

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԽՐԹԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈՂՆԳԻԱ

Ազոնզ Շ. Տ., Ալե.հանեսի Վ. Վ., Եղիազարյան Ի. Վ., Կոստյան
Մ. Վ. (պատ. խմբագիր), Կազարով Ա. Փ., Խիմոնով Մ. Ջ.,
Փինասյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ):

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Азониц Г. Т., Алексеевский В. В., Егизаров И. В., Касьян
М. В. (ответ. редактор), Казаров А. Ф., Химоньев М. Ж.
(зам. отв. редактора), Симонов М. З.

А. А. АСЛАМАЗЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ИНЕРЦИОННОГО МОМЕНТА ГИДРОАГРЕГАТА В ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ ЕГО РАБОТЫ

1. Переходные процессы в гидроагрегатах, возникающие внезапными изменениями нагрузки, могут протекать как при отключенном так и не отключенном из общей энергетической системы генераторе. В случае изолированной работы ГЭС, в результате появления ускорения и потоке рабочего колеса возникают инерционные силы, которые могут оказать существенное влияние на величину движущего момента турбины. В случае же работы ГЭС в энергетической системе, скорость его вращения в течении всего времени переходного режима остается неизменной, при этом, если имеет место качание агрегата, на валу появится знакопеременное ускорение $\frac{d\omega}{dt}$ и соответствующая инерционная сила. Явление переходного процесса будет протекать по-разному, в зависимости от типа и параметров турбины (расходные характеристики $Q(n)$, моменты инерции вращающихся частей J и т. д.) и от ускорения $\frac{d\omega}{dt}$. Уравнение удельной работы турбины для динамических режимов, предложенное Тено [1]:

$$H_3 = \frac{U_1 V_1 \cos \alpha_1 - U_2 V_2 \cos \alpha_2}{g} - 2A \frac{d\omega}{dt} \quad (1)$$

не позволяет с достаточной точностью оценить влияние указанных выше параметров на работу турбины. Рассмотрим эту задачу в другом аспекте. Пусть в начальный момент неустановившегося режима, когда $\frac{d\omega}{dt} = 0$, турбина имеет расход Q_0 , к.п.д. η_0 , момент на валу M_0 .

Через некоторый промежуток времени, когда $\frac{d\omega}{dt} \neq 0$, эти параметры приобретают новые, соответствующие динамическим режимам значения Q_1 , η_1 , M_1 , ω_1 . Исходя из условия, что наклон расходных характеристик статических и динамических режимов работы турбины остается неизменным, что было доказано экспериментально в [2], выражение динамического момента турбины можем представить в виде:

$$M_1' = M_0' + 2AK_0 \frac{d\omega}{dt} = M_0' - M_1 \quad (2)$$

Таким образом в неустановившихся режимах работы турбины, на валу появляется некоторый дополнительный момент M_1 , являющийся следствием возникновения ускорения вращающихся масс.

Движение агрегата можно описать уравнением:

$$J \frac{d\omega}{dt} = M_2^* - M^r. \quad (3)$$

На основании уравнений (2) и (3), получим:

$$(J \pm 2AK_q) \frac{d\omega}{dt} = M_2^* - M^r. \quad (4)$$

В зависимости от характера переходного процесса (сброс или наброс нагрузки) величина $2AK_q$ как бы увеличивает или уменьшает момент инерции агрегата.

Исключив из уравнений (2) и (3) величину $\frac{d\omega}{dt}$, получим:

$$M_2^* = M_2^r \pm \frac{2AK_q}{J} (M_2^* - M^r). \quad (5)$$

В частности при $M_2^r = 0$ т. е. при полном сбросе нагрузки с вала турбины, уравнение (5) будет иметь вид:

$$M_2^* = \frac{JM_2^r}{J - 2AK_q}. \quad (6)$$

а выражение (3) примет вид:

$$M_2^* = J \left. \frac{d\omega}{dt} \right|_1. \quad (7)$$

В силу (6) и (7), получим:

$$\left. \frac{d\omega}{dt} \right|_1 = \frac{M_2^r}{J \pm 2AK_q}. \quad (8)$$

В случае, если инерционная составляющая момента M_2^r равна нулю, т. е. характеристики динамических и статических режимов одинаковы, получим:

$$J \left. \frac{d\omega}{dt} \right|_c = M_2^r, \quad (9)$$

а следовательно из выражений (8) и (9) будем иметь:

$$\left. \frac{d\omega}{dt} \right|_1 = \frac{J}{J \pm 2AK_q} \left. \frac{d\omega}{dt} \right|_c. \quad (10)$$

Как видно, изменение скорости по времени при неустановившемся режиме зависит не только от вращающего момента, но и от величины махового момента, наклона расходящихся характеристик K_q и конструкции колеса турбины A .

2. С целью определения величины M_1 , входящего в выражение (2) автором проведены экспериментальные исследования на модельной

гидротурбине, где обеспечивается постоянство напора в статических и динамических режимах ее работы. Таким образом из результаты экспериментов влияние изменения напора исключено.

Экспериментальная установка, схематически представленная на рис. 1, состояла из вертикальной турбины 1 открытого типа, расположен-

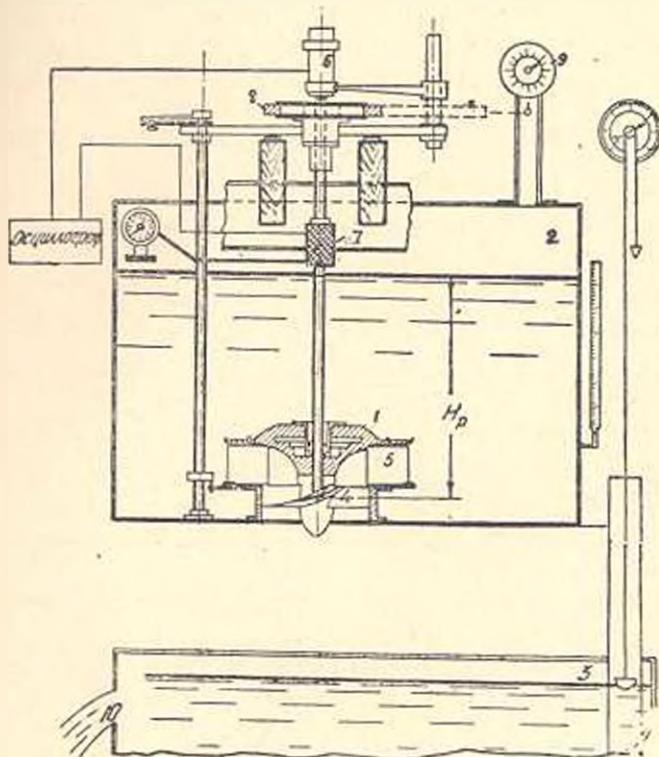


Рис. 1. Схема модели открытого типа.

ной между верхним 2 и нижним 3 резервуарами, в которых создавался соответствующий напор. Максимальный расход установки составлял 300 л/сек. Верхний резервуар имел значительную поверхность (34 м²), что позволяло сохранить постоянство напора. Эта же цель достигалась системой сбросных водосливов, с помощью которых сбрасывался излишек воды при изменении горизонта в резервуаре. Направляющий аппарат турбины 5 поворотнолопасточный, с количеством лопаток $Z=12$ и высотой $b=100$ мм. Исследования производились на рабочем колесе К 245, диаметром $D=0,3$ м с углом установки лопастей $\varphi = +5^\circ$.

С целью исключения влияния изменения давления под рабочим колесом на режим работы, отсасывающая труба была удалена и рабочее колесо сообщалось с атмосферой. Величина напора равная $H_p = 1,1$ м определялась как разность между верхним уровнем воды в резервуаре и осью рабочего колеса. Расход воды в турбине измерялся с помощью прямоугольного тонкостенного водослива 10, установленного в нижнем резервуаре. Величину нагрузки на валу изме-

ряли фрикционным тормозом 8, соединенным с пружинными весами 9. Для исследования динамических режимов была создана специальная методика и аппаратура [3].

Динамический режим создавался следующим образом: заторможенное рабочее колесо при определенном открытии направляющего аппарата a_0 , напоре H_0 и расходе Q_0 мгновенно освобождалось и на осциллографе производилась синхронная запись по времени: скорости вращения вала турбины ω , с помощью тахогенератора переменного тока ТЭ-45; ускорения угловой скорости $\frac{d\omega}{dt}$, датчиком типа ДМС-3,

что позволило определить динамический момент по времени $M_2(t)$.

На рис. 2 приведены типичные осциллограммы изменения во времени числа оборотов и ускорения вала турбины, при открытии направляющего аппарата $a_0 = 1,0$ и $0,7$. Из осциллограмм усматривается, что в случае полного сброса нагрузки, момент на валу турбины расходует-ся на увеличение кинетической энергии и на преодоление потерь. Продолжительность переходного периода, благодаря малости маховых масс турбины, небольшая. Увеличение скорости вращения до максимального значения и соответственное уменьшение момента до нуля достигается для $t = 1,0$ сек при $a_0 = 1,0$ и $t = 1,5$ сек при $a_0 = 0,7$. Соответствующей методикой обработки осциллограмм [3] были построены динамические режимные характеристики $M_2(t)$; $n_2(t)$. При значениях $a_0 = 1,0$; $0,7$; $0,5$ кривые представлены на рис. 3. Для сопоставления статических и динамических характеристик в одних и тех же координатах, графическим интегрированием была установлена зависимость статических величин от времени. Моментные характеристики $M(u)$, снятые в статических (кривые 1) и динамических (кривые 2) режимах, для тех же открытий направляющего аппарата, приведены на рис. 4. На кривых, подтвержденными повторными опытами, крестиками нанесены расчетные значения моментов и чисел оборотов.

Согласно представленным на рис. 3, 4 кривым при всех значениях a_0 моментные характеристики динамического и статического режимов существенно отличаются друг от друга, что является следствием влияния инерционной составляющей момента, возникающей на валу турбины в переходных режимах.

В табл. 1 даются величины расхождений режимных кривых.

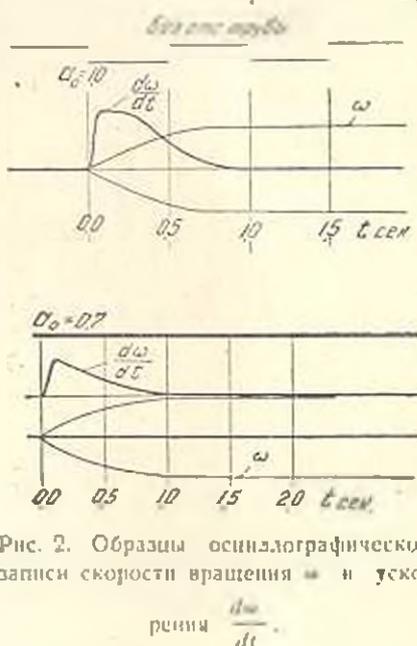


Рис. 2. Образцы осциллографической записи скорости вращения ω и ускорения $\frac{d\omega}{dt}$.

$M_a(t)$ от $M_c(t)$ и $n_a(t)$ от $n_c(t)$. В табл. 2 приведены расхождения моментных характеристик $M(n)$ статических и динамических режимов работы турбины.

Следует указать, что в дальнейшем ряд авторов, как Тиме В. А. [5], Кривченко Г. Л. [6], Прокофьев В. П. [7] теоретически доказали необходимость учета также влияния инерции жидкости в рабочем колесе на характеристики. К сожалению эти работы не доведены до расчетной стадии и не предлагается соответствующая методика рас-

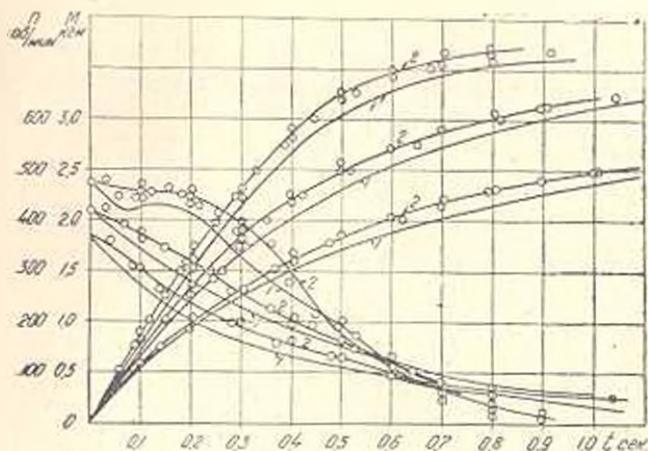


Рис. 3. Режимные характеристики $n(t)$ и $M(t)$.

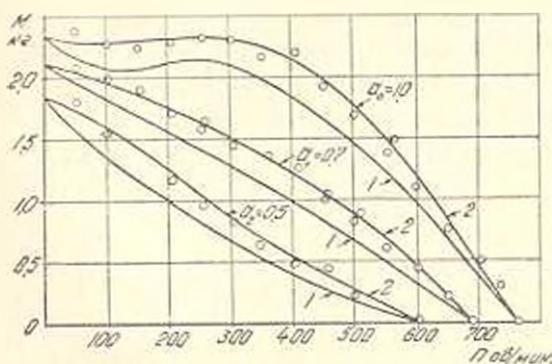


Рис. 4. Моментные характеристики $M(n)$.

Таблица 1

Расхождения кривых $M_a(t)$, $n_a(t)$ от $M_c(t)$, $n_c(t)$ в процентах

t сек	M(t)			n(t)		
	$\alpha_0=1,0$	$\alpha_0=0,7$	$\alpha_0=0,5$	$\alpha_0=1,0$	$\alpha_0=0,7$	$\alpha_0=0,5$
0,2	9	14	18	10	15	3
0,4	16	12	16	8	11	7
0,6	8	18	5	6	7	4

Таблица 2
Расхождения кривых $M_e(n_2)$ от $M_c(n_2)$ в процен-
тах

n об/м	$a_0=1,0$	$a_0=0,7$	$a_0=0,5$
100	12,0	7	16
200	9,0	12	25
300	10	20	32
400	16	24	37
500	23	35	39

чета. Однако результаты наших расчетов, учитывающих лишь влия-ние инерционной составляющей момента, без учета влияния инерции жидкости на коротком участке, хорошо совпадали с многократными экспериментами.

Резюмируя изложенное отмечам, что при работе турбины с изменяющейся во времени скоростью, в результате наличия сил инерции, появляется дополнительный вращающий момент, равный

$$M_I = 2.4K_Q \left| \frac{d\omega}{dt} \right|_n$$

Величина этого момента зависит от конструкции, быстроходности рабочего колеса, открытия направляющего аппарата и углового ускорения. Полученные расчетные величины были подтверждены специальными экспериментами, проведенными автором. Многократные опыты, проведенные при постоянном напоре, показали на существенное расхождение динамических моментных и режимных кривых от статических, достигающее до 20% для оптимальных режимов работы турбины. Влияние изменения напора во времени на динамические характеристики можно учесть по предложенной автором методике [4].

Поступило 20/XII 1965.

Հ. Ա. ԱՍԼՄՅԱԶՅԱՆ

ՀԻՂՐՈՒԳՐԵԳՍԻ ԻՆԵՐՑԻՈՆ ՄՈՄԵՆՏԻ ՈՒՍՈՒՄՆԱՍԻՐՈՒՄԸ ԵՐԱ ԱՇԽԱՏԱՆՔԻ ԱՆՑՈՂՎԻ ՌԵՃԻՄՆԵՐՈՒՄ

Ա մ փ ո փ ո ռ ի մ

Հիդրոագրեգատի աշխատանքի անցողիկ ռեժիմներում, հրք բառ ժամանակի արագությունը փոփոխվում է, շնորհիվ իներցիոն ուժերի առկայության առաջանում է հավելյալ պատվոց մոմենտ:

Այդ իներցիոն մոմենտի մեծությունը կախված է ագրեգատի ախպից, արագրեթացությունից, նրա ուղղատու ապարատի բաղման և արագացման մեծություններից:

Հաշվարկմամբ ստացված մեծությունները հաստատված են բազմաթիվ փորձերով, որոնք կատարվել են բաց տիպի հիդրոտուրբինի մոդելի վրա, նրա

աշխատանքի դինամիկ և ստատիկ ռեժիմներում, հաստատուն ճնշման, այսինքն հիդրավիկական հարվածի բացակայության պայմաններում:

Հետազոտությունները ցույց են տվել, որ իներցիոն մոմենտի ազդեցությունը բավականին զգալի է, և ազրեզատի աշխատանքի նորմալ ռեժիմների համար դինամիկ և ստատիկ մեծություրի տարբերությունը հասնում է մինչև 20% -ի:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. *Tenot A.* Turbines hydrauliques et regulateurs automatiques de vitesse, Paris, 1935, v. IV.
2. *Ասլամաչյան Ա. Ա.* Работа гидротурбины на переходных процессах. „Известия АН АрмССР“, ОТН, т. XIV, № 3 1961.
3. *Ասլամաչյան Ա. Ա.* Энергетические испытания гидротурбин при неустойчивых режимах. „Известия АН Армянской ССР“, ТН, т. XII, № 5, 1959.
4. *Ասլամաչյան Ա. Ա.* О характеристиках гидротурбины при переходных процессах. НДВШ, „Энергетика“, № 2, 1958.
5. *Тиме В. А.* Уточнение метода расчета переходных процессов регулирования гидротурбины. Энергомашиностроение, № 6, 1962.
6. *Кривченко Г. Л.* Характеристики гидротурбины при переходных процессах. Известия АН СССР* (ОТН, Энергетика и транспорт), № 1, 1963.
7. *Прокофьев В. Н.* Учет взаимодействия потока с ограничивающими его стенками при анализе переходных процессов. „Известия АН СССР* (ОТН, Энергетика и транспорт), 3, 1963.

И. Г. КРИСТОСТУРЯН

РАСЧЕТ НЕУСТАНОВИВШЕГОСЯ БУРНОГО ТЕЧЕНИЯ
 НА РАСШИРЯЮЩЕМСЯ УЧАСТКЕ КАНАЛА

Настоящая работа посвящается расчету волны полуска на расширяющемся участке канала. Основными уравнениями для решения указанной задачи являются уравнения неустновившегося движения и уравнение неразрывности

$$\frac{\partial U}{\partial t} + U \frac{\partial U}{\partial x} + g \frac{\partial h}{\partial x} = g \left(i_0 - \frac{U^2}{c^2 R} \right), \quad (1)$$

$$\frac{\partial F}{\partial t} + \frac{\partial (UF)}{\partial x} = 0,$$

где h — глубина потока, U — средняя по сечению скорость течения, i_0 — продольный уклон дна канала, R — гидравлический радиус, C — коэффициент Шези, F — площадь живого сечения канала.

Рассматривается расширяющийся канал с трапециoidalным поперечным сечением, для которого

$$F = (b_0 + kx + mh) h,$$

Здесь b_0 — ширина канала по дну в начале расширения, k — коэффициент расширения, m — коэффициент откосов. Как известно скорость распространения волны выражается зависимостью:

$$\omega = \sqrt{\frac{gF}{B}}, \quad (2)$$

где $B = b_0 + kx + mh$ — ширина канала поверху.

