0,00	1186,05	3,93	28,20	6,73	4,19	25,57	0,165	0,165	-0,111	0,060	32,05		
III—лог		1,0	12,5	55	0,00	1396,6	2,10	27,00	7,20	3,75	29,85	0,125	0,125	0,155	0,051	35,00		
XI—лог		7,0	6,05	55	0,00	1087,0	1,86	29,40	6,50	4,52	33,10	0,136	0,136	0,063	0,025	38,00		
XIV—XVI лог—канал		2,9	9,65	55	0,00	1676,62	3,04	29,35	7,80	3,76	29,85	0,126	0,126	0,152	0,020	41,00		
XVI лог и р-не г. Киропакан		2,7	8,53	58	0,46	907,10	2,95	25,15	6,05	4,16	34,02	0,122	0,150	-0,033	0,003	44,0		
III лог и р-не с. Лермани-тово		1,0	13,0	60	0,0	1955,20	2,16	28,10	8,24	3,41	26,60	0,123	0,123	-0,180	-0,007	47,0		
Леджан—Лорииский канал	Лориискт	14,0	5,05	56	0,0	927,98	6,95	35,10	6,11	5,75	41,95	0,136	0,136	-0,060	-0,010	50,0		
Ялан—с. Яган		39,0	1,88	52	0,03	890,8	13,0	24,80	4,41	4,50	31,60	0,144	0,144	-0,010	-0,010	53,0		

Гергер—Вардаблур	Дзорате:	110,0	1,10	65	0,24	83,7,04	27,24	30,00	5,46	5,12	33,70	0,151	0,170	—0,147	—0,039	59,0
Урут—Лорийский канал		130,0	0,95	56	0,0	50,7,49	30,53	29,00	4,79	6,05	37,50	0,161	0,161	—0,100	—0,047	62,0
Агарак—Лорийский канал		30,0	2,37	56	0,0	102,7,30	11,29	26,80	6,36	4,21	35,95	0,117	0,1170	0,240	0,052	65,0
I—дог в р-не с. М. Горийский—Лорийский канал		3,6	9,53	56	0,0	144,7,3	3,33	31,75	7,28	1,36	35,95	0,1212	0,1212	0,115	—0,054	68,0
II—дог в		0,9	13,3	56	0,0	116,7,3	2,10	27,95	6,70	4,18	35,95	0,1162	0,1162	0,249	—0,078	71,0
IV—дог в		3,8	9,50	56	0,0	160,7,3	3,43	32,60	7,62	4,28	35,95	0,119	0,1190	0,219	—0,079	74,0
Шнох—с Шнох	Дебет	150,0	0,87	75	0,57	90,7,72	33,80	29,60	8,06	4,88	39,82	0,1225	0,1573	—0,078	—0,096	77,0
Аджир—устье		66,0	0,97	61	0,86	81,6,1	19,14	18,55	5,80	3,20	28,25	0,1132	0,1620	—0,104	—0,100	80,0
Качачкут		55,0	1,70	55	0,25	129,6,8	16,90	28,15	7,00	4,11	31,60	0,1299	0,1461	—0,007	—0,104	82,95
Блдан	Агстев	75,0	1,06	60	0,40	108,6,0	20,85	22,10	6,50	3,40	25,10	0,1353	0,1625	—0,107	—0,107	85,90
Агстев—3 км выше г. Дилижана		119,0	0,90	60	0,25	71,7,15	28,70	25,80	5,50	1,69	34,50	0,1360	0,1530	—0,052	—0,113	88,85
Агсу (Спитак джур) устье		18,5	4,37	90	0,33	145,7,5	8,52	36,4	7,35	4,95	37,58	0,1316	0,1534	—0,054	—0,114	91,85
Тавуш—граница АрмССР	Кура	165,0	0,706	69	0,56	68,7,6	36,30	25,60	5,41	4,73	38,43	0,1230	0,1575	—0,079	—0,122	94,80
Кохб—с Кохб		43,0	1,28	75	0,82	46,7,6	14,31	18,30	4,63	3,95	38,43	0,1026	0,1446	—0,003	—0,147	97,80

Данные по максимальным расходам прошедших селевых и ливневых паводков, определенные по следам УВВ на 106 водотоках Армянской ССР и приведенные к 1% обеспеченности положены в основу при определении параметров эмпирических формул максимальных расходов паводков по пяти указанным выше гидрологическим районам Армянской ССР. Определение параметров эмпирических формул производится в несколько этапов, на каждом из которых постепенно исключается влияние определенного фактора. На первом этапе строится зависимость величин максимального модуля стока $q_{1\%}$ от площади водосбора (рис. 2). Из рис. 2 видно, что при $F > 25 \text{ км}^2$ наблюдается прямолинейная зависимость, а при $F < 25 \text{ км}^2$ криволинейная зависимость. Путем подбора устанавливается величина $b = 2 \text{ км}^2$, на которую нужно сместить все ординаты кривой (в зоне малых площадей), чтобы кривая трансформировалась в прямую.

Показатель степени редукции n , определяется как тангенс угла наклона прямой к оси абсцисс.

$$n = \operatorname{tg} \alpha = 0,70.$$

Подставляя значения $b = 2$ и $n = 0,7$ в формулу (1), получим:

$$q_{1\%} = \frac{B_1}{(F + 2)^{0,70}}. \quad (6)$$

На втором этапе устанавливается зависимость $B_1 = f(J_n) = A_1 J_n^m$. Для этого в логарифмической системе координат наносятся точки с координатами $B_1 = (F + 2)^{0,70}$ вычисленные для каждого водотока (табл. 1) и J_n (рис. 3). Показатель степени $m = \operatorname{tg} \alpha = 0,4$, следовательно и рассматриваемом случае

$$q_{1\%} = \frac{A_1 J_n^m}{(F + 2)^{0,70}} \quad (7)$$

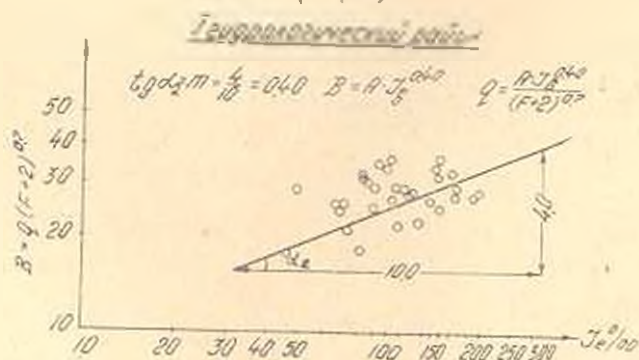


Рис. 3 Зависимость величины $B_1 = q(F + 2)^{0,70}$ от среднего продольного уклона водотока J_n .

На третьем этапе исследуется зависимость величины A_1 от суммарных осадков 1% обеспеченности $H_{1\%}$ или от силы ливня $S_{\text{лив}}$.

Для первого гидрологического района связь между величиной A_1 и $H_{1\%}$ получилась очень слабая, а между величиной A_1 и $S_{\text{лив}}$ хорошая,

этому для определения величины A_2 была принята следующая зависимость:

$$A_2 = A_0 S^{1.0}$$

Аналогичным образом построив в логарифмической системе координат связь $A_2 = f(S)$ определяем значения параметра $z = \lg a_2 = 1.0$ (рис. 4).

$$q(F) = \frac{A_2 S^{1.0} f_a^{1.0}}{(F+2)^{0.70}} \quad (8)$$

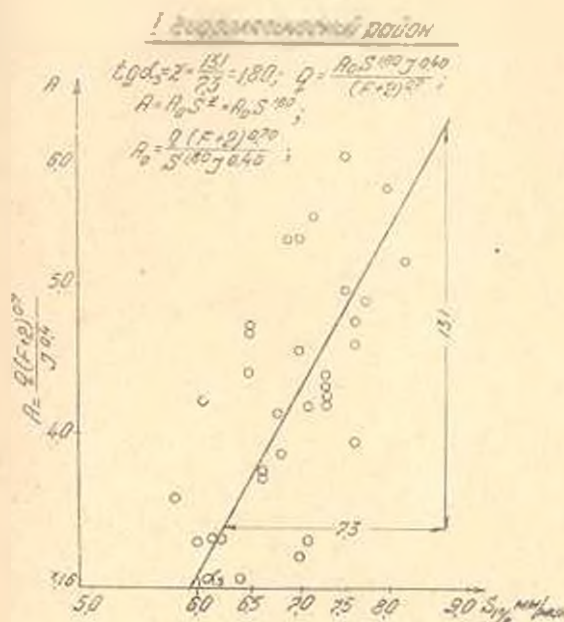


Рис. 4. Зависимость параметра $A_2 = \frac{q(F+2)^{0.70}}{f_a^{1.0}}$ от сква. длины S .

На следующем этапе устанавливается зависимость величины A_0 от относительной заливенности f_a . Для величины A_0 принимается следующая формула

$$A_0 = \frac{A_0}{1 + \alpha f_a}$$

Для определения параметров A_0 и α строится зависимость величины $1/A_0$, вычисленной для каждого водотока (табл. 1), от относительной заливенности f_a (рис. 5).

На основании данных, приведенных на рис. 5 находим параметры $1/A_0 = 6,60$ и $\alpha = 0,50$.

