

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՌԻ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱՇԽԱՏԱԿՆԵՐԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ԻՅՎԵՏԻՅԱ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ.
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԿՄՐԱԳՐԱԿԱՆ ԿՐԹԳԻՐ

Ուղևւոյ Չ. Տ., Սրբեկեանի Վ. Վ., Եղիազարեան Ի. Վ., Կասյան
Մ. Վ. (պատմ. խմբագրութիւն), Նազարով Ա. Գ., Սրբեկեան Ս. Չ.,
Քրիստիան Վ. Վ. (պատմ. խմբագրութիւններ):

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

Ю. М. ШАХИЗАРЯН

НЕСТАЦИОНАРНЫЕ КОЛЕБАНИЯ РОТОРОВ ГЕНЕРАТОРОВ В СЛОЖНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ ПРИ РЕСИНХРОНИЗАЦИИ ОТДЕЛЬНЫХ ГЕНЕРАТОРОВ И СТАНЦИЙ*

Асинхронный ход одного из генераторов, связанных в единую энергетическую систему, сопровождается рядом весьма сложных процессов, вызванных действием на роторы синхронно работающей машины моментом переменной частоты. При очень малых скольжениях частота возмущающей силы должна совпасть, а затем и перейти через значение собственных частот роторов синхронно работающих генераторов. При этом должно наблюдаться явление, получившее название „переход через состояние резонанса“. Это явление имеет место при таких режимах работы генератора в сложной системе, как ресинхронизация, несинхронные АГВ, начальный период выпадения из синхронизма и т. д.

Переход через резонансное состояние обычно сопровождается значительным возрастанием амплитуд колебаний роторов генераторов. Очевидно, что если амплитуды колебаний генераторов, находящихся в синхронизме, превосходят предел динамической устойчивости, то синхронно-работающие агрегаты выпадают из синхронизма. Такая физическая трактовка процессов, связанных с асинхронным ходом и ресинхронизацией генераторов, нуждается в математической проверке.

Обычно при прохождении через резонанс наблюдаются явления, существенно отличные от колебаний при постоянной, установившейся частоте возмущающих сил. А именно, максимум амплитуды имеет место не в момент совпадения частоты возмущающих сил с собственной частотой системы, а позже: максимальная амплитуда меньше, чем резонансная амплитуда при установившихся колебаниях. При этом как смещение, так и снижение максимума амплитуды тем больше, чем быстрее изменяется частота возмущающих сил.

Автором настоящей статьи в [2] рассматривалась задача применительно к электрической системе, состоящей из трех станций, одна из которых находилась в асинхронном режиме и средствами регули-

* В асинхронном режиме может находиться и группа генераторов (станций), эквивалентированных в один эквивалентный. О принципах приближенного эквивалентирования генераторов, находящихся в асинхронном режиме изложено в [1].

рования ресинхронизировалась. При этом приводилась расчетная формула колебания взаимного угла между синхронно-работающими станциями, определяющая устойчивость их работы. Расчеты по проведенной формуле удовлетворительно согласовывались с данными опыта.

Практический интерес представляет распространение полученных результатов на системы со многими степенями свободы.

При асинхронном ходе одной части сложной системы вся оставшаяся оставшаяся часть приходит в колебательное состояние (оставшаяся работать синхронно). При этом после сброса активной мощности асинхронно-работающей части системы происходит перераспределение мощности между синхронно-работающими генераторными станциями. При рассмотрении ресинхронизации в такой системе колебания роторов отдельных синхронно-работающих генераторов могут достичь и превзойти собственную частоту колебаний исследуемой сложной системы. Собственные частоты и соответствующие им амплитуды колебаний могут быть найдены из уравнений свободных колебаний исследуемой сложной системы* [3, 4, 5].

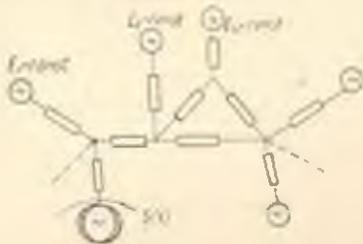


Рис. 1. Принципиальная схема сложной энергосистемы.

Рассмотрим систему, состоящую из M генераторов, n -ый генератор которой работает в асинхронном режиме и средствами регулирования ресинхронизируется (рис. 1). На оставшуюся колеблющуюся систему в течение всего

процесса движения ее в рассматриваемом случае действуют "возмущающиеся силы", зависящие от времени. Уравнения малых колебаний в этом случае будут иметь следующий вид:

$$T_{J1} \frac{d^2 \Delta \delta_1}{dt^2} + P_{d1} \frac{d \Delta \delta_1}{dt} + \frac{\partial P_1}{\partial \delta_{12}} \Delta \delta_{12} + \frac{\partial P_1}{\partial \delta_{13}} \Delta \delta_{13} + \dots + \frac{\partial P}{\partial \delta_{1M}} \Delta \delta_{1M} = \frac{E_1 E_n}{Z_{1n}} \sin [S(t)t + \varphi_1 - \alpha_{1n}]$$

$$T_{J2} \frac{d^2 \Delta \delta_2}{dt^2} + P_{d2} \frac{d \Delta \delta_2}{dt} + \frac{\partial P_2}{\partial \delta_{22}} \Delta \delta_{22} + \frac{\partial P_2}{\partial \delta_{23}} \Delta \delta_{23} + \dots + \frac{\partial P_2}{\partial \delta_{2M}} \Delta \delta_{2M} = \frac{E_2 E_n}{Z_{2n}} \sin [S(t)t + \varphi_2 - \alpha_{2n}]$$

.....

* Путем подстановки частных решений в виде гармонических колебаний в уравнениях малых свободных колебаний системы приходим к уравнению частот или векторному уравнению, решение которого определяет собственные колебания и амплитуды этих колебаний.

$$\ddot{\delta}_{1M} = \frac{1}{T_{11}} \frac{\partial P_1}{\partial \delta_{1M}} - \frac{1}{T_{11}} \frac{\partial P_2}{\partial \delta_{1M}}$$

представляют собой относительные ускорения станций, взятых попарно. В системе уравнений (2):

$$P_d^{12} = P_{d1} - P_{d2};$$

$$P_d^{23} = P_{d2} - P_{d3};$$

$$\dots$$

$$\dots$$

$$P_d^{1n} = P_{d1} - P_{dn};$$

$$A_1 = \sqrt{\left(\frac{E_1 E_n}{Z_{1n}}\right)^2 + \left(\frac{E_2 E_n}{Z_{2n}}\right)^2 - 2 \left(\frac{E_1 E_n}{Z_{1n}}\right) \left(\frac{E_2 E_n}{Z_{2n}}\right) \cos(\varphi_2 - \varphi_1 - d_{2n} + d_{1n});}$$

$$\Psi_1 = \arctg \frac{\frac{E_1 E_n}{Z_{1n}} \sin(\varphi_1 - d_{1n}) - \frac{E_2 E_n}{Z_{2n}} \sin(\varphi_2 - d_{2n})}{\frac{E_1 E_n}{Z_{1n}} \cos(\varphi_1 - d_{1n}) + \frac{E_2 E_n}{Z_{2n}} \cos(\varphi_2 - d_{2n})}.$$

Аналогичными формулами выражаются $A_2, A_1 \dots A_n$ с соответствующей заменой E_2 на $E_1 \dots E_n$.

Решение системы уравнений (2) исследовалось в [2].

Поэтому запишем решение этой системы в окончательном виде [6].

$$\Delta \delta_{1i} = \sum_{l=1}^n Z_l(t) - \sum_{l=1}^n \frac{1}{n_l} \int_{t_0}^t P_l e^{k_l(t-\tau)} e^{-\left(\frac{\sigma_l}{2} + i\omega\right)(t-\tau)} \cos[n_l(t-\tau) + \rho_l] d\tau. \quad (3)$$

В каждом частном случае можно найти значение максимальных амплитуд при прохождении через резонанс соответствующей частоты. При таком исследовании сложным представляется определение рассеивания энергии в рассматриваемой колебательной системе, что может явиться темой самостоятельного изучения. Исследуемую задачу применительно к системе со многими степенями свободы целесообразно решить, используя математические машины дискретного действия.

На математической машине непрерывного действия определялся предельный из условия сохранения устойчивости угол по синхронно-работающей передаче δ_{120} (рис. 2), в зависимости от величины взаимного момента, определяющей величину связи между синхронно и асинхронно-работающими машинами. При фиксированном значении этого угла, скольжение асинхронно-работающего генератора $\Gamma-3$ уменьшалось, до нарушения устойчивости генератора $\Gamma-1$. Расчеты, приведенные для разных соотношений мощностей генераторов системы приведены на рис. 2-6.

Как видно из кривых при сильной связи между генераторами Г-1 и Г-3, увеличение постоянной инерции ресинхронизируемого генератора уменьшает предельный угол по синхронно-работающей

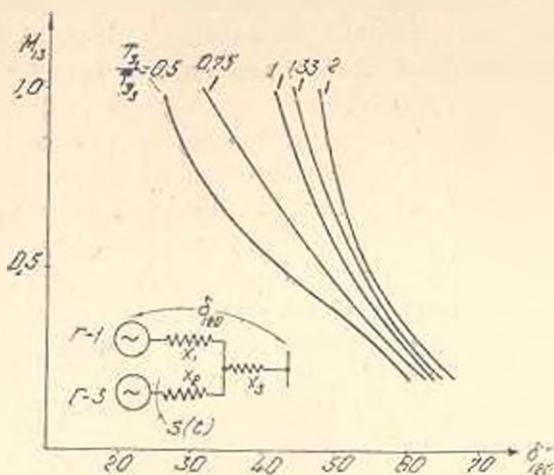


Рис. 2. а) Исследуемая схема. б) Зависимость угла δ_{12} от взаимного момента M_{12} при ресинхронизации генератора Г-3.

передаче. При слабой же связи между генераторами, соотношение постоянных инерций этих генераторов мало влияет на этот предельный угол.

З а к л ю ч е н и е

В настоящей статье проведен предварительный анализ результирующей устойчивости в сложных электрических системах со многими степенями свободы при возможных нестационарных режимах отдельных станций. Делается попытка показать пути исследования нестационарных колебаний роторов генераторов в сложной энергосистеме при возникновении в ней асинхронных режимов.

По изложенной методике вынужденные колебания синхронно-работающих генераторов из-за периодического изменения взаимной синхронной мощности, обусловленной асинхронно-работающим генератором (или группой генераторов), могут вызвать переход роторов отдельных генераторов через состояние резонанса. При этом происходят значительные колебания роторов синхронно-работающих генераторов, которые могут сопровождаться в отдельных случаях нарушением их устойчивости.

Амплитуда колебаний и, следовательно, возможность ресинхронизации будет определяться соотношением мощностей генераторов. (Синхронные компенсаторы, находящиеся в синхронной работе, более резко будут ощущать переход через резонанс из-за их малой постоянной инерции).

Явление прохождения через резонанс принципиально имеет отличие от обычного резонанса, и тем резче сказывается, чем быстрее этот переход. При этом амплитуда резонанса наблюдается не в момент совпадения частот вынуждающей силы с собственной, а значительно позже, что имеет большее значение для объяснения поведения синхронно-работающей энергосистемы при ресинхронизации асинхронно-работающей передачи.

Медленный переход наиболее опасен для синхронно-работающих передач, при этом амплитудные колебания достигают больших величин и поэтому применение средств торможения асинхронно-работающего генератора может значительно уменьшить эти колебания [7]. Применение АРВ сильного типа на генераторах, как показывают экспериментальные резонансные кривые [8] также гасят эти колебания.

Изложенная задача требует дальнейшего изучения и уточнения с использованием математических, физических моделей и их сочетаний. Большую роль при этом сыграют и быстродействующие цифровые машины.

Ереванский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступило 12. 10. 1963

ՏՈՒ Մ. ՇԻԽՎԱԼԱՐՅԱՆ

ԳԵՆԵՐԱՏՈՐՆԵՐԻ ՌԵՏՏՐՆԵՐԻ ԱՆԿԱՅՈՒՆ ՏԱՏԱՆՈՒՄՆԵՐԸ ՐԱՌԻ ԷԼԵԿՏՐԱԿԱՆ ՍԵՍՏԵՄՆԵՐՈՒՄ՝ ԱՌԱՆՁԿԻ ԳԵՆԵՐԱՏՈՐՆԵՐԻ ԵՎ ԿԱՅԱՆՆԵՐԻ ԳԵՐԱՍԻՆԿՐՈՆԱԶԻՄԱՆ ԳԵՊԻՐՈՒՄ

Ա. Վ. Փ. Ո. Փ. Ն. Վ. Մ.