На основании (1) и (2) учитывая, что $B = \frac{\partial F}{\partial h}$ [3], [4] получим:

$$\frac{\partial U}{\partial t} + U \frac{\partial U}{\partial x} + 2\omega \frac{\partial \omega}{\partial x} = \frac{\omega^2 k}{b_0 + kx + 2mh} = g \left(i_0 - \frac{U^2}{C^2 R} - \frac{kh}{b_0 + kx + 2mh} \right) \quad (3)$$

$$2 \frac{\partial \omega}{\partial t} + 2U \frac{\partial \omega}{\partial x} - \frac{U \omega k}{b_0 + kx + 2mh} + \omega \frac{\partial U}{\partial x} = 0.$$

Сложением и вычитанием этих уравнений получим следующую систему [1]:

$$\frac{\partial U}{\partial t} + (U \pm \omega) \frac{\partial U}{\partial x} = 2 \left[\frac{\partial \omega}{\partial t} + (U \pm \omega) \frac{\partial \omega}{\partial x} \right] =$$

$$= g \left[i_0 - \frac{U^2}{c^2 R} - \frac{kh}{b_0 + kx + 2mh} - \frac{k\omega (U \pm \omega)}{b_0 + kx + 2mh} \right]. \quad (4)$$

Начальным условием задачи является вид свободной поверхности при установившемся течении, заданный в виде функции

$$h = h(x).$$

Граничное условие задается в начальном сечении канала. Таким образом, задача сводится к решению системы (4) при вышеуказанных граничных и начальных условиях. Задача решается методом сеток. При выборе сетки учитывается режим течения. При решении этим методом как и при других приближенных методах решения, необходимо учесть с какой точностью конечно-разностные уравнения аппроксимируют данную систему, и каковы условия, обеспечивающие сходимость приближенного решения к точному (условие устойчивости) [1], [2], [5].

Условие устойчивости заключается в выборе соотношения шагов сетки Δt и Δx . Это осуществляется использованием некоторых свойств характеристик системы (4).

Уравнения характеристик системы (4) имеют вид:

$$\frac{dx}{dt} = U \pm \omega.$$

Известно, что значения U и ω в произвольной точке $P(x, t)$ внутри области существования решения в случае докритического потока ($U < \omega$), определяются единственным образом, начальными значениями, заданными на отрезке оси x , определяемом двумя характеристиками выходящими из точки $P(x, t)$ (область зависимости точки $P(x, t)$).

В этом случае точки прямоугольной сетки на плоскости (x, t) строятся следующим образом: при фиксированном Δx , Δt выбирается так, чтобы область зависимости узловой точки сетки $P(x, t)$, целиком помещалась на рассматриваемом отрезке $2\Delta x$ (рис. 1). Это и есть условие устойчивости, заключающееся в одновременном выполнении неравенств:

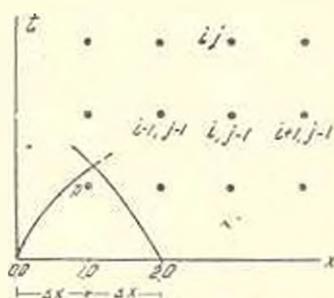


Рис. 1

$$\Delta t < \frac{\Delta x}{U_{0,0} + \omega_{0,0}}, \quad \Delta t < \frac{-\Delta x}{U_{2,0} - \omega_{2,0}}.$$

Далее в системе (3) производные заменяются отношением разностей. Имеем в обоих уравнениях:

$$\frac{\partial U}{\partial t} = \frac{U_{i,j} - U_{i,j-1}}{\Delta t}, \quad \frac{\partial \omega}{\partial t} = \frac{\omega_{i,j} - \omega_{i,j-1}}{\Delta t},$$

в первом уравнении

$$\frac{\partial U}{\partial x} = \frac{U_{i,j-1} - U_{i-1,j-1}}{\Delta x}, \quad \frac{\partial \omega}{\partial x} = \frac{\omega_{i,j-1} - \omega_{i-1,j-1}}{\Delta x};$$

во втором уравнении

уравнения системы (3) в конечных разностях относительно точки $C_{i-2,j}$. При фиксированном Δt для Δx удовлетворяются условия

$$\Delta x < 2\Delta t (U_A - \omega_A), \quad \Delta x > \Delta t (U_C - \omega_C) \quad (6)$$

Производные по t в первом уравнении системы (3), заменяются отношением разностей следующим образом:

$$\frac{\partial U}{\partial t} = \frac{U_{i-1,j+1} - U_{i-1,j}}{\Delta t}, \quad \frac{\partial \omega}{\partial t} = \frac{\omega_{i-1,j+1} - \omega_{i-1,j}}{\Delta t};$$

а во втором уравнении

$$\frac{\partial U}{\partial t} = \frac{U_{i-1,j} - U_{i-1,j-1}}{\Delta t}, \quad \frac{\partial \omega}{\partial t} = \frac{\omega_{i-1,j} - \omega_{i-1,j-1}}{\Delta t}.$$

Производные по x в обоих уравнениях имеют вид:

$$\frac{\partial U}{\partial x} = \frac{U_{i,j-1} - U_{i-1,j-1}}{\Delta x}, \quad \frac{\partial \omega}{\partial x} = \frac{\omega_{i,j-1} - \omega_{i-1,j-1}}{\Delta x}.$$

Подставляя значения производных в соответствии уравнения системы (4) и, решая относительно $U_{i,j}$ и $\omega_{i,j}$, получим:

$$\begin{aligned} U_{i,j+1} = & U_{i-2,j+1} + \frac{\Delta x}{\Delta t} \left\{ \frac{g\Delta t U_{i-1,j}}{2(U_{i-1,j}^2 - \omega_{i-1,j}^2)} \left[I_0 - \frac{U_{i-1,j}^2}{C_{i-1,j}^2 R_{i-1,j}} + \right. \right. \\ & \left. \left. + \frac{k h_{i-1,j}}{b_{i-1} + 2h_{i-1,j}} \right] - \frac{\omega_{i-1,j+1} - \omega_{i-1,j}}{U_{i-1,j} + \omega_{i-1,j}} + \frac{\omega_{i-1,j} - \omega_{i-1,j-1}}{U_{i-1,j} - \omega_{i-1,j}} - \right. \\ & \left. - \frac{U_{i-1,j-1} - U_{i-1,j}}{2(U_{i-1,j} + \omega_{i-1,j})} - \frac{U_{i-1,j} - U_{i-1,j-1}}{2(U_{i-1,j} - \omega_{i-1,j})} \right\}; \\ \omega_{i,j+1} = & \omega_{i-1,j+1} - \frac{\Delta x}{\Delta t} \left\{ \frac{U_{i-1,j+1} - U_{i-1,j}}{4(U_{i-1,j} + \omega_{i-1,j})} + \frac{\omega_{i-1,j+1} - \omega_{i-1,j}}{2(U_{i-1,j} + \omega_{i-1,j})} - \right. \\ & - \frac{U_{i-1,j} - U_{i-1,j-1}}{4(U_{i-1,j} - \omega_{i-1,j})} + \frac{\omega_{i-1,j} - \omega_{i-1,j-1}}{2(U_{i-1,j} - \omega_{i-1,j})} + \frac{g\Delta t \omega_{i-1,j}}{4(U_{i-1,j}^2 - \omega_{i-1,j}^2)} \times \\ & \left. \times \left[I_0 - \frac{U_{i-1,j}^2}{C_{i-1,j}^2 R_{i-1,j}} + \frac{k h_{i-1,j}}{b_{i-1} + 2h_{i-1,j}} \right] + \frac{k \omega_{i-1,j} \Delta t}{4(b_{i-1} + 2h_{i-1,j})} \right\}. \end{aligned}$$

Пример расчета. Рассмотрим прямолинейный канал с трапециевидным поперечным сечением длиной 10 м, в конце которого имеется расширяющийся участок длиной 1 м.

Гидравлические характеристики канала следующие:

$I_0 = 0,002$; $b_0 = 0,30$ м; $k = 0,30$; $m = 1,0$; $n = 0,010$; $Q = 12$ л/сек; $\Delta Q = 8$ л/сек.

На рис. 3 показана кривая свободной поверхности при невозмущенном движении, которая служит начальным условием и получена экспериментально.

Граничное условие задается функцией $h = h(t)$ (рис. 4), в начале канала (и створе $x = -9$ м). Вид функции получен с по-

мощью записи изменения глубины в створе $x = -9$ м. при прохождении волнового расхода $\Delta Q = 8$ л/сек через этот створ. Начало координат расположено в створе, где начинается расширяющийся участок (на десятом метре от начала канала). До створа $x = -1$ поток спокойный, а далее и на протяжении всего расширяющегося участка сверхкритический. В призматической части, до створа $x = -1$ расчет произведен по формулам, соответствующим спокойному течению [6].

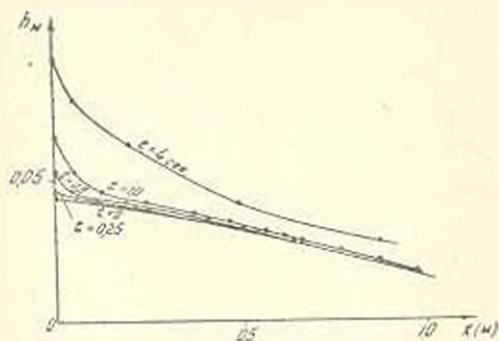


Рис. 3.

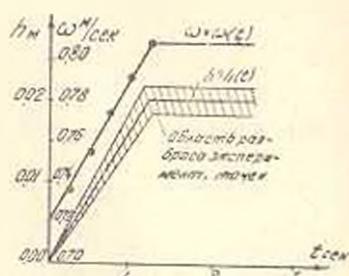


Рис. 4.

В сечениях $x = -1$ и $x = 0$ расчеты произведены на основании системы (3), в которой производные заменены отношениями разностей по формулам (5).

Таким образом, в сечении $x = 0$ получены изменения глубины h и скорости U с течением времени, которые служат граничным условиям при расчетах на расширяющемся участке.

При $\Delta t = 0.5$ сек, соответствующие граничному условию значения скоростей помещены в таблице:

	0	1	2	3	4	5	6	7	8
U_0, j	0,735	0,736	0,758	0,777	0,831	0,846	0,872	0,870	0,870
ω_0, j	0,636	0,650	0,676	0,706	0,739	0,764	0,777	0,788	0,790

Дальнейшие расчеты показали, что на протяжении всего расширяющегося участка, при фиксированном $\Delta t = 0,5$ сек условие устойчивости (6) дает для Δx значения колеблющиеся между $\Delta x = 0,05$ м и $\Delta x = 0,07$ м. В полученных таким образом точках сетки вычислены скорости U и ω на основании формулы (7), и получен вид свободной поверхности для момента $t = 1,0$ сек. Из того же условия (6) для последующих моментов времени, при том же значении $\Delta t = 0,5$ сек, Δx меняется в более широких пределах. Например, при расчете скорости U и свободной поверхности в момент $t = 2$ сек, получается, что в начале участка $\Delta x = 0,05$ м, а далее $\Delta x = 0,15$ м или $0,20$ м. В момент $t = 3$ сек, при $\Delta t = 0,5$ сек для Δx получаются значения вначале расширения $\Delta x = 0,15$ м, а далее $\Delta x = 0,30$ м, $\Delta x = 0,45$ м. Через 4 секунды после прохождения волны попуска поток устлавливается. Вид

свободной поверхности для всех четырех моментов показан на рис. 3. Приведенная схема расчета позволяет при фиксированном значении Δt , с течением времени увеличить размер шага Δx при соблюдении условия устойчивости, что уменьшает объем вычислений. Для проверки точности вычислений рассчитаны значения расходов в начале и в конце расширяющегося участка при установившемся течении после прохождения волны попуски. В обоих сечениях расход получается одинаковый. С этой же целью по той же самой схеме произведены расчеты с более мелким шагом. При $\Delta t = 0,25$ сек получен вид свободной поверхности в моменты $t = 0,25$ сек, $t = 0,5$ сек и $t = 1,0$ сек.

АрмИИГМ

Поступило 20.IV. 1964

Ս. Գ. ԲՐԻՍՏՈՍՅԱՆԻԱՆ

ՉՉԱՍՏԱՏՎԱԾ ԲՈՒԻՔԻ ՀՈՍԱՆԻ ԶԱՇՎԱՐՈՒՄԸ ԶՐԱՏԱՐԻ ԼՈՅՆԱՅՈՂ ՄԱՍՈՒՄ

Ա մ փ ո փ ու մ

Քողրի ալիքի արանաֆորմացիան ուսումնասիրելու համար, որպես հիմք վերցվում է շահասատված շարժման հավասարումների սխեմներ, որը որոշ ձևափոխություններից հետո բերվում է այնպիսի տեսքի, որտեղ որպես անհայտներ մտնում են U — հոսանքի միջին արագությունը և ω — ալիքի տարածման արագությունը:

Ստացված հավասարումների սխեմներ լուծվում է ցանցի մեթոդով, որի ընտրության ժամանակ օգտագործվում են վերոհիշյալ հավասարումների խառնատերիստիկների որոշ հատկություններ: Քանի որ բուռն հոսանքի դեպքում և ուղիղ և հակադարձ խարակահրիստիկները ուղղված են X առանցքի դրական ուղղությամբ, ապա t առանցքի կամ նրան զուգահեռ ուղղի վրա վերցրած որևէ կետից դուրս եկող հակադարձ խարակահրիստիկը անսպալման կհասնի նրանից ալիքի վեր գտնվող կետից դուրս եկող ուղիղ խարակահրիստիկի հետ. առաջացնելով մի էսանկյուն տիրույթ: Որպեսզի կայունության պայմանը պահպանվի, ցանցի կետը պետք է ընտրել այդ տիրույթում այնպես, որ նրա կախման տիրույթը լրիվ պահվի $2\Delta t$ երկարությամբ վերցված հատվածում:

Ածանցյալները համապատասխան ձևով վերջավոր աճերով փոխարինելուց հետո, ստացված հավասարումները լուծվում են U -ի և ω -ի նկատմամբ: Վերջինի արժեքների միջոցով հնարավոր է ստանալ ազատ մակերևույթի տեսքը թողքի ալիքի անցման ժամանակ, ջրատարի ուսումնասիրվելիք հատվածի երկարությամբ, ցանկացած մոմենտում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Стакер Дж. Волны на воде. М., 1959.
2. Рихтмайер Р. Разностные методы решения краевых задач.
3. Мелещенко Н. Т., Якубов М. С. Методика расчета прерывной волны в призматическом русле. Изв. ВНИГ, № 38, 1948.
4. Мелещенко Н. Т., Якубов М. С. Методика расчета неустановившегося движения в открытых руслах по методу С. А. Христиановича. Изв. ВНИИГ, № 38, 1948.
5. Березин И. С., Жидков Н. П. Методы вычислений, т. 1, М., 1962.
6. Назарян А. Г., Кристоступни И. Г. К расчету трансформации волны попуска в канале с ответвлением. Аннотации научно-исследовательских работ по гидротехнике ВНИИГ, М., 1963.

П. А. КЯЛЯН

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ГРАНИЦ ДИАПАЗОНА ИЗМЕНЕНИЯ СКОРОСТЕЙ ВРАЩЕНИЯ БЕСКОНТАКТНОЙ МАШИНЫ ДВОЙНОГО ПИТАНИЯ

В статье рассматривается бесконтактная машина переменного тока, двойного питания (БМДП), работающая с переменной скоростью вращения, в которой при скольжении ротора магнитный поток, создаваемый током возбуждения, вращается относительно разомкнутой обмотки статора с синхронной скоростью ($\omega_1 = 1$) (рис. 1). При этом напряжение возбуждения изменяется с частотой N , а ток в роторной обмотке с частотой, равной скольжению s :

$$N = h - s(1 + h); \quad (1)$$

$$s = 1 - \omega_{p1}, \quad (2)$$

где $h = \frac{p_2}{p_1}$ — отношение числа полюсов возбуждателя p_2 и основной машины p_1 ;
 $\omega_{p1} = \frac{\Omega}{\omega_1}$ — электрическая скорость вращения основной машины;

Ω — угловая скорость вращения ротора.

Обмотка возбуждения питается от специального реверсивного статического преобразователя частоты.

БМДП, как и все машины двойного питания, может работать, в зависимости от закона регулирования напряжения возбуждения, в синхронном или асинхронном режиме [1].

При работе в синхронном режиме частота напряжения возбуждения является независимой переменной.

При этом БМДП присущи все свойства синхронной машины [1]. В качестве примера следует отметить бесконтактный синхронный генератор БСГ [2] и бесконтактный машинный преобразователь частоты БМПЧ [3].

При работе в асинхронном режиме частота напряжения возбуждения является зависимой переменной, автоматически изменяющейся в зависимости от скорости вращения ротора $N = F(s) = h - s(1 + h)$.

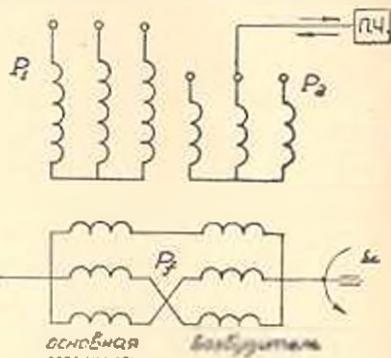


Рис. 1.

Устойчивость работы определяется величиной скольжения. В таком режиме работы БМДП аналогична асинхронизированной синхронной машине и может быть названа бесконтактной асинхронизированной синхронной машиной. Возбудитель БМДП служит для бесконтактной передачи мощности возбуждения от преобразователя частоты на ротор основной машины. Очевидно, установленная мощность системы возбуждения P_B будет равна сумме установленных мощностей возбудителя (ротора) P_f и преобразователя частоты P_2

$$P_B = P_f + P_2. \quad (3)$$

Чтобы получить величину установленной мощности, действительно определяющую вес машины, анализ необходимо вести с учетом полной мощности ротора S_f и возбуждения S_2 . Однако, ввиду того, что реактивные мощности статора, ротора и возбуждения БМДП не связаны друг с другом, мы ограничимся лишь соотношениями, полученными из баланса активных мощностей. Кроме того, пренебрегая потерями в обмотках БМДП, можно получить более компактные расчетные формулы.

При изменении скорости вращения ротора активная мощность в роторной обмотке P_f и в обмотке возбуждения P_2 изменяются следующим образом*:

$$P_f = s P_1, \quad (4)$$

$$P_2 = N P_1. \quad (5)$$

Здесь P_1 — активная мощность статорной обмотки;

N — частота напряжения возбуждения.

Следовательно, минимальные значения активной мощности ротора и возбуждения имеют место при различных скоростях ротора БМДП.