Среднее значение параметра A_0 по району равное 0,145 принимается в качестве шестого параметра эмпирической формулы. Таким образом эмпирическая формула для расчета максимальных модулей

стока (расходов) ливневых паводков при 1% обеспеченности для изученных рек и временных водотоков первого гидрологического района Армянской ССР имеет следующий вид:

$$q_{1\%} = 0.145 \frac{S^{1.30} J_F^{0.40}}{(1 + 0.5 f_p)(F + 2)^{0.10}} \quad (9)$$

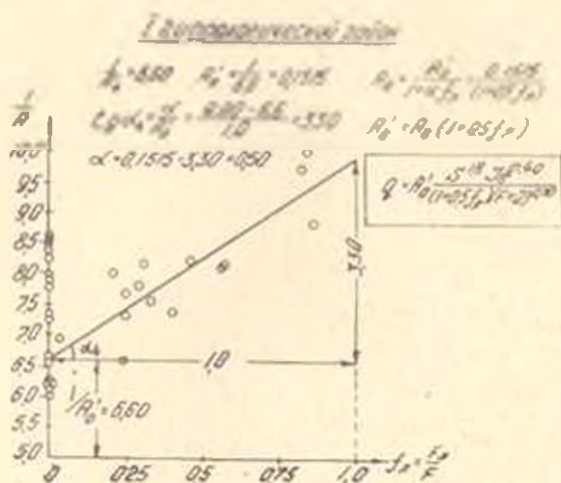


Рис. 5 Зависимость величины A от малейшего водосбора $A_0 = A_0' F$

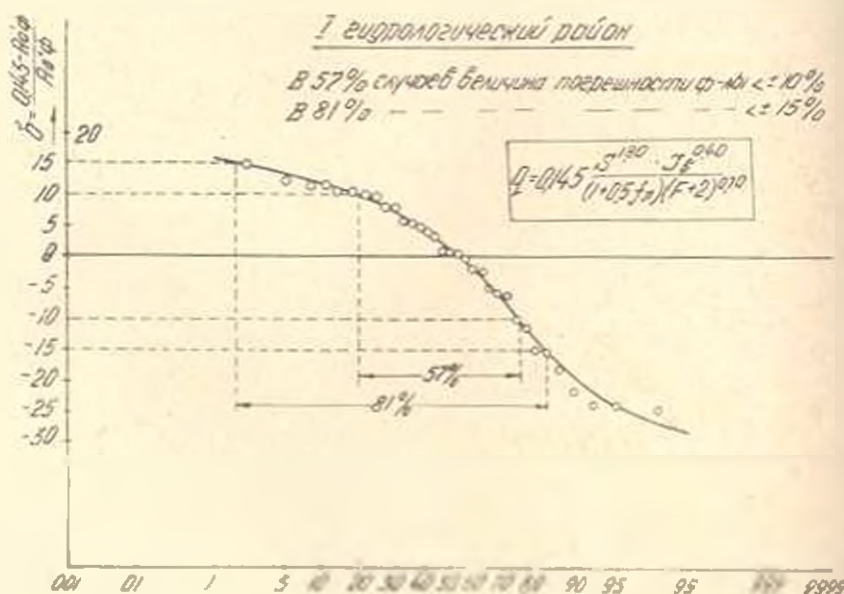


Рис. 6 Кривая обеспеченности относительной погрешности формулы $0.145 - A_0$

Точности формулы (9) определяется относительной устойчивостью параметра A_0 . Для количественной оценки точности формулы (9)

строится кривая обеспеченности относительных погрешностей формул (рис. 6).

$$\delta = \frac{A_{\text{др}} - A_{\text{об}}}{A_{\text{об}}} = \frac{0,145 - A_{\text{об}}}{A_{\text{др}}}$$

Из рис. 6 видно, что для 80% случаев величина погрешности не превышает $\pm 15\%$. Аналогичным образом были получены эмпирические формулы для расчета максимальных расходов ливневых паводков для остальных четырех гидрологических районов. В частности, для второго гидрологического района формула имеет вид

$$q_{\text{лв}} = 5,27 \frac{S^{0,51} J_n^{0,20}}{(F+1)^{0,611}} \quad (10)$$

Соответственно для третьего гидрологического района

$$q_{\text{лв}} = 0,435 \frac{S^{1,40} J_n^{0,15}}{(F+3)^{0,69}} \quad (11)$$

Для четвертого гидрологического района

$$q_{\text{лв}} = 1,99 \frac{S^{0,60} J_n^{0,15}}{(F+3)^{0,71}} \quad (12)$$

Для пятого гидрологического района

$$q_{\text{лв}} = 2,22 \frac{S^{0,61} J_n^{0,20}}{(1 + 0,23 f_n)(F+2)^{0,16}} \quad (13)$$

Переход от пиковой 10% обеспеченности значений максимальных расходов к расходам любой другой обеспеченности целесообразно осуществлять с помощью переходных коэффициентов $k_p = Q_p/Q_{10}$, установленных для изученных рек Армянской ССР.

Таблица 2

Значения коэффициентов k_p

$P\%$	0,1	1,0	2,0	5,0	10,0	25,0
Гидрологический район						
I	1,685	1,0	0,848	0,610	0,483	0,325
IIa	1,352	1,0	0,947	0,751	0,612	0,445
IIб	2,275	1,0	0,683	0,369	0,209	0,086
III	1,510	1,0	0,880	0,685	0,552	0,389
IV	1,480	1,0	0,859	0,732	0,628	0,492
V	1,667	1,0	0,877	0,629	0,497	0,335

* II Гидрологический район подразделяется на два подрайона. В первый подрайон (IIa) входят водотоки, расположенные на южных склонах Ширакского и Памбакского хребтов и на склонах Пахкуиньского хребта, во второй подрайон (IIб) входят водотоки, расположенные на юго-западных склонах Арегуиньского и Севанского хребтов.

Исследования, проведенные в ГГП и в других организациях показали, что переходные коэффициенты k_p отличаются довольно большой устойчивостью в пределах отдельных физико-географических районов. Коэффициенты k_p очень слабо зависят от площади водосбора, поэтому они поддаются районированию.

Значения переходных коэффициентов от максимальных модулей 10% обеспеченности к модулям других обеспеченностей приводятся в табл. 2.

НИИВПИГ МВХ Армянской ССР

Поступило 22.XII 1964

II. Գ. ԿՈՒՅԱՆ

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՈՒԷ ՉՈՒՍՈՒՄՆԱՍԻՐՎԱԾ ԿԵՏԵՐԻ ԵՎ ՋՐԱՀՈՍՔԵՐԻ ՏԵՂԱՏԱՐԱՓ ԱՆՁՐԵՎԱՅԻՆ ՀԵՂԵՂՈՒՄՆԵՐԻ ԱՌԱՎԱԳՈՒՅՆ ԾԱՆՍԵՐԻ ՀԱՇՎԱՐՔԸ

Ա. մ Ի ո Վ ի ո Վ

Կան առավելագույն հոսքի որոշման բազմաթիվ տեսություններ և մեթոդներ. սակայն դրանցից և ոչ մեկը տեղատարափ անձրևային և սելավային հեղեղների առավելագույն ծախսի որոշման համար դեռևս բնդհանուր ճանաչում չի գտել: Դրա պատճառը պետք է տեսնել այն բանում, որ հայտնի տեսական կամ կիրառական բանաձևերը ունեն մեծ թվով հաշվային պարամետրեր, որոնց ճշգրիտ որոշումը պրակտիկայում կապված է մեծ դժվարությունների հետ:

Վերջին ժամանակներս հիդրոլոգիական պրակտիկայում լայն կիրառություն են գտնում էմպիրիկ բնույթի բանաձևեր՝ մշտական կոնկրետ ֆիզիկա-աշխարհադրական շրջանի համար: Այդ բանաձևերը պարզեցված են փոքր թվով ֆիզիկական հիմնավորված և պրակտիկայում հեշտորեն որոշվող պարամետրեր, որոնք բավարար չափով են բնորոշում հեղեղային հոսքի առաջացման և ձևավորման հիմնական պայմանները:

Ներկա աշխատանքում առաջարկվում են տեղատարափ անձրևային հեղեղումների առավելագույն ծախսի որոշման էմպիրիկ բանաձևեր Հայկական ՍՍՌ հինգ հիդրոլոգիական շրջանների համար:

Այդ բանաձևերը ստացված են անցած սելավային և տեղատարափ անձրևային հեղեղների բարձր հորիզոնների օգնությամբ որոշված առավելագույն ծախսերի վերաբերյալ՝ Ջրային պոլիբամների և հիդրոտեխնիկայի ինստիտուտի կողմից հավաքված փաստային նյութի ընդհանրացման հիման վրա:

Յուրաքանչյուր հիդրոլոգիական շրջանի համար աշխատանքում բերվում են նաև անցման դրժակիցներ, որոնց օգնությամբ կարելի է 1% ապահովության ելքից անցնել ցանկացած այլ ապահովության:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. **Искенев Г. А.** Обоснование формулы максимального расхода паводка. Труды ГГИ, вып. 79, 1960.
2. **Искенев Г. А.** Расчет максимальных расходов воды с помощью номограмм при отсутствии гидрометрических наблюдений. Труды ГГИ, вып. 99, 1962.
3. **Биназаров И. В.** Водокаменный селевой поток 25 мая 1946 г. на реках Гедар и Джиркез. В кн. Селевые потоки и меры борьбы с ними. М., Издательство АН СССР, 1957.
4. **Биназаров И. В.** Обобщенный критерия подвижности наносов и определение пиковой скорости по следам селевого турбулентного потока. Труды НИИВШНГ, т. 1 (6), Ереван, 1965.
5. Методические рекомендации к составлению справочника по водным ресурсам СССР, вып. 7, ч. II—Дождевые паводки. Издательство ГГИ, 1963.
6. **Боголюбовский Д. Л.** Методика оценки физически возможных наибольших расходов воды на основе географических параметров формулы максимального стока. Труды ГГИ, вып. 79, 1960.
7. **Цоян М. В., Казарян Н. Е.** Ливневые параметры максимальных расходов рек Армянской ССР. «Известия» сельскохозяйственные науки, № 10, Ереван, 1964.