Հոդվածում իրադրծված է գումարային կայունության նախնական վերլուծումը՝ ազատության բազմաթիվ աստիճաններով բարդ էլեկտրական սխեմաներում՝ առանձին կայանների հնարավոր անկայուն աեժիմների ժամանակ:

Փորձ է արվում ջույց սույա գեներատորների ռոտորների անկայուն տատանումների հետազոտության ուղիները բարդ էներգոսխեմանում՝ նրանում սահմխրոն աեժիմների ձագման գնայրում:

Ճարտարված մեթոդիկայով ջույց է արվում, որ սահմխրոն աշխատող գեներատորներով (կամ գեներատորների խմբով) պայմանավորված փոխադարձ սինխրոն հզորության փոփոխության պատճառով սինխրոն աշխատող գեներատորների հարկադիր տատանումները կարող են առաջացնել առանձին գեներատորների ռոտորների սեկանանսային վիճակով անցման երևույթը:

Ընդամին տեղի են ունենում համաժամանակակազված գեներատորների ռոտորների նշանակալից տատանումները, որոնք առանձին գեպերքում կարող են ուղեկցվել նրանց կայունության խախտումով:

Տատանումների ամպլիտուդան և, հետևաբար, վերամիաժամանակայման ճարտարությունը, կորոշվի գեներատորների հզորության հարաբերակցությամբ:

Ռեզոնանսի ամպլիտուդան դիտում է ոչ թե սեփականի հետ հարկադրոված ուժի հաճախականության համընկման դահին, այլ նշանակալիորեն ավելի ուշ, որը մեծ նշանակութուն ունի համաժամանակացված վարքի բացատրության համար:

Հոդվածում ցույց է տրված, որ սեզոնանսային վիճակով դանդաղ անցուձը սինխրոն աշխատող փոխանցման համար ավելի վտանգավոր է:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Шахназарян Ю. М., Хэ Ян-цзань. Исследование возможности эквивалентирования синхронных генераторов при асинхронном ходе. Известия, ВУЗ серия „Энергетика“, № 1, 1963.
2. Шахназарян Ю. М. Особенности проверки результирующей устойчивости сложных электрических систем. Известия АН Армянской ССР, т. XV, № 1, 1962.
3. Жданов П. С. Устойчивость электрических систем. Госэнергоиздат, 1948.
4. Бабаков Н. М. Теория колебаний, ГИИТ, 1954.
5. Дабалян А. В. Некоторые колебательные процессы в роторах турбо-и гидротенераторных установок. Труды ВНИИ электромеханики, т. 1, в. 2, 1960.
6. Филиппов А. П. Колебания упругих систем, изд. АН УССР, 1956.
7. Чеваченко В. Ф. Применение электронной вычислительной машины для исследования ре-синхронизации генераторов в сложной электроэнергетической системе. Журн. „Электричество“, № 3, 1962.
8. Савалов С. А., Соколов Н. И. Влияние нарушений режима приемной энергосистемы на устойчивость дальних электропередач. Труды ВНИИЭ IX, Госэнергоиздат, 1959.

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

Н. С. БАРСЕГЯН

АКТИВНОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ СТАТОРА ЯВНОПОЛЮСНОЙ
СИНХРОННОЙ МАШИНЫ ТОКАМ ВЫСШИХ ГАРМОНИК

К расчету режимов синхронных машин предъявляются все более жесткие требования в отношении точности. Достаточно точный расчет таких режимов, как пуск, несимметричная нагрузка, самосинхронизация невозможен без правильного определения частотных характеристик активных сопротивлений контуров статора и ротора*. Отсутствие достаточно мощных источников, генерирующих токи в необходимом диапазоне частот весьма затрудняет непосредственное снятие частотных характеристик на крупных гидрогенераторах. Поэтому имеющиеся данные относятся только к частоте 50 гц и не доставляют сведений о влиянии насыщения. Этот пробел может быть восполнен применительно хотя-бы к небольшим генераторам. Полученные результаты в известной степени могут быть распространены на крупные машины.

В настоящей статье приводятся данные по экспериментальному исследованию активных сопротивлений контуров статора токам различных частот на серийном генераторе с явными полюсами типа СГ—102/8, 75 квт., $\cos\varphi=0,8$, 750 об/мин, выпускаемом Армэлектрозаводом, наиболее близко в конструктивном отношении подходящего к гидрогенераторам.

Эксперименты проводились на статоре при удаленном роторе в диапазоне частоты 5—400 гц; для учета влияния насыщения в статор подавались токи различных величин. В качестве источника питания на частоты 5—75 гц использовался синхронный генератор типа С—117/4, 100 квт, 400 в, приводимый во вращение двигателем постоянного тока, регулируемого с помощью изменения подводимого к статору напряжения и тока в шунтовой обмотке. Возбудитель на валу синхронного генератора использовался в качестве тахогенератора, что достигалось размыканием его шунтовой цепи и измерением остаточного напряжения на клеммах якоря в зависимости от числа оборотов.

Напряжение на свободных клеммах якоря измерялось с помощью вольтметра класса 0,2, а число оборотов—стробоскопом с точностью

* Здесь и в дальнейшем под частотными характеристиками подразумевается зависимость активных сопротивлений контуров статора и ротора от частоты.

до $0,05\%$. Точность поддержания частоты в опытах составила $0,3$ гц. На частотах $100-400$ гц в качестве источника питания использовался генератор повышенной частоты типа ГПЧ, 75 квт, 230 в, приводимый во вращение двигателем постоянного тока. Шунтовая цепь питалась независимо, а к статору подавалось напряжение, регулируемое в широких пределах. Выходная частота измерялась с помощью частотомера типа ИЧ—6 класса 1,5. Между источником питания и статором находился контактор, включаемый на время замеров.

Измерения проводились по схеме определения активной мощности трехфазной системы двумя ваттметрами. В опытах на все частоты ($5-400$ гц) применялись амперметры и вольтметры типа Э—59, малокосинусные ваттметры типа Д—542, трансформаторы тока типа УТТ—5 в диапазоне $30-400$ гц, а при частотах $5-20$ гц—специально рассчитанные и изготовленные трансформаторы тока. В связи с отсутствием образцовых трансформаторов тока на более низкие частоты использовались косвенные методы определения класса точности изготовленных трансформаторов, как-то: измерение чистоты синусоидальной формы кривой тока на вторичных зажимах, сравнение показаний амперметра, подключенного ко вторичным зажимам поверяемого трансформатора с показаниями амперметра класса 0,2, включенного непосредственно в первичную цепь. Для исключения нагрева на точность результатов, особенно при значениях токов, близких к номинальному, длительность замеров была максимально сокращена и составляла $7-10$ сек (время, необходимое для успокоения приборов).

Надо отметить, что длительность замеров существенно влияет на точность эксперимента, и при увеличении продолжительности времени замеров, особенно при больших значениях токов ($0,8-1,2$) I_n , зависимость $R_{ст} = f(I)$ возрастает с увеличением тока, хотя в действительности $R_{ст}$ с увеличением тока должно уменьшаться. Это объясняется большим влиянием температуры на активное сопротивление статора, чем насыщение.

Опыт показал, что в случае сокращения продолжительности времени замеров даже при токах ($1,0-1,2$) I_n изменение температуры обмотки статора не наблюдалось, что проверялось по показаниям термомпар, заложенных непосредственно в медь обмотки. Поэтому за температуру статора принималась температура окружающей среды.

При проведении экспериментов контролировалось отклонение формы кривых напряжения и тока от синусоидальной. В диапазоне $20-400$ гц это отклонение измерялось измерителем нелинейных искажений типа С6—1.

По замеренному прибором значению

$$R_1 = \frac{1}{u_1} \sqrt{u_2^2 + u_3^2 + u_4^2 \dots} \cdot 100\%$$

где u_1 — действующее значение тока или напряжения первой гармоники.

u_2, u_3, u_4 — действующие значения высших гармоник тока или напряжения.

и значению $u = \sqrt{u_1^2 + u_2^2 + u_3^2 + \dots}$, измеренному вольтметром или амперметром, определялось значение первой гармоники напряжения или

$$\text{тока } u_1 = \frac{u}{\sqrt{1 + k_1^2 \cdot 10^{-4}}}$$

В наших опытах максимальное отклонение наблюдалось при 20 гц и составляло по форме кривой напряжения 6,8—7%, а по форме кривой тока — 3,9—4%.

Подставляя эти значения в последнее выражение можно заметить, что практически значения первых гармоник напряжения и тока не отличаются от значений, измеряемых по вольтмеру и амперметру.

При частотах 5—10 гц кривые токов и напряжений осциллографировались, так как прибор С6—1 на частотах менее 20 гц не работает.

Как указывалось выше, измерение активной мощности трехфазной системы проводилось двумя ваттметрами, показания которых $P_1 = u_{AB} \cdot I_A \cos(\varphi - 30^\circ)$ и $P_2 = u_{BC} \cdot I_B \cos(\varphi - 30^\circ)$ складываются алгебраически.

В нашем случае $\cos \varphi$ меняется от 0,85 при 5 гц до 0,01 при 400 гц, соответственно φ меняется от 31° до 87°.

При φ больше 60° показания ваттметров арифметически вычитаются, и чем больше φ , тем меньше разность показаний, и больше погрешность измерений.

Как показывают расчеты при 400 гц максимально возможная погрешность достигает $\pm 10\%$, уменьшаясь с уменьшением частоты и составляет при 350—200 гц 8,7—7,8%, при 100 гц—4,3%, при 50 гц—3,8%.

На рис. 1 приводятся зависимости $R_{\text{акт}} = f(f)$ при частотах 5, 50, 100, 200, 400 гц. Из кривых следует, что при заданной частоте влияние насыщения сказывается незначительно, что объясняется открытыми пазами статора. На рис. 2 приводятся зависимости $R_{\text{акт}} = f(f)$ при $I = 0,1 I_n$ и $I = 0,5 I_n$.

Эти зависимости в диапазоне 50—400 гц, могут быть представлены прямой линией, а в диапазоне 5—50 гц — кривой сходящейся к значению $R_{\text{ст}}$ при постоянном токе.

Известно, что возрастание активного сопротивления проводника, лежащего в пазу в зависимости от частоты происходит по закону

$$\frac{R}{R_0} = \varphi(x) + a(n-1)\psi(x),$$

где

$$x = b \sqrt{\frac{a}{b} \pi f}; \quad \varphi(x) = x \frac{\text{sh } 2x - \sin 2x}{\text{ch } 2x - \cos 2x}; \quad \psi(x) = 2x \frac{\text{sh } x - \sin x}{\text{ch } x - \cos x}$$

h — высота проводника; a — суммарная ширина проводника; b — ширина паза; γ — проводимость меди; μ — магнитная проницаемость меди; n — количество проводников по высоте паза; R_0 — омическое сопротивление.

В нашем случае $h = 0,145$ см, $a = 0,82$ см, $b = 1,23$ см, $n = 12$.

Тогда $x = 1,78 \cdot 10^{-2} \sqrt{f}$ при $f = 50$ гц $x = 0,126$, при $f = 400$ гц $x = 0,357$. В то же время расчеты показывают, что при изменении x ,

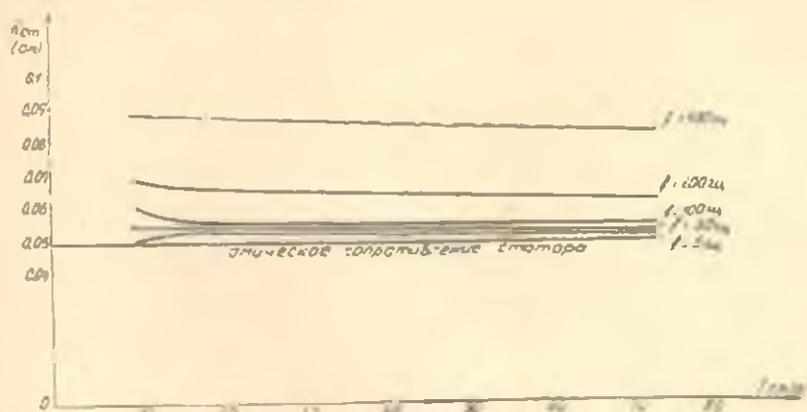


Рис. 1. Зависимость активного сопротивления статора от тока статора $R_{ct} = f(I)$ при разных частотах.

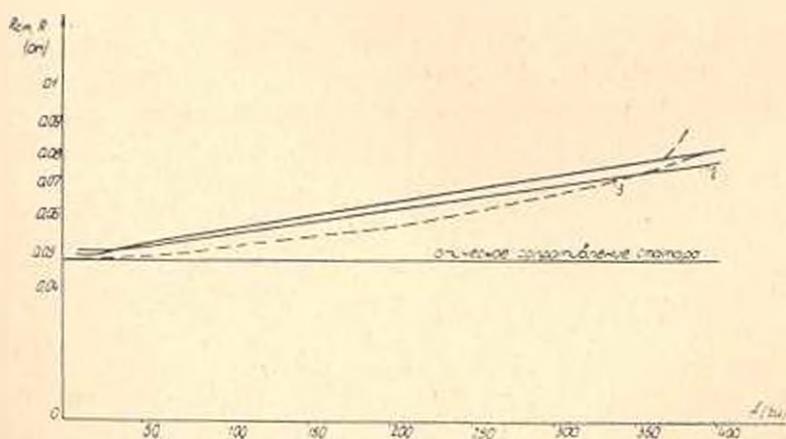


Рис. 2. Зависимость активного сопротивления статора от частоты.
 1. $R_{ct} = f(I)$ при токе статора $I_{ct} = 0,3$ А; 2. $R_{ct} = f(f)$ при токе статора $I_{ct} = 0,5$ А; 3. Расчетная зависимость $R = R_0 [1 + \psi(x)] = f(f)$.

от нуля до единицы, функция $\psi(x) = 1$, что дает основание для полученных значений x в диапазоне частот 50–400 гц считать $\psi(x) = 1$: поэтому изменение активного сопротивления обмотки статора характеризуется функцией $\psi(x)$.

На рис. 2 приведена расчетная зависимость $R = R_0 [1 + \psi(x)] = f(f)$, которая достаточно близка к экспериментальной. С другой

стороны это указывает на очень малую величину потока в статоре при удаленном роторе и, соответственно, влияние потерь в стали на общее сопротивление.

Сравним данные, полученные для $R_{ст}$ при 50 гц со значениями $R_{из}$, полученными из опыта выбега при коротком замыкании, а также с действующим значением сопротивления К.З. R_3 , полученным по расчету.