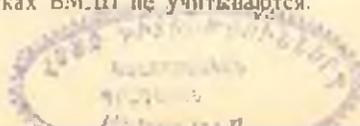
Из анализа законов изменения мощностей P_f и P_2 следует найти оптимальное значение границ заданного диапазона изменения скорости вращения ротора (S_{\min} и S_{\max}), в интервале между которыми установленная мощность системы возбуждения БМДП P_B — минимальна. Диапазон изменения скорости вращения ротора Δ определится отношением максимальной скорости вращения ω_{\max} к минимальной ω_{\min} :

$$\Delta = \frac{\omega_{\max}}{\omega_{\min}} = \frac{1 - S_{\min}' n}{1 - S_{\max}}. \quad (6)$$

Определив оптимальное значение скольжения в начале заданного диапазона S_{\min} в соответствии с (6) можно найти оптимальное значение скольжения в конце диапазона:

$$S_{\max} = \frac{\Delta - 1 + S_{\min}}{\Delta}. \quad (7)$$

* В выражениях (4) и (5) потери в обмотках БМДП не учитываются.



Мощность в роторной обмотке в начале P_f и в конце P_f заданного диапазона изменения скорости вращения ротора в соответствии с (4) и (7) равна:

$$P_f = s_{\min} P_1, \quad (8)$$

$$P_f = s_{\max} P_1 = \frac{\Delta - 1 + s_{\max}}{\Delta}. \quad (9)$$

Максимальная скорость вращения ротора практически не превышает двойной синхронной скорости и поэтому анализ изменения P_f и P_2 приводится для интервала $-1 \leq s \leq 1$.

Из графиков $P_f = F(s_{\min})$ и $P_f = F(s_{\min})$ (рис. 2), построенных в соответствии с (8) и (9) видно, что мощность ротора минимальна, если значения P_f и P_f в начале и в конце заданного диапазона Δ равны по абсолютной величине и противоположны по знаку. Это условие с учетом (8) и (9) запишется следующим образом:

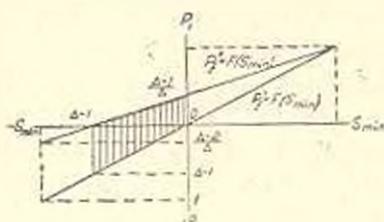


Рис. 2.

$$-s_{\max} P_1 = \frac{\Delta - 1 + s_{\max}}{\Delta} P_1, \quad (10)$$

Решение (10) относительно s_{\min} дает оптимальную величину начала заданного диапазона изменения скорости вращения ротора, при которой установленная мощность ротора P_f минимальна:

$$s_{\min} = -\frac{\Delta - 1}{\Delta + 1}. \quad (11)$$

Скольжение в конце диапазона получается из подстановки (11) в (7):

$$s_{\max} = \frac{\Delta - 1}{\Delta + 1}. \quad (12)$$

Как следует из (11) и (12) оптимальные границы диапазона изменения скорости вращения ротора симметричны относительно синхронной скорости $s=0$. В этом случае мощность ротора в соответствии с (8) и (9) примет следующие значения:

$$-\frac{\Delta - 1}{\Delta + 1} P_1 < P_f < \frac{\Delta - 1}{\Delta + 1} P_1. \quad (13)$$

Установленная мощность возбудителя P_f равна наибольшему значению мощности роторной обмотки:

$$P_f = \frac{\Delta - 1}{\Delta + 1} P_1. \quad (14)$$

Однако, как видно из (13), мощность роторной обмотки меняет свой знак, а следовательно и направление, достигая минимального значения $P_f=0$ (4) при $s=0$, когда в роторной обмотке должен про-

текать постоянный ток. Очевидно в таком интервале изменения скоростей БМДП работать не может. При синхронной скорости и обмотках роторов не наводится э.д.с., так как они вращаются со скоростью магнитных полей основной машины и возбuditеля. Из (8) и (9) следует, что если начало диапазона расположено в интервале $0 > s_{\min} > -(\Delta - 1)$, то мощность ротора в начале диапазона отрицательна $0 > P_1 > -(\Delta - 1) P_2$, в конце — положительна $0 < P_1 < \frac{\Delta - 1}{\Delta} P_2$. При изменении знака мощность роторной обмотки проходит через нулевое значение, при котором БМДП не может работать. Очевидно, чтобы БМДП работала во всем заданном диапазоне изменения скоростей, начало диапазона необходимо выбрать вне интервала $0 > s_{\min} > -(\Delta - 1)$. Выбирая начало диапазона в интервале $1 < s_{\min} < -(\Delta - 1)$ ввиду завышенной величины скольжения, мощность ротора будет также завышена. Следовательно, для работы БМДП с минимальной мощностью ротора, начало диапазона необходимо выбрать в интервале $0 < s_{\min} < 1$. В этом случае из (8) и (9) следует, что мощность ротора в начале диапазона всегда меньше, чем в конце ($P_1 < P_2$). Поэтому, установленная мощность возбuditеля будет равна мощности ротора в конце диапазона, т. е. $P_1 = P_2$. Если начало заданного диапазона расположено в интервале $0 < s_{\min} < 1$, установленная мощность ротора принимает следующие значения:

$$\frac{\Delta - 1}{\Delta} P_2 < P_1 < P_2 \quad (15)$$

Из (9) следует, что минимального значения установленная мощность возбuditеля достигает при

$$P_1 = \frac{\Delta - 1}{\Delta} P_2 \quad (16)$$

Из сравнения (14) и (16) можно отметить, что так как БМДП не может работать с синхронной скоростью вращения ротора, установленная мощность возбuditеля повышается.

В соответствии с (1), (4) и (6) можно записать мощность возбуждения БМДП в начале и в конце заданного диапазона изменения скорости вращения ротора в следующем виде:

$$P_2^* = [h - s_{\min}(1 + h)] P_1 \quad (17)$$

$$P_2^* = \frac{(1 + h)(1 - s_{\min}) - \Delta}{\Delta} P_1 \quad (18)$$

Из графиков $P_2^* = F(s_{\min})$ и $P_2^* = F(s_{\min})$ (рис. 3), построенных в соответствии с (17) и (18), видно, что мощность возбуждения минимальна, если ее значения в начале и в конце заданного диапазона равны по абсолютной величине и противоположны по знаку. Полученное условие с учетом (17) и (18) запишется следующим образом:

$$[h - s_{\min}(1 + h)] P_1 = - \frac{(1 + h)(1 - s_{\min}) - \Delta}{\Delta} P_1 \quad (19)$$

Решение (19) относительно s_{min} дает оптимальную величину начала заданного диапазона изменения скорости вращения ротора, при котором установленная мощность возбуждения P_2 минимальна:

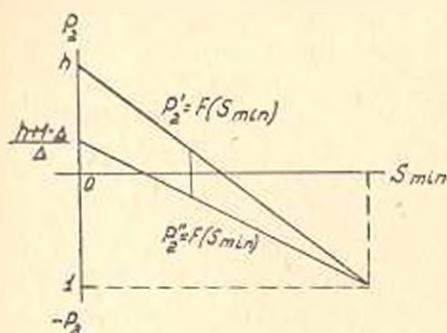


Рис. 3.

$$s_{min} = \frac{h(\Delta + 1) - (\Delta - 1)}{(1 + h)(\Delta + 1)}. \quad (20)$$

Скольжение в конце диапазона получается из подстановки (20) в (7):

$$s_{max} = \frac{h(\Delta + 1) + (\Delta - 1)}{(1 + h)(\Delta + 1)}. \quad (21)$$

При изменении скорости вращения ротора в интервале $s_{min} < s < s_{max}$ мощность возбуждения в соответствии с (17) и (18) принимает следующие значения:

$$\frac{\Delta - 1}{\Delta + 1} P_1 \geq P_2 \geq -\frac{\Delta - 1}{\Delta + 1} P_1. \quad (22)$$

Установленная мощность преобразователя частоты P_2 определяется наибольшим значением мощности обмотки возбуждения и с учетом (22) равна:

$$P_2 = \frac{\Delta - 1}{\Delta + 1} P_1. \quad (23)$$

Минимальное значение мощности возбуждения $P_2 = 0$ имеет место при $N = 0$, когда в обмотке возбуждения течет постоянный ток. Скорость вращения ротора при этом в соответствии с (1), (17) или (18) определяется скольжением

$$s = \frac{h}{1 + h}. \quad (24)$$

Однако, размещение границ заданного диапазона s_{min} (20) и s_{max} (21), в интервале между которыми установленная мощность возбуждения минимальна, при заданных Δ и P_1 зависит также от величины h .

Для БМДП целесообразно иметь такое значение h , при котором начало заданного диапазона соответствует синхронной скорости, т. е. $s_{min} = 0$. Как следует из (9) это позволит уменьшить установленную мощность ротора, а следовательно возбуждителя и всей системы возбуждения.

Принимая в (20) $s_{min} = 0$, находим оптимальное значение h (рис. 4):

$$h = \frac{\Delta - 1}{\Delta + 1}. \quad (25)$$

В этом случае $s_{min} \neq 0$ и установленная мощность возбуждителя определяется не из (14), а в силу (9) и (25) по формуле:

$$P_1 = \frac{h(\Delta + 1) + (\Delta - 1)}{(1 + h)(\Delta + 1)} P_1 \quad (26)$$

Выражение для минимального значения установленной мощности системы возбуждения в соответствии с (3), (23) и (26) запишется в следующем виде:

$$P_B = 2 \frac{\Delta(1 + h) - 1}{(1 + h)(\Delta + 1)} P_1 \quad (27)$$

Возможна и обратная задача. Имеется БДМП, для которой известны величины h , P_1 и P_B . Необходимо определить максимальный диапазон скоростей Δ и его границы s_{\min} и s_{\max} . Для решения такой задачи используется выражение (27), из которого задавшись значениями h , P_1 и P_B можно найти величину Δ и подставляя ее в (20) и (21) определить s_{\min} и s_{\max} .

БДМП, обладая всеми свойствами машины двойного питания, отличается от нее наличием возбудителя, обеспечивающим бесконтактность машины. В результате такого исполнения обмотка возбуждения последней служит роторной обмоткой БДМП. Интересно выяснить, насколько увеличивается из-за наличия возбудителя установленная мощность системы возбуждения БДМП по сравнению с МДП, если диапазоны изменения скоростей вращения роторов Δ у них равны. Роторная обмотка МДП, являясь обмоткой возбуждения, питается через контактные кольца непосредственно от преобразователя частоты. Это позволяет при изменении скорости вращения ротора, работать также при синхронной скорости $s = 0$, при которой в обмотке возбуждения МДП протекает постоянный ток. Установленная мощность возбуждения МДП, равная мощности роторной обмотки, найдется в соответствии с (14)

$$P_1 = \frac{\Delta - 1}{\Delta + 1} P_1 \quad (28)$$

Установленная мощность возбуждения БДМП находится в соответствии с (23)

$$P_2 = \frac{\Delta - 1}{\Delta + 1} P_1 \quad (29)$$

Из (28) и (29) следует, что если диапазоны изменения скоростей вращения МДП и БДМП равны, то установленные мощности возбуждения также равны. Следовательно, установленные мощности систем возбуждения этих машин должны отличаться на величину установленной мощности возбудителя БДМП. Разность выражений (27) и (28) показывает насколько установленная мощность системы возбуждения БДМП больше, чем в МДП.

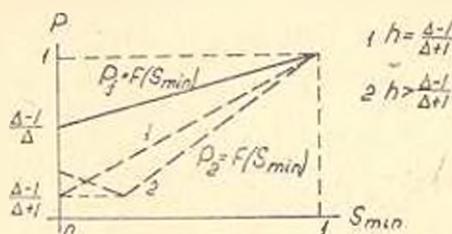


Рис. 4.

$$\Delta P_B = \frac{h(\Delta + 1) - (\Delta - 1)}{(1 + h)(\Delta + 1)} P_2 \quad (30)$$

Полученное выражение (30) не отличается от выражения установленной мощности возбудителя (26). Выражение (26) или (30) с учетом (9) и (21) может быть записано в более удобном виде:

$$\Delta P_B = P_f = \frac{\Delta - 1 + s_{\min}}{\Delta} P_1 \quad (31)$$

Итак, разность установленных мощностей систем возбуждения БМДП и МДП равна установленной мощности возбудителя.

В качестве примера определим оптимальные границы s_{\min} и s_{\max} изменения скорости вращения ротора БМДП, у которого $n_n = 6000$ об/мин для диапазона $\Delta = 2,5$.

В соответствии с (25) находится оптимальное значение $h = 0,43$.

Полученное значение округляется до большего реального $h = 0,5$, при котором возможны следующие значения: r_1 и r_2 ; 2 и 4; 4 и 8 и т. д. (для $n_n = 6000$ об/мин выбирается: $r_1 = 8$ и $r_2 = 4$).

В соответствии с (20) и (21) находятся $s_{\min} = 0,01$ и $s_{\max} = 0,62$.

Установленная мощность системы возбуждения БМДП находится в соответствии (27) (в предположении, что $P_1 = 1$) $P_B = 1,05$.

Использование машины с контактными кольцами, позволяет мощность системы возбуждения определять по (14) $P = 0,43$.

Разность установленных мощностей системы возбуждения БМДП и МДП определится в соответствии с (31) $\Delta P_B = 0,62$.

Армянский НИИ энергетики

Поступило 14.IX 1965

Գ. Ն. ՔՅԱԼՅԱՆ

ԱՄՈՒՆԱ ԿՈՆՏԱԿՏԻ ԿՐԻՆԱԿՈ ՍԵՐԱՆԱՅԵ ՊՏՏԱՆԱՆ ԱՐԿԵՆՈՒԹՅԱՆ ՓՈՓՈԽՄԱՆ ԿՈՒՊԱՋՈՆԻ ՕՊՏԻՄԱԿԱՆ ԱՆՇՄԱՆՆԵՐԻ ՈՐՈՇՈՒՄԸ

Ա մ փ ո փ ո ս ւ մ

Հաստի սարքավորումներում, որոնք պահանջում են սխառիմի բարձր հասարկություն, ցանկալի է ունենալ առանց կոնտակտի մեքենաներ: Գործնականում կիրառվող փոփոխական հոսանքի կրկնակի սնուցմով առանց կոնտակտի մեքենաները (ԲՄԸՄ) նախատեսվում են այնպիսի աշխատանքների համար, երբ լիսեռի պատման արագությունը հաստատուն է: Այդ զեպքում, կամ զրգրման փախուցմով անցնում է հաստատուն հոսանք (առանց կոնտակտի սինխրոն զենկրատոր), կամ հաստատուն հաճախականությունով փոփոխական հոսանք (առանց կոնտակտի մեքենայական հաճախականության փոխակերպիչ):

Հոգիվածում զիտված է փոփոխվող պատման արագությունով աշխատող ԲՄԸՄ, որում ոտորի սահի ժամանակ զրգրման հոսանքով ստեղծված մագնիսական հոսքը պատվում է սինխրոն ստատորի բաց փախուցիչի նկատմամբ: Գրգուման փախուցիչը սնվում է հաստի ռեկտիփ-ստատիկ հաճախականության փոխակերպիչից: Ռոտորի և զրգրման հոսքությունների սարքեր օրենքներով

փոփոխվելու հետևանքով, այդ հզորությունների նվազագույն արժեքները տեղի են ունենում ռոտորի պտտման արագությունների տարրեր արժեքների դեպքում:

Սկզբունքորեն հնարավոր չէ համասեղել այդ հզորությունների նվազագույն արժեքները, որի հետևանքով տվյալ արագության համար անհրաժեշտ ռոտորի և գրգռման ահտիվ հզորությունների դումարը ավելի մեծ է, քան նրանց նվազագույն արժեքների գումարը: Ռոտորի և գրգռման հզորությունների փոփոխման օրենքների վերլուծությունից հաշտնարևրված են՝ տրված դիապազոնում, ռոտորի պտտման արագության փոփոխման սահմանների օպտիմալ արժեքները, որոնց միջև ВМ₁П-ի զրգռման սիստեմի զրվածքային հզորությունը նվազագույն է:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. *Boivinik T. T., Shukarjan J. G. and Bloeki M. A.* Basis theory of asinchronized synchronous machines *Ayumatika Zagreb-Yugoslavia*, VI (1965), 1.
2. *Красношапка М. М.* О проектировании авиационных бесконтактных генераторов переменного тока и выбора параметров системы стабилизации частоты. Тр. РК ВИАВУ, вып. 59, 1958.
3. *Бамдас А. М., Нерсисян В. С.* Одномашиный бесконтактный преобразователь частоты. Тр. ГИИ им. Жданова, вып. 3, 19, 1963.

С. К. БОХЯН

ПРИМЕНЕНИЕ УРАВНЕНИЯ МАТЬЕ К ИССЛЕДОВАНИЮ САМОВОЗБУЖДЕНИЯ ИНДУКЦИОННОГО ГЕНЕРАТОРА

Определение граничных значений сопротивлений генератора, при которых имеет место самовозбуждение, производится исследованием устойчивости решения однородных дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами, к которым приводятся уравнения равновесия напряжений симметричного индукционного генератора. Уяснение же закономерностей и условий, лежащих в основе самовозбуждения колебаний, побуждает при исследовании исходить из физических предпосылок их возникновения и развития, не применяя формальных математических преобразований, упрощающих анализ, но и затеняющих природу явления.

Многофазный индукционный генератор с вполне симметричным ротором, при пренебрежении зубчатостью в воздушном зазоре, представляет собой систему с переменной взаимоиндуктивностью контуров статора и ротора, причем в режиме установившихся колебаний, период полного изменения взаимоиндуктивности соответствует повороту на 2π электрических радиан. В процессе нарастания амплитуды колебаний в якоре, возникает несимметрия магнитной системы, связанная с наличием замкнутых контуров ротора по оси, совпадающей с направлением результирующего вектора вращающегося магнитного поля. При совпадении вектора с осью фазы обмотки якоря, ее индуктивное сопротивление минимально. Поворот вектора на $\frac{\pi}{2}$ электрических радиан, очевидно, будет соответствовать максимальному сопротивлению фазы, определяемому полной самоиндуктивностью.

Таким образом, в процессе самовозбуждения, вращению вектора результирующего магнитного поля с угловой скоростью ω соответствует частота 2ω изменения эквивалентной индуктивности фазы. При отличном от нуля активном сопротивлении реальных контуров ротора, экранирующие переходные токи, наведенные в них, затухают с постоянной времени T_2 в связи с чем возникшая несимметрия по осям сглаживается с течением времени.

Обозначая минимальное, максимальное и среднее значения индуктивности фазы, соответственно, через L_1 , L_2 и L_0 , считая за начало отсчета времени момент прохождения индуктивности через минимальное значение, имеем для эквивалентной индуктивности:

$$L_1(t) = L(1 - m \cos 2\omega t), \quad (1)$$

где

$$L = L_1 - (L_1 - L_0) e^{-\frac{r}{4\omega L_1}}; \quad (2)$$

$$m = m_0 \frac{1}{1 + \gamma (e^{-\frac{r}{4\omega L_1}} - 1)}; \quad (3)$$

представляют собой выражения для среднего значения переходной индуктивности и глубины переходной модуляции индуктивности в момент наибольшей скорости ее увеличения $t = \frac{T_1}{8} = \frac{T_n}{4}$.