Կ. Տ. ՄԱՆՈՒԿՅԱՆ

АНАЛИЗ РАБОТЫ ЭЛЕКТРОННОГО ГЕНЕРАТОРА С ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕМ ГАЛЬВАНОМЕТРИЧЕСКОГО УСИЛИТЕЛЯ

В гальванометрических усилителях в качестве преобразователей часто применяются индукционные системы. На рис. 1 представлен принципиальная схема автогенераторного преобразователя. Она содержит лампу L , преобразователь взаимной индуктивности M . Конденсатор C и сопротивление R обеспечивают автосмещение. Конденсатор C шунтирует генератор по переменному току. Автогенератор составляет плечо моста постоянного тока с сопротивлениями R_1 , R_2 , R_3 и R_4 в его диагонали. Изменение взаимной индуктивности может создаваться, например, перемещением между секциями катушек экрана, связанного с подвижной частью гальванометра. Такие преобразователи нашли применение и в регулирующих приборах. В частности ось рамки гальванометра может проходить по одной из главных осей фигуры экрана. В такой системе обеспечивается минимальный момент инерции и незначительно влияют поступательные перемещения рамки. Также могут применяться системы, в которых одной из обмоток является рамка гальванометра. При изменении коэффициента положительной обратной связи между анодным и сеточным цепями изменяется постоянная составляющая анодного тока лампы. В результате изменяется напряжение в диагонали моста. Для аналитического анализа работы автогенераторных преобразователей и возможности выбора оптимальных параметров необходима удобная аппроксимация нелинейных характеристик усилительного звена. Ниже показывается, что для ряда оптимальных режимов работы автогенераторных преобразователей анодный ток лампы отсечки не достигает.

Автосмещение обеспечивает существенное изменение средней крутизны усилительного элемента по первой гармонике анодного тока. На этом основании аппроксимируем анодно-сеточную характеристику ветвью параболы с вершиной на оси напряжения сетки в точке e_{ca} :

$$i_a = a_0 (e_c - e_{ca})^2 + a_1 (e_c - e_{ca})^3. \quad (1)$$

Тогда крутизна характеристики

$$S = \left(\frac{\partial i_a}{\partial e_c} \right)_{e_{ca}} = 2a_1 (e_c - e_{ca}) + 3a_2 (e_c - e_{ca})^2. \quad (2)$$

Проницаемость лампы и положение e_{cn} связаны соотношением

$$D = - \left(\frac{\partial e_{cn}}{\partial e_a} \right)_{i_a=0} \quad (3)$$

Зависимость проницаемости от сеточного и анодного напряжения представим в виде

$$D = D + \lambda_1 \Delta e_c + \lambda_2 \Delta e_a \quad (4)$$

где λ_1, λ_2 — частные производные проницаемости по напряжениям сетки и анода соответственно;

$\Delta e_c, \Delta e_a$ — отклонения напряжений сетки и анода от рабочей точки лампы.

С достаточной для практики точностью можно пренебречь относительно изменениями проницаемости. Это условие приемлемо для рассматриваемых преобразователей и потому, что амплитуда колебания не достигает значительных величин.

Значение e_{cn} для любого напряжения на аноде e_a когда известно e_{cn} при напряжении e_{a0} , получим из (3):

$$e_{cn} = e_{cn0} - D (e_a - e_{a0}). \quad (5)$$

Нагрузка лампы является сложной. Она состоит из нагрузок омической цепи анод-катод и активной.

Активной нагрузкой является цепь положительной обратной связи. Так как это нагрузка в основном состоит из колебательного контура, она обладает избирательными свойствами. Поэтому в дальнейшем высшими гармониками напряжений пренебрежем. Изменения параметров схемы при работе автогенератора, в общем случае, могут быть приведены к изменению коэффициента обратной связи и нагрузки R_{ab} . Они могут определяться входным сигналом, например, углом поворота подвижной системы. При этом изменяются амплитуды колебаний тока и напряжения, сеточное смещение на Δe_{cn} : постоянная составляющая анодного тока ΔI_{a0} ; постоянная составляющая анодного напряжения на ΔE_{a0} . Наиболее важным для дальнейшего исследования является преобразование входной величины в приращение напряжения. Так как это преобразование обеспечивает наибольшую чувствительность преобразователя. Задача заключается в определении функциональной зависимости выходного напряжения от входного возмущения. Решение находим на основе равенства членов при одноименных временных составляющих анодного тока, составленных на основе статических характеристик лампы и закона Кирхгофа для линейной цепи.

Напряжение на аноде лампы автогенератора считаем состоящим из постоянной составляющей E_{a0} и первой гармоники:

$$e_a = E_{a0} - U_a \cos \tau. \quad (6)$$

Напряжение на сетке лампы состоит из сеточного смещения и первой гармоники:

$$e_c = e_{cm} + U_c \cos \tau. \quad (7)$$

Коэффициент положительной анодной связи между сеточным и анодным цепями

$$K = \frac{U_c}{U_a}. \quad (8)$$

Обозначим:

$$e_0 = e_{cm} - e_{c00}; \quad (9)$$

$$U = U_c - DU_a; \quad (10)$$

$$S_{cm} = 2a_2 e_0 + 3a_3 e_0^2; \quad (11)$$

$$S'_{cm0} = \left(\frac{\partial S}{\partial e_c} \right)_{e_0} = 2(a_1 + 3a_2 e_0). \quad (12)$$

Согласно принятым обозначениям:

$$e_c - e_{cn} = e_0 + U \cos \tau. \quad (13)$$

Из (1), (11), (12) и (13) получим постоянную составляющую анодного тока

$$i_{a0} = a_2 e_0^2 + a_3 e_0^3 + 0,25 S'_{cm} U^2; \quad (14)$$

Амплитуда первой гармоники анодного тока будет равна:

$$I_{a1} = (S_{cm} + 0,75 a_3 U^2) U. \quad (15)$$

В силу закона Ома для анодной цепи на основании (15) находим условие баланса амплитуд:

$$S_{cm} + 0,75 a_3 U^2 = \frac{1}{(K - D) R_{0a}}. \quad (16)$$

С другой стороны функциональная связь между смещением и амплитудой колебания напряжения сетки определяется сеточной характеристикой лампы. Эта характеристика для триода описывается выражением

$$i_c = A e^{B e_c}$$

Реакцией анодного напряжения на ток сетки можно пренебречь. Постоянная составляющая анодного тока

$$I_{a0} = A e^{B e_{c0}} J_0(B U_c). \quad (17)$$

Согласно закону Ома для цепи сетки (рис. 1) получим следующую связь между амплитудой колебаний напряжения сетки и смещением

$$J_0(B U_c) = - \frac{e_{cm}}{R_c A e^{B e_{cm}}}. \quad (18)$$

Из (18) после дифференцирования получим соотношение

$$U_c dU_c = - N d e_{cm}, \quad (19)$$

где

$$N = B^{-1} \left(\frac{B^{-1} - e_{cm}}{R_c A e^{B e_{cm}}} \right) \frac{B U_c}{J_1(B U_c)}. \quad (20)$$

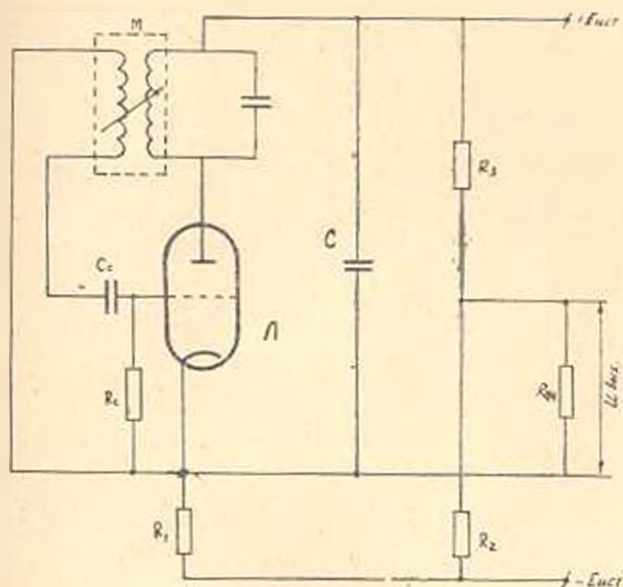


Рис. 1.