$I, \text{лн } \%$	44,5	65,2	83,8	100
$R_3 (\text{о.м})$	—	—	—	0,0569
$R_{из} (\text{о.м})$	0,0598	0,0673	0,0628	0,0665
$R_{ст} (\text{о.м})$	0,0533	0,053	0,0527	0,0523

Все данные приведены для температуры окружающей среды 15°C . Из таблицы видно, что значения $R_{ст}$ и R_3 достаточно близки друг к другу. Значения $R_{из}$ несколько отличны от значений $R_{ст}$ и R_3 , что, по-видимому, можно объяснить меньшей точностью результатов опытов по самоторможению.

На основании произведенных исследований выявлено, что влияние насыщения практически не сказывается на величину активного сопротивления статора при открытых пазах статора, при токах до $I_{ном}$. Поэтому этот вывод видимо может быть распространен на крупные гидрогенераторы. Зависимость активного сопротивления от частоты переменного тока (за вычетом омического сопротивления) практически пропорциональна частоте и может быть определена расчетом по формуле, учитывающим эффект вытеснения тока в открытом пазе

$$\frac{R}{R_0} = \varphi(x) + n(n-1)\psi(x).$$

Ереванский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступило 6.V 1965

Н. В. БАРСЕГЯН

ԲԱՅԱԼԱՅՏ ԲԵՂԻՆԵՐՈՎ ԱՐՆԵՐՈՆ ՄԵՔԵՆԱՅԻ ՍՏԱՏՈՐԻ
ԱԿՏԻՎ ԳԻՄԱԳՐՈՒԹՅՈՒՆԸ ՀՈՍԱՆՔԻ ԲԱՐՉՐ ՀՅՐԲՈՆԻՆԵՐԻ ԿԿՍՍԱՄԲ

Ա. մ. զ. ո. փ. ո. մ.

Այս հոդվածում բերվում են փորձարարական տվյալներ, որոնք վերաբերում են 75 կվտ կարողությամբ, մեկ րոպեում 750 պտույտ գործող բացահայտ բեհոնեբով ղեկնրատորի ստատորի ակտիվ դիմադրությանը՝ կախված հաճախականությունից և հապեցումից:

Փորձ է կատարվում հաշվարկային եզանակով որոշել ստատորի ակտիվ դիմադրությունը՝ կախված հաճախականությունից բաց փորատների դեպքում:

Г. Д. АКОПДЖАНИН

О ПРЕОБРАЗОВАНИЯХ ЛИНЕЙНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СХЕМ

При исследованиях режимов работы сложных электрических цепей (энергосистем и т. д.) чаще интересуются режимами в их отдельных ветвях. В таких случаях выделяются ветви, режимами которых интересуются, а остальная часть цепи рассматривается как многополюсник с числом пар полюсов равном количеству, выделенных для исследования ветвей. Определив расчетным или опытным путем параметры (Y или Z) полученного таким образом $2n$ -полюсника, последний можно представить в виде соответствующих ему схем замещения.

На рис. 1 в качестве примера приведены схемы замещения пассивного десятиполюсника ($n=5$), причем, схема (а) соответствует

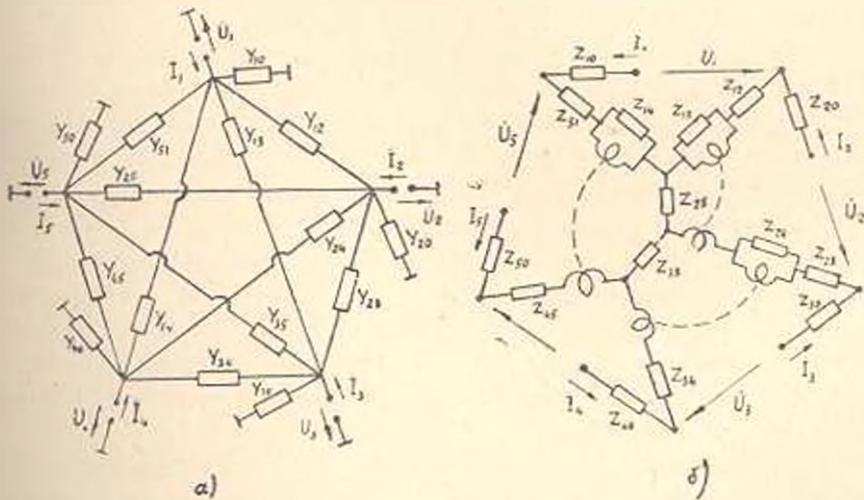


Рис. 1.

Y -форме записи уравнений $2n$ -полюсника, а схема (б) Z -форме. Отметим, что схемы замещения $2n$ -полюсников, соответствующие Z -форме записи их уравнений, при $n > 3$, содержат идеальные трансформаторы с коэффициентом трансформации равном единице. Таким образом, пользуясь теорией многополюсников, во многих случаях сложную исследуемую схему можно упростить, представив ее одной из разновидностей схем замещений многополюсника. Однако, для некоторых исследований и эти схемы могут оказаться неудобными. В

таких случаях потребуются дальнейшие преобразования указанных схем с целью приведения к более удобному для исследования виду. Заметим, что схемы замещения $2n$ -полюсников, соответствующие Y -форме записи их уравнений, представляют собой схемы полных n -угольников (многоугольник с диагоналями). Что же касается схем замещений, соответствующих Z -форме записи уравнений, то они являются схемами дуальными полным n -угольникам (назовем их n -контурными схемами, как схемы содержащие n независимых контуров в виде ячеек). Из сказанного следует, что задачи преобразования схем замещений $2n$ -полюсников могут быть сведены к задачам преобразования схем полных n -угольников.

В [1] рассмотрено преобразование схемы полного четырехугольника ($n=4$) и указано о возможностях преобразования полных многоугольников при $n > 4$.

В данной статье рассматриваются преобразования схемы полного пятиугольника (рис. 2а) и пятиконтурной схемы (рис. 2б) и приводятся расчетные формулы, служащие для определения параметров эквивалентных схем по параметрам преобразуемых схем. Указанные преобразования исследуются как для общего случая, не вводя никаких ограничительных условий между параметрами преобразуемых схем, так и при возможных частных случаях, когда параметры преобразуемых схем связаны меж собой некоторыми зависимостями.

Известно, что схема, имеющая вид n -лучевой звезды ($n=5$, рис. 2в), всегда может быть преобразована в эквивалентную схему в виде полного n -угольника и, что обратное преобразование полного n -угольника в n -лучевую звезду возможно только при выполнении между параметрами преобразуемого полного n -угольника некоторых специальных условий [1, 2]. Однако и при несоблюдении этих условий полный n -угольник может быть преобразован в другие эквивалентные схемы. Отметим, что сказанное в полной мере относится также к преобразованию n -угольника без диагоналей ($n=5$, рис. 2г) в n -контурную схему ($n=5$, рис. 2б) и обратному их преобразованию, так как n -угольник без диагоналей является схемой дуальной n -лучевой звезде.

Число независимых условий, которым должны удовлетворять параметры полного пятиугольника, при котором возможно его преобразование в пятилучевую звезду, равно пяти [2]. Они могут быть записаны в следующем виде:

$$\begin{aligned} Q_1 &= Y_{12}Y_{25} - Y_{13}Y_{25} = 0; \\ Q_2 &= Y_{21}Y_{11} - Y_{24}Y_{21} = 0; \\ Q_3 &= Y_{14}Y_{32} - Y_{35}Y_{42} = 0; \\ Q_4 &= Y_{45}Y_{12} - Y_{41}Y_{32} = 0; \\ Q_5 &= Y_{51}Y_{21} - Y_{52}Y_{14} = 0. \end{aligned} \quad (1)$$

Заменяя в этих равенствах проводимости Y на сопротивления Z , получим условия, при которых возможно преобразование пятиконтурной схемы (рис. 2б) в пятиугольник без диагоналей (рис. 2г).

Учитывая идентичность преобразований полного пятиугольника и пятиконтурной схемы, формулы, приводимые ниже, будут соответствовать преобразованию первого из них. Соответствующие выражения, относящиеся к преобразованию пятиконтурной схемы, могут быть получены из приведенных, заменой в них проводимостей Y на сопротивления Z .

Рассмотрим преобразование полного пятиугольника и пятиконтурной схемы в общем случае, когда параметры преобразуемых схем таковы, что ни одно из равенств условий (1) не удовлетворяется (т. е.

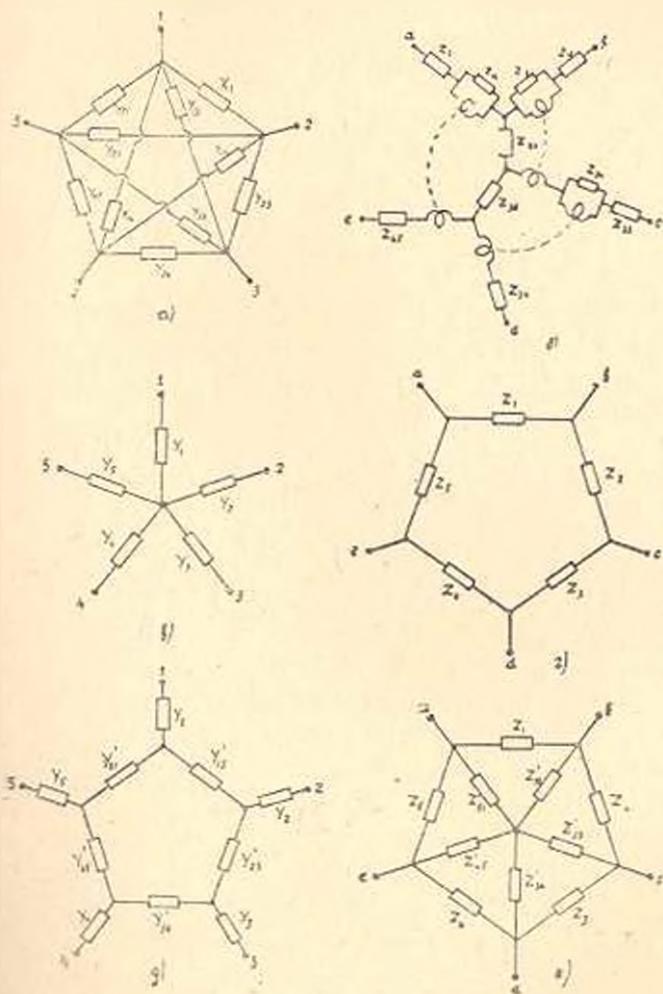
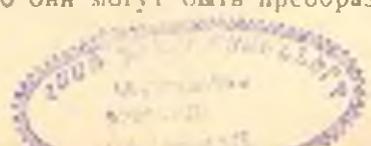


Рис. 2.

$Q_i \neq 0, i = 1 \div 5$). Применяя метод расщепления проводимостей ветвей [2] к полному пятиугольнику и аналогичный ему метод расщепления сопротивлений ветвей к пятиконтурной схеме и, пользуясь известными методами преобразования (полный пятиугольник, удовлетворяющий условиям (1) в пятилучевую звезду, треугольник в звезду и обратно и т. д.) можно показать, что они могут быть преобразова-

ПА-5935.



ны в эквивалентные схемы, приведенные соответственно на рис. 2д и е. При этом параметры эквивалентных схем по параметрам преобразуемых схем могут быть определены по следующим формулам:

$$Y_k = \sum_{l=1}^5 Y_{k+l} + Y_k' \quad (k = 1 \div 5), \quad (2)$$

где

$$Y_k' = \frac{Y_{k+2} Y_{k+4}}{Y_{k+1k+4}} + \frac{Q_k Q_{k+4}}{Y_{k+1k+4} Q_{k+2}} \quad (k = 1 \div 5). \quad (3)$$

Здесь величины Q_2 , Q_{k+2} и Q_{k+4} определяются из равенств условий (1), но как было отмечено выше, в рассматриваемом случае они не равны нулю. Остальные 5 параметров эквивалентных схем определяются из следующих соотношений:

$$Y_{k+l}' = \frac{Y_k Y_{k+1}}{Y_{k+1k+3} Y_k' + \frac{Q_{k+1}}{Q_{k+1}} \left(\frac{Y_{k+3} Y_{k+4}}{Y_{kk+4}} Y_k' - Y_{kk+1} \right) - Y_{kk+1}} \quad (k = 1 \div 5). \quad (4)$$

Или, если определены параметры Y_k для $k=1 \div 5$ по формулам (2) и (3) и один из параметров Y_{k+l}' для любого одного значения k по формуле (4), то остальные параметры вида Y_{kk+1} могут быть определены по более простым зависимостям, связывающим параметры преобразуемых схем с параметрами эквивалентных им схем. Эти зависимости имеют следующий вид:

$$\frac{Y_{kk+1}}{Y_{k+1k+2}} = \frac{Q_{k+2}}{Q_{k+4}} \cdot \frac{Y_k}{Y_{k+2}} \quad (k = 1 \div 5). \quad (5)$$

Отметим здесь, что численные значения отдельных индексов при всех Y и Q не должны превышать число пять и, если при подстановке значений k в формулы (2-5) значения индексов получаются больше пяти, то от их значений следует вычесть 5 и в качестве индекса записать полученную таким образом разность (например, вместо Y_{17} надо брать $Y_{17-5} = Y_{12}$).

Рассматривая преобразования полного пятиугольника и пятиконтурной схемы в частных случаях, когда значения параметров последних таковы, что удовлетворяется часть равенств условий (1), можно заметить, что как эквивалентные им схемы, так и формулы преобразования значительно упрощаются. На рис. 3 изображенном в виде таблицы приведены схемы эквивалентные полному пятиугольнику (столбец Y) и пятиконтурной схеме (столбец Z) для семи частных случаев, когда удовлетворяются одно, часть или все пять равенств условий (1). А в табл. 1 даны формулы преобразования, соответствующие частным случаям рассмотренным на рис. 3.