Здесь, T_1 ; T_n — периоды колебаний тока и изменения индуктивности;

$\gamma = \frac{2}{1 + \frac{L_2}{L_1}}$ — постоянный коэффициент, численное значение которого

колеблется в пределах 1,2—1,9;

m_0 — максимальная глубина переходной модуляции, не превышающая в быстроходных индукционных генераторах повышенной частоты среднего значения 0,55.

Следовательно, индукционный генератор с емкостью обобщенно может быть представлен в виде колебательного контура rLC , где индуктивность является периодической функцией времени (1). Ограничиваясь исследованием условий возникновения и развития самовозбуждения, будем считать индукционный генератор совершенно ненагруженным, в связи с чем индуктивность L_1 принимается величиной постоянной.

При пренебрежении явлением гистерезиса в активном железе генератора, после повышения порядка, учитывая (1), уравнение равновесия напряжений в контуре rLC запишется в виде:

$$(1 - m \cos 2\omega t) i'' + \left(\frac{r}{L} + 4m\omega \sin 2\omega t \right) i' + + \omega^2 (\omega_0^2 + 4m \cos 2\omega t) i = 0, \quad (4)$$

представляющем собой полное однородное дифференциальное уравнение второго порядка с периодическими коэффициентами.

Здесь, $\omega_0^2 = \frac{1}{\omega^2 LC}$ — безразмерная частота.

Решение и анализ таких уравнений могут быть произведены путем приведения их к уравнению Матье [1].

В канонической форме уравнение Матье записывается в виде:

$$i'' + (a + 2q \cos 2\tau) i = 0. \quad (5)$$

При $q = 0$ уравнение (5) преобразуется в классическое уравнение струны с парами периодических решений $\pm \sin \sqrt{a} \tau$, $\pm \cos \sqrt{a} \tau$, где

a принимает значения бесконечной последовательности действительности чисел.

Физике процесса самовозбуждения индукционного генератора должны соответствовать неустойчивые решения уравнения (5) с периодом 2π без постоянной слагающей. Кроме этого частоты генерируемых колебаний оказываются кратными половине частоты периодического изменения индуктивности — ω_0 .

При заданном значении q существуют два т. н. собственных значения функции Матье:

$$a_{\pm} = n^2 \pm a_1 q + a_2 q^2 \pm a_3 q^3 + \dots, \quad (6)$$

которым соответствуют устойчивые периодические решения в виде тригонометрических рядов косинуса и синуса.

Собственные значения (6) на плоскости $a - q$ определяют точки граничных кривых областей неустойчивых периодических решений уравнения (5) порядка n .

Приведем уравнение (4) к канонической форме (5), выразим a, q через параметры колебательного контура. Пренебрегая в первом приближении активными потерями в контуре, представим уравнение (4) в виде:

$$-m \cos 2\tau \cdot i'' + 4m \sin 2\tau \cdot i' + 4m \cos 2\tau \cdot i + i'' + \omega_0^2 \cdot i = 0, \quad (7)$$

где $\tau = \omega t$.

Уравнение (7) при $m=0$ представляет собой упомянутое выше уравнение струны, обращающееся в ноль при $i = \pm \sin \omega_0 t \pm \cos \omega_0 t$.

Подставляя значения i в уравнение (7), приравнявая порознь нулю члены с $\cos 2\tau$ и $\sin 2\tau$ приходим к уравнению

$$i'' (a \pm 2q \cdot \cos 2\tau) i = 0$$

при малом m .

Здесь обозначены $a = \omega_0^2$, $q = 2m$. Решениями уравнения (5) являются

$$i_n = se_{(2\nu+1)}(t, m) + ce_{(2\nu+1)}(t, m) = \pm \sin n \omega t \pm \cos n \omega t + \\ + \sum_{k=1}^{\infty} D_{(2k+1)} \sin (2k+1) \omega t + \sum_{k=1}^{\infty} C_{(2k+1)} \cos (2k+1) \omega t; \quad (8)$$

при $n = 2\nu + 1$, $\nu = 0, 1, 2, 3 \dots$

$$i_n = se_{2\nu}(t, m) + ce_{2\nu}(t, m) = \sum_{k=1}^{\infty} D_{2k} \sin 2k \omega t + \sum_{k=1}^{\infty} C_{2k} \cos 2k \omega t; \quad (9)$$

при $n = 2\nu$, $\nu = 1, 2, 3 \dots$

Бесконечные суммы в решениях (8), (9) обусловлены наличием периодических коэффициентов в уравнениях (4–7) при $m \neq 0$.

Подстановкой решений (8) и (9) и собственного значения функции (6) в уравнение (5) определяются коэффициенты рядов C, D и x . Табулирование функций Матье и их собственных значений произведено Е. Айном [2].

Для функции первого порядка $n = 1$ на границе устойчивости:

$$se_1(t, m) = \pm \sin \omega t \mp \frac{m}{4} \sin 3\omega t \pm \frac{m^2}{16} \left(\sin 3\omega t \mp \frac{1}{3} \sin 5\omega t \right) \mp \dots \quad (10)$$

$$ce_1(t, m) = \pm \cos \omega t \mp \frac{m}{4} \cos 3\omega t \pm \frac{m^2}{16} \left(-\cos 3\omega t \mp \frac{1}{3} \cos 5\omega t \right) \mp \dots \quad (11)$$

Уравнение границ области неустойчивости

$$a_1 = \omega_0^2 = 1 \pm q - \frac{1}{8} q^2 \mp \frac{1}{8^2} q^3 - \dots \quad (12)$$

При $n > 2$ собственное значение, с точностью до третьего приближения:

$$a_n = -n^2 + \frac{q^2}{2(n^2-1)} \mp \frac{q^3}{2^2(n^2-1)} \mp \dots \quad (13)$$

На рис. 1 показаны в равных масштабах области неустойчивости периодических колебаний первого и третьего порядков. При учете активного сопротивления колебательного контура области неустойчивых колебаний уменьшаются [3]. Для колебаний первого порядка функциональная связь $\omega_0^2 = q$, с точностью первого приближения, выражается равенством

$$\omega_0^2 = 1 - \sqrt{q^2 - 4k_1^2}, \quad (14)$$

где $k_1 = \frac{r}{\omega L}$ — коэффициент потерь.

По равенству (14) верхняя область неустойчивости сдвигается на участок $q = 2k_1$ (пунктирные линии на рис. 1). При значении $k_1 = m = k_{1к}$ область неустойчивости стягивается в точку $\omega_0^2 = 1$, $q = 2m$. Значения коэффициента потерь, при которых область неустойчивых колебаний высших порядков замещается точкой, можно получить из

уравнений (14 и 13) учитывая, что $k_n = \frac{k_1}{n}$

$$k_{nк} = \frac{1}{n^2-1} m^2. \quad (15)$$

Равенству $k_{1к} = m$ может быть поставлено в соответствие условие

$$m > \frac{r}{\omega L}. \quad (16)$$

С учетом выражений (2) и (3) условие (16) может быть представлено в виде двух неравенств:

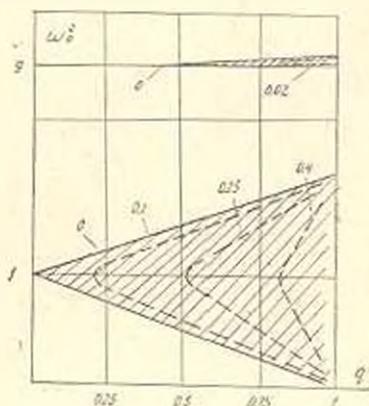


Рис. 1. Области неустойчивых колебаний основного и третьего порядков при различных значениях коэффициента потерь. Границы области основного порядка построены по первому приближению.

$$m_0 > \frac{r}{\omega L_0}, \quad (17)$$

связывающего параметры контура в момент $t=0$ и

$$m_0 > \frac{r}{\omega L} \left[1 + \gamma \left(e^{\frac{\pi}{4\omega T_2}} - 1 \right) \right], \quad (18)$$

учитывающего затухание переходной модуляции в момент наибольшей скорости увеличения индуктивности. Неравенства (17) и (18) представляют собой, таким образом, необходимые и достаточные условия возникновения и развития самовозбуждения индукционного генератора. Для определения условий самовозбуждения может быть использована иная форма решения уравнения (4).

С учетом активного сопротивления уравнение (4) можно представить в виде:

$$i'' + 2\alpha i' + (a + 2q \cos 2\tau) i = 0, \quad (19)$$

$$\text{где } \alpha = \frac{r}{2\omega L}.$$

Вводя новую переменную $i = e^{-\alpha\tau} \cdot z(\tau)$ преобразуем уравнение (19) в каноническую форму уравнения Матье

$$z'' + (a_1 + 2q \cos 2\tau) z = 0, \quad (20)$$

$$\text{где } a_1 = a - \alpha^2.$$

Для случая неустойчивости периодическое решение уравнения (19) находится в виде:

$$i_{1a} = e^{(\mu-\alpha)\tau} \cdot ce_{2\nu}(\tau, q) + e^{-(\mu-\alpha)\tau} \cdot ce_{2\nu}(-\tau, q),$$

при $n = 2\nu$, $\nu = 1, 2, 3 \dots$

$$i_{2a} = e^{(\mu-\alpha)\tau} \cdot ce_{(2\nu+1)}(\tau, q) + e^{-(\mu-\alpha)\tau} \cdot ce_{(2\nu+1)}(-\tau, q), \quad (21)$$

при $n = 2\nu + 1$, $\nu = 0, 1, 2, 3 \dots$

В решениях (8), (9) и (21) постоянные интегрирования приняты равными единице.

Здесь $ce(\tau, q)$ и $ce(-\tau, q)$ независимые решения (20), μ — характеристический показатель $\mu > 0$.

Имея в виду $\alpha > 0$, неустойчивости решений (21) отвечает условие

$$\mu \geq \alpha \quad (22)$$

В первом приближении характеристический показатель равен:

$$\mu = \frac{1}{4n} \sqrt{q^2 - \frac{1}{64} q^4} \approx \pm \frac{q}{4n}, \quad (23)$$

Полагая для колебаний первого порядка $n=1$, отбрасывая отрицательное значение, имеем

$$\mu = \frac{m}{2}, \quad (24)$$

Условие (22) записывается в виде

$$m \geq \frac{r}{\omega L} \quad (25)$$

что совпадает с выражением (16).

Предложенный анализ применим также для исследования самовозбуждения полюсных и возбуждаемых в продольно-поперечных осях (асинхронизированных) синхронных генераторов с емкостями.

ВНИИКЭ

Поступило 20.VII 1965

И. Г. РОНЦАК

ՄԱՏՅԵՍԻ ԷԼԵԿՏՐՈՒՄԵՆ ԿԵՐԱՌՈՒՄԸ ԻՆԴՈՒԿՑԻՅՈՆ ԳԵՆԵՐԱՏՈՐԻ ԻՆՔՆԱԳՐԳՈՒՄԱՆ ԼԵՏԱԶՈՏՄԱՆ ՄԵՋ

И. Г. Р о н ц а к

Ինդուկցիոն ղեկերատորի, որին միացված են կոնդենսատորներ, ինքնազբրգուման ծագման և պարզացման խեղդի որոշումը բերվում է ամբողջական կարգի Մատյեի հավասարման անկայուն պարբերական լուծման հետազոտմանը:

Լուծման հետազոտումը անկայունության սահմանի վրա թույլ է տալիս կատարել ցանկացած n կարգի անկայուն առաջնային տարածությունը:

Իրա հետ մեկտեղ [3] հետևությունների օգտագործումը թույլ է տալիս կատարել անկայուն տարածությունները, ինկատի ունենալով առաջնայինների մարումը: Անկայուն առաջնայինների դեպքի համար Մատյեի հավասարման լուծումը որոշում է ինդուկցիոն ղեկերատորի ինքնազբրգուման անհրաժեշտ և բավարար պայմանները:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Мак-Лахлан Н. В. Теория и приложения функции Матъе. ГИИЛ, 1953.
2. Айне Е. Таблица функций эллиптического цилиндра PHS. Эдинбург, 1932.
3. Горелик Г. С. Резонансные явления в линейных системах с периодически изменяемыми параметрами. ЖТФ, вып. 10, 1934, вып. 2—3, 1935.

МЕТАЛЛОВЕДЕНИЕ

В. Х. ОГАНЕСЯН

О НЕКОТОРОЙ ЗАКОНОМЕРНОСТИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ
 СВОЙСТВ ХАЛЬКОГЕНИДОВ ПЕРЕХОДНЫХ МЕТАЛЛОВ

Переходные металлы IV—VI групп периодической системы элементов образуют с серой большое число сульфидных фаз, имеющих составы Me_2S , MeS , Me_2SO_4 , Me_2S_3 , MeS_2 , MeS_3 , многие из которых кроме того обладают довольно широкими областями гомогенности, то-есть являются соединениями переменного состава. Это обуславливает изменения физических свойств сульфидов переходных металлов в широких пределах—от типично металлических до полупроводниковых, а отдельные сульфидные фазы являются диэлектриками. С увеличением относительного содержания серы в сульфидных фазах (с ростом отношения S/Me) усложняется их кристаллическая структура [1], особенно структурные элементы из атомов серы, соединенные ковалентными связями, что приводит к энергетическому обособлению этих структурных элементов, являющихся подионами, и остовов атомов металлов, играющих роль катионов. При малых отношениях S/Me связь между атомами металлов и серы носит преимущественно металлический характер и осуществляется коллективизированными электронами. При увеличении этого отношения усиливаются ковалентные связи между атомами серы и происходит обособление группировок этих атомов, что приводит к появлению энергетических разрывов и соответственно—полупроводниковых свойств, что впервые было экспериментально показано в работе [2], при исследовании проводимости и термоЭДС ряда халькогенидных фаз титана, циркония, гафния и тория.

Из анализа результатов этой работы можно сделать вывод о том, что для сульфидов титана переход от металлических к полупроводниковым свойствам обнаруживается при большем отношении S/Me , чем для сульфидов циркония, гафния и тория, а также, что с уменьшением первого ионизационного потенциала атома халькогена (S —10,42 эв.; Se —9,75 эв.; Te —8,89 эв.) область существования металлических халькогенидов указанных переходных металлов расширяется, а полупроводниковых—сужается; так что если в случае систем с селеном все селенидные фазы только титана являются металлическими то для систем с теллуром металлическими являются теллуриды всех металлов. Уже эти данные позволяют предположить, что появление полупроводниковых свойств у сульфидных фаз переходных металлов

происходит при тем меньших отношениях содержаний S/Me , чем меньше акцепторная способность d -электронных оболочек атомов переходных металлов, то-есть чем меньше их способность отвлекать электроны атомов серы и нарушать ковалентные связи между этими атомами.

Если принять в первом приближении за меру акцепторной способности атомов переходных металлов величину $\xi = 1/\Delta\epsilon$ где: N — главное квантовое число d -электронного уровня, а n — число электронов на нем [3], то можно представить области существования металлических и полупроводниковых фаз, как это показано на рис. 1. Для дальнейшего уточнения хода граничной кривой необходимо учитывать возможности образования стабильных электронных конфигураций связи между атомами в подрешетках металла и серы, а также между атомами металлов и серы.

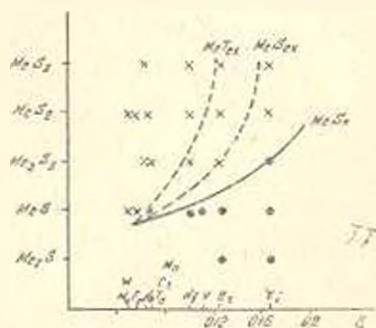


Рис. 1. Расположение областей металлических и полупроводниковых сульфидных фаз. x — полупроводниковый тип проводимости; o — металлический тип проводимости.

Для подтверждения этих представлений в настоящей работе было проведено предварительное исследование некоторых физических свойств (удельного электросопротивления, термоЭДС, теплопроводности, константы Холла, и также микротвердости) ряда сульфидных фаз: титана (TiS , Ti_2S_3), циркония (Zr_2S_3), ниобия (Nb_2S_3), хрома (Cr_2S_3), молибдена (MoS_2) и железа (FeS)*, близких по составу к стехиометрическим содержаниям металлов и связанной серы. Образцы для исследования физических свойств готовились спеканием предварительно спрессованных брикетов в токе сероводорода при температурах: для TiS и Ti_2S_3 —1200°, Zr_2S_3 и Cr_2S_3 —1300°, Nb_2S_3 —1700° в продолжение 1 часа; образцы MoS_2 и FeS —методом горячего прессования в графитовых пресс-формах, покрытых изнутри нитридом бора для предотвращения попадания графита, и среде аргона при температурах для MoS_2 —1100°, FeS —1000°, в продолжение 5 мин.

Измерение удельного электросопротивления производилось компенсационным методом [4], температурная зависимость электросопротивления измерялась на установке, описанной в работе [5], коэффициент теплопроводности определялся стационарным методом [6], коэффициент термоЭДС определялся относительно меди и пересчитывался на абсолютные значения, измерение коэффициента Холла проводилось в поле 12,5(к) эрстед. Полученные при измерениях резуль-

* Приготовление порошков всех сульфидных фаз (за исключением MoS_2 и FeS) и их химические анализы проведены под руководством С. В. Радиковской, которой автор выражает благодарность.