Выражение для приращения сеточного смещения

$$de_{cн} = -$$

$$\Delta U_1 + [S_{cн} D - 1,5 a_3 U_a^2 (K - D) \lambda_2 - \theta_2 \lambda_2] dE_{a0} + 1,5 a_3 U_a^2 \left(\frac{K-D}{K} \right) dK \\ S_{cн} = 1,5 a_3 \left[N \left(\frac{K-D}{K} \right)^2 + U_a^2 (K-D) \lambda_1 \right] - \theta_2 \lambda_1 \quad (21)$$

где

$$\Delta U_1 = \frac{1}{(K-D) R_{01}} \left(\frac{dK}{K-D} + \frac{dR_{01}}{R_{01}} \right), \quad (22)$$

$$\theta_2 = \frac{1}{(K-D) R_{01}}. \quad (23)$$

Согласно (14) приращение постоянной составляющей анодного тока при условии $E_{a0} = \text{const}$:

$$di_{a0} = \left\{ S_{cн} + 1,5 a_3 U_a^2 (K-D)^2 - 0,5 S_{cн} \left[N \left(\frac{K-D}{K} \right)^2 + \right. \right. \\ \left. \left. + \lambda_1 U_a^2 (K-D) \right] \right\} de_{cн} + 0,5 S_{cн} U_a^2 \left(\frac{K-D}{K} \right) dK. \quad (24)$$

Динамическая проводимость лампы по постоянной составляющей анодного тока

$$g_{10} = \left(\frac{\partial i_{a0}}{\partial E_{a0}} \right) = \left\{ 0,5 S_{cн} \left[N \left(\frac{K-D}{K} \right)^2 + U_a^2 (K-D) \lambda_1 \right] - \right.$$

$$1,5a_3 U_a^2 (K-D)^2 S_{cm} \left\{ dE_{cm} + [S_{cm} + 1,5 a_3 U_a^2 (K-D)^2] D - \right. \\ \left. + 0,5 S_{cm} \left(\frac{K-D}{K} \right) \right\}. \quad (25)$$

По законам Кирхгофа для цепи постоянного тока преобразователя можно записать

$$di_{an} + G_1 dE_{an} + G_2 dE_{ucm} = 0, \quad (26)$$

где

$$G_1 = \frac{g_1 (g_1 + g_3) + g_3 (g_1 + g_2 + g_3)}{g_1 + g_2 + g_3}, \\ G_2 = \frac{g_1 (g_2 + g_3) + g_3 (g_1 + g_3)}{g_1 + g_2 + g_3}, \\ g_1 = \frac{1}{R_1}; \quad g_2 = \frac{1}{R_2}; \quad g_3 = \frac{1}{R_3}; \quad g_u = \frac{1}{R_u}.$$

Приращение постоянной составляющей анодного напряжения

$$dE_{a0} = - \frac{di_{an} + G_2 dE_{ucm}}{g_{10} + G_1} \quad (27)$$

Рассмотрим случай когда проводимость диагонали моста минимальна ($g_u = 0$). Это будет иметь место, например, когда выходной сигнал преобразователя будет подводиться к каскаду усилителя постоянного тока. Допустим, что источник постоянного тока развивает неизменное по величине напряжение E_{ucm} и внутреннее сопротивление его небольшое. С целью упрощения задачи примем $a_3 = 0$. Это допущение возможно потому, что в пределах изменения напряжения на сетке $a_3 \ll a_2$. Примем также $\lambda_1 = 0$, $\lambda_2 = 0$.

В этом случае искомые величины выразятся следующими соотношениями:

$$S_{cm} = \frac{1}{(K-D) R_{00}}, \quad (16a)$$

$$dE_{cm} = - \frac{\Delta b_1}{S_{cm}} - D dE_{a0}. \quad (21a)$$

$$di_{an} = \left\{ S_{cm} - 0,5 S_{cm} N \left(\frac{K-D}{K} \right)^2 \right\} dE_{cm} + 0,5 S_{cm} \left(\frac{K-D}{K} \right) U_a D dK \quad (24a)$$

$$dE_{a0} = - \frac{di_{an}}{\frac{1}{R_1} + g_{10}}. \quad (27a)$$

После обработки экспериментальных данных для ламп 6Н1П, 6Н2П в диапазоне анодного напряжения 50-150 в. автором получено следующее выражение динамического сопротивления по постоянному току в виде

$$g_{10} = 1,5 S_{cm} D \left(\frac{K-D}{K} \right)^2 N. \quad (25)$$

Относительное изменение сопротивления лампы по постоянному току:

$$\frac{\Delta R_0}{R_0} = \frac{di_{ном}}{i_{но}} \frac{G_1 + g_0}{G_1 + g_{10}} \quad (28)$$

где g_1 — проводимость лампы по постоянному току.

Тогда из допустимой мощности рассеяния P_c в омической нагрузке лампы получим

$$\frac{\Delta R_0}{R_0} = \frac{di_{ном}}{V P_c} \frac{G_1 + g_0}{G_1 (G_1 + g_{10})} \quad (28a)$$

Последнее выражение позволяет определить, в частности, оптимальное значение омической нагрузки.

В табл. 1 представлены экспериментальные и расчетные величины для лампы 6Н2П при $E_{an} = 110$ в.

Таблица 2

Величины	$K \cdot 10^{-2}$	$K \cdot 10^{-4}$	Δi_{cm} (в)	Δi_{anom} (ма)	ΔE_{an} при R_1 в комах		
					33,5	52	90
Расчетные	3,1	8	0,35	0,22	5,5	7,5	10
Экспериментальные . .			0,44	0,23	5,5	7,6	9,5
Расчетные	3,18	6,7	0,4	0,166	4,1	5,5	7,6
Экспериментальные . .			0,5	0,165	3,8	5	7
Расчетные	3,5	6,7	0,6	0,079	1,95	2,6	3,6
Экспериментальные . .			0,7	0,072	1,9	2,5	3,5

Резюмируя изложенное, отметим, что в статье выяснен рабочий режим ламп. Получены в общем и упрощенных видах формулы для определения амплитуд колебаний напряжения на сетке и аноде ламп, сеточного смещения, динамической проводимости лампы автогенератора для гальванометрических усилителей. Расчетные значения и экспериментальные данные показывают удовлетворительное совпадение.

Харьковский политехнический институт

им. В. И. Ленина

Поступило 31.V 1964

ՅՈՒ. Ա. ՄԱՆՈՒԿՅԱՆ

ԷԼԵԿՏՐՈՆԱԳԻՆ ԳԵՆԵՐԱՏՈՐԻ ԵՎ ԴԱՎԱՆՈՄԵՏՏՐԱՅԻՆ ՈՒԺԵՎԱՑՈՒՅԻՉ-ՎԵՐԱՓՈԽԻՉԻ ՀԱՄԱՏԵՎ ԱՇԽԱՏԱՆՔԻ ԱՆԱԼԻԶԸ

Ա. մ. վ. Ե. վ. Ռ. Ե. մ.

Հողվածում տեսաբանված է էլեկտրոնային ափսոսանքներատորի սկզբունքային սխեման և նրա համատեղ աշխատանքը պալանոմետրային ուժեղացուցիչ-վերափոխիչի հետ: Պարզաբանված է նաև լամպի աշխատանքի ուժիմքը:

Անոդա-ցանցային բևեռագիրը ապրոկսիմացվում է երրորդ ստորիճանի բաղմանդամով: Ռոշված է էլքի լարման ֆունկցիոնալ կախումը մոտքի ներգործությունից:

Հարցի լուծումը պահում ենք առկային հոսանքի ժամանակի լամանուն բաղադրիչների հավասարեցմամբ, որոնք ստացված են լամպի ստատիկ ընդլայնման և զծային շղթայի համար՝ Կիրպոֆի օրենքից: Արդյունքում ստացված է ցանցային շնդման, լամպի ցանցի և անոդի լարումների տատանման ամպլիտուդայի, ափսոսանքներատորի լամպի դինամիկ հաղորդակտունության (ըստ հաստատուն հոսանքի), անոդային հոսանքի և լարման աճի, ցանցային շնդման աճի բանաձևերը ընդհանուր և պարզեցված ձևերով:

Հաշվային և փորձնական տվյալները համընկնում են բավարար չափով նման վերափոխիչ սխեմաների օպտիմալ պարամետրերի ընտրության համար ներկայացված են հանձնարարականներ:

ПРИБОРОСТРОЕНИЕ

М. Г. АРАКЕЛЯН

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ СФЕРИЧЕСКИХ
 ПОДШИПНИКОВ С ВОЗДУШНОЙ СМАЗКОЙ

В статье приводятся результаты экспериментальных исследований автора, проведенных над тремя размерами шаровых подшипников диаметром 35,03 мм, 99,2 мм и 240 мм с воздушной смазкой. В связи с отсутствием металлических шаров больших диаметров заводского производства, шары диаметром 240 мм были изготовлены на универсальных станках, которые не могли обеспечить достаточно высокую точность формы шаров и чистоту их рабочей поверхности. Поэтому работающие поверхности пяты и подпятника обрабатывались на оптических полировальных станках с точностью ± 1 микрон с чистотой поверхности $\nabla 12 - \nabla 14$.

Основные параметры подшипников указаны на рис. 1. На рис. 2 приведена схема испытательного стенда. В качестве источника давления был использован компрессор

марки 155-1 с максимальным давлением 10 кг/см^2 с подачей воздуха $0,75 \text{ м}^3/\text{мин}$. Расход воздуха определялся дифманометром 1 марки ДП-410. Ввиду того, что потребляемый расход воздуха в экспериментах колебался в пределах от $0,05 \text{ м}^3/\text{мин}$ до $0,326 \text{ м}^3/\text{мин}$, при измерениях в отдельных диапазонах расхода были использованы сужающие устройства разных диаметров. Подаваемый к подшипнику сжатый воздух предварительно очищался с помощью воздухоочистителя, установленного перед дифманометром. Манометр для контроля давления магистрали устанавливался после дифманометра, на расстоянии 2 м от подшипника. Давление воздуха в кармане подпятника измерялось с помощью манометра типа МО-8 с ценой деления $0,02$ и $4/300 \text{ кг/см}^2$.