Отметим, что остальные, нерассмотренные здесь частные случаи преобразований (когда удовлетворяются другие равенства из условий (1)) легко приводятся к случаям рассмотренным в табл. 1 и на рис. 3.

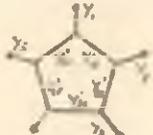
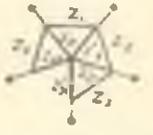
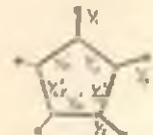
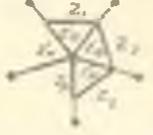
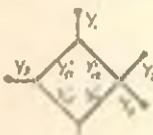
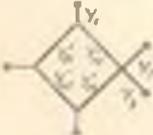
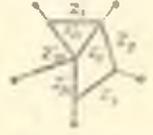
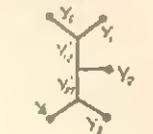
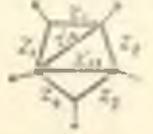
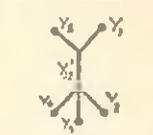
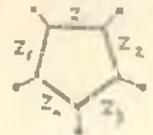
№	Видовые условия	Y	Z
1	$Q_1 = 0$		
2	$Q_1 = 0$ $Q_2 = 0$		
3	$Q_1 = 0$ $Q_2 = 0$		
4	$Q_1 = 0$ $Q_2 = 0$ $Q_3 = 0$		
5	$Q_1 = 0$ $Q_2 = 0$ $Q_4 = 0$		
6	$Q_1 = 0$ $Q_2 = 0$ $Q_3 = 0$ $Q_4 = 0$		
7	$Q_1 = 0$ $Q_2 = 0$ $Q_3 = 0$ $Q_4 = 0$		

Рис. 3.

Таким образом, рассмотренные преобразования полного пятиугольника и пятиконтурной схемы приводят к переходу соответственно от непланарной схемы к эквивалентной ей планарной и от схемы, содержащей идеальные трансформаторы, к эквивалентной схеме без трансформаторов.

В заключение отметим, что рассмотренные выше преобразования могут быть полезными в практических расчетах и исследованиях сложных электрических цепей.

Таблица 1

N	Տարբերություններ										Ծանոթություններ
	Y_1	Y_2	Y_3	Y_4	Y_5	Y_{10}	Y_{20}	Y_{30}	Y_{40}	Y_{50}	
1	$\frac{Y_0 Y_1}{Y_{10}}$	$\frac{Y_1 Y_2}{Y_{20}}$	{3}	∞	{1}	$\frac{Y_0 Y_1}{Y_{10}}$	$\frac{Y_1 Y_2}{Y_{20}}$	$\frac{Y_2 Y_3}{Y_{30}}$	$\frac{Y_3 Y_4}{Y_{40}}$	$\frac{Y_4 Y_5}{Y_{50}}$	(1) Նույն տարբերությունները (2) $Y_{10} - Y_0 Y_1 - Y_2 Y_3$ $Y_{20} - Y_1 Y_2 - Y_3 Y_4$ $Y_{30} - Y_2 Y_3 - Y_4 Y_5$ $Y_{40} - Y_3 Y_4 - Y_5 Y_0$ $Y_{50} - Y_4 Y_5 - Y_0 Y_1$
2	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	
3	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	
4	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	
5	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	
6	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	
7	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	
8	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	$\frac{Y_0 - 0}{Y_{10} - 0}$	$\frac{Y_1 - 0}{Y_{20} - 0}$	$\frac{Y_2 - 0}{Y_{30} - 0}$	$\frac{Y_3 - 0}{Y_{40} - 0}$	$\frac{Y_4 - 0}{Y_{50} - 0}$	

Գ. Գ. ՀԱՎՈՐՁՄԱՆՆԵՐ

ԳԾԱՅՈՒՆ ԷԼԵԿՏՐՈՎԱԿԱՆ ԽՆԵՄԱՆՆԵՐԻ ՁԵՎԱՓՈՒՄՈՒՆ ՄԱՍԻՆ

Ա մ փ ո փ ս ւ ւ մ

Հայտնի է, որ բաղմարեկոնների տեսությունից սրբավելով, շատ հաճախ, հետազոտվող բարդ էլեկտրական շղթան կարելի է պարզեցնել, պատկերելով այն բաղմարեկոնների փոխարինման սխեմաների տարատեսակներից որևիցէ մեկով: Սակայն որոշ հետազոտությունների համար այդ սխեմաները կամ կարող են ստացվել անհարմար: Այդպիսի դեպքերում անհրաժեշտ է լինում նորից ձևափոխել նրանց, հետապոստման համար հարմար տեսի բերելու նպատակով:

Քանի որ բաղմարեկոնների փոխարինման սխեմաները իրենցից ներկայացնում են լրիվ բաղմանկյունաձև (բաղմանկյուն բոլոր անկյունաղծերով) կամ բաղմանկոնառային սխեմաներ, ապա նրանց ձևափոխությունը ինչպես հայտնի է, կապված է որոշ դժվարությունների հետ [2]:

Հողվածում հետազոտված է լրիվ հնդանկյունաձև սխեմայի (նկ. 2a) և հինգկոնառային սխեմայի (նկ. 2b) ձևափոխությունը ինչպես մեղհանուր դեպքում (համարժեք սխեմաները բերված են համապատասխանաբար նկ. 2a և 2b վրա), երբ ձևափոխվող սխեմայի պարամետրերի միջև սահմանափակող կապեր գոյություն չունեն, և մասնավոր դեպքերում (նկ. 3), երբ այդպիսի կապեր կան (տես 1 հավասարումները):

Ձևափոխման բոլոր դեպքերի համար էլ դուրս են բերված բանաձևեր, որոնց միջոցով որոշվում են համարժեք սխեմաների պարամետրերը ձևափոխվող սխեմաների պարամետրերի միջոցով:

Հետազոտված ճեմափոխումները նպատակահարմար կարող են լինել բարդ էլեկտրական շղթաներ հաշվելիս:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Горел А. А., Костенко М. В. Приведение сложных сетей к простейшим электрическим схемам. Журн. "Электричество" № 3, 1948.
2. Максимович Н. Г. Линейные электрические схемы и их преобразование ГЭИ, 1961.

А. С. МАКСУДЯН

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ НА КОНЦЕВЫЕ ПОТЕРИ ЭНЕРГИИ В ПРЯМОЙ РЕШЕТКЕ РЕАКТИВНЫХ ПРОФИЛЕЙ

В статье приводятся результаты экспериментального исследования влияния шероховатости на профильные и концевые потери энергии в прямой обандаженной решетке реактивных профилей. Работа выполнена на аэродинамическом стенде для статических испытаний в лаборатории турбиностроения ЛПИ им. М. И. Калинина.

Решетка была набрана из лопаток с профилем периферийного сечения ступени газовой турбины при следующих параметрах: хорда лопатки $b = 48$ мм, относительный шаг $t = t/b = 0,64$, угол установки $\beta_0 = 36^\circ$ и относительное удлинение $l = l/b = 2,2$. Конструкция решетки позволяла осуществлять смену трех смежных лопаток, расположенных посередине. Высокая чистота поверхностей получалась путем механической обработки. Повышенная шероховатость создавалась методом наклеивания на поверхность тонкослойным лаком измерного абразивного порошка. Количественные данные сведены в таблицу.

Средняя высота бугорков мк	Относительная шероховатость k_r	Класс чистоты по ГОСТ 2789-59	Способ получения
3	$0,063 \cdot 10^{-3}$	8	механическая обработка
8	$0,166 \cdot 10^{-3}$	6	.
10	$0,83 \cdot 10^{-3}$	4	абразивный порошок
70	$1,45 \cdot 10^{-3}$	3	.
100	$2,08 \cdot 10^{-3}$	2	.
130	$2,7 \cdot 10^{-3}$	2	.
260	$5,4 \cdot 10^{-3}$	1	.

Опыты проводились при значении числа $M < 0,5$. Число Рейнольдса, подсчитанное по выходной скорости и хорде лопатки, составляло

$$Re = \frac{\omega_2 \cdot b}{\nu} = 4,4 \cdot 10^5$$

Опытные данные обрабатывались по известной методике ЦКТИ, а концевые потери энергии на единицу длины лопатки определялись как разность полных и профильных потерь.

$$\zeta_{\text{конп.}} = \zeta_{\text{полн.}} - \zeta_{\text{проф.}}$$

На рис. 1 изображено изменение коэффициента потерь энергии по высоте лопатки при различной шероховатости поверхностей, ограничивающих канал. Как видно из графиков, увеличение шероховатости приводит к значительному возрастанию потерь энергии не только в области плоского потока, но и во всей зоне по высоте лопатки, охваченной концевыми явлениями. При этом увеличение потерь энергии с

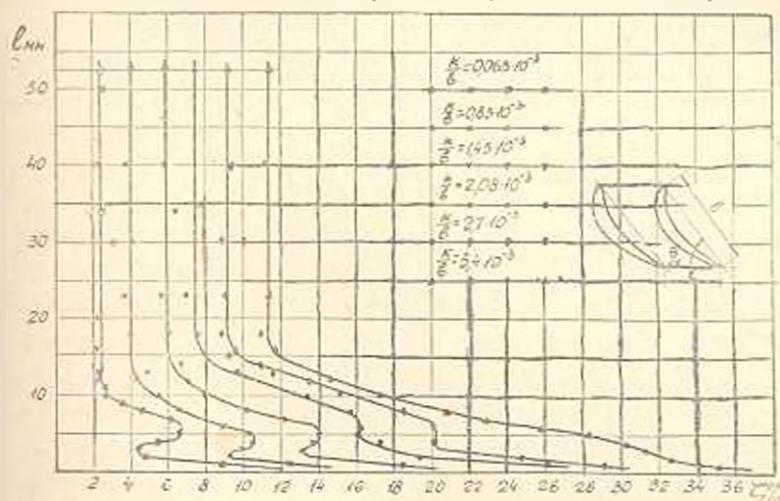


Рис. 1. Изменение потерь энергии по высоте лопатки в зависимости от шероховатости.

повышением шероховатости оказывается неодинаковым на разных расстояниях от торцевой стенки, что и следовало ожидать из-за переменной толщины пограничного слоя и различного его характера на отдельных участках у концов лопаток.

Известно, что при режиме аэродинамически гладкого обтекания лопаток давления вблизи концов на выпуклой поверхности повышается из-за уменьшения скоростей потока и создается перепад давления вдоль образующей лопатки, вызывающий интенсивное перетекание подторможенного слоя жидкости от периферии к средним сечениям. При достаточном перепаде давлений, течение жидкости на выходном участке выпуклой поверхности лопатки в непосредственной близости от стенок происходит с уменьшением давления несмотря на то, что в основном потоке на некотором расстоянии от торцевых стенок давление возрастает. Здесь же достигают наибольших значений составляющие скоростей вдоль образующих лопаток и наблюдается относительно небольшое утолщение пограничного слоя, приводящее к уменьшению потерь энергии при условии гладких лопаток. На этих участках шероховатость оказывает особенно сильное влияние на потери энер-

гии (рис. 1). С увеличением шероховатости сокращается, а затем и вовсе исчезает нижний участок области увеличения ζ из-за вторичных течений. На этом участке в условиях аэродинамически гладкого течения наблюдается более резкое возрастание потерь, чем со стороны среднего сечения лопатки. Несколько увеличивается и затем остается практически неизменной протяженность по высоте лопатки участка повышенных потерь. Увеличение потерь в месте набухания пограничного слоя на выпуклой поверхности становится менее заметным. Это объясняется, по-видимому, повышением сопротивления шероховатой поверхности, а также уменьшением скоростей периферийного движения с возрастанием массы жидкости из-за утолщения пограничного слоя на торцевых стенках и обводах профиля.

При обтекании гладких лопаток главную часть концевых потерь составляют потери, возникающие в области разбухания пограничного слоя на стенке лопатки. Дополнительные потери возникают из-за трения в пограничном слое на торцевых стенках.

Как видно на рис. 1, вместе с резким возрастанием потерь с повышением шероховатости непосредственно у концов лопаток увеличивается доля концевых потерь из-за трения на торцевой стенке и сравнительно большая часть лопатки по ее высоте оказывается в зоне повышенных потерь в пограничном слое на торцах. Благодаря этому, а также из-за интенсивного сокращения области пониженных потерь, вблизи концов лопатки, дальнейшее увеличение шероховатости приводит к плавному переходу участков с повышенными потерями у торцевой стенки и со стороны среднего сечения лопатки. Суммарная величина концевых потерь в решетке с увеличением шероховатости сильно растет.

На рис. 2 представлены опытные кривые зависимости коэффициента профильных и полных потерь энергии от относительной шероховатости k/b . Аналогичная зависимость для коэффициента концевых потерь в решетке изображена на рис. 3. Характер кривой для концевых потерь сохраняется таким же, что и для профильных.

Здесь также имеют место известные режимы течения в зависимости от соотношения размеров бугорков шероховатости и толщины ламинарного подслоя.

Во втором предельном режиме течения, изменение концевых потерь можно выразить приблизительно так

$$\frac{\zeta_{\text{конц.}} \left(\frac{k_1}{b} \right)}{\zeta_{\text{конц.}} \left(\frac{k_2}{b} \right)} = \frac{\zeta_{\text{проф.}} \left(\frac{k_1}{b} \right)}{\zeta_{\text{проф.}} \left(\frac{k_2}{b} \right)}$$

Достаточно близкое соответствие с экспериментальными данными для коэффициента профильных потерь получается при расчете по формуле Г. А. Зальфа [1]

$$\zeta_{\text{кон.}} = \frac{4 \cdot \xi}{10^m \cdot l \cdot \sin \beta} \left(\frac{k}{b} \right)^m$$

и значения коэффициента ξ , зависящего от числа Рейнольдса, равно $\xi = 0,13$. Для испытанной решетки показатель степени m оказался равным 0,28.