Таблица 1

Физические свойства сульфидов переходных металлов

Сульфид	Удельное электросопротивление ρ , о.м. см	ТермоЭДС $\times \frac{\text{мкВ}}{\text{град.}}$	Кoeffициент Холла $R_H 10^4 \frac{\text{см}^3}{\text{кул.}}$	Магнитная восприимчивость $\chi \cdot 10^3$	Теплопроводность λ , кал/см.сек. град	Микротвердость кг/см ²
Ti ₂ S	$3 \cdot 10^{-4}$ [2]	—	—	—	—	—
TiS	$4 \cdot 10^{-4}$	+3,4	+0,44	187 [12]	0,0115	580
Ti ₃ S ₂	$1,6 \cdot 10^{-3}$	+10	+12,1	178 [12]	0,0039	200
TiS ₂	$8 \cdot 10^{-3}$ [2]	+200 [2]	—	120 [12]	—	—
TiS ₃	6,0 [2]	+600 [2]	—	-13 [13]	—	—
ZrS	$6 \cdot 10^{-3}$ [2]	—	—	—	—	—
Zr ₂ S ₃	$8 \cdot 10^{-4}$ [2]	+150 [2]	—	—	—	—
ZrS ₂	10	+750	—	—	0,0053	95
ZrS ₃	$2 \cdot 10^5$ [5]	+1000 [2]	—	-37,4 [13]	—	—
HfS	0,5 [2]	—	—	—	—	—
Hf ₂ S ₃	150 [2]	+200 [2]	—	—	—	—
HfS ₂	1000 [2]	—	—	—	—	—
HfS ₃	$1 \cdot 10^5$ [2]	—	—	-37,6 [13]	—	—
Nb ₂ S ₃	$5 \cdot 10^{-4}$	-5,1	+18,3	—	0,0189	40
NbS ₂	$7 \cdot 10^5$ [9]	+500 [9]	—	—	—	—
Ta ₂ S ₃	$2 \cdot 10^{-2}$ [10]	-21 [10]	—	—	—	—
CrS	$1 \cdot 10^{-1}$ [11]	—	—	—	—	—
Cr ₂ S ₃	10	381	-36000	ферромагнитная	0,0058	498
MoS ₂	$6,2 \cdot 10^{-4}$	+120	-170	—	0,0049	26
FeS	$1,3 \cdot 10^{-2}$	-14	+105	ферромагнитная	0,0025	380

даты совместно с литературными данными приведены в табл. 1. Данные приведенные в табл. 1, хорошо согласуются с положением граничной кривой (рис. 1), разделяющей области существования металлических и полупроводниковых фаз стехиометрического состава. Используя данные работ [2, 9, 10, 11], а также приведенные выше соображения о селенидных и теллуридных фазах, можно также предварительно наметить ход граничных кривых для этих фаз. Из рис. 1 следует, что при переходе от серы к селену и теллуру, область существования их полупроводниковых фаз смещается в направлении понижения акцепторной способности переходных металлов. Кривые MeS_x, MeSe_x и MeTe_x пересекаются в точке, которая соответствует акцепторной способности вольфрама и молибдена (0,05) по оси абсцисс и нижним халькогенидным фазам (Me₂X и Me₃X) — по оси ординат.

Дальнейший ход этой кривой трудно предсказать, так как для Co, Ni и металлов группы платиноидов *d*-электронная оболочка настолько заполнена, что они могут являться как акцепторами, так и донорами и для выяснения последнего требуются дальнейшие экспериментальные исследования. Таким образом, выше точки пересечения

этих кривых (рис. 1) халькогенид любого переходного металла должен обладать полупроводниковыми свойствами, а ниже — металлическими.

На рис. 2 приведена температурная зависимость электросопротивления сульфидов Ti_2S_3 и Z_2S_2 , а также термоЭДС Z_2S_2 . В связи с активной десульфидизацией образцов, измерения удалось провести только до температуры 750 С. Температурный ход электросопротивления Ti_2S_3 типичен или для металлического соединения или скорее для примесного полупроводника, так как величина его удельного электросопротивления, равная $1,6 \cdot 10^{-3}$ ом, см; лежит на границе между значениями электросопротивления металлов и полупроводников, в температура в 750, видимо, недостаточна для достижения области собственной проводимости (температура плавления Ti_2S_3 , составляя по разным данным от 2000 до 2200 С). Поведение этого сульфида интересно в связи с тем

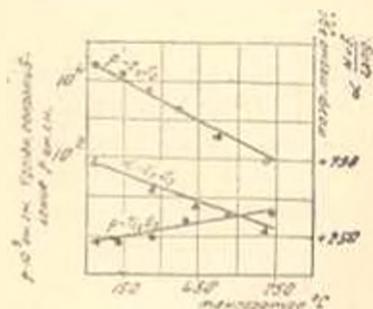


Рис. 2. Температурная зависимость электросопротивления Ti_2S_3 , Z_2S_2 и термоЭДС.

что он, по-видимому, расположен или на самой граничной кривой рис. 1 или в непосредственной близости от нее. Переход от металлического TiS к полупроводниковому Ti_2S_3 отмечается также резким понижением теплопроводности и твердости, которая имеет тенденцию к снижению при повышении асимметрии распределения электронной плотности в решетке и росте ширины запрещенной зоны полупроводников [7, 8]. Несмотря на сильное снижение твердости при переходе от TiS к Ti_2S_3 , она еще остается достаточно значительной, что указывает на относительно небольшую ширину запрещенной зоны этого соединения по сравнению, например, с Z_2S_2 и MoS_2 . Как показывают остальные, полученные нами данные, сульфиды Cr_2S_3 , MoS_2 , Z_2S_2 являются типичными полупроводниками, а FeS аналогичен Ti_2S_3 , находясь непосредственно на границе между металлическими соединениями и полупроводниками.

Исходя из данных рис. 1 следует полагать, что полупроводниковыми свойствами должны обладать также сульфиды V_2S_3 , VS_2 , VS_3 и другие сульфиды, селениды и теллуриды молибдена и вольфрама, а также все сульфиды титала, начиная с Ta_2S_3 и с большими содержаниями серы, при этом моносульфиды тантала, ниобия, хрома находятся вблизи от граничной кривой между металлическими и полупроводниковыми фазами.

В заключение автор выражает благодарность члену-корреспонденту АН УССР Г. В. Самсонову за руководство в проведении настоящей работы.

ИИИ физико-техническая лаборатория

АН Армянской ССР

№ 11, № 1—3

Поступило 19.XI.1964.

Վ. Ե. ՀՈՎՀԱՆՆԻՍՅԱՆ

ԱՆՅՈՒՄԱՅԻՆ ՄԵՏԱՂՆԵՐԻ ԽԱԿՈՒԳՆԵՆԻԳՆԵՐԻ ԷԼԵԿՏՐՈԿԱՆ
ՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՄԻ ՔԱՆԻ ՕՐԻՆԱԶՎՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՄԱՍԻՆ

Ա մ փ ո ւ ո մ

Հետադասված է TiS , Ti_2S_3 , ZnS_2 , Nb_2S_5 , MoS_2 , FeS սուլֆիդների էլեկտրո դիմադրությունը, բերվող էլեկտր, եռլի էֆեկտը, ջերմահաղորդականությունն ու միկրոամրությունը և ստացված արդյունքների անալիզի և զրական ավյանների հիման վրա ցույց է տրված, որ մեծացնելով անդամային մետաղների Վ-էնթամակարդակի էլեկտրոնների ակցիտրականությունը, մետաղականից դեպի կիսահաղորդչալին հաղորդականության անցումը տեղի է ունենում այդ մետաղների սուլֆիդների ֆազերի մեջ ձմումբի մեծ հարարերական պարունակության դեպքում:

Կառուցված է սահմանային կոր, որը ցույց է տալիս մետաղային և կիսահաղորդչալին խալկոգենիդների զոյության զանգվածը կախված նրանց մեջ խալկոգենի պարունակությունից և անցումային մետաղների ակցիտրականությունից:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Jellinek F. *Atkiv ióí kemí*, 20, 447 (1962).
2. Taggart F. *Austr. J. Chem*, 11, 471 (1958).
3. Сумионов Г. В. *ДАН СССР*, 93, 689 (1953).
4. Львов С. И., Пимченко В. Ф. Ежегодник научных работ по естествознанию Херсонского педагогического института, стр. 7 -9, 1964).
5. Сингльникова В. С., Вировцев В. А. *Заводская лаборатория*, № 8, 1049 (1961).
6. Нештор В. С., Баранцова И. Г. *МФЖ*, № 1, 23 (1963).
7. Суминова Г. В., Верховлядова Т. С. *Журн. структурной химии*, 2, 176 (1961).
8. Сумионов Г. В., Верховлядова Т. С. *Доповід АН УРСР*, № 1, 48 (1962).
9. Григорян Л. А., Новоселова А. В. *ДАН СССР*, 144, № 1 (1962).
10. Аслянов Л. А., Симова К. П., Новоселова А. В., *Украинский Ю. М. ЖНХ*, т. 8, вып. 12 (1963).
11. Гражданкина П. Г., Факидов Н. Г. *ДАН СССР*, 103, 5 (1955).
12. Gmelin Handbuch der anorganischen chemie, № 11 (1951).
13. Haraldsen L., Kyekshus A., Rost E. and Steffensen A. *Acta. chem Sc.* 17, № 5-стр. 1283 (1963).

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

К. Г. АБРАМЯН, Г. Л. АРЕШЯН, А. С. ПАРСАМЯН, Р. С. РАФАЕЛЯН

ЦИФРОВОЙ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫЙ АВТОМАТ ДЛЯ
 СТАБИЛИЗАЦИИ ТЕПЛООВОГО РЕЖИМА КОНТАКТНОГО
 АППАРАТА

В технологической схеме производства винилацетата контактный аппарат является самым активным звеном, так как в нем происходит экзотермическая реакция синтеза винилацетата. Контактный аппарат представляет из себя цилиндрический бак, в котором сверху вниз протекает исходное сырье (парогазовая смесь уксусной кислоты и ацетилена), а снизу вверх — охлаждающее масло. Реакция протекает в среде катализатора.

1. Контактный аппарат с точки зрения автоматического управления относится к классу сложных объектов. Тепловое поле внутри контактного аппарата обладает весьма сложной динамикой и случайным распределением как во времени, так и по высоте. Отсутствуют точные математические и количественные соотношения для описания физико-химических явлений процесса синтеза. Принятый нами алгоритм имеет эмпирический характер. Он фактически является формализацией многолетнего опыта практической работы. Регулирующие воздействия на тепловой режим контактного аппарата с целью стабилизации температуры рабочей зоны осуществляется либо изменением температуры парогазовой смеси исходного сырья (T_{in}), либо — температурой охлаждающего масла (T_{oil}). Каналы этих воздействий обозначим соответственно X и Y . Сигналы квантованы по трем уровням. По каждому из этих каналов пропускаются три разных сигнала: x_1 — приводящий к повышению T_{in} , x_2 — к понижению T_{in} и x_3 — останавливающий T_{in} без изменений. По каналу Y аналогичные сигналы y_1 , y_2 , y_3 вызовут соответствующие изменения T_{oil} . Выбор сочетания сигналов $x_i y_j$ ($i = 1, 2, 3; j = 1, 2, 3$) зависит от теплового режима контактного аппарата, который характеризуется в основном тремя параметрами:

а) Местонахождением рабочей зоны — Z . Этот параметр может иметь три значения: α — когда рабочей является нижняя, β — средняя и γ — верхняя зона.

б) Дрейфом температуры рабочей зоны — Δ . В качественном отношении параметр Δ может иметь три значения: m — когда $\Delta > 0$, l — $\Delta = 0$ и n — $\Delta < 0$.

в) Перепадом температур между нерабочими зонами — П. Этот параметр также может иметь три значения: a — когда $\Pi > 0$, b — $\Pi = 0$ и $a - \Pi < 0$.

Таким образом, алгоритм действия системы стабилизации сводится к функциональной зависимости $x, y_j = f(Z, \Delta, \Pi)$, решение которой приведено в табл. 1. Оперативную реализацию этого алгоритма

Таблица 1

	α			β			γ		
	\bar{m}	l	m	\bar{m}	l	m	\bar{m}	l	m
a	y_2, x_3	y_2, x_1	y_3, x_1	y_2, x_3	y_2, x_1	y_3, x_1	y_3, x_2	y_1, x_2	y_1, x_3
b	y_3, x_3	y_3, x_2	y_3, x_1	y_3, x_2	y_3, x_3	y_1, x_1	y_3, x_2	y_3, x_3	y_1, x_3
\bar{a}	y_2, x_3	y_2, x_1	y_3, x_1	y_3, x_2	y_1, x_2	y_1, x_3	y_3, x_2	y_1, x_2	y_1, x_3

осуществляет спроектированный цифровой вычислительный автомат (ЦВА). Схема системы стабилизации с применением ЦВА приведена на рис. 1. Каждая зона контролируется температурами в двух точках — T_1 и T_2 . Все шесть температур из контактного аппарата последовательно преобразуются в дискретный код при помощи ПАК (преоб-

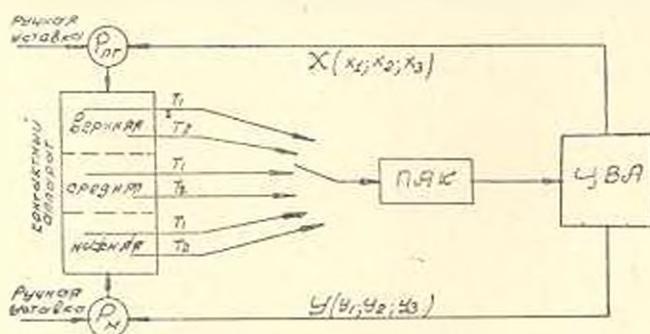


Рис. 1.

разователь аналог-код) и поступают в ЦВА. После обработки этой информации через каналы воздействия X и Y ЦВА осуществляет автоматическое изменение уставок регуляторов температур $P_{пр}$ и $P_{н}$. Таким образом, в контуре автоматического регулирования, где обратная связь замыкается через объект регулирования, ЦВА выполняет роль оператора-автомата. Однако в любой момент времени ЦВА может быть выключен из системы и оператор-человек сможет управлять объектом вручную.

2. Функционирование ЦВА сводится к последовательному выполнению следующих действий:

- а) Съем информации с контактного аппарата.
- б) Вычисление параметров Δ , Π .
- в) Выработка сигналов x_i ; y_j .
- г) Автоматическое изменение уставок $P_{ог}$ и P_m .
- д) Циклическое повторение действий п.п. а) — г) через определенные промежутки времени.

Действия ЦВА, приведенные на рис. 2, выполняются следующим образом:

- а) Определение $T_{р1}$ и параметра Δ . Путем алгебраического сравнения температур T_1 и T_2 , относящихся к каждой зоне, выбираются

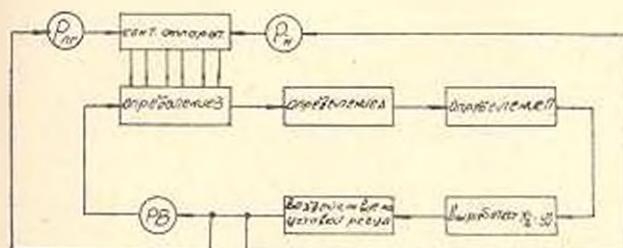


Рис. 2.

наибольшие из них, т. е. определяются T_{max}^1 ; T_{max}^2 ; T_{max}^3 . Наибольшая из этих трех будет фактической температурой рабочей зоны — $T_{р1}$, а признак ее зоны — параметр Δ .

б) Параметр Δ вычисляется как разность: $\Delta = T_{р1}^1 - T_{р1}^2$, где $T_{р1}^1$ — установленная величина. Далее Δ сравнивается с допустимой величиной дрейфа S . Если $|\Delta| - S \leq 0$ (2), то Δ приравнивается к нулю, если же $|\Delta| - S > 0$, то запоминается Δ со своим знаком.

в) Параметр Π вычисляется как разность: $\Pi = T_{max}^{11} - T_{max}^{12}$, где независимо от местонахождения рабочей зоны T_{max}^{11} температура нерабочей зоны, расположенной выше другой нерабочей зоны с максимальной температурой T_{max}^{12} . Далее Π сравнивается с r — допустимой величиной перепада температур между нерабочими зонами. Если $|\Pi| - r \leq 0$ (3), то Π приравнивается к нулю, если же $|\Pi| - r > 0$, то запоминается Π со своим знаком.

Величины $T_{р1}^1$; S ; r вводятся в ЦВА с пульта управления и в зависимости от периода синтеза могут быть изменены технологом в определенных пределах.

г) Выработки сигналов x_i ; y_j производится в результате логического анализа вычисленных параметров Δ ; Π .

д) Воздействие на уставки регуляторов $P_{ог}$, P_m осуществляется разрешающими импульсами $K_{ог}$ и K_m , которые формируются сигналом N , выработанным в ЦВА. Импульсы $K_{ог}$ и K_m включают цепи

возбуждения двигателей РД-09 регуляторов $P_{ог}$ и $P_{м}^*$. Очевидно, что углы поворота валов двигателей пропорциональны длительностям импульсов $K_{ог}$ и $K_{м}$ и изменением последних можно изменить кванты приращений температур $T_{ог}$ и $T_{м}$. Длительности импульсов $K_{ог}$ и $K_{м}$ устанавливаются технологом с пульта управления и в зависимости от характера процесса синтеза могут быть изменены в определенных пределах. Такой способ автоматического изменения уставок регуляторов оправдывается следующими соображениями: отпадает необходимость применения двух преобразователей код-аналог на выходных каналах ЦВА X и Y ; ввиду больших временных задержек в самом контактом аппарате с точки зрения устойчивости системы стабилизации регулирующие воздействия целесообразнее посылать небольшими квантами через определенные промежутки времени.

Воздействием сигналов x_1 ; y_1 ; контактный аппарат приводится к стабилизированному режиму, для которого справедливы соотношения (2), (3).

е) Циклическая работа ЦВА осуществляется специальным реле времени (РВ). Время одного цикла работы t_k устанавливается технологом с пульта управления. Через каждое t_k ЦВА функционирует по схеме рис. 2, но сигнал A вырабатывается не во всех циклах. Цикл работы ЦВА, в конце которого вырабатывается сигнал A , т. е. производится изменение уставок $P_{ог}$ и $P_{м}$, назовем рабочим, остальные же циклы, при которых сигнал A отсутствует, будут лишь контрольными. При этом имеет место соотношение $t_n = n \cdot t_k$, где n целое число и задается технологом с пульта управления. Количество контрольных циклов за один рабочий цикл (число n) подсчитывается специальным счетчиком СЦ. Выработка сигнала A , т. е. образование рабочего цикла происходит в двух случаях: когда в СЦ записан код нуля; когда независимо от показания СЦ имеет место соотношение $|\Delta| - S > 0$, что соответствует сильному экзотермическому возбуждению в рабочей зоне. Подряд трехкратное повторение этого режима, которое подсчитывается отдельным счетчиком — СА, ЦВА фиксирует как аварийный перегрев и выдает сигнал, включающий аварийную сирену.

3. Требуемая точность обработки полезной информации по технологическим соображениям равняется $\pm 1^\circ\text{C}$, а диапазон изменения температур в контактом аппарате — $150 : 230^\circ\text{C}$. Исходя из этих факторов, однозначно устанавливается, что для изображения температур в ЦВА в двоичном исчислении необходима 8-и зарядная сетка. Один двоичный разряд необходим для изображения знака и еще два — для указания признака зоны. Таким образом, информационное слово в ЦВА имеет следующую структуру:

* В качестве регуляторов $P_{ог}$ и $P_{м}$ были применены регуляторы отечественного производства соответственно типов ЭИД-32 и ЭИД-12.