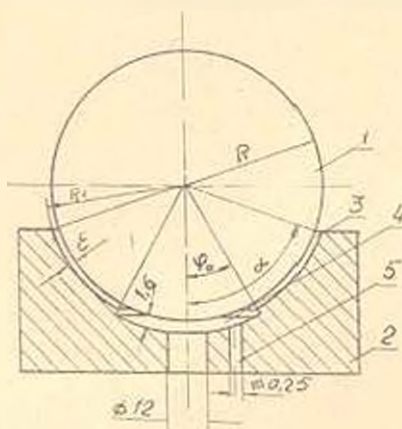


Рис. 1. Схема воздушного сферического подшипника: $r_0 = 0,05 \text{ мм}$, $\epsilon_0 = 30^\circ$, $\alpha = 70^\circ$. 1 — металлический шар; 2 — сферический подпятник; 3 — сферическая поверхность подпятника; 4 — карман; 5 — к манометру.

С целью измерения давления в кармане подшипника в нем был просверлено отверстие диаметром 0,25 мм.

На шар ставилась платформа 3 (рис. 2), к которой подвешивался груз 4. Подъем шара определялся индикатором стрелочного типа 5.

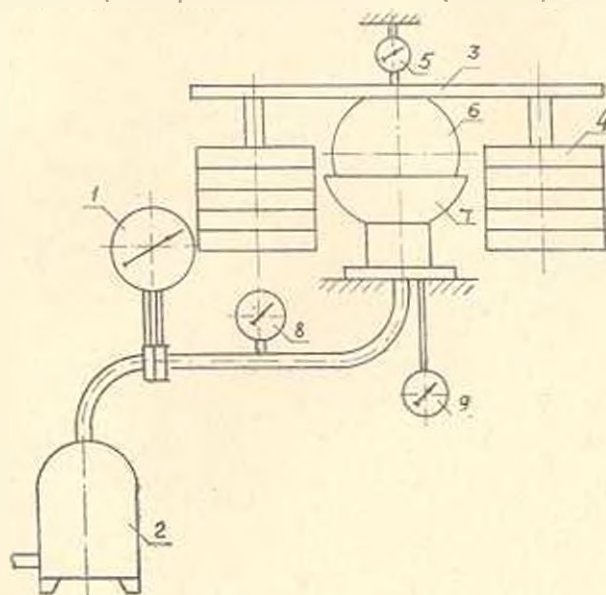


Рис. 2. Схема испытательного стенда. 1 — дифманометр; 2 — воздухоочиститель; 3 — платформа; 4 — груз; 5 — стрелочный индикатор; 6 — шар; 7 — подшипник; 8 — манометр магистрали; 9 — манометр кармана.

ценой деления 1 микрон. После тщательной подготовки стенда в систему прибора подавался воздух. При заданном грузе опыт повторялся три раза.

Опыт с подшипником диаметром шара 35,03 мм. Начальный вес платформы составлял 8,56 кг. Груз увеличивался ступенями по 1,2 кг. При всех грузах расход воздуха был принят постоянным, равным 0,083 м³/мин. При этом давление воздуха в кармане и подъем платформы при каждом грузе оказывался различным. Результаты опыта представлены в табл. 1.

Опыт с подшипником диаметром шара 99,2 мм. Начальный вес платформы составлял 32 кг. Груз увеличивался ступенями по 10 кг. Расход воздуха при различных грузах изменялся. В точке № 24 груз был взят таким, чтобы он совпадал по величине с грузом в опытах, описанных в [1] для подшипника диаметром 101,6 мм. Результаты опыта представлены в табл. 1.

Опыт с подшипником диаметром шара 240 мм. Начальный вес платформы составлял 148 кг, груз увеличивался ступенями по 40 кг. В рассматриваемом случае расход воздуха принимался больше минимального. В остальном здесь принимались такие же параметры опыта

Таблица 1

Экспериментальная зависимость нагрузки на сферическую опору от давления в кармане, расхода воздуха и подъема шара

№	Диаметр шара $D = 35,03$ мм				Диаметр шара $D = 99,20$ мм				Диаметр шара $D = 240,00$ мм			
	давление в кармане кг/см ²	расход воздуха м ³ /мин	подъем шара мм	груз кг	давление в кармане кг/см ²	расход воздуха м ³ /мин	подъем шара мм	груз кг	давление в кармане кг/см ²	расход воздуха м ³ /мин	подъем шара мм	груз кг
1	1,20	0,083	0,090	8,56	0,64	0,050	0,055	32,0	0,51	0,117	0,101	148
2	1,35		0,082	9,15	0,84	0,059	0,060	11,9	0,66	0,125	0,099	189
3	1,58		0,070	10,96	1,00	0,067	0,061	50,9	0,79	0,133	0,089	230
4	1,73		0,061	12,16	1,24	0,075	0,063	60,8	0,82	0,142	0,097	271
5	1,92		0,061	13,63	1,40	0,084	0,060	70,7	1,07	0,150	0,095	312
6	2,00		0,060	14,56	1,60	0,092	0,062	80,6	1,21	0,158	0,094	354
7	2,27		0,060	15,76	1,80	0,100	0,061	91,5	1,34	0,167	0,093	395
8	2,44		0,057	16,96	2,00	0,113	0,059	101,1	1,49	0,175	0,092	436
9	2,63		0,057	18,16	2,24	0,125	0,060	110,4	1,63	0,183	0,091	477
10	2,81		0,049	19,36	2,40	0,135	0,071	121,5	1,76	0,192	0,091	515
11	2,97		0,049	20,56	2,58	0,139	0,082	131,4	1,91	0,200	0,089	554
12	3,20		0,048	21,76	2,74	0,142	0,062	140,4	2,03	0,208	0,088	594
13	3,32		0,018	22,96	2,92	0,145	0,060	150,3	2,18	0,217	0,087	633
14	3,46		0,047	24,16	3,10	0,153	0,053	160,3	2,29	0,225	0,085	671
15	3,65		0,047	25,36	3,30	0,157	0,061	170,2	2,43	0,233	0,081	712
16	3,87		0,046	26,56	3,50	0,173	0,060	179,5	2,55	0,242	0,083	752
17	4,05		0,046	27,76	3,70	0,177	0,060	189,4	2,65	0,250	0,082	789
18	4,22		0,045	28,96	3,90	0,144	0,060	198,8	2,75	0,258	0,081	726
19	4,44		0,045	30,16	4,10	0,190	0,060	208,7	2,87	0,267	0,080	862
20	4,60		0,044	31,36	4,30	0,193	0,061	219,1	3,00	0,275	0,079	900
21	4,78		0,044	32,56	4,50	0,200	0,070	229,0	3,15	0,283	0,078	935
22	4,97		0,043	33,76	4,75	0,205	0,062	238,8	3,27	0,292	0,077	972
23	5,20		0,043	34,96	4,92	0,205	0,057	248,7	3,39	0,300	0,076	1013
24	5,39		0,042	36,16	5,06	0,220	0,059	253,5	3,51	0,308	0,075	1052
25	5,48		0,042	37,36	5,15	0,230	0,060	258,5	3,64	0,317	0,074	1092

как и для шара диаметром 99,2 мм. Результаты опыта приведены в табл. 1.

Проведенные экспериментальные исследования показали, что зависимость величины подъема шара от остальных параметров подшипника устанавливается легче в том случае, когда расход воздуха при всех ступенях нагружения подшипника остается постоянным. Однако, оставление постоянным расхода воздуха при всех размерах подшипников не позволяла испытательная система. В опытах с подшипником 35,03 мм, как указывалось выше, расход воздуха удалось сохранить постоянным при всех ступенях нагружения подшипника. Подшипник мог нести нагрузку и при расходе воздуха менее чем $0,033 \text{ м}^3/\text{мин}$, но при этом подшипник переходил в состояние вибрации, кроме того при минимальном расходе воздуха на точность опыта влияла инерционность расходомера. При расходе воздуха больше минимального на 10–20% подшипник работал устойчиво и инерционность расходомера на результаты опыта не сказывалась.

По проведенным экспериментальным исследованиям можно отметить следующее. Для всех типов испытанных подшипников при постоянной нагрузке давление в кармане подшипника оставалось постоянным, независимо от величины расхода воздуха. Манометр с ценой деления $4/300 \text{ кг/см}^2$, измерений давления в кармане подшипника не показывал. Это можно объяснить отчасти тем, что при увеличении расхода воздуха величина зазора между шаром и подпятником увеличивалась, в результате чего давление в кармане оставалось постоянным. В работе [1] отмечается, что при давлении превышающей минимальное, происходит быстрое увеличение расхода воздуха. Опытами авторы это не подтверждается. При постоянном грузе и нахождении шара во взвешенном состоянии увеличить давление в кармане подшипника не представлялось возможным. Следовательно, в рассматриваемом случае речь может идти только об увеличении расхода воздуха.

Для отрыва шара от подпятника требуется больше давление чем при нормальной работе подшипника. Для подъема шара требуется давление, превышающее примерно в 1,6 раза рабочее давление. Когда в карман подшипника подается воздух, то подъемная сила возникает только от части поверхности кармана соответствующей величины $2R \sin \varphi_0$, а когда подшипник находится в подвешенном состоянии, то поверхность увеличивается на величину $\sin \alpha / \sin \varphi_0$ и поэтому при постоянном грузе давление падает. Отметим, что величина зазора образованного между карманом подшипника и шаром в 30–40 раз превышала величину зазора работающих поверхностей.