Отметим, что результаты опытов относятся к случаю, когда пограничные слои на лопатках и торцевых стенках начинают развиваться

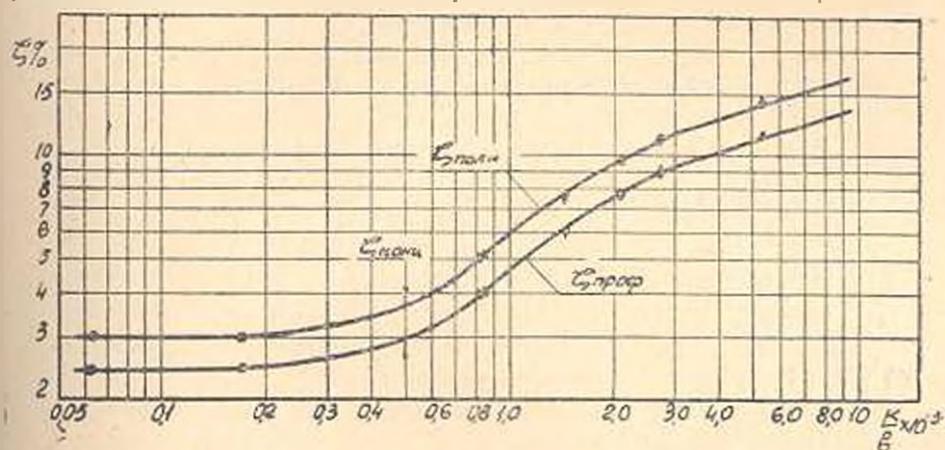


Рис. 2. Зависимость коэффициента профильных и полных потерь энергии от шероховатости.

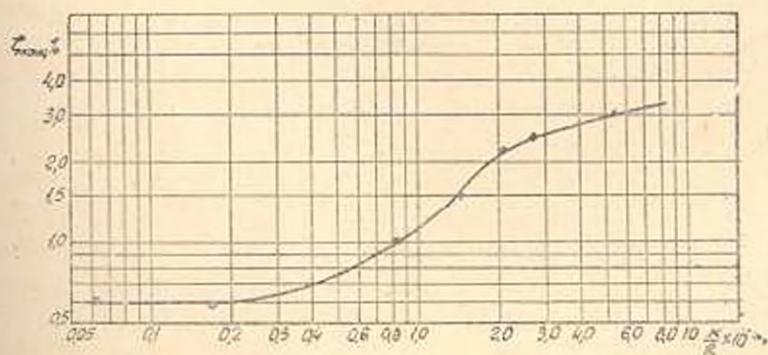


Рис. 3. Зависимость коэффициента концевых потерь от шероховатости поверхности.

ся и взаимодействуют в условиях одинаковой шероховатости их поверхности. Иначе будет обстоять дело, когда шероховатость торцевых стенок и криволинейных поверхностей, ограничивающих канал, резко различна. В этом случае сравнительно тонкий и недостаточно развитый пограничный слой взаимодействует с развитым слоем другой поверхности. Следует ожидать, что взаимодействие пограничных слоев, сильно отличающихся по условиям развития, приведет к изменению характера зависимости потерь энергии у концов лопаток.

По результатам произведенных экспериментальных исследований было установлено, что шероховатость поверхности лопаток и торце-

вои стенки оказывает сильное влияние на концевые потери энергии, с повышением шероховатости растет доля концевых потерь из-за трения на торцевых стенках: коэффициент концевых потерь энергии испытанной решетки изменяется при втором предельном режиме течения приблизительно так же, как и коэффициент профильных потерь.

ЛПИ ия. Казани

Поступило 17.IV 1965

Ա. Ս. ՄԱՎՍՈՒԴՅԱՆ

ՌԵԱԿՏԻՆԵ ՊԻՐՈՅԻՆՆԵՐԻ ՈՒՊՈՎ ՅԱՆՅՈՒՄ ԷՆԵՐԳԻԱՅԻ ՄԱՅՐԱՅԻՆ ԿՈՐՐԻՍՏՆԵՐԻ ՎՐԱ ՄԱԿԵՐԵԼՈՒՅՈՒ ԿՈՐԴՈՒՐՈՒԹՅՈՒՆՔԱՆ ԱԶԻՅՈՒԹՅԱՆ ԷՔՍՊԵՐԻՄԵՆՏԱԿԱՆ ՈՒՍՈՒՄՆԱԿՈՒՐՈՒԹՅՈՒՆԸ

Ա. մ. փ. ո. փ. ո. լ. մ.

Սառաիկ փորձերի հիման վրա հոդվածում բերված է չերմակայաններում է ալլ ախյի շերմուծաչին ապրալորումներում սպառարժող տորրինների էներգիայի կորուստների փոփոխման օրինաչափությունը՝ կախված աուրբինային թիակների մակերևույթի մաքրությունից:

Սաացված փորձնական տվյալները կարող են օգտագործվել աուրբինների կոնստրուկտորական հաշվարկների լամար և նրանց շա ագործման մամանակ:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Зальв Г. А. Тепловой расчет стационарных газовых турбин, М. — Л., 1964.

ГИДРОТЕХНИКА

Օ. Դ. ШЕРБАКОВА

К ВОПРОСУ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЭКОНОМИЧЕСКОЙ
ЭФФЕКТИВНОСТИ ПЕРЕДАЧИ ПИКОВОЙ МОЩНОСТИ

Использование межсистемных связей для покрытия пиковой неравномерности, является одним из способов покрытия пиков графиков нагрузки вообще. В работе [1] был исследован режим встречных энергетических потоков (условно названный реверсивным режимом первого рода). Такой режим может быть достигнут при размещении на одном конце передачи базисной мощности, а на другом резервной или пиковой. Если рассматривать объединение состоящее из двух энергосистем, из которых одна (А) имеет мощную регулируемую ГЭС или каскад ГЭС с неограниченными возможностями регулирования, другая (Б) состоящая в основном из тепловых электростанций, то по условиям покрытия перспективного электробаланса, в первую энергосистему необходимо будет ввести конденсационную мощность для покрытия базисной части графика нагрузки, а в другую — пиковую мощность. Исследования [1] показали, что целесообразно часть мощности ГЭС сосредоточить и передвигать в соседнюю систему для покрытия пиковой зоны графика нагрузки с целью вытеснения пиковой конденсационной мощности. Недостающую мощность в системе А по балансу можно покрыть или путем перетока базисной мощности обратно по ЛЭП или путем наращивания конденсационной мощности и самой системе. Подобным объединением можно представить упрощенную схему объединения энергосистем Армении и Азербайджана.

До последнего времени, электробаланс Армэнергосистемы в основном покрывался выработкой ГЭС Севан—Разданского каскада. Однако, гидроресурсы республики недостаточны и для покрытия бурно растущей потребности в электроэнергии, интенсивно строятся, и так же проектируются на перспективу тепловые электростанции на природном газе [2]. Развитие энергосистемы Азербайджанской ССР так же планируется по пути ввода только тепловых электростанций на местном топливе.

Характерной особенностью Севан—Разданского каскада ГЭС является то обстоятельство, что оз. Севан, расположенное в голове каскада, является идеальным многолетним регулятором, а наличие промежуточных бассейнов суточного регулирования в конце деривации

делают систему весьма гибкой и станции каскада могут вести, независимо друг от друга режим работы. Вследствие сокращений пусков воды из оз. Севан снизится количество отдаваемой им энергии, а так же степень использования установленной мощности каскада [3], поэтому, часть установленной мощности каскада ГЭС, не участвующая в покрытии нагрузки системы, может рассматриваться как свободная мощность, а также полноценным резервом объединенной системы.

В настоящей работе сделана попытка применить метод математического моделирования при решении вопроса использования свободных мощностей Севан—Разданского каскада, в условиях строго заданного количества воды, для покрытия острого пика графика нагрузки другой системы, при наличии межсистемной ЛЭП, с вытеснением конденсационной мощности специальной пиковой электростанции. Режим межсистемной ЛЭП в данном случае не рассматривается и считается, что результирующий режим ЛЭП является оптимальным. В рассматриваемом случае покрытия пиковых зон графиков нагрузки энергосистем А и В, общий электробаланс, а так же покрытие суммарной потребности по мощности можно графически (рис. 1).

Пусть установленная мощность ГЭС каскада будет N_y , величина ее участвующая в покрытии пика графика нагрузки системы А —

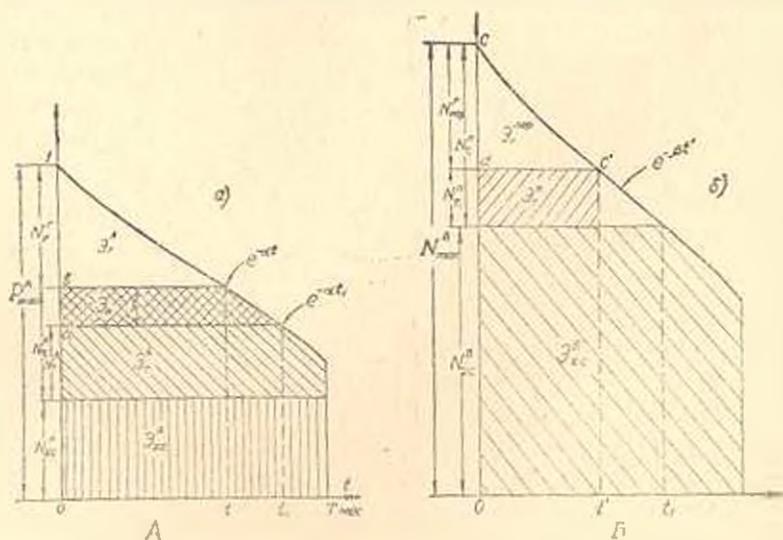


Рис. 1. Покрытие пиковых зон графика нагрузки энергосистем А и В.

$N_{гр}^A$, тогда величина мощности равная $N_{гэс}^A = N_y - N_{гр}^A$ будет считаться свободной.

Если максимум нагрузки системы А обозначить через P_{max}^A , то часть нагрузки, равная $P_{max}^A - N_{гр}^A$ будет покрываться тепловыми электростанциями (существующими до расчетного периода и вновь вводимой базисной), сезонными ГЭС, а так же базисной мощностью перетока из системы В. Аналогично, на рис. 1б представлена структура баланса мощности и энергии в системе В.

Для покрытия пиковой зоны графика нагрузки системы B , свободной мощностью каскада $N_{\text{св}}^{\text{в}}$, необходимо соответствующее количество энергии или, что то же самое, объем которой ограничен описанными выше условиями. В данной работе предлагается следующий способ решения: от линии aa' (рис. 1а) отсекается площадь $abb'a'$ высотой h , тогда количество энергии равное, в соответствующем масштабе, этой площади, при наличии $N_{\text{св}}$ и регулирующих возможностей каскада может быть передано в систему B для покрытия острого пика равного площади dcc' (рис. 1б).

Таким образом получаем, что при условии равенства площадей отсекаемых на графиках нагрузки систем A и B , с учетом потерь электроэнергии в ЛЭП, т. е.

$$\text{пл. } abb'a' = \text{пл. } dcc' + \Delta \mathcal{E}_n, \quad (1)$$

где $\Delta \mathcal{E}_n$ — потери электроэнергии в ЛЭП, величина пиковой мощности переданной в систему B будет $N_{\text{пер}}^{\text{в}}$, на эту же величину уменьшится мощность пиковой электростанции, планируемой для покрытия пика в системе B и последнее станет равной $N_{\text{п}}^{\text{в}} = N_{\text{п}}^{\text{в}0} - N_{\text{пер}}^{\text{в}}$. Для покрытия же нагрузки равной h в системе A , увеличивается мощность тепловой станции $N_{\text{т}}^{\text{а}}$ на эту же величину. С целью упрощения расчетов, величина резервной мощности и расходы на собственные нужды, считаются включенными в максимум нагрузки каждой энергосистемы.

Таким образом получаем, что путем увеличения мощности базисной электростанции в системе A на величину h и передачи энергии равной площади $abb'a'$ в систему B , в последней вытеснится мощность пиковой станции на величину $N_{\text{пер}}^{\text{в}}$, которая будет значительно больше величины h . Варьирующей величиной в данном случае становится величина h .

Кроме энергетического эффекта, получающегося от передачи пиковой мощности и энергии по ЛЭП, значительный эффект так же получается в результате улучшения условий эксплуатации пиковой электростанции, с переходом последней в зону графика нагрузки с более равномерным режимом работы, количественная оценка данного эффекта данной работе не производится. Оптимальная величина h должна определяться на базе технико-экономических расчетов. Критерием оптимальности принимается принцип «минимума расчетных затрат» по объединенной энергосистеме в целом. Для построения математической модели объединенной энергосистемы, графики нагрузки систем A и B представляются в виде кривых продолжительностей с аналитическим выражением соответственно

$$P_A = P_{\text{max}}^{\text{а}} e^{-\alpha t} \quad \text{и} \quad P_B = P_{\text{max}}^{\text{б}} e^{-\beta t}, \quad (2)$$

где P_A и P_B — ординаты соответствующих кривых продолжительности; α и β — факторы нагрузок систем A и B определяющиеся из условия приведенного в [4]:

α и β — относительные величины продолжительности соответствующих нагрузок.