11	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1
признак заны		знак			число					

Структура ЦВА предопределяется алгоритмом, реализуемым ЦВА. Блок-схема ЦВА (рис. 3) состоит из следующих функциональных блоков:

а) арифметический и запоминающий блок (АЗБ) состоит из 5 триггерных регистров. Сумматор (СМ) приспособлен для производства

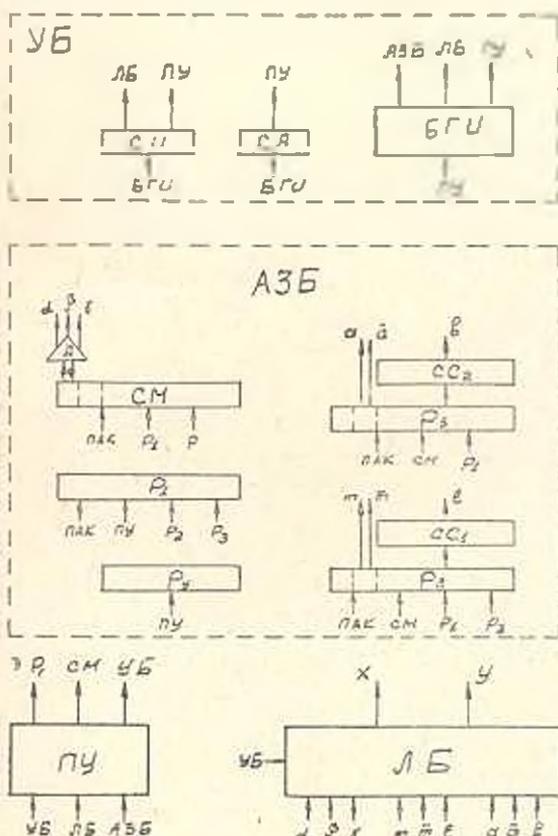


Рис. 3.

операции сложения над числами, изображенными прямым и обратным кодами. Схема циклического сквозного переноса охватывает 1-9 разряды. P4 предназначен для запоминания величины T_{10} . Регистры P1, P2, P3 имеют оперативное значение и служат для запоминания промежуточных и окончательных результатов вычислений. СМ, P1, P2 и P3 являются 11-ти разрядными, а P4 — 8-и разрядным регистрами.

б) Логический блок (ЛБ) реализует функциональную зависимость (1), т. е. таблицу алгоритма. Синтез схемы ЛБ осуществлен при помощи аппарата нулевой алгебры. Переключательные функ-

ции составлены в соответствии с таблицей алгоритма

$$x_1 = \alpha (al + \bar{a}l + am + bm + \bar{a}m) + \beta (al + am + bm)$$

$$x_2 = \beta (b\bar{m} + \bar{a}\bar{m} + \bar{a}l) + \gamma (a\bar{m} + al + b\bar{m} + \bar{a}\bar{m} + \bar{a}l)$$

$$y_1 = \beta (al + bm + \bar{a}m) + \gamma (al + am + bm + \bar{a}l + \bar{a}m)$$

$$y_2 = \alpha (a\bar{m} + b\bar{m} + \bar{a}\bar{m} + al + \bar{a}l) + \beta (a\bar{m} + al + b\bar{m})$$

Функции x_2 , y_2 не составляются, так как они тождественно действительны, когда соответственно $x_1 = x_2 = 0$ и $y_1 = y_2 = 0$. ЛБ синтезирован на логических элементах И, ИЛИ, НЕ.

в) Управляющий блок (УБ) представляет из себя последовательную цепь, состоящую из линий задержек, анализирующих схем и

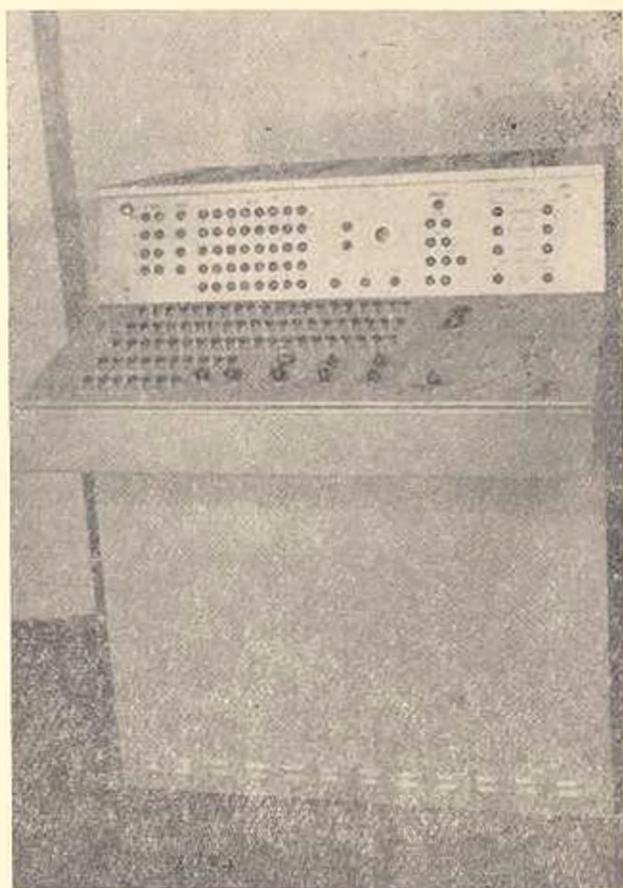


Рис. 4.

усилитель-формирователей. Эта часть УБ обозначена блоком главных импульсов (БГИ). В каждом цикле работы ЦВА цепи БГИ выдают управляющие импульсы всем функциональным блокам ЦВА в нужной последовательности. В УБ входят также трехразрядный СЦ и двухразрядный СА, назначение которых пояснено выше.

г) Пульт управления состоит из панелей управления и сигнализации. На панели управления расположены все оперативные переключатели и наборные регистры, необходимые для задания оператором технологических параметров — $T_{ра}$, S , r , t_k , n , $K_{ог}$, K_m . Величины $T_{ра}$, S , r могут задаваться соответственно в диапазонах: (150—230)°С, (0—7)°С и (0—10)°С с точностью ± 1 °С. Диапазон изменения t_k составляет 1—30 минут с точностью до ± 10 секунд. Число n может иметь два определенных значения — 3 или 7, что осуществляется переключением третьего разряда СЦ. Величины $K_{ог}$, K_m могут быть заданы в пределах, соответствующих приращениям T_m и T_n в пределах (1—7)°С. На панели сигнализации при помощи неоновых и индикаторных лампочек сигнализируются все параметры, необходимые для визуального контроля технологического процесса синтеза в контактном аппарате: параметры З, А, П, а также $T_{ра}$, S , r , t_k и n . С целью осуществления профилактического контроля ЦВА сигнализируются также все регистры АЗБ, счетчики УБ и сигналы x_i , y_j .

В режиме профилактического контроля ЦВА отключается от контактного аппарата. Входные каналы переключаются на делители напряжения, имитирующих температуры, при помощи которых можно установить температуры в пределах (150—230)°С на любом из 6-ти каналов. Имеется возможность проверки всех функциональных блоков ЦВА каждого в отдельности, а также совместно. Результаты профилактического контроля проверяются по показаниям панели сигнализации.

Конструктивно ЦВА оформлен в виде письменного стола (рис. 4). Вся электронная часть выполнена на унифицированных полупроводниковых ячейках с печатным монтажем. Питание ЦВА от сети переменного тока 127/220 в. Кроме целей стабилизации, при помощи ЦВА намечено также произвести активные эксперименты для накопления статистического материала и выявления алгоритма управлений всей технологической схемы производства винилацетата.

Ереванский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступило 5.V II 1965

Կ. Շ. ԱՐԵՎԻԿԱՅԱՆ, Գ. Լ. ԱՐԵՎԻԿԱՆ, Հ. Ս. ՊԱՐՈՒՄՅԱՆ, Խ. Ս. ԻՆՅԱՅԻՃՅԱՆ

ԹՎԱՆՆԱԳՐԸ ՆԱԵՎԻՉ ԱՎՏՈՄԱՏԻ ԿՈՆՏԱԿՏԱՅԻՆ ԱՊԱՐԱՏԻ
ՋԵՐՄԱՅԻՆ ԻՆՏԻՄԻ ԿՈՅՈՒՆԱՑՄԱՆ ՇԱՐՈՐ

Ա. Վ. Փ. Ա. Փ. Ն. Ս. Վ

Կոնտակտային ապարատը վիճակագրության տեխնոլոգիական սինթեզի կարևորագույն օղակն է և ստացվող հումքի՝ վիճակահետադարձ արակի ու քանակը մեծ մասամբ կախված է այդ ապարատի ջերմային ռեժիմից, որի և աշխատանքի համար նախադրված է թվանշանային հաշվիչ ավտոմատ (ԹՇԱ) և ԹՇԱ-ի գործարկման ալգորիթմը հիմնված է Երևանի ԵՊՈՎԻՎԻՍ-ի տեխնոլոգիական

դործարանում կտտարված մեր հետադուրսությունների վրա և բերված է 1 աղ-
յուսակում:

ԹՀԱ-ի կիրառմամբ ջերմային սեփմի կայունացման սխեմեր դործում է
հետևյալ հաշորդականությամբ՝ ա) Ինֆորմացիայի ընդունում կոնտակտային
ապարատից և նրանց ձևափոխումը ինֆանշային կոդի. բ) Այդ ինֆորմացիայի
մշակումը ԹՀԱ-ում համաձայն բնդունված ալգորիթմի. գ) Կարգավորող աղ-
դանշանների առարում և դրանց շնորհիվ ստանցնող յուղի և պաղ-դուրջային
խտանարդի ջերմությունների սվաումասիկ փոփոխություն. դ) Վերոհիշյալ
ա) — գ) դործուդությունների պարբերական կրկնություն:

ԹՀԱ-ի բուր էյեկարոնային սխեմաները մշակված են կիսահադորդիչային
էյեմենտների վրա և իրականայված են ապագիր մոնտաժային եղանակով:

ԹՀԱ-ն իր յափսերով և ձևով նման է դրասեղանի նախատեսնված է նաև
այն ոգտադորմկ վինիլայցետատի սինթեզման պրոցեսի ստաաիկական բնու-
թադրերը հանելու համար:

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

С. Г. ИОННИСЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕФОРМАЦИЙ ИЗГИБАЕМЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ИЗ ЛЕГКИХ БЕТОНОВ НА ПРИРОДНЫХ ЗАПОЛНИТЕЛЯХ, АРМИРОВАННЫХ СТЕРЖНЕВОЙ АРМАТУРОЙ КЛАССА AIV

Применение стержневой арматуры повышенной прочности в железобетонных конструкциях позволяет сократить размеры поперечных сечений и снизить вес элементов, при этом во многих случаях определяющим из трех предельных состояний становится деформативность конструкции. Предварительное напряжение арматуры существенно уменьшает деформации конструкции. Однако и в этом случае, особенно для конструкций, выполненных из легких бетонов, расчет по второму предельному состоянию остается важным и необходимым. В настоящей статье излагаются результаты исследований деформаций изгибаемых элементов из литондиопемзобетона и перлитобетона, армированных стержневой арматурой класса AIV. Характеристики этих бетонов были приведены в [1].

Исследование физико-механических свойств легких бетонов при сжатии позволило выявить, что уругие свойства бетонов улучшаются с увеличением их прочности. На рис. 1 показаны экспериментальные значения коэффициента упругости $\nu = \frac{\epsilon_{упр.}}{\epsilon_{пол.}}$ ($\epsilon_{упр.}$ — упругие деформации; $\epsilon_{пол.}$ — полные деформации) для литондиопемзобетона, полученные при центральном сжатии призм сечением $10 \times 10 \times 10$ см. Призмы нагружались этапами по 0,1 от разрушающей нагрузки с пяти минутной выдержкой на этапе. Из рис. 1 видно, что при $\sigma = R_{пр} = 0,8$ значения коэффициента ν для бетона с $R_{пр} = 200$ кг/см² равнялись 0,73—0,79, для бетонов с $R_{пр} = 320-360$ кг/см² значения ν были в пределах 0,87—0,90. Таким образом, при одинаковых условиях ис-

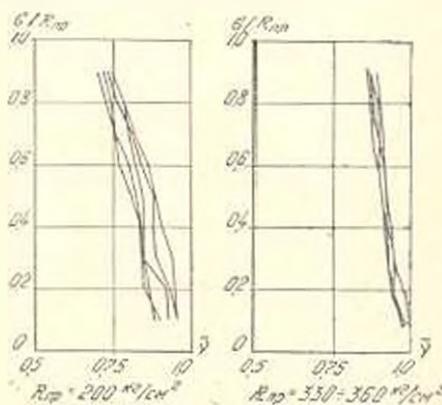


Рис. 1. Изменение коэффициента упругости литондиопемзобетона в зависимости от степени его нагружения и прочности.

и при одинаковых условиях ис-

пытания доля пластических деформаций в полных деформациях бетона уменьшается с увеличением прочности бетона. Такой характер изменения упругопластических свойств легких бетонов в зависимости от их прочности наблюдался и при исследовании работы балок, выполненных из них. Экспериментальные образцы балок имели сечение 12×18 см, длину 260 см. Балки армировались рабочей арматурой 2Ф12_{ст.} 25Г2С и монтажной арматурой 2Ф6,5_{ст.} 25Г2С. Перед применением в конструкции рабочая арматура упрочнялась на стенде холодной вытяжкой. После упрочнения и старения арматура по своим свойствам соответствовала сталям класса АIV и имела следующие характеристики: $\sigma_T = 6300 + 6900$ кг см²; $E_s = 2,08 \cdot 10^6$ кг см²; $\delta_{рлвк.} = 8 - 11\%$. Переменными параметрами в исследованиях были кубиковая прочность бетона (231—646 кг см²) и величина предварительного напряжения арматуры (0—5800 кг см²). Кратковременной нагрузкой были испытаны 32 балки. Нагружение балок при испытании производилось сосредоточенными силами в третях пролета. При анализе деформаций были использованы также данные выполненных в АИСМ опытов канд. техн. наук С. А. Шагиняна [2] над туфобетонными балками с прочностью бетона 120—160 кг см², армированными арматурой класса АI.

До момента образования трещин в бетоне сопротивление обычного и предварительно напряженного элемента воздействию внешней нагрузки и его жесткость характеризуются работой всего поперечного сечения с учетом растянутой и сжатой зон. Для определения прогибов в этой стадии работы элемента в расчете принимают жесткость

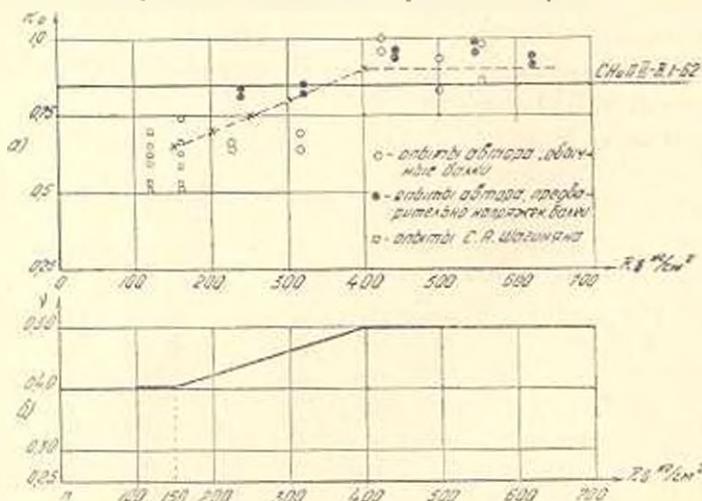


Рис. 2 а) Изменение коэффициента κ в зависимости от прочности легкого бетона; б) Изменение коэффициента γ в зависимости от прочности легкого бетона.

$k_0 E_s I_{np}$, где k_0 — коэффициент, характеризующий снижение жесткости элемента за счет проявления неупругих свойств бетона. В [3] принимают $k_0 = 0,85$. На рис. 2 (а) показаны экспериментальные значения

коэффициента k_0 для обычных и предварительно напряженных образцов, определенные при нагрузках (0,75—0,80) $M_{тр}$. По данным рис. 2 (а) можно сделать вывод, что коэффициент k_0 зависит от прочности бетона и увеличивается с увеличением последнего. Это подтверждает приведенные выше данные, указывающие, что пластические свойства легких бетонов зависят от их прочности. Следует отметить, что для прочностей бетона 200—300 $кг/см^2$ коэффициент k_0 оказывается для ненапряженных балок равным 0,65—0,70, а для предварительно напряженных балок 0,80—0,85. По-видимому, в предварительно напряженных конструкциях из легких бетонов указанных прочностей в результате ползучести бетона, происходившей в процессе выдержки образца до его испытания внешней нагрузкой, запас пластических деформаций в бетоне уменьшается и при кратковременных испытаниях бетон проявляет более высокие упругие качества. Для легких бетонов высоких прочностей с относительно высоким расходом цемента и с более плотной структурой этого явления не наблюдается. Для расчетов можно рекомендовать значения коэффициента k_0 , приведенные в табл. 1.

Таблица 1

Кубиковая прочность бетона, $кг/см^2$	150	200	250	300	400
k_0	0,65	0,70	0,75	0,80	0,90

При пересмотре норм проектирования железобетонных конструкций проф. А. А. Гвоздев предложил единую методику определения прогибов обычных и предварительно напряженных изгибаемых конструкций, работающих с трещинами в растянутой зоне [4]. Исходной для расчета кривизны (прогибов) железобетонных конструкций принята формула

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M_2}{h_0 z_1} \left(\frac{\gamma_0}{E_s F_a} + \frac{\gamma_0}{(\varepsilon + \gamma') b h_0 E_{b\gamma}} \right) - \frac{N_2}{h_0} \cdot \frac{\gamma_0}{E_s F_a} \quad (1)$$

При построении формулы (1) были приняты основные предположения теории проф. В. И. Мурашева [5], при этом в расчет вводилась высота сжатой зоны в сечении над трещиной, определенная без применения гипотезы плоских сечений, а также учитывалось влияние продольной силы на деформации образца. Для определения параметров $\gamma_0, \varepsilon = \frac{\varepsilon}{h_0}$, в [3] приведены соответствующие расчетные формулы.

Значение коэффициента γ принято для обычных изгибаемых конструкций равным 0,5, для предварительно напряженных — 0,45. Произведенные расчеты и сравнения опытных и расчетных деформаций показали, что для обычных и предварительно напряженных конструкций из легких бетонов на природных заполнителях, работающих с трещинами в растянутой зоне, можно применить методику расчета

деформаций СНиПШ-Б-1-62, при этом величина γ в формуле (1) должна приниматься переменной и зависящей от прочности бетона. Рекомендуемые значения γ приведены на рис. 2 (б). Ниже марки 150 величина γ принимается равным 0,4, выше марки 400—равным 0,5; при $400 > R_b > 150$ значение γ определяется по линейной интерполяции. На рис. 3 (а) приведены опытные и расчетные прогибы для ба-

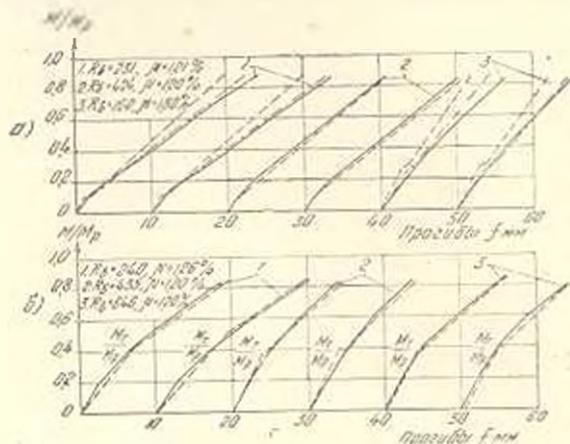


Рис. 3 а) Прогибы балок с ненапрягаемой арматурой, 1, 2 — опыты автора, 3 — опыты С. А. Шагиняна. — — — Расчет по [3] с учетом переменных значений k_b и γ . б) Прогибы балок с предварительно напряженной арматурой, 1, 2, 3 — опыты автора. — — — Расчет по [3] с учетом переменных значений k_b и γ .