В [1] приводится эмпирическая формула для определения минимальной величины подъемного давления в кармане подшипника при заданной нагрузке:

$$P_0 = \frac{N}{2R^2} \text{ кг см}^2, \quad (1)$$

где N — нагрузки на сферическую опору в кг,

R — радиус шара в см.

В табл. 2 величины, вычисленные по этой формуле, сопоставлены с экспериментальными величинами, полученными автором. Анализ

Таблица 2

Сопоставление расчетных величин вычисленных по формуле (1) с экспериментальными данными автора

Диаметр шара (мм)					
35,03 мм		99,02 мм		240,00 мм	
P_0 (кг)	расхождение в % от опыта	P_0 (кг)	расхождение в % от опыта	P_0 (кг)	расхождение в % от опыта
7,35	11,5	31,49	1,6	146	1,4
8,27	15,0	41,33	1,4	189	0,0
9,68	11,7	49,20	1,7	227	1,4
10,60	11,8	61,01	0,3	265	2,3
11,76	12,0	68,88	2,6	307	1,6
12,60	12,0	76,73	2,2	349	1,4
13,90	11,8	88,57	2,2	387	2,0
14,95	11,8	98,41	3,0	430	1,4
16,11	11,3	110,22	2,2	469	1,7
17,21	11,1	118,09	2,8	507	1,6
18,19	11,1	126,94	3,4	549	0,9
19,60	11,4	134,82	4,0	584	1,7
20,34	11,4	143,67	4,4	622	1,8
21,25	12,8	152,53	4,8	660	1,7
22,36	11,8	162,27	1,0	699	1,8
23,70	10,8	172,21	4,1	733	2,6
24,81	10,6	182,05	3,9	764	3,2
25,91	10,5	191,89	3,5	791	4,3
27,20	9,8	201,73	3,3	826	4,2
28,18	10,0	211,57	3,4	864	4,0
29,28	10,0	221,41	3,3	906	3,2
30,44	9,8	233,72	2,1	940	3,3
31,85	8,9	242,08	2,6	975	3,6
33,01	8,7	248,87	1,8	1010	4,0
33,57	10,1	253,40	2,0	1048	4,1

представленных данных показывает, что удовлетворительные результаты между экспериментальными и расчетными величинами получают для подшипников диаметром 99,02 мм и 240 мм. Для подшипников диаметром 35,03 мм имеет место несколько большее расхождение, достигающее 12%.

Մ. Պ. ԱՌԱՔԵԼՅԱՆ

ԹԻԱՏՐՈՆԻ ՅՈՒՂՈՒՄԻ ՍՆՆԵՐՈՒԹՅԱՆ ԱՌԱՆՏԲԱԿԱԼՆԵՐԻ ԷՔՍՊԵՐԻՄԵՆՏԱԼ ՈՒՍՈՒՄՆԱՍԻՐՈՒԹՅՈՒՆԸ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Հոդվածում երեք տարրեր տրամադների ոգային յուղամար սֆերիկ առանցքակալների համար բերված են փորձերի նկարագրությունները և արդյունքները: Առանցքակալների տրամադներն են 35,03 մմ., 99,2 մմ. և 240 մմ.:

Փորձի արդյունքները բերված են 1 աղյուսակում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Корей Т. Л. * др. Исследование и расчет нагруженных сферических подшипников с гидростатической воздушной смазкой: «Машиностроение» 46, переводов и обзор иностранной периодической литературы. № 1 1957.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

М. Г. МНЕЯН

К ВОПРОСУ О ТЕРМОМАГНИТНОЙ ОБРАБОТКЕ
ФЕРРИТА НИКЕЛЯ

Как известно, определенные ферромагнитные материалы расположены к термомангнитной обработке (т.м.о.). При отжиге в магнитном поле, в определенном интервале температур, они выявляют одноосную анизотропию с устойчивым направлением вдоль приложенного поля. В случае сплавов, эффект т.м.о. хорошо объясняется механизмом направленного ближнего порядка. При отжиге ферритов с кубической структурой в присутствии магнитного поля в них также может появиться индуцированная магнитная анизотропия, дополнительно к любым типам анизотропии, которые существовали первоначально. Этот эффект наиболее ярко проявляется на феррите кобальта, поэтому большинство исследований проводилось именно на этом материале. Установлено, что отжиг в магнитном поле $\text{Fe}-\text{Co}$ ферритов может быть объяснен механизмом направленного ближнего порядка ионов Co^{2+} и катионных вакансий. Энергия иона Co^{2+} , смежного вакансии, зависит от направления спина относительно пары иона Co^{2+} и вакансии [1].

Изучая механизм т.м.о. можно прийти к выводу, что любой вид смешанного феррита расположен проявлять эффект отжига в магнитном поле в определенной степени после соответствующей термообработки, хотя величина введенной анизотропии зависит от расщепления уровня орбитальной энергии под влиянием кристаллического поля и спина орбитального взаимодействия.

Исследования автора по отжигу в присутствии поля на ферритах никеля показали эффективность этих составов. Исследуемые образцы никелевых ферритов были изготовлены по керамической технологии с Fe_2O_3 от 40—60 мол %. Образцы синтезировались в атмосфере кислорода при 1100—1300°C. Термомангнитная обработка проводилась в небольшой печи с антииндуктивной обмоткой, расположенной в зазоре постоянного магнита. Был выбран наиболее оптимальный режим термомангнитной обработки. Исследования проводились на сферических образцах диаметром в 6—8 мм. Сфера выбиралась как квазимонокристаллическое приближение, а также для возможно однородного распределения никеля. Намагниченность определялась путем снятия кри-

вой намагничивания как в параллельном, так и в перпендикулярном направлениях, при помощи баллистической установки и широком диапазоне температур (-196 до +600 С). Измерения проводились на изотропных и анизотропных образцах. Величина E_a индуцированной энергии анизотропии определялась по разности площадей кривых намагничивания в параллельном и перпендикулярном направлениях.

На всех образцах была снята спинка петли гистерезиса и определялись величины J_s и H_c . Для получения зависимости т.м.о. от степени окисления (количество катионных вакансий) к исследуемому ферриту добавлялись ионы разных валентностей [2, 3]. Были применены V_2O_5 и Li_2O как содержащие ионы с валентностями ниже и выше.

В ходе исследований определялась зависимость E_a от количества Fe_2O_3 . Как оказалось, и в случае никелевого феррита наибольшее значение E_a было замечено на образцах, содержащих избыток на 2–6 мол%. Полученные результаты показали явную зависимость эффекта т.м.о. от состава.

На рис. 1 приведена зависимость E_a от состава. Видно, что в составах с избытком NiO на 6–10 мол% снижение E_a довольно-таки

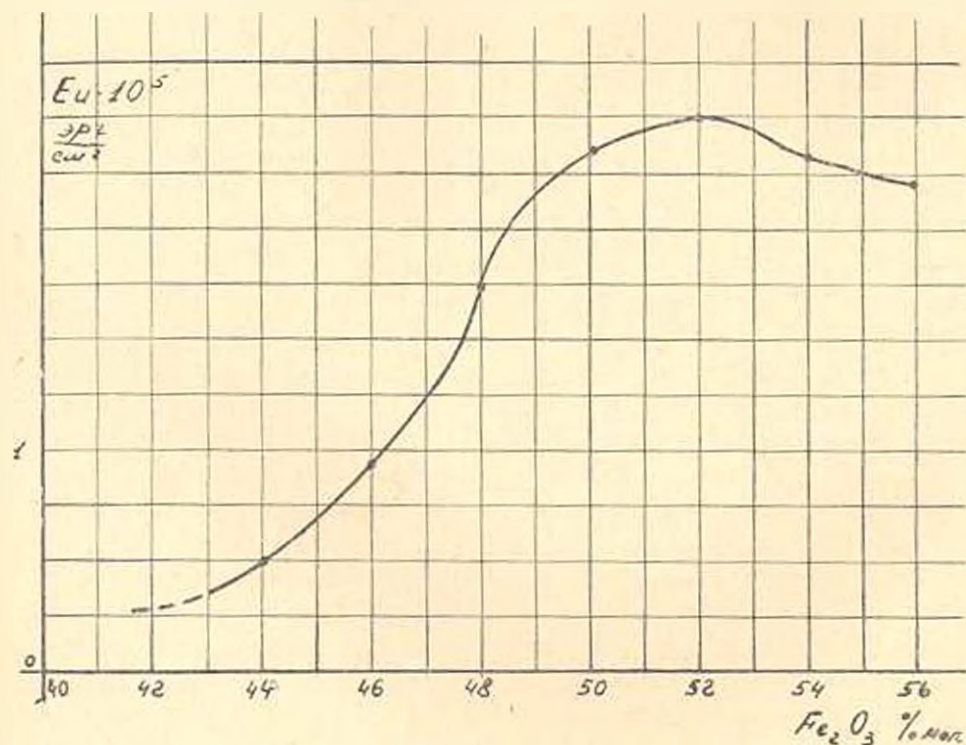


Рис. 1.

резко. Однако, некоторое увеличение температуры отжига и замедление скорости охлаждения показали небольшое увеличение E_a в этих образцах.

Такое явление автор склонен отнести к влиянию катионных вакансий на движение ионов Ni^{2+} в процессе т.м.о. По-видимому, только

те ионы Ni^{2+} , которые расположены около вакансий, могут двигаться и способствовать процессу. Поскольку, согласно такой постановке вопроса, процесс отжига включает в себя движение ионов никеля от одной поры к другой, энергия активации, характеризующая механизм, будет иметь некоторую взаимосвязь с энергией активации для диффузии через решетку.