Учитывая изложенное, выражение для „расчетных затрат“ или же оптимизирующей функции запишется в виде:

$$P_{\text{в}} = (N_{\text{г}}^{\lambda} + h) L_{\text{А}} + (\mathcal{E}_{\text{г}}^{\lambda} + \mathcal{E}_{\text{в}}) \mathcal{E}_{\text{А}} + U_{\text{к}} + U_{\text{гс}}^{\lambda} + N_{\text{г}}^{\lambda} L_{\text{в}} + \mathcal{E}_{\text{г}}^{\lambda} \mathcal{E}_{\text{в}} + \\ + N_{\text{пер}} L_{\text{пер}} + \mathcal{E}_{\text{пер}}^{\lambda} c_{\text{п}} + N_{\text{гс}}^{\lambda} = \min, \quad (3)$$

где $L_{\text{А}}$ — эксплуатационные затраты, включающие расходы на амортизацию, текущий ремонт, заработную плату и прочие расходы в долях от стоимости электростанций;

$\mathcal{E}_{\text{г}}$ — удельные издержки по топливу;

$c_{\text{п}}$ — себестоимость передаваемой энергии;

$U_{\text{гс}}^{\lambda}$ — издержки систем по существующим электростанциям.

Минимум расчетных затрат (3) должен удовлетворять условию связи по энергии в виде:

$$\mathcal{E}_{\text{к}} - \mathcal{E}_{\text{г}}^{\lambda} - \mathcal{E}_{\text{пер}}^{\lambda} - \Delta \mathcal{E}_{\text{п}} = 0, \quad (4)$$

где $\mathcal{E}_{\text{к}}$, $\mathcal{E}_{\text{г}}^{\lambda}$, $\mathcal{E}_{\text{пер}}^{\lambda}$ — соответственно количество энергии, которую ГЭС каскада могут вырабатывать при заданном объеме воды, энергия каскада покрывающая пиковые зоны графиков нагрузок систем „А“ и „В“.

Кроме условия (4), необходимо, чтобы требование (3) удовлетворяло условию ограничения по мощности в виде неравенства

$$N_{\text{пер}}^{\lambda} + h \leq P_{\text{гв}}^{\lambda}. \quad (5)$$

При решении поставленной задачи классическими методами оптимизации учет ограничений вида (5) наталкивается на большие математические трудности. Поэтому, в дальнейшем, в математической модели решаемой задачи, непосредственно ограничение (5) не будет участвовать и в дальнейшем, при получении конкретного решения, последнее необходимо проверять на удовлетворение ограничения (5) и производить соответствующие коррективы.

Нахождение минимума (3) с учетом ограничения (5) возможно „видоизмененными“ методами вариационного исчисления (неклассическими методами динамического программирования), принципом „Максимум“ Л. С. Понтрягина и др. Предлагаемое решение базируется на применении классического метода „множителей Лагранжа“ для отыскания условного экстремума.

Для этой цели переменные h , $N_{\text{пер}}^{\lambda}$, $\mathcal{E}_{\text{пер}}^{\lambda}$, а так же потери энергии, выражаем через переменные t и t' при помощи (2). Из рис. 1 находим:

$$h = P_{\text{пик}}^{\lambda} (e^{-at} \cdot e^{-at'}) \quad N_{\text{пер}}^{\lambda} = P_{\text{пик}}^{\lambda} (1 - e^{-2t}). \quad (6)$$

Интегрируя функции e^{-at} и $e^{-at'}$ в соответствующих пределах получим:

$$\mathcal{E}_{\text{пер}}^r = P_{\text{max}}^B T \left[\frac{1}{\beta} (1 - e^{-\beta t'}) - t' e^{-\beta t'} \right], \quad \mathcal{E}_n = P_{\text{max}}^A T \left[e^{-\alpha t} \left(\frac{1}{\alpha} + t \right) - e^{-\alpha t} \left(\frac{1}{\alpha} + t_1 \right) \right]. \quad (7)$$

Значение величины t_1 определяется из условия, когда вся заданная энергия каскада вливается в пиковую зону графика нагрузки системы А. Потери мощности и энергии в ЛЭП определяются согласно [3], в предположении, что циркуляция реактивной мощности сведена до минимума, путем размещения вдоль линии средств продольной и поперечной компенсации параметров линии. Таким образом, потери энергии в ЛЭП в функции t' выразятся в виде:

$$\Delta \mathcal{E}_e = P_{\text{max}}^B T \left(t' + \frac{2}{\beta} e^{-\beta t'} - \frac{1}{2\beta} e^{-2\beta t'} - \frac{3}{2\beta} \right), \quad (8)$$

где $k = \frac{R}{V^2}$

R — омическое сопротивление ЛЭП;

V — номинальное напряжение, принимаемое постоянным.

Учитывая (6), (7) и (8), выражение (8) переписывается в виде:

$$U_{\text{ЛЭП}}^r(t, t') = M_1 + P_{\text{max}}^A e^{-\alpha t} \left[(L_A - L_p^A) + T c_A \frac{1}{2} (1 + \alpha t) \right] + P_{\text{max}}^B e^{-\beta t'} \left[(L_n - L_{\text{пер}}) + T \frac{1}{\beta} (1 + \beta t') (c_n - c_n) \right] - \min. \quad (9)$$

Здесь M_1 — постоянная, включающая все члены независимые от t и t' .

Аналогично находим выражения для \mathcal{E}_k и \mathcal{E}_t^A в функции t в виде:

$$\mathcal{E}_k = P_{\text{max}}^A T \left[\frac{1}{\alpha} - e^{-\alpha t} \left(\frac{1}{\alpha} + t_1 \right) \right], \quad \mathcal{E}_t^A = P_{\text{max}}^A T \left[\frac{1}{\alpha} - e^{-\alpha t} \left(\frac{1}{\alpha} + t \right) \right]. \quad (10)$$

Подставляя значения величин входящих в условие (4) в виде (7), (8) и (10), условие (4) переписывается в следующем виде:

$$\varphi(t, t') = P_{\text{max}}^A e^{-\alpha t} \left(\frac{1}{\alpha} + t \right) + P_{\text{max}}^B \left[e^{-\beta t'} \left(\frac{1 - 2k}{\beta} + t' \right) + \frac{k}{2\beta} e^{-2\beta t'} - k t' \right] - M = 0, \quad (11)$$

где

$$M = P_{\text{max}}^A e^{-\alpha t_1} \left(\frac{1}{\alpha} + t_1 \right) + P_{\text{max}}^B \left(\frac{1}{\beta} - \frac{3k}{2\beta} \right).$$

Для нахождения минимума (9) с соблюдением условия связи (11), составляется вспомогательная функция Лагранжа в виде:

$$\Phi(t, t', \lambda) = U_{\text{ЛЭП}}^r(t, t') + \lambda \varphi(t, t') - \min. \quad (12)$$

Дифференцируя (12) по t и t' , приравнявая k нулю и упрощая получим два уравнения с неизвестными t , t' и λ :

$$(L_A - L_B) + T_{in} t + \lambda t = 0,$$

$$k_1 (e^{at} + e^{-at}) + \beta T t' (\dot{c}_n - c_{пер}) + \beta t' + \beta (L_n - L_{пер}) - 2k = 0. \quad (13)$$

Исключая λ из этих уравнений, а так же учитывая условие (11) получим два уравнения с неизвестными t и t' .

$$t = \frac{(L_A + L_B^k) [\beta t' - 2k + k(e^{at'} + e^{-at'})]}{\beta T t' (\dot{c}_n - c_{пер} - \dot{c}_A) - k T \dot{c}_A (e^{at'} + e^{-at'} - 2) + \beta (L_n - L_{пер})}$$

$$P_{max}^A e^{-at} \left(\frac{1}{a} + t \right) + P_{max}^B \left[e^{-at'} \left(\frac{1-2k}{\beta} + t' \right) + \frac{k}{2\beta} e^{-at'} - kt' \right] - M = 0. \quad (14)$$

Решение уравнений (14) относительно t и t' в явном виде не представляется возможным. Ниже предлагается сравнительно простой графический способ решения, заключающийся в следующем. Второе уравнение (14) представляется в виде равенства двух функций

$$f_1(t) = M - f_2(t'). \quad (15)$$

Как видно из рис. 1 величина t изменяется в пределах от t_2 до 0, при $t_2 = 1$, t' изменяется в пределах от 1 до 0. Таким образом, придавая ряд значений t и t' строятся кривые $y_1 = f_1(t)$ и $y_2 = f_2(t')$ (см рис. 2а).

Используя равенство (15), составляем таблицу значений t и t' по данным которой строится кривая $t = \varphi_1(t')$. Далее из первого уравнения (14), придавая t' ряд значений строится вторая кривая зависимости t и t' , $t = \varphi_2(t')$, пересечение которых и даст искомые значения t и t' . Для нахождения оптимальных значений $N_{пер}^I$ и $N_{пер}^{II}$ по найденным значениям t и t' , размещаем на одном чертеже (рис. 2) кривые продолжительности нагрузок систем А и В (I и II квадранты), а так же кривые $t = \varphi(t')$ (IV квадрант). Расчет производится следующим образом. От точки пересечения кривых $t = \varphi(t')$, O' поднимаясь вверх до кривой e^{-at} , проводим горизонталь до оси ординат, отрезок „KI“ будет равен в соответствующем масштабе, оптимальной величине $N_{пер}^I$. Используя линию оборота от точки пересечения a' под-

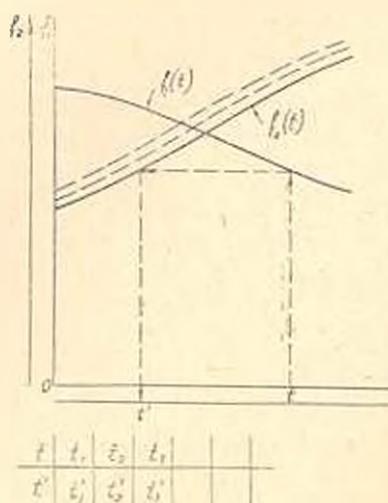


Рис. 2. Зависимость между t и t' .

нимаясь вверх до кривой e^{-at} , проводим горизонталь до оси ординат, отрезок „KI“ будет равен в соответствующем масштабе, оптимальной величине $N_{пер}^I$. Используя линию оборота от точки пересечения a' под-

нимаясь до кривой e^{-kt} , находим отрезок $k'l$, который определит мощность $N_{\text{пер}}^*$.

Предлагаемый метод определения экономической эффективности передачи пиковой мощности дает возможность не только находить

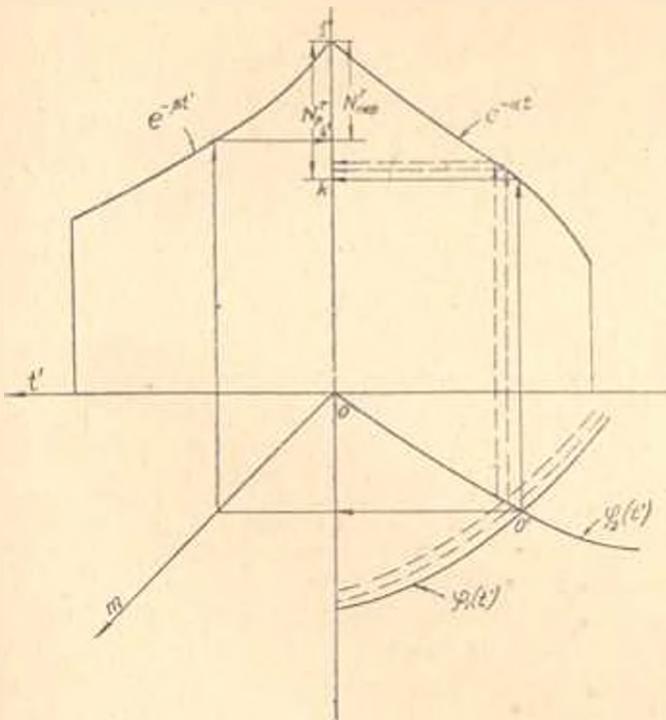


Рис. 3. Определение оптимальной величины передаваемой пиковой мощности.

оптимальную величину передаваемой пиковой мощности, но и исследовать качественное влияние всех основных параметров влияющих на эту величину.

Вреванский политехнический институт
им. К. Маркса

Поступило 21.XII.1964

Ո. Վ. ՇՆԵՐԱՎՈՒՆ

ՊԻՐԱՅԻՆ ԿԱՐՈՎՈՒԹՅԱՆ ՉԱՂՈՐԴԻՄԱՆ ԷԿՈՆՈՄԻԿ ԷՖԵԿՏԻՎՈՒԹՅՈՒՆԸ
ՈՐՈՇԵԼՈՒ ՄԱՍԻՆ

Ա. Վ. Փ. Ն. Փ. Ն. Վ.

Ներկա հոդվածում զետեղված է սիդային կարգաբյուրան հարգրգման էլեմենտի էֆեկտիվության հարցը: Ըստ էության, հետազոտվում է սխեմաի բնակվածության գրաֆիկի սիդային զուսայի ծածկման մեթոդները:

Առաջարկվում է դրված հարցի լուծման եղանակ, որը հիմնված է մաթեմատիկական մոդելացման վրա: Ցույց տրված մեթոդը հնարավորություն է տալիս որոշելու մի կներդասիատեմից մյուսին հազորգվելիք ամենաձեռնառու պիկային հզորությունը, ինչպես նաև հետազոտելու բոլոր հիմնական պարամետրերի ազդեցությունը նրա վրա:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Основные вопросы планирования единой энергетической системы СССР. Изв. АН СССР 1959.
2. Глазунов А. А. и Глазунов А. А. «Электрические сети и системы» М., 1960.
3. Результаты комплексных исследований по Севанской проблеме, т. III, 1962.
4. Сафаров В. Д., Шербақова О. П. Методика определения оптимальных мощностей пиковых агрегатов единой энергосистемы при ее развитии. Известия ИЭЭ, серия «Энергетика», № 12, 1963.