лок из легкого железобетона с ненапрягаемой арматурой. Данные на рис. 3 (а) показывают, что принятие коэффициента γ согласно рис. 2 (б) значительно улучшает сходимость опытных и расчетных прогибов балок.

Исследования предварительно напряженных образцов из легкого железобетона выявили, что опытные деформации растянутой арматуры существенно превышают величины приведенные в [3]. На рис. 4 представлены значения коэффициента ψ_a полученные по опытным данным автора. Для образцов с прочностью бетона 200—300 кг/см² коэффициент ψ_a сразу же после трещинообразования оказывается близким к 0,8, а с возрастанием нагрузки опытные точки приближаются к единице. Это, по-видимому, надо объяснить относительно низким модулем упругости и низкой прочностью на растяжение указанных бетонов. Исследование деформаций сжатого бетона для тех же образцов показало, что средние деформации крайнего волокна сжатой зоны бетона, вычисленные с учетом γ по рис. 2 (б) переоценивают примерно на 20% опытные их значения. Причину превышения расчетных деформаций над опытными можно усмотреть в том, что для указанных прочностей бетонов предварительное обжатие и происходящие в результате этого деформации ползучести уплотняют бетон и, возможно,

увеличивают его модуль деформаций. Так, опытные предварительно напряженные образцы с прочностью бетона 183 кг/см^2 обжимались в возрасте 22 дней, а испытывались в возрасте 90—92 дней. За этот промежуток времени в бетоне произошли пластические деформации: на уровне рабочей арматуры $(46,5-53,5) \cdot 10^{-3}$, на уровне крайнего

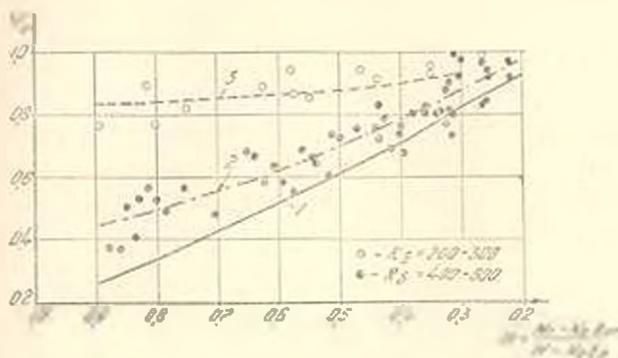


Рис. 4. Значения коэффициента ψ_a для предварительно напряженных балок из литондиопемзобетона

$$1 - \psi_a = 1,3 - 1,1 m - \frac{1 - m}{6 - 4,5 m} \quad [3], \quad 2 - \psi_a = 1,3 - \frac{1,8 m}{1 + m}, \quad 3 - \psi_a = 1,3 - \frac{3,8 m}{1 + 7 m}$$

полюска сжатой зоны — $25 \cdot 10^{-3}$. Используемый же в расчетах модуль упругости определялся на призмах $10 \times 10 \times 40 \text{ см}$ из того же бетона, хранящихся в обычных условиях, без предварительного обжатия. При вычислении прогибов предварительно напряженных балок с прочностью бетона $200-300 \text{ кг/см}^2$ неточности в подсчете средних деформаций растянутой арматуры и сжатого бетона компенсируют друг друга, и прогибы, вычисленные по нормам [3] с учетом ν согласно рис. 2 (б) хорошо описывают опытные прогибы. Учитывая, что в раннем возрасте после спуска натяжения арматуры деформации ползучести бетона в балках от усилия обжатия будут незначительными, можно предположить, что средние деформации сжатой зоны бетона будут точнее описываться формулой норм с учетом $\nu = f(R_b)$ на рис. 2 (б) и при вычислении прогибов для подсчета ψ_a необходимо будет пользоваться данными кривой 3 на рис. 4. Вопрос о влиянии ползучести легких бетонов на их упруго-пластические свойства при одновременном нагружении нуждается в дальнейшем исследовании. Для предварительно напряженных образцов с прочностью бетона $400-600 \text{ кг/см}^2$ средние деформации сжатого бетона и растянутой арматуры, также прогибы удовлетворительно описываются формулами СНиП при принятии коэффициента $\nu = 0,5$ согласно рис. 2 (б). На рис. 3 (б) показаны опытные и расчетные прогибы предварительно напряженных балок. По экспериментальным данным можно сделать вывод, что для обычных и предварительно напряженных балок 3-й категории трещиностойкости, выполненных из легких бетонов на природ-

ных заполнителях, расчет прогибов от кратковременной нагрузки можно вести по СН и П при соответствующем учете упруго-пластических свойств бетона.

Длительной нагрузкой были испытаны 6 балок из антоднотембетона, из коих 3 обычных и 3 предварительно напряженных. Процент армирования балок $\mu = 1,2\%$. Величина предварительного напряжения арматуры равнялась $\sigma_0 = 4200 \text{ кг/см}^2$. Балки ставились под нагрузку в возрасте 37—47 дней. Величина длительно действующей нагрузки составляла примерно 0,5—0,55 от разрушающей. При этой нагрузке во всех балках, обычных и предварительно напряженных, имелись трещины в растянутой зоне. Температурно-влажностный режим помещения изменялся в пределах $p = 71 \pm 4\%$, $t = 22 \pm 3^\circ \text{C}$. Результаты испытания приведены в табл. 2.

Таблица 2

Марка балок	Прочность бетона в испытании кг/см^2	Величина длительно действующей нагрузки кг/см^2	Прогибы в мм			$\frac{f_{\text{п}} - f_{\text{норм}}}{f_{\text{п}}} 100\%$	$\frac{f_{\text{п}}}{f_{\text{н}}}$
			мгновенный экстремальный $f_{\text{н}}$	полный экспериментальный $f_{\text{п}}$	по [3] при $\nu = 0,18$ $f_{\text{норм}}$		
ЛБ-2-0 (3)	302	1080	12,16	23,3	21,1	+ 9,4	1,92
ЛБ-2-0 (4)	302	962	10,82	20,3	18,8	+ 7,4	1,91
ЛБ-2-1 (3)*	298	1200	9,33	17,8	18,5	— 3,9	1,82
ЛБ-2-1 (4)*	298	1035	9,02	16,3	16,6	— 2,2	1,31
ЛБ-4-0 (1)	412	1128	10,48	19,9	21,0	— 5,5	1,90
ЛБ-4-1 (1)*	422	1251	8,31	15,1	17,9	—19,0	1,82

* Образцы с предварительно напряженной арматурой.

Деформации сжатой зоны бетона наиболее интенсивно нарастают в первые дни загрузки (рис. 5 и 6). Однако и после 340—350 дней выдержки балок под нагрузкой деформации продолжали расти. Полные деформации бетона во времени и полные прогибы определялись экстраполяцией полученных данных до 1000 дней загрузки [6]. По полным деформациям бетона сжатой зоны вычислялись значения коэффициента ν при длительном нагружении, которые оказались равными 0,18—0,22.

Деформации растянутой арматуры обычных балок (рис. 5) в течение примерно 100 дней загрузки увеличились на 15—17%, что свидетельствовало о дальнейшем выключении из работы бетона растянутой зоны. В дальнейшем деформации арматуры стабилизировались. Для предварительно напряженных балок (рис. 6) деформации арматуры в течение 80—100 дней продолжали увеличиваться, как и в ненапряженных балках, затем начали уменьшаться и достигли своего начального значения. Это объясняется тем, что деформации сжатой зоны бетона при нагружении балки не полностью погашают предварительное напряжение арматуры $F_{\text{н}}$. В дальнейшем, при проявлении ползучести бетона сжатой зоны предварительные напряжения арматуры $F_{\text{н}}$ полностью погашаются и она начинает работать на сжатие. В

результате этого точка приложения усилия обжатия удаляется от центра тяжести сечения, увеличивая тем самым момент обжатия бетона. Так, в образце ЛБ-4-1 (1) момент обжатия сразу же после загрузки равен 567 кг. м, после 337 дней выдержки балки под

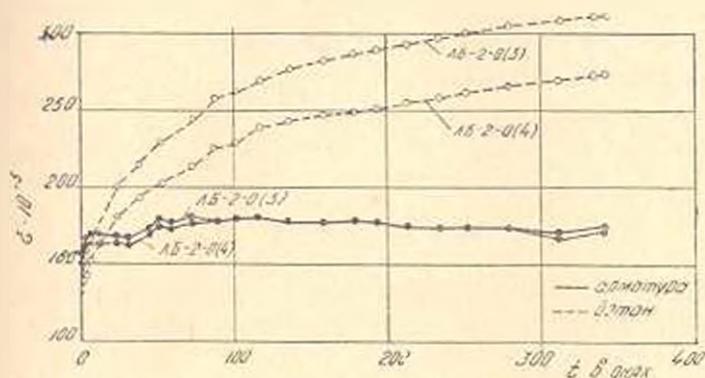


Рис. 5. Деформации бетона и арматуры во времени для образцов с ненапрягаемой арматурой.

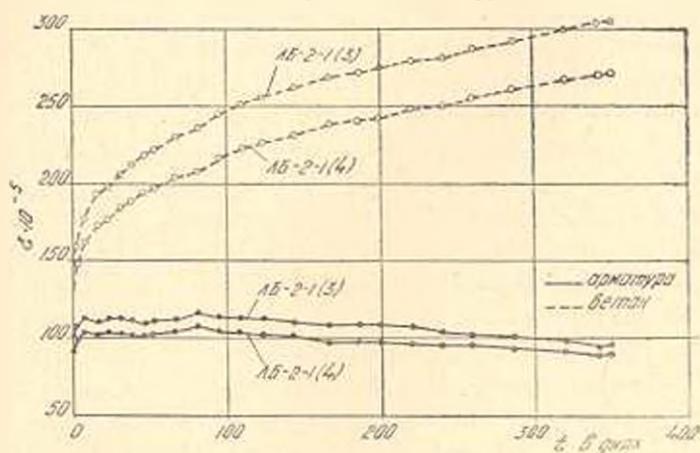


Рис. 6. Деформации бетона и арматуры во времени для образцов с предварительно напряженной арматурой.

нагрузкой оказался равным 682 кг. и, т. е. увеличился на 20%. В образце ЛБ-2-1 (3) момент обжатия во времени увеличился на 18%.

Отношение полных экспериментальных прогибов, соответствующих 1000 дням загрузки, к кратковременным оказались для всех балок в пределах 1,8—1,9. Предварительное напряжение арматуры не повлияло на эту величину. Величину коэффициента ν для расчета прогибов литондиопемзобетонных балок от длительной нагрузки можно рекомендовать принять равным 0,18 для конструкций со средним процентом армирования, эксплуатируемых в условиях указанного выше температурно-влажностного режима. Расчет полных прогибов балок по СН и П с учетом $\nu=0,18$ дал удовлетворительные результаты (табл. 2). Наибольшее отклонение в 19% в сторону запаса деформа-

ний получилось для образца ВБ-1—1 (1). Для остальных балок отклонение менее 9⁰₀. Таким образом, исследование работы обычных и предварительно напряженных изгибаемых конструкций из легких бетонов, армированных стержневой арматурой, выявило, что расчет деформаций от кратковременной и длительно действующей нагрузки можно вести по СНиП—В.1—62 при соответствующем учете упруго-пластических свойств бетона.

Лаборатория сопротивления
железобетона АИСМ

Поступило 11.XI.1965

II. Գ. ՀՈՂԱՆՆԻՍՅԱՆ

А IV ԴԱՍԻ ՉՈՂԱՅԻՆ ԱՄՐԱՆՈՎ ԲՆԱԿԱՆ ԼՅՈՉՆԵՐՈՎ ԻՔԻԹԻՎ ԲԵՏՈՆԻ ԾՌՎՈՂ ԷԼԵՄԵՆՏՆԵՐԻ ԿԵՖՈՐՄԱՅԻԱՆԵՐԻ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒՄԸ

Ա մ փ ո փ ո մ

Հոդվածում քերված են А IV դասի ամրանով լիթոիդոպեմզարեանն և պերլիտոբետոնն ծովող էլեմենտների կարճատև և երկարատև ղեֆորմացիաների փորձնական հետազոտման արդյունքները:

Ուսումնասիրությունները ցույց են տվել, որ թեթև բետոնների ամրության մեծացման հետ նրանց առաձգական հատկությունները բարելավվում են և ղեֆորմացիայի նշանակությունը, որը հաշվի է ստնում բետոնի ոչ առաձգական ղեֆորմացիաները $k_0 E_c \gamma$ կոշտության հաշվառորի դեպքում մինչև հեծանում ճաքառաջացումը, առաջարկվում է բնդունել փոփոխական և կախված բետոնի ամրությունից: Բետոնի ամրության մեծացման դեպքում 150-ից մինչև 400 կգ/սմ³ արժեքն աճում է 0,65-ից մինչև 0,9: Հեծանի ճքվածքի հաշվառոր ճաքառաջացումից հետո կարելի է կատարել համաձայն նորմաների, եկատի ունենալով γ ղորձակցի արժեքի փոփոխական մեծությունը՝ ըստ որում 150 ամրանիչից ցածրի դեպքում γ -ի արժեքը ընդունվում է 0,1, 400 ամրանիչից բարձրի դեպքում՝ 0,5: Բետոնի ամրության միջանկյալ արժեքների դեպքում γ մեծությունը որոշվում է դժային ինտերպոլիցիայով:

Բեռի երկարատև ազդեցության դեպքում հեծանների լրիվ ճքվածքի հարաբերությունը կարճատևին ստացվել է 1,8—1,9 հավասար և աշխատող ամրանում հախնական լարվածության առկայությունից անկախ: Լիթոիդոպեմզարեանն էլեմենտների համար բեռի երկարատև ազդեցության դեպքում γ ղորձակցը առաջարկվում է բնդունել 0,18:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Ионнисян С. Г. Легкий бетон на природных заполнителях в предварительно напряженных конструкциях со стержневым армированием. Известия АН Армянской ССР, серия техн. наук, № 6. 1965.
2. Шалунян С. А. Опытное-теоретическое исследование жесткости легкого железобетона. Лушамбе, 1958.
3. Бетонные и железобетонные конструкции. Нормы проектирования. СНиП—В.1—62.
4. Гвоздев А. А., Дмитриев С. А., Немировский Я. М. О расчете перемещений (про-

- гибов) железобетонных конструкций по проекту новых норм (СНиП111—В.1—62), Журнал „Бетон и железобетон“, № 6, 1962.
5. *Мурашев В. И.* Трепниустойчивость, жесткость и прочность железобетона, М., 1950.
6. *Фигаровский В. В.* Увеличение прогибов железобетонных балок при длительном действии нагрузки. Журнал „Бетон и железобетон“, № 11, 1962.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

И. Т. ХАЧАТРЯН

ПРИБЛИЖЕННЫЙ МЕТОД ИССЛЕДОВАНИЯ НЕЛИНЕЙНЫХ СИСТЕМ, БЛИЗКИХ К ГАРМОНИЧЕСКОМУ ОСЦИЛЛЯТОРУ

В статье приводится способ использования теоремы акад. С. А. Чаплыгина о дифференциальных неравенствах [1] для приближенного исследования некоторых нелинейных систем, описываемых дифференциальными уравнениями вида

$$\ddot{x} + k^2 x - \varepsilon f(x, \dot{x}) = 0 \quad (0.1)$$

$$x = x_0, \dot{x} = \dot{x}_0 \text{ при } t = 0, \quad (0.2)$$

где k и ε постоянные, ε — малая величина.

1. Умножим уравнение (0.1) на $\dot{x} = x \dot{t}$ и интегрируя в пределах от $t=0$ до t , получим уравнение удвоенного баланса энергии системы

$$x^2 + k^2 x^2 - x_0^2 - k^2 x_0^2 - 2\varepsilon \int_0^t x f(x, \dot{x}) dt = 0. \quad (1.1)$$

Введем вспомогательный параметр ω и перепишем (1.1) в таком виде

$$\dot{x}^2 + \omega^2 x^2 - x_0^2 - \omega^2 x_0^2 + Q = 0, \quad (1.2)$$

где

$$Q = (\omega^2 - k^2)(x_0^2 - x^2) - 2\varepsilon \int_0^t x f(x, \dot{x}) dt. \quad (1.3)$$

Интегрируя уравнение (1.2) методом последовательных приближений, полагая $Q = 0$, получим уравнение первого приближения с интегралом $x = z_1$

$$z_1 = a \sin(\omega t + \alpha), \quad (1.4)$$

где амплитуда a и начальная фаза α первого приближения определяются через начальные условия (0.2) формулами

$$a^2 = x_0^2 + \frac{x_0^2}{\omega^2}; \quad \operatorname{tg} \alpha = \frac{\omega x_0}{x_0} \quad (1.5)$$

Внося z_1 в (1.3) вместо x , и полученное значение Q в (1.2), будем иметь уточненное дифференциальное уравнение

$$\dot{x}^2 + \omega^2 x^2 = \omega^2 a^2 - Q(\omega, t), \quad (1.6)$$

где

$$Q(\omega, t) = (\omega^2 - k^2)(x_0^2 - z_1^2) - 2z_1 \int_0^t f(z_1, z_1) dt. \quad (1.7)$$

Интегрируя (1.6) при тех же начальных условиях, находим решение во втором приближении $x = z_2$ в виде суммы двух слагаемых — главного члена (1.4) и члена коррективы, учитывающего поправку от влияния $Q(\omega, t)$

$$z_2 = f(\omega, t) = z_1 + z(Q). \quad (1.8)$$

Подберем ω так, чтобы решение (1.8) было близко к точному интегралу исходного уравнения (0.1). Для этого пользуемся теоремой С. А. Чаплыгина о дифференциальных неравенствах, которая в рассматриваемой задаче утверждает следующее положение. Если $Q(\omega, t) > 0$, то при всех t , не превосходящих определенного предела $t = \tau$, решение первого приближения (1.4) будет верхней границей для интеграла уравнения (0.1) и наоборот, если $Q(\omega, t) < 0$, то z_1 будет нижней границей. Обозначим через ω_1 и ω_2 значения параметра ω , которые обеспечивают выполнение неравенств

$$Q(\omega_1, t) > 0; \quad Q(\omega_2, t) < 0. \quad (1.9)$$

Поскольку правая часть уравнения (1.6) должна быть всегда положительна, необходимо наложить на ω_2 дополнительное условие

$$Q(\omega_1, t) < \omega_1^2 a^2. \quad (1.10)$$

При $Q=0$ будем иметь гармонический осциллятор с частотой ω и балансом энергии, равным энергии рассматриваемой нелинейной системы. Если нам удастся подобрать параметры ω_1 и ω_2 так, чтобы наряду с выполнением неравенств (1.9) и (1.10) абсолютные величины $Q(\omega_1, t)$ и $Q(\omega_2, t)$ были бы малыми, то очевидно, что при этом вилка между верхней и нижней границами будет сужена. Наличие малого параметра ε в выражении (1.7) позволяет всегда подобрать нужные значения для ω_1 и ω_2 , если только интеграл, входящий в (1.7), будет ограниченной величиной на всем интервале времени t . Полагая, что названный интеграл этому условию удовлетворяет, уточненное решение задачи во втором приближении можно получить по одной из следующих формул

$$x = z_2 = f(\omega, t); \quad \text{где } \omega = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot (\omega_1^2 + \omega_2^2)}; \quad (1.11)$$

$$x = z_2 f(\omega, t), \quad \text{где } \omega = \frac{1}{2} \cdot (\omega_1 + \omega_2); \quad (1.12)$$

$$x = z_2 = \frac{1}{2} |f(\omega_1, t) + f(\omega_2, t)|. \quad (1.13)$$

Из этих трех вариантов представления решения во втором приближении в большинстве случаев предпочтительным является вариант (1.11).