На рис. 2 дана зависимость E_n от температуры. Табл. 1 показывает отношение магнитных параметров исследуемых составов.

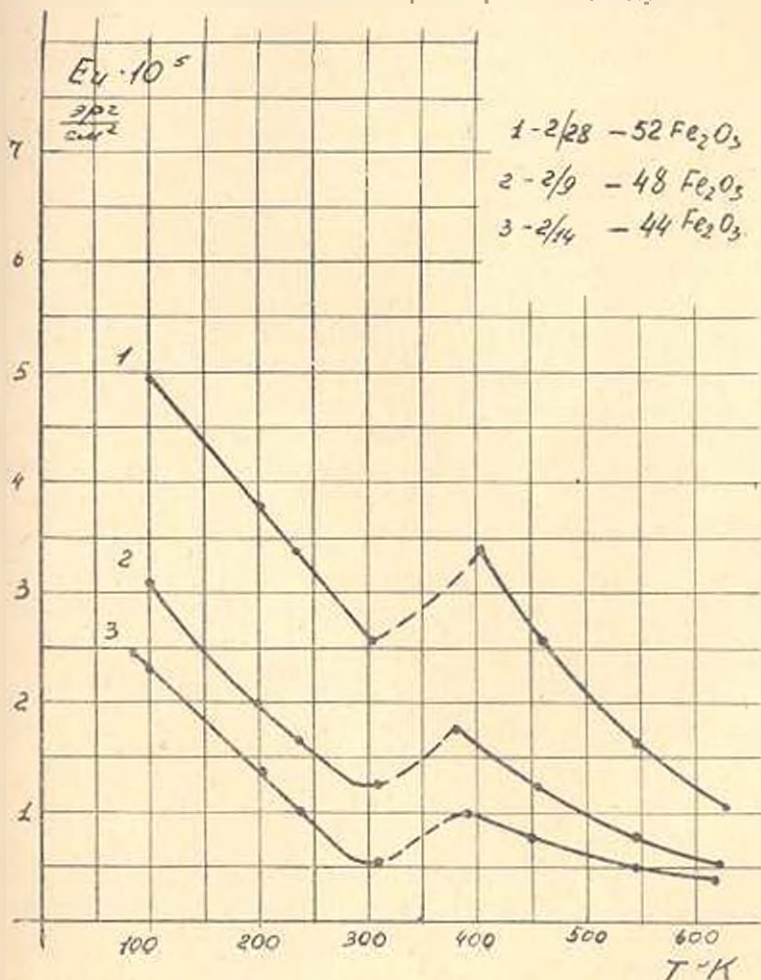


Рис. 2.

В области малых температур зависимость E_n от температуры удовлетворяет уравнению вида:

$$E_n = E_{n(0)} \exp(-nT^2).$$

При увеличении температуры вид зависимости несколько изменяется. Такую зависимость можно записать

$$E_{n(T)} = E_{n1} \exp(-n_1 T^2) 10^5 + E_{n2} \exp(-n_2 T^2) 10^5,$$

где E_{n1} и E_{n2} определяются экстраполяцией к $0^\circ K$.

Результаты опытов показали сильную зависимость E_n от степени окисления (концентрация катионных вакансий) на образцах, содержащих ионы разных валентностей, что согласуется с данными других авторов.

В образцах с добавками V_2O_5 в некоторых случаях E_n увеличивается почти в два раза по сравнению с составами без V. В случае добавок Li_2O наблюдалось уменьшение E_n .

Таблица 1

Fe_2O_3	Изотропный		Анизотропный	
	$\frac{\sigma_{11}}{\sigma_{33}}$	$\frac{H_{c1}}{H_{c3}}$	$\frac{\sigma_{11}}{\sigma_{33}}$	$\frac{H_{c1}}{H_{c3}}$
40	1,02	0,4	1,3	0,56
44	1,04	0,82	1,32	0,5
48	1,06	0,82	1,52	0,3
50	1,06	0,82	1,3	0,42
52	1,1	0,74	2,1	0,2
56	1,15	0,76	2	0,24
60	1,08	0,8	1,8	0,32

Таким образом, при использовании косвенных методов, показана зависимость процесса отжига в магнитном поле от степени окисления образцов. Возможно, что направленный порядок без вакансий является определяющим в случаях образцов с малой концентрацией вакансий.

МЭИ

Поступило 5.1.1965

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Bieford, Brownlon, Penoyer, „J. Appl. Phys“ v. 29, № 3, 1958.
2. Jida, Inoue, „J. Phys. Soc. Japan“, 17, SB—1, 1962.
3. Jida, Atyama, Sekizawa, „J. Phys. Soc. Japan“, v. 12, № 6, 1957.

И. В. ПРОВИНТЕЕВ, С. Г. ОВЧИЕВ

ЗАВИСИМОСТЬ ПРОЧНОСТИ ГИДРОИЗОЛЯЦИОННЫХ ПЛЕНОК НА РАЗРЫВ И ИХ ОТНОСИТЕЛЬНОГО УДЛИНЕНИЯ ОТ ТЕМПЕРАТУРЫ

Испытания по определению предела прочности пленок на разрыв и их относительного удлинения проводятся обычно по ГОСТ при температуре 20°C. Полученные результаты принимаются за эталон, характеризующий технические показатели материала. Но в зависимости от температуры многие материалы изменяют свои свойства. Так, например, гидроизоляционные материалы, находясь в условиях эксплуатации на кровле, могут подвергаться воздействию температур в широком интервале от -30°C до +70°C. При понижении температуры у полимерных материалов повышается прочность на разрыв и

снижается относительное удлинение. Обратную картину можно наблюдать при повышении температуры.

Для различных материалов характер изменений указанных показателей неодинаков. Изменения этих показателей у материала повышенного качества с изменением температуры должны происходить в минимальной мере.

Изменение температуры наружного воздуха ведет к появлению напряжений как в самом гидроизоляционном покрытии, так и в других элементах кровли. Эти напряжения в случае применения некачественных материалов могут привести к нарушению сплошности гидроизоляционного ковра. При понижении температуры и возникновении в покрытии деформаций, материал ковра из-за недостаточного относительного удлинения при разрыве не сможет следовать за возникшими деформациями, что поведет к разрыву ковра в местах концентрации напряжений.

Учитывая необходимость знания этих величин при различных температурах авторами были проведены испытания некоторых полимерных пленочных материалов, в том числе: чистой нестабилизированной полиэтиленовой пленки Уфимского завода „Синтезспирт“, изола Московского руберойдного завода, полиэтиленековой пленки (композиция полиэтилена, полиизобутилена и каменноугольного пека) и полимергудрокампековой пленки (композиция полихлоропрена, каменноугольного пека и гудрокама). Испытания проводились на разрывной машине типа „Шоппер“ с холодильной установкой и с прогревом. Результаты испытаний сведены в нижеприведенную таблицу, где σ — предел прочности пленки при разрыве в кг/см², ϵ — относительное удлинение при разрыве в процентах.

Наименование материала	Температура испытаний в градусах Цельсия									
	40		-20		0		20		40	
	σ	ϵ	σ	ϵ	σ	ϵ	σ	ϵ	σ	ϵ
Изола	77	8	37	22	14	50	4	80	2	92
Полиэтиленовая пленка	204	75	179	44	137	153	96	160	70	240
Полимергудрокампековая пленка	—	—	105	40	50	210	24	440	8	530
Полиэтиленеко-вая пленка . . .	218	27	188	56	130	58	80	70	51	96

Из таблицы видно, что наиболее резкое изменение технических показателей при изменении температуры от 40°С до -40°С наблюдается у изола, относительное удлинение которого уменьшилось в 11,5 раз, а предел прочности при разрыве увеличился в 32,5 раз. У полиэтиленековой пленки оба показателя изменились почти в 3 раза, у полимергудрокампековой пленки — в 13 раз и у полиэтиленековой пленки приблизительно — в 4 раза.

Приведенные испытания показали, что пленки на основе полиэтилена и его композиций оказались наилучшими по сравнению с другими испытанными гидроизоляционными материалами.

Армянский НИИ строительных материалов
и сооружений

Поступило 5.I 1965

А. А. РОТИНЯНЦ

К ВОПРОСУ ТЕРМОВЛАЖНОСТНОЙ ОБРАБОТКИ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПРЕДВАРИТЕЛЬНО НАПРЯЖЕННЫХ ПРОЛЕТНЫХ СТРОЕНИЙ МОСТОВ

Оборачиваемость стендов, на которых изготавливаются крупноразмерные железобетонные предварительно напряженные конструкции, а также стоимость и качество выпускаемой продукции в значительной мере зависят от применяемых режимов тепловой обработки. Этот процесс по времени занимает довольно большую часть общего технологического процесса изготовления железобетонных конструкций.

Как известно, процесс термовлажностной обработки железобетонных изделий в камере содержит период подъема температуры и камере до принятого наивысшего уровня, период изотермического прогрева изделий при наивысшей температуре и период охлаждения изделий до температуры окружающей среды. Длительность отдельных периодов зависит в основном от состава бетона и требуемой конечной прочности изделий.