МЕТАЛЛУРГИЯ

Г. Х. ГЕВОРКЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ НАДЕЖНОСТИ ПРОЦЕССА ПРЕССОВАНИЯ
ФЕРРИТОВ С ПРЯМОУГОЛЬНОЙ ПЕТЛЕЙ ГИСТЕРЕЗИСА

В настоящее время не существует общепринятой методики определения надежности производства. Существует мнение, что ее можно определить как процент выхода годных изделий. Однако на наш взгляд, целесообразнее определить надежность производства как среднеквадратичное отклонение свойств или коэффициент вариации, так как они наиболее полно описывают неоднородность свойств совокупности изделий и удобнее при расчетах.

Производство малогабаритных ферритов с прямоугольной петлей гистерезиса (ППГ) характеризуется большой невоспроизводимостью магнитных свойств, сердечников, т. е. высокой ненадежностью, например, в некоторых случаях брак может достигать 50—90%. Ферриты с ППГ нашли широкое применение в вычислительной технике, поэтому исследование надежности их производства является актуальной задачей.

Анализ распределения параметров петли гистерезиса магний-марганцевых ферритов [1] показал, что неоднородность их свойств не накапливается постепенно от операции к операции, а возникает на вполне определенных этапах производственного процесса. Нами было выяснено, что этими этапами являются операции приготовления пресспорошка и прессование. В настоящей работе исследован процесс прессования малогабаритных ферритовых сердечников.

[Ж. В. Уэст [2] считает, что при объемной дозировке точности ее зависит от идентичности насыпного веса порошка ($T_{\text{н}}$), однако по нашим наблюдениям $T_{\text{н}}$ меняется внутри одной партии пресспорошка в пределах ошибки измерения [1], поэтому эти колебания не могут быть причиной неоднородности засыпки. Точность дозировки по [3] зависит также от колебаний гранулометрического состава, но и в этом случае, хотя и наблюдается некоторое изменение величины неоднородности при изменении среднего диаметра гранул, однако даже при минимально осуществимой разнице в диаметрах частиц ($\approx 5\%$) неоднородность свойств существенно не уменьшается. Таким образом, механизм возникновения ее при прессовании не ясен.

Этому вопросу посвящена данная работа.

1. Исследовалось прессование на автоматических прессах конструкции ИТМ и ВТ АН СССР [4] кольцевых сердечников: сырых $1,5 \times 1,0 \times 0,55$ мм и спеченных $1,3 \times 0,8 \times 0,45$ мм, где первые два числа — внешний (D) и внутренний (d) диаметры, последнее число — высота (h) кольца. Ферриты изготовлялись по обычной технологии, пресспорошок имел дисперсность $+0,20-0,16$. Величина разброса оценивалась по величине коэффициента вариации K при числе измерений 150, чему соответствовала ошибка в определении K , равная 10% , при надежности 0,9. Кольца взвешивались на аналитических весах, высота определялась с помощью индикатора часового типа ИЧ-10.

2. Неоднородность свойств изделий при прессовании выражается в разбросе их плотности, что и приводит в процессе дальнейшей обработки к различию в усадке, пористости, структуры и, в конечном счете, к флюктуациям магнитных свойств. Действительно, если отобрать и обжечь сырые сердечники с одинаковым весом q и габаритами, то разброс сигнала резко уменьшается. Внешний и внутренний диаметры колец при прессовании меняются в пределах $\pm 2-5\%$, а высота в пределах $\pm 50\%$ от среднего значения. С другой стороны, корреляционный анализ изменения веса и высоты на 200 сердечниках показал, что h и q хорошо связаны (коэффициент линейной корреляции $r = +0,77 \pm 0,01$). Поэтому нами исследовался разброс только одного технологического параметра — высоты сердечников.

Из опыта производства ферритов с ППГ известен факт, что чем больше размеры колец, тем больше выход годных изделий. Действительно, габариты исследуемых ферритов настолько невелики по сравнению с дисперсностью пресспорошка, что должны скрываться статистические флюктуации числа частиц N гранул, попавших в прессформу. Как известно [5], коэффициент вариации числа частиц в конечном объеме обратно пропорционально \sqrt{N} , поэтому с ростом объема прессформы должны убывать колебания размеров и веса изделий. Предполагая, что средняя высота (h) сердечников пропорциональна \sqrt{N} , можно определить коэффициент вариации высоты K_h , зная коэффициент вариации числа частиц $K_N = 1/\sqrt{N}$. Расчет показывает, что при этом предположении

$$K_h \cdot (\sqrt{h}) = \text{const.} \quad (1)$$

Для проверки этой формулы нами были отпрессованы из одной партии пресспорошка и на одном и том же прессе по несколько сот сердечников со средней высотой, равной 0,4; 0,5; 0,6; 0,7 мм и для каждой из этих групп определен коэффициент вариации высоты. На рис. 1 приведены результаты измерений, а также кривая, рассчитанная по формуле (1). Из хорошего совпадения расчетных и экспериментальных данных следует, что основной причиной неоднородности является разброс количества засыпанных гранул. Чтобы доказать это положение, нами был осуществлен опыт по моделированию в масштабе 50:1. В качестве "идеальных гранул" лишенных колебания таких

характеристик пресспорошка, как насыпной вес, текучесть, шероховатость и др. применялись стальные шары диаметром 9,5 мм.

Бункер с шарами перемещался до отверстия „матрицы“, куда засыпались шары. Затем открывались шторки, образующие дно матрицы и шары высыпались на чашку весов. Полученное распределение веса засыпанных шаров (засыпка производилась 200 раз) имеет асимметричную форму (рис. 2) и коэффициент вариации $K=13,8\%$

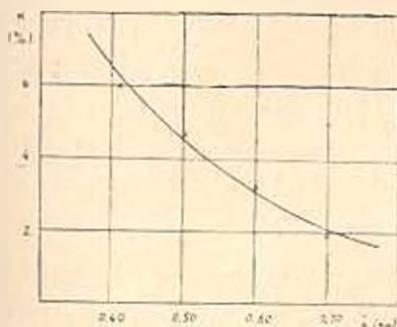


Рис. 1. Зависимость разброса (K) высоты сырых сердечников от их средней высоты (h). Кривая — расчетные данные, точки — эксперимент.

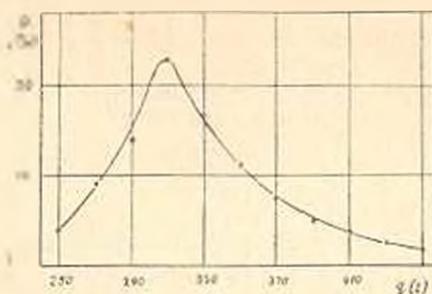


Рис. 2. Распределение веса (q) засыпанных в прессформу шаров. Число опытов равно 200.

1,0%. На двухстах сердечниках, отпрессованных на одном прессинструменте, был получен коэффициент вариации их веса $K=15,2\% \pm 1,1\%$. Поэтому было сделано заключение, что ненадежность процесса прессования возникает за счет флуктуаций числа попавших в матрицу гранул пресспорошка.

Простейшим способом увеличения надежности операции засыпки является увеличение дисперсности порошка. Из формулы (1) можно вывести, что для того, чтобы коэффициент вариации уменьшился в α раз, надо уменьшить радиус частиц в α^2 раз. Однако этот путь может дать некоторое увеличение надежности лишь для крупных изделий с $D > 2,0$ мм, так как гранулы диаметром меньше 0,07—0,12 мм уже плохо засыпаются в прессформу. Поэтому нами были теоретически исследованы с применением вероятностных методов различные варианты циклов прессования, в том числе и методы с двухстадийным прессованием и с „предварительным заполнением“ [6, 7], однако ни один из них не дал положительных результатов.

Пусть, например, процесс прессования разбит на n этапов. В течение каждого этапа засыпается и спрессовывается такое количество порошка, что высота сердечника возрастает на

$$h_1 = \frac{h}{n},$$

где h — высота по окончании всей операции прессования.

Можно выяснить, при каких условиях возрастет надежность прессования (т. е. уменьшится α).

Пусть известна связь между среднеквадратичным отклонением и средней высотой:

$$\sigma = a h^k, \quad (2)$$

$$\sigma_i = a \bar{h}_i^k, \quad (3)$$

где σ и σ_i — среднеквадратичные отклонения для прессования сердечника за один прием и на i -ом этапе, а h и \bar{h}_i , соответствующие средние высоты. Если на каждом этапе высота сердечника увеличивается всегда на \bar{h}_i , т. е. $h_i = \frac{h}{n}$, то по известному соотношению для дисперсии суммы не зависящих переменных

$$\sigma' = \sqrt{\sum_{i=1}^n \sigma_i^2},$$

где σ' — соответствует сердечникам, отпрессованным за n этапов. Так как по предположению h_i не зависит от i , то и σ_i также постоянно. Тогда:

$$\sigma' = \sqrt{n} \sigma.$$

Используя соотношения (2) и (3), получим отношение среднеквадратичных отклонений для сердечников, отпрессованных в n этапов и по обычной технологии, равным

$$\frac{\sigma'}{\sigma} = n^{\frac{1-2k}{2}},$$

$\sigma' / \sigma < 1$, т. е. надежность процесса увеличивается, лишь при условии $K > \frac{1}{2}$. Однако в нашем случае $K = -\frac{3}{2}$ (см. формулу (1)), следовательно, надежность прессования не возрастет.

На основании произведенных расчетов пришлось отказаться от свободной засыпки пресспорошка и применить метод принудительного заполнения полости прессформы, путем выдавливания массы из бункера. Для того, чтобы сердечники после формования сохраняли механическую прочность, в масса имела достаточную пластичность для полного заполнения формирующего объема, необходимо подобрать соответствующее содержание связки. Нами было установлено, что оптимальное содержание связки — 10%-ного водного раствора поливинилового спирта — должно быть равным 30–50%. Выдавливание производилось на гидравлическом прессе с последующей подпрессовкой верхним пуансоном, что необходимо для ликвидации шероховатости верхней поверхности. В результате прессования малогабаритных ферритовых сердечников был получен коэффициент вариации их высоты, равный 4,8%, что в 2–3 раза меньше величин, наблюдаемых при свободной засыпке пресспорошка.

3. Проведенное исследование показало, что основной причиной возникновения неоднородности свойств ферритов является ненадежность операции прессования, что есть следствие флюктуаций количества засыпаемого пресспорошка.

Для существенного уменьшения неоднородности изделий необходимо принудительное заполнение полости матрицы при прессовании.

ՓՅՈՒՆՈՒՄ

Поступило 6.1.1965

Գ. Խ. ԳԵՎՈՐԳՅԱՆ

ՀԻՍՏՈՐԻԱԿԱՆ ԻՐԿԱՆԿՅՈՒՆ ՕՂԱԿ ՈՒՆԵՅՈՂ ՖԵՐՐԻՏՆԵՐԻ ԻՍՏՈՒՄԱՆ
ՀՈՒՍԱԿՐՈՒԹՅԱՆ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒԹՅՈՒՆԸ

Ա Վ Փ Ո Ւ Ն Ո Ւ Մ

Հիստորիկոսի ուղղանկյուն օղակ ունեցող փոքր գորարիտային ֆերրիտների արտադրությունը բնորոշվում է միջուկների մադնիսական հատկությունների շատ մեծ փոփոխականությամբ և հետևապես արտադրության անհաստատությամբ (որոշ դեպքերում խոտանք հասնում է 50—90 տոկոսի):

Կատարված հետազոտությունը պարզված է, որ մագնիզի-մանգանային ֆերրիտների հատկությունների անհամասեռությունը առաջանում է արտադրության պրոցեսի որոշակի շրջանում — այն է՝

- ա) մամլման փոշու պատրաստման, և
- բ) ֆերրիտների մամլման ժամանակ:

Ավտոմատիկ մամլիչների վրա ուսումնասիրելով օղակային միջուկների մամլման պրոցեսը, արված են հետևյալ եզրակացությունները.

1. Ֆերրիտների հատկությունների անհամասեռության հիմնական պատճառը հանդիսանում է մամլման պրոցեսի անհաստատվածությունը, որը իր հերթին առաջանում է կազապարի մեջ լցված փոշու քանակի փոփոխականությունից:

2. Կատարված հետազոտություններից և ճաշվումներից պարզվում է, որ անհրաժեշտ է հրաժարվել կապուպարի մեջ փոշու ազատ լցումից: Ֆերրիտային միջուկների մամլման պրոցեսի հաստատության բարձրագույն համար անհրաժեշտ է գործադրել կապուպարի ծախսի ստիպուղական լցման եղանակը:

Լ Ի Տ Ե Ր Ա Տ Ր Ա

1. Геворкян Э. Т., Геворкян Г. А. «Влияние технологии на воспроизводимость ферритов с прямоугольной петлей гистерезиса», сб. тр. ФВНИИЭМ (в печати).
2. Керметы, сб. переводов III.1, М., 1963, стр. 138—152.
3. Вязников Н. Ф., Ермилов С. С. «Применение изделий порошковой металлургии и промышленности» Машгиз, М.,—Л., 1960.
4. Раокин Л. В., Соскин С. А., Эпштейн Б. Ш. «Технология ферритов», ГИИ, М.,—Л., 1962.
5. Френкель Я. И. «Статистическая физика», Физматгиз, М., 1953.
6. Пропект фирмы «Dozys» Kochel, ФРГ, «Высокопроизводительные пресс-автоматы».
7. Булвин Н. А. «Машины для производства тонкой керамики», Машгиз, М., 1962.