Объясняется это тем, что в дифференциальном уравнении (1.6) главными слагаемыми, определяющими x^2 , будут $\omega^2 x^2$ и $\omega^2 a^2$, а слагаемое $Q(\omega, t)$ дает член корректива, который будет малой величиной. Таким образом, задача об исследовании нелинейных систем, описываемых уравнением (0.1) приводится к определению параметров ω_1 и ω_2 из неравенств (1.9) и (1.10) и к интегрированию уравнения (1.6) при заданном $Q(\omega, t)$. Последний вопрос особого труда не представляет, поскольку уравнение (1.6) хорошо изучено [2]. Кроме этого, в практических расчетах часто представляет интерес не вид функциональной зависимости $x = x(t)$, а наибольшая амплитуда $A = x_{\max}$, которая может быть определена без интегрирования уравнения (1.6) по следующей формуле

$$A^2 = x_{\max}^2 = \left| a^2 - \frac{1}{\omega^2} Q(\omega, t) \right|_{\max} \quad (1.14)$$

Что же касается вопроса выбора значений параметров ω_1 и ω_2 , то его решение обусловлено видом функции $f(x, \dot{x})$, входящей в уравнение (0.1). В ряде случаев выбором одной пары значений ω_1 и ω_2 можно получить вполне удовлетворительное решение, пригодное для всего интервала времени от $t=0$ до $t=\infty$. В других задачах приходится интервал времени разбить на частичные интервалы $0 \leq t < t_1$, $t_1 < t < t_2$ и т. д. и для каждого из них подобрать свои параметры ω_1 и ω_2 . В таких случаях малый параметр благоприятствует выбору частичных интервалов в меньшем количестве.

2. В качестве приложения изложенного метода рассмотрим задачу математического маятника.

Имеем уравнение

$$\ddot{x} + \omega_0^2 \sin x = 0; \quad \omega_0^2 = \frac{g}{l} \quad (2.1)$$

и начальные условия $x_0 = a < \pi$, $\dot{x}_0 = 0$.

Из (1.4) и (1.5) находим решение в первом приближении

$$z_1 = a \cos \omega t. \quad (2.2)$$

Из (1.7) и (2.2) получаем выражение для $Q(\omega, t)$

$$Q(\omega, t) = \omega^2 (a^2 - z_1^2) - 2\omega_0^2 (\cos z_1 - \cos a). \quad (2.3)$$

Из (1.9) и (2.3) имеем

$$\frac{\omega_1^2}{\omega_0^2} > 2 \frac{\cos z_1 - \cos a}{a^2 - z_1^2}; \quad \frac{\omega_2^2}{\omega_0^2} < 2 \frac{\cos z_1 - \cos a}{a^2 - z_1^2} \quad (2.4)$$

Эти неравенства должны иметь место на всем интервале от $z_1 = -a$ до $z_1 = +a$. Отсюда следует, что ω_1^2/ω_0^2 и ω_2^2/ω_0^2 мы должны выбрать равными соответственно максимуму и минимуму правых частей (2.4). Получаем

$$\frac{\omega_1^2}{\omega_0^2} = 2 \frac{1 - \cos a}{a^2}; \quad \frac{\omega_2^2}{\omega_0^2} = \frac{\sin a}{a} \quad (2.5)$$

Согласно (1.11) в качестве расчетного принимаем

$$\frac{\omega^2}{\omega_0^2} = \frac{1 - \cos \alpha}{a^2} + \frac{1}{2} \frac{\sin \alpha}{a} \quad (2.6)$$

Внося (2.3) в правую часть (1.6) получаем уточненное дифференциальное уравнение

$$x'' + \omega^2 x^2 = \omega^2 z_1^2 + 2\omega_0^2 (\cos z_1 - \cos \alpha),$$

в котором ω имеет значение (2.6).

Максимальная амплитуда маятника во втором приближении согласно (1.14) определяется формулой

$$A^2 = \left[z_1^2 + 2 \frac{\omega_0^2}{\omega^2} (\cos z_1 - \cos \alpha) \right]_{\max} \quad (2.7)$$

Получаем следующую расчетную формулу

$$A^2 = z^2 + 2z^2 \frac{\cos \varphi - \cos \alpha}{\sin \varphi} \quad (2.8)$$

где φ есть корни уравнения

$$\frac{\sin \varphi}{\varphi} = \frac{\omega^2}{\omega_0^2} \quad (\varphi < \pi). \quad (2.9)$$

Неравенство (1.10) в данном случае также выполняется. В приведенной ниже таблице помещены значения $\omega : \omega_0$ и A , вычисленные по формулам (2.6) и (2.8) для ряда значений $z_{1 \max} = a$. Для сравнения, в столбцах $(-)_\text{точн.}$ и $(-)_\text{II}$ приведены заимствованные из работы [3] результаты точного расчета и расчета по методу И. И. Боголюбова и Ю. А. Митропольского (во втором приближении) при тех же значениях $z_{1 \max} = a$.

a	$\frac{\omega}{\omega_0}$	$\left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)_{\text{точн.}}$	$\left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)_{\text{II}}$	A	$A_{\text{точн.}}$	A_{II}
0,2	0,9975	0,9957	0,9975	0,2000	0,2000	0,2000
0,4	0,9901	0,9900	0,9900	0,4000	0,3997	0,3997
0,6	0,9776	0,9776	0,9776	0,5995	0,5989	0,5988
0,8	0,9611	0,9604	0,9604	0,7961	0,7973	0,7972
1,0	0,9402	0,9385	0,9385	0,9959	0,9946	0,9944
1,2	0,9129	0,9120	0,9120	1,1974	1,1976	1,1900
1,4	0,8807	0,8811	0,8812	1,3914	1,3946	1,3835
1,6	0,8452	0,8461	0,8463	1,5865	1,5763	1,5743
1,8	0,8058	0,8072	0,8076	1,7794	1,7650	1,7610
2,0	0,7625	0,7646	0,7654	1,9692	1,9510	1,9430
2,2	0,7174	0,7185	0,7200	2,1550	2,1320	2,1180
2,4	0,6674	0,6698	0,6719	2,3330	2,3070	2,2830
2,6	0,6115	0,6198	0,6216	2,5052	2,4760	2,4320
2,8	0,5546	0,5610	0,5699	2,6618	2,6350	2,5580
3,0	0,4947	0,5023	0,5179	2,7920	2,7830	2,6420

Как видно из этой таблицы приближенные формулы (2.6) и (2.8) определяют частоту и амплитуду маятника с высокой степенью точности при всех углах отклонения, начиная с малых и до $A \approx 2,8 = 160^\circ$.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Чаплыгин С. А. Новый метод приближенного интегрирования дифференциальных уравнений. ГИТТЛ, 1950.
2. Камке Э. Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям. М., 1950.
3. Боголюбов Н. Н., Митропольский Ю. А. Асимптотические методы в теории нелинейных колебаний. М., 1963.

А. И. КОРЧАГИН

ВЛИЯНИЕ СКОПЛЕНИЙ ДИСЛОКАЦИЙ НА ХАРАКТЕР
РАЗРУШЕНИЯ У ГРАНИЦ ЗЕРЕН

Известно, что хрупкие трещины не развиваются в наклепанных материалах со многими системами скольжения, по крайней мере, если дислокации в них не блокируются старением в процессе наклепа или после него. Причина этого заключается в пластической релаксации любой значительной концентрации напряжений и пластическое притупление любой зарождающейся трещины [1а]. Тем не менее имеются экспериментальные данные для скола в железе, указывающие на существование механизма, при котором распространение трещины возможно за счет пластической деформации у ее вершины. Независимо от того, как появились следы деформации вдоль трещины в зерне поликристалла, они, очевидно, возникли в процессе распространения трещины [рис. 4, 1в]. Это указывает, что распространяющаяся трещина расширяется скорее за счет пластической деформации вблизи ее вершины, чем чисто упругим сколом. Согласно этому механизму, предложенному Орованом впервые для NaCl, KCl, касательные напряжения (при растяжении) вокруг вершины трещины (находящейся на поверхности образца и не удовлетворяющей условию Гриффитса), таковы, что протягивают краевые дислокации и препятствуют их движению далее вершины трещины, создавая таким образом скопление дислокаций. Когда расстояние между вершиной трещины и скоплением дислокаций становится достаточно мало, то между ними может произойти скол, удлиняющий трещину. Следовательно, концентрация напряжений, создаваемая самой трещиной, способствует движению дислокаций, что может вызвать распространение трещины.

Если механизм Орована действует в металлах, то, по крайней мере в наклепанном состоянии, вблизи скопления дислокаций при разрушении строения излома должно отличаться от общего. Например, если вершина надреза приближается к границе зерна, у которой имеется мощное скопление дислокаций, то на небольшом расстоянии между ними может произойти скол; во всяком случае, пересечение фронтом распространяющегося надреза скопления дислокаций должно изменить характер излома в этом месте.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Чаплыгин С. А. Новый метод приближенного интегрирования дифференциальных уравнений. ГИТТЛ, 1950.
2. Камке Э. Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям. М., 1950.
3. Боголюбов Н. Н., Митропольский Ю. А. Асимптотические методы в теории нелинейных колебаний. М., 1963.

А. И. КОРЧАГИН

ВЛИЯНИЕ СКОПЛЕНИЙ ДИСЛОКАЦИЙ НА ХАРАКТЕР
РАЗРУШЕНИЯ У ГРАНИЦ ЗЕРЕН

Известно, что хрупкие трещины не развиваются в наклепанных материалах со многими системами скольжения, по крайней мере, если дислокации в них не блокируются старением в процессе наклепа или после него. Причина этого заключается в пластической релаксации любой значительной концентрации напряжений и пластическое притупление любой зарождающейся трещины [1а]. Тем не менее имеются экспериментальные данные для скола в железе, указывающие на существование механизма, при котором распространение трещины возможно за счет пластической деформации у ее вершины. Независимо от того, как появились следы деформации вдоль трещины в зерне поликристалла, они, очевидно, возникли в процессе распространения трещины [рис. 4, 1в]. Это указывает, что распространяющаяся трещина расширяется скорее за счет пластической деформации вблизи ее вершины, чем чисто упругим сколом. Согласно этому механизму, предложенному Орованом впервые для NaCl, KCl, касательные напряжения (при растяжении) вокруг вершины трещины (находящейся на поверхности образца и не удовлетворяющей условию Гриффитса), таковы, что протягивают краевые дислокации и препятствуют их движению далее вершины трещины, создавая таким образом скопление дислокаций. Когда расстояние между вершиной трещины и скоплением дислокаций становится достаточно мало, то между ними может произойти скол, удлиняющий трещину. Следовательно, концентрация напряжений, создаваемая самой трещиной, способствует движению дислокаций, что может вызвать распространение трещины.

Если механизм Орована действует в металлах, то, по крайней мере в наклепанном состоянии, вблизи скопления дислокаций при разрушении строения излома должно отличаться от общего. Например, если вершина надреза приближается к границе зерна, у которой имеется мощное скопление дислокаций, то на небольшом расстоянии между ними может произойти скол; во всяком случае, пересечение фронтом распространяющегося надреза скопления дислокаций должно изменить характер излома в этом месте.

Крупнозернистые поликристаллические образцы чистого алюминия (99,99%) диаметром 5 мм и с величиной зерна 0,5 мкм растягивали с постоянной скоростью 0,032 мм⁻¹ до относительного сужения 50%. После этого в середине образующейся шейки делали надрез глубиной 0,6 мм и толщиной 0,1 мм и продолжали растяжение. Наблюдения за распространяющимся надрезом и изучение поверхности разрыва проводили на микроскопах МБ-С2 и МБН-6. Непосредственно после приложения нагрузки вершина надреза почти не распространялась, несмотря на значительное расширение. Только после дополнительной деформации на 10–12% скорость движения вершины надреза заметно увеличивалась, но в основном контролировалась скоростью деформации в шейке; с увеличением наклепа уменьшался радиус вершины надреза. Участки фронта разрушения в различных зернах распространялись неравномерно и в разных плоскостях и обычно соединялись путем среза материала между ними. На поверхности излома образца были четко видны бороздки, перпендикулярные к направлению распространения фронта и представляющие его последовательные расположения. У грани зерен наблюдались довольно грубые ступеньки, направленные чаще под углом к фронту (иногда перпендикуляр-



Рис. 1. Бороздки на поверхности излома образца с V-образным надрезом. Строение излома у грани зерен

но ему). Взаимное расположение таких ступенек напоминает речной узор, создающейся в процессе развития скола в кристалле. На рис. 1 имеем хорошо заметные мелкие ручейки, возникающие в зерне и сливающиеся по мере приближения к границе зерна. Углы между ручейками примерно одинаковые (около 15°). Высота ступенек постепенно увеличивается по приближению к границе зерна.

При разрушении сколом ступеньки образуются, как известно, в результате взаимодействия распространяющейся трещины с винтовыми дислокациями, которые, в частности, могут создаваться пластической деформацией [1 г]. Несмотря на сходство рисунка излома у гра-

ницы (рис. 1) с речным узором, образующемся при разрушении сколом, еще трудно заключить, имел ли здесь место скол. Несомненным, по-видимому, является действие механизма Орована при наличии скоплений дислокаций у дефектов кристаллического строения.

Автор пользуется случаем и выражает благодарность профессору И. Ф. Афонскому за постоянную помощь в работе.

Красноярский политехнический
институт

Поступило 9.XI.1965

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Сб. Атомный механизм разрушения. Металлургия, 1963.
 - а) Фридель, статья 22, стр. 504.
 - б) Дж. Т. Хан, ст. 5, стр. 109.
 - в) Орован, ст. 8, стр. 107.
 - г) Дж. Р. Лоу, ст. 1, стр. 84.

Ք Ո Վ Ա Ն Գ Ա Կ Ո Ւ Թ Յ Ո Ւ Ն

ԷՆԵՐՂԵՏԻԿԱ

Հ. Ա. Ասրամազյան. Հիդրոագրեկասի ինեքցիոն մոմենտի ուսումնասիրումը նրա
աշխատանքի անցողիկ աստիճաններում

ՀԻՎԵՐՈՒԽՈՆԻԿԱ

Ի. Գ. Քլիստոստուրյան. Չհաստատված բուռն հուանքի հայտարար ջրատարի լայնա-
ցող մասում

ԼՂԵԿՆՐԱԿԻՍՏԻԿԱ

Պ. Հ. Վյալյան. Առանց կոնտակտի կրկնակի սնման մեքենայի պտտման արագու-
թյան փոփոխման դիսպոզիցիոնի օդտրամպ սահմանների որոշումը

Ս. Կ. Փոլյան. Մատչելի հայաստանյան կիրառու մր ինդուկցիոն դենեքատորի ինքնա-
գրգռման հետազոտման մեջ

ՄԵՆԱԳՈՎԻՏԱԼՐՈՆ

Վ. Խ. Հովհաննիսյան. Անդուստրիա մետաղների խալկոգենիտների էլեկտրական
հատկությունների մի բանի օրինակ-փոխությունների մասին

ՀԱՇՎՈՂԱՎԱՆ ԿԵԼՈՆԻԿԱ

Կ. Հ. Աբրահամյան, Գ. Լ. Արեշյան, Հ. Ս. Պարոտյան, Խ. Ս. Մուսխայեղյան. Քվանտա-
յին հաշվիչ ափսոսա՝ կոնտակտային ապարատի ջերմային ուժի մի կայու-
նագման համար

ՇԻՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ԿԱՌԱՐՈՒԿՅԱՆՆԵՐ

Ս. Գ. Հովհաննիսյան. ԱՄ դասի ձողային ամբանով բնական լցիչներով թևիկ րետոնե
ծողող էլեմենտների ղեկավարման հետազոտումը

ԳԻՏԱԿԱՆ ՆՈՒՅԵՐ

Ի. Թ. Խաչատրյան. Հարմունիկ սցիլլատորին մոտ եզոդ ոչ զժային սխտեմների
հետազոտման մոտավոր եզանակ

Ս. Ի. Կորչուկին. Տեղախախտումների կուսակուսումների ազդեցությունը քայքայման
բնույթի վրա՝ հատիկների սահմանի մոտ

СО Д Е Р Ж А Н И Е

	Стр.
Энергетика	
<i>А. А. Асламазян.</i> Исследование величины инерционного момента гидроагрегатов в переходных режимах его работы	3
Гидротехника	
<i>И. Г. Кристостурян.</i> Расчет неустановившегося бурного течения на расширяющемся участке канала	10
Электротехника	
<i>П. А. Кялян.</i> Определение оптимальных границ диапазона изменения скоростей вращения бесконтактной машины двойного питания	16
<i>С. К. Бояян.</i> Применение уравнения Матье к исследованию самовозбуждения индукционного генератора	24
Металловедение	
<i>В. Х. Оганесян.</i> О некоторой законности электрических свойств халькогенидов переходных металлов	30
Вычислительная техника	
<i>К. Г. Абовянк, Г. Я. Арцини, А. С. Парсичин, Р. С. Рафаелян.</i> Цифровой вычислительный автомат для стабилизации теплового режима контактного аппарата	35
Строительные конструкции	
<i>С. Г. Ионискин.</i> Исследование деформаций изгибаемых элементов из легких бетонов на природных заполнителях, армированных стержневой арматурой класса АIV	43
Научные заметки	
<i>И. Т. Хачатрян.</i> Приближенный метод исследования нелинейных систем, близких к гармоническому осциллятору	52
<i>А. Н. Корчагин.</i> Влияние скопления шлака на характер разрушения у границ зерен	56