На основе проведенных ранее работ и собственных исследований, автор заметки попытался выявить оптимальный режим термовлажностной обработки железобетонных пролетных строений мостов. Исследования проводились в 1961—63 годах на полигоне Мостоотряда № 10 в г. Ростове н/Дону в процессе изготовления железобетонных пролетных строений длиной 32,4 и 34,2 м, поочередно-агрегатным способом. Пропариванию предшествовал различный период предварительного выдерживания свежесформованных изделий при температуре окружающей среды от 17°C до 25°C. Тепловая обработка изделий осуществлялась пропариванием в туннельных камерах при атмосферном давлении. Пропарочные камеры были снабжены приборами для контроля и регулирования в них температуры и влажности. После окончания периода изотермического прогрева производилось понижение температуры в камере. В исследованных конструкциях понижение температуры в камере было допущено до 15°C в час. Подача пара в камеры осуществлялась через перфорированные трубы, при этом обеспечивалось обтекание изделий паром со всех сторон. Изотермический прогрев осуществлялся при относительной влажности воздуха в камере 86—95%. Для изготовления пролетных строений применялся бетон марки 400. Заполнителями для бетона пролетных строений являлись щебень с модулем крупности $M_{кр} = 8,8$ и песок кварцевый с модулем

Приведенные испытания показали, что пленки на основе полиэтилена и его композиций оказались наилучшими по сравнению с другими испытанными гидроизоляционными материалами.

Армянский НИИ строительных материалов
и сооружений

Поступило 5.I 1965

А. А. РОТИНЯНЦ

К ВОПРОСУ ТЕРМОВЛАЖНОСТНОЙ ОБРАБОТКИ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПРЕДВАРИТЕЛЬНО НАПРЯЖЕННЫХ ПРОЛЕТНЫХ СТРОЕНИЙ МОСТОВ

Оборачиваемость стенов, на которых изготавливаются крупноразмерные железобетонные предварительно напряженные конструкции, а также стоимость и качество выпускаемой продукции в значительной мере зависят от применяемых режимов тепловой обработки. Этот процесс по времени занимает довольно большую часть общего технологического процесса изготовления железобетонных конструкций.

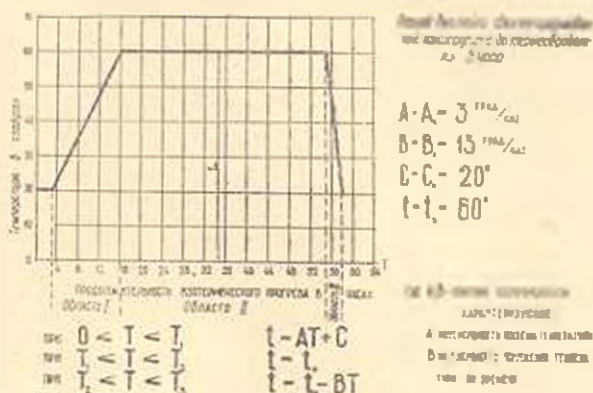
Как известно, процесс термовлажностной обработки железобетонных изделий в камере содержит период подъема температуры и камере до принятого наивысшего уровня, период изотермического прогрева изделий при наивысшей температуре и период охлаждения изделий до температуры окружающей среды. Длительность отдельных периодов зависит в основном от состава бетона и требуемой конечной прочности изделий.

На основе проведенных ранее работ и собственных исследований, автор заметки попытался выявить оптимальный режим термовлажностной обработки железобетонных пролетных строений мостов. Исследования проводились в 1961—63 годах на полигоне Мостоотряда № 10 в г. Ростове н/Дону в процессе изготовления железобетонных пролетных строений длиной 32,4 и 34,2 м, поочередно-агрегатным способом. Пропариванию предшествовал различный период предварительного выдерживания свежесформованных изделий при температуре окружающей среды от 17°C до 25°C. Тепловая обработка изделий осуществлялась пропариванием в туннельных камерах при атмосферном давлении. Пропарочные камеры были снабжены приборами для контроля и регулирования в них температуры и влажности. После окончания периода изотермического прогрева производилось понижение температуры в камере. В исследованных конструкциях понижение температуры в камере было допущено до 15°C в час. Подача пара в камеры осуществлялась через перфорированные трубы, при этом обеспечивалось обтекание изделий паром со всех сторон. Изотермический прогрев осуществлялся при относительной влажности воздуха в камере 86—95%. Для изготовления пролетных строений применялся бетон марки 400. Заполнителями для бетона пролетных строений являлись щебень с модулем крупности $M_{кр} = 8,8$ и песок кварцевый с модулем

крупности $M_{кр} = 2,2$. Применялся цемент поргланьской марки 600 Новоросииского завода. Состав бетона подбирался из расчета получения 70% марочной прочности сразу после пропаривания по установленному режиму. Определение прочности пропаренного бетона производилось испытанием контрольных кубиков на сжатие.

По результатам термодляжностной обработки 56 крупноразмерных пролетных строений мостов в различных режимах и анализи полученных экспериментальных данных, автором был выявлен оптимальный режим термообработки (рис. 1), по которому рекомендуется пред-

ПОДПИСАНИЕ ДОКЛАДА ПОДГОТОВИЛИ: СЕВЕРОВ В.А. и
ИВАНОВ И.И. (подпись)



Page 1

варительная выдержка свежесформованного изделия в течение трех часов. В процессе изготовления крупноразмерных балок длиной 32,4—34,2 м железобетонных пролетных строений мостов было выявлено, что в целях обеспечения лучшего уплотнения бетона, балки следует бетонировать от середины к краям. С точки зрения условий формирования структуры бетона и избежания появления мелких усадочных трещин на поверхности балок, целесообразно последние пропаривать в металлических формах, защищая открытую поверхность от непосредственного соприкосновения бетона с паром. Предварительное выдерживание свежесформованных балок в нормальных условиях в течение трех часов улучшает процесс гидратации зерен цемента в бетоне и тем самым обеспечивает увеличение конечной прочности бетона на 20—30%. Выдерживание свежесформованных балок до пропаривания в нормальных условиях около суток вызывает значительное замедление набора прочности. Бетон, изготовленный на портландцементе приобретает значительную часть марочной прочности в течение первых 12 часов изотермического периода термообработки при температуре 60 °С. В дальнейшем при пропарке интенсивность нарастания прочности бетона замедляется.

Հիդրավիկա

Վ. Բ. Հովսեփյուն. Տարանային կայանքների անոց խողովակների վրա հափառարկչոց հարմարանքների հարկարկը	3
--	---

Էներգետիկա

Ա. Ա. Բառնաշյան. Էներգետիկ սխառնում պոմպ-կոմտեղիչ շիջրոկայանի աշխատանքային ուժի մը	10
Քու. Բ. Պարուկյանով. Բարդ էներգոսխառնմանի ստատիկական կայունության հաշվման հարցի շուրջը	16

Շինարարական կոնստրուկցիաներ

Ա. Ս. Սողոյան. Փայտե չափերից կայան հեծանքի լարվածային վիճակի ուսումնասիրությանը վաղաժամի թի սողքի հաշվարկումը	26
---	----

Հիդրուլոգիա

Մ. Վ. Խոլյան. Հայկական ՍՍԽ չուսումնասիրված գետերի և ջրահոսքերի տեղատարափ անձրեային և եղեղումների անալիզիցային ծախսերի հաշվարկը	35
--	----

Գործի՛նաշինություն

Յու. Ս. Սանուկյան. Էլեկտրոնային ղեկավարողի և պայմանավորային ուժեղացուցիչ-վերափոխիչի համառնող աշխատանքի տնայի զը	48
Մ. Դ. Լևսերկյան. Ողային յուղումը ափերի և առանցքակայանների էքսպլոզիվենային ուսումնասիրությանը	55

Դիֆուզիոն ցուրեր

Մ. Դ. Ո՛ճեյան. Երկրի ֆերիտի ջերմամագնիսային մշակման հարցի յուրմը	61
Ի. Վ. Պրովինենկով. Մ. Գ. Օվչինով. Զրամեկուսիչ թաղանթների խզման ամբողջական և հարաբերական երկարման կախումը ջերմաստիճանից	64
Ա. Ա. Ռոմիկյան. Կամուրջների նախաշարված երկաթե ստանն հնարավորային կառուցվածքների ջերմախոնավ մշակման հարցի շուրջը	66

СО Д Е Р Ж А Н И Е

	Стр.
Гидравлика	
В. М. Овсепян. Расчет уравнивающих устройств на питательной линии гидротарных установок	3
Энергетика	
Г. А. Бурначян. Режимы работы насосно-аккумулирующих гидроэлектростанций в энергосистемах	10
Ю. И. Галактионов. К вопросу расчета статической устойчивости сложных энергосистем	16
Строительные конструкции	
А. С. Согоян. Исследование напряженного состояния деревянной шпиральной балки с учетом ползучести древесины	26
Гидрология	
М. В. Цовин. Расчет максимальных расходов ливневых паводков неизученных рек и водотоков Армянской ССР	35
Приборостроение	
Ю. С. Манукян. Анализ работы электронного генератора с преобразователем гальванометрического усилителя	48
М. Г. Аракелян. Экспериментальное изучение сферических подшипников с воздушной смазкой	55
Научные заметки	
М. Г. Мкеян. К вопросу о термоманитной обработке феррита никеля	61
И. В. Провинцев, С. Г. Овчнев. Зависимость прочности гидроизоляционных пленок на разрыв и их относительного удлинения от температуры	64
А. А. Ротиняц. К вопросу термовлажностной обработки железобетонных предварительно напряженных пролетных строений мостов	66