Յ. Դ. ԹԵՐ-ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆ

О НЕСТАЦИОНАРНОСТИ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ
 ГЛИНИСТЫХ ГРУНТОВ ПРИ ОТСУТСТВИИ ДРЕНАЖА

В работе, выполненной на кафедре механики грунтов, оснований и фундаментов МИСН под руководством проф. Н. А. Цыговича, дается теоретическое решение трехмерной и одномерной задачи нестационарности напряженного состояния упруго-ползучей пористой среды, поры которой заполнены сжимаемой жидкостью (вола, пузырьки воздуха и растворенный воздух). Описывается методика и результаты лабораторных испытаний глины в компрессионном приборе без возможности дренажа с измерением порового давления. В дальнейшем приняты следующие основные предпосылки для решения задачи: Скелет грунта является упруго-ползучей пористой средой, подчиняющейся наследственной теории ползучести Г. Н. Маслова — Н. Х. Арутюняна. Объемные деформации грунта зависят от суммы главных напряжений. Поры грунта заполнены линейно-сжимаемой жидкостью.

Уравнение состояния скелета грунта запишем в предложенном В. А. Флоринным виде [1].

$$\varepsilon(t) = \varepsilon(\tau_1) - \frac{\psi(t) \cdot \delta(t, t)}{1 + 2 \cdot \bar{\varepsilon}} + \int_0^t \frac{-\psi(\tau)}{1 + 2 \cdot \bar{\varepsilon}} \cdot \frac{\partial}{\partial \tau} \varepsilon(t, \tau) d\tau \quad (1)$$

для случая сложного напряженного состояния и

$$\varepsilon(t) = \varepsilon(\tau_1) - \psi(t) \cdot \delta(t, t) - \int_0^t \psi(\tau) \frac{\partial}{\partial \tau} \delta(t, \tau) d\tau \quad (2)$$

для одномерного сжатия без возможности бокового расширения, где $\varepsilon(t)$ — коэффициент пористости, изменяющийся во времени;

$\psi(t)$ — сумма главных эффективных напряжений;

$\delta(t, \tau)$ — изменение пористости к моменту времени t от единичной нагрузки приложенной в момент времени τ при одномерном сжатии;

$\bar{\varepsilon}$ — коэффициент бокового давления;

τ_1 — время приложения нагрузки;

t — время, для которого определяется деформация ползучести

$$\delta(t, \tau) = \alpha_{\text{нр}}(\tau) \div \alpha_{\text{нр}}(t, \tau) \quad (3)$$

Для модуля мгновенной сжимаемости $\alpha_{gr}(\tau)$ и меры ползучести $\epsilon(t, \tau)$ в уравнении (5) Арутюняном Н. Х. [1] предложены выражения вида

$$\alpha_{gr}(\tau) = \alpha_{gr}(1 - e^{-\tau}), \quad (4)$$

$$\alpha_{gr}(t, \tau) = \varphi(\tau) [1 - e^{-\tau(t-\tau)}], \quad (5)$$

которые успешно применялись для грунтовых систем в исследованиях С. Р. Месчяна [6],

где $\varphi(\tau)$ — функция, учитывающая старение (упрочнение) грунта во времени.

Для составления уравнения состояния сжимаемой жидкости рассмотрим два состояния некоторого замкнутого объема жидкости, соответствующие различным давлениям. Для двух состояний суммарные объемы растворенного воздуха и заземленных пузырьков можно определить, исходя из закона Бойля-Мариота, в предположении, что процесс сжатия или расширения газа протекает изотермически и что давление в пузырьках воздуха и в воде одинаковы. Тогда

$$(v_n + \lambda \cdot v_w) \cdot p_{об} = (v_n + \lambda \cdot v_w) \cdot p_{об} \quad (6)$$

или

$$v_r \cdot p_{об} = v_r \cdot p_{об} \quad (6')$$

где λ — коэффициент растворимости газа по Генри;

v_n — объем пузырьков газа;

v_w — объем воды;

v_r — суммарный объем газа;

$p_{об}$ — общее давление, с учетом атмосферного давления.

Учитывая, что $v_n - v_r = v' - v''$ и разделяя уравнение (6) на v'' , после некоторых преобразований получаем

$$\frac{1}{v} \cdot \frac{dv}{dp} = \frac{J_w - 1}{p_{об}} \quad (7)$$

Принимая $p_{об} = 1 \text{ кг/см}^2$, имеем

$$k_0 = J_w - 1, \quad (8)$$

где k_0 — модуль объемной сжимаемости жидкости;

J_w — коэффициент водонасыщения.

Уравнение (7) является уравнением состояния сжимаемой жидкости.

Если принимать J_w постоянным, то получим линейное уравнение состояния, что является одной из предпосылок данной задачи.

Интересно отметить, что даже при коэффициенте водонасыщения $J_w = 0,99$ модуль объемной сжимаемости жидкости $k_0 = 0,01 \text{ см}^2/\text{кг}$, что в 200 раз превышает сжимаемость воды без содержания воздуха.

Таким образом, мы имеем уравнения состояния скелета грунта (1, 2) и сжимаемой жидкости (7).

Рассмотрим изпряженно-деформированное состояние некоторого замкнутого объема грунта в условиях сложного напряженного состояния (трехосное сжатие).

Пусть к этому объему грунта в момент времени τ_1 приложена заданная внешняя нагрузка интенсивностью $\theta = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$, остающейся в дальнейшем постоянной. Обозначим напряжения в скелете в момент времени t через $\theta(t) = \sigma_1(t) + \sigma_2(t) + \sigma_3(t)$, а поровое давление через $p(t)$. Эти напряжения должны удовлетворять уравнению равновесия.

$$\theta = \theta(t) + 3 \cdot p(t). \quad (9)$$

Подставляя отсюда значение $\theta(t)$ в уравнение (1) получаем

$$\varepsilon(t) = \varepsilon(\tau_1) - \frac{\theta - p(t)}{1+2\bar{\varepsilon}} \cdot \delta(t, t) + \int_{\tau_1}^t \frac{\theta - p(\tau)}{1+2\bar{\varepsilon}} \cdot \frac{\partial}{\partial \tau} \delta(t, \tau) d\tau. \quad (10)$$

С другой стороны из условия замкнутости объема грунта и совместной работы воды и скелета имеет место равенство их объемных деформаций. Изменение объема сжимаемой жидкости в единице объема грунта под действием порового давления можно определить, исходя из уравнения (7)

$$\varepsilon(\tau_1) - \varepsilon(t) = \varepsilon(\tau_1) \cdot p(t) \cdot k_0. \quad (11)$$

Сопоставляя (10) и (11) и учитывая (5) имеем:

$$p(t) \cdot \left\{ \frac{\varepsilon(\tau_1) \cdot (1+2\bar{\varepsilon}) \cdot k_0}{3} + a_{ur}(t) \right\} = \frac{\theta}{3} \cdot \delta(t, \tau_1) + \int_{\tau_1}^t p(\tau) \cdot \frac{\partial}{\partial \tau} \delta(t, \tau) d\tau. \quad (12)$$

Обозначая

$$\left. \begin{aligned} \lambda &= \frac{3}{\varepsilon(\tau_1) \cdot (1+2\bar{\varepsilon})} \\ r(t) &= \frac{a_{ur}(t)}{k_0} \\ \frac{\theta}{3} &= \theta' \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

получаем

$$p(t) = \frac{\theta' \cdot \lambda \cdot \delta(t, \tau_1)}{k_0 [1 + \lambda \cdot r(t)]} + \frac{\lambda}{k_0 [1 + \lambda \cdot r(t)]} \cdot \int_{\tau_1}^t p(\tau) \cdot \frac{\partial}{\partial \tau} \delta(t, \tau) d\tau. \quad (14)$$

Таким образом, задача определения напряженно-деформированного состояния во времени в замкнутом объеме грунта сводится к решению интегрального уравнения вида:

$$p(t) = f(t) + \lambda_0 \int_{\tau_1}^t p(\tau) \cdot k(t, \tau) d\tau. \quad (15)$$

с ядром

$$k(t, z) = \frac{\partial a_{gr}(z) + a_{gr}(t, z)}{\partial z} \cdot \frac{1}{1 + \gamma \cdot r(t)} \quad (16)$$

свободным членом

$$f(t) = \frac{\theta' \cdot \gamma \cdot \bar{\sigma}(t, z_1)}{k_0 [1 + \gamma \cdot r(t)]} \quad (17)$$

и параметром

$$\lambda_0 = \frac{\gamma}{k_0} \quad (18)$$

Подставляя значение $\bar{\sigma}(t, z)$ из уравнения (3) в (14) и дифференцируя его два раза по t , после некоторых преобразований получаем следующее однородное линейное дифференциальное уравнение второго порядка с переменным коэффициентом

$$p''(t) + p'(t) \cdot \left(\eta \left\{ 1 + \frac{\gamma \cdot r(t)}{k_0 [1 + \gamma \cdot r(t)]} \right\} + \frac{\gamma \cdot r'(t)}{1 + \gamma \cdot r(t)} \right) = 0 \quad (19)$$

и со следующими начальными условиями для

$$p(z_1) = f(z_1) = \frac{\theta' \cdot \gamma \cdot \bar{\sigma}(z_1, z_1)}{k_0 [1 + \gamma \cdot r(z_1)]} \quad (20)$$

$$p'(z_1) = -\frac{\gamma \cdot \gamma \cdot \bar{\sigma}(z_1) \cdot p(z_1)}{k_0 [1 + \gamma \cdot r(z_1)]} + \frac{\gamma \cdot \gamma \cdot \bar{\sigma}(z_1) \cdot \theta'}{k_0 [1 + \gamma \cdot r(z_1)]} \quad (21)$$

Решения дифференциального уравнения (19), имея в виду начальные условия, можно представить в виде

$$p(t) = p(z_1) \left\{ 1 + \frac{\gamma \cdot r(z_1)}{a_{gr}(z_1) [1 + \gamma \cdot r(z_1)]} \cdot \int_0^t e^{-\int_0^s \left(\eta \left(1 + \frac{\gamma \cdot r(t)}{k_0 [1 + \gamma \cdot r(t)]} \right) + \frac{\gamma \cdot r'(t)}{k_0 [1 + \gamma \cdot r(t)]} \right) ds} ds \right\} \quad (22)$$

Выражение (22) определяет закон изменения порового давления во времени в замкнутом объеме грунта в условиях сложного напряженного состояния с учетом ползучести, изменения модуля мгновенной сжимаемости, стирания грунта и сжимаемости воды.

Для эффективных главных напряжений имеем следующие выражения

$$\begin{aligned} \sigma_1(t) &= \tau_1 - p(t) \\ \sigma_2(t) &= \tau_2 - p(t) \\ \sigma_3(t) &= \tau_3 - p(t) \end{aligned} \quad (23)$$

Аналогичным образом для одномерного сжатия без возможности бокового расширения решение задачи можно представить в виде

$$p(t) = p(\tau_1) \left\{ 1 + \frac{\gamma \cdot \varphi(\tau_1)}{a_{m1}(\tau_1) [1 + \lambda_1 r(\tau_1)]} \right. \\ \left. - \int_{\tau_1}^t e^{-\frac{\lambda_1 x}{k_0 [1 + \lambda_1 r(x)]}} \left[1 + \frac{\lambda_1 r'(x)}{k_0 [1 + \lambda_1 r(x)]} \right] dx \right\}, \quad (24)$$

где

$$p(\tau_1) = \frac{q \cdot \lambda_1 \cdot \delta(\tau_1, \tau_1)}{k_0 [1 + \lambda_1 \cdot r(\tau_1)]}, \quad (25)$$

$$\lambda_1 = \frac{1}{\varepsilon(\tau_1)}. \quad (26)$$

Если модуль мгновенной деформации грунта a_{m1} изменяется мало, и старение (упрочнение) незначительно, что практически возможно в условиях отсутствия дренажа, то принимая $a_{m1}(\tau) = a_{m1}$, $\varphi(\tau) = a_{m1}$, $\tau_1 = 0$ уравнения (22) и (24) записываются в виде:

$$p(t) = p_0 \left(1 + \frac{a_{m1}}{a_{m1} (1 + \lambda \cdot r) + \lambda \cdot r \cdot a_{m1}} \left\{ 1 - e^{-\lambda \left[1 + \frac{\lambda a_{m1}}{k_0 (1 + \lambda \cdot r)} \right] t} \right\} \right); \quad (27)$$

$$p(t) = p_0 \left(1 + \frac{a_{m1}}{a_{m1} (1 + \lambda_1 \cdot r) + \lambda_1 \cdot r \cdot a_{m1}} \cdot \left\{ 1 - e^{-\lambda_1 \left[1 + \frac{\lambda_1 a_{m1}}{k_0 (1 + \lambda_1 \cdot r)} \right] t} \right\} \right) \quad (28)$$

или

$$p(t) = p_0 [1 + A (1 - e^{-\lambda \cdot B \cdot t})]; \quad (29)$$

$$p(t) = p_0 [1 + A_1 (1 - e^{-\lambda_1 \cdot B_1 \cdot t})]; \quad (30)$$

где

$$A = \frac{a_{m1}}{a_{m1} (1 + \lambda \cdot r) + \lambda \cdot r \cdot a_{m1}}, \quad (31)$$

$$B = 1 + \frac{\lambda \cdot a_{m1}}{k_0 (1 + \lambda \cdot r)}, \quad (32)$$

Обозначения для A_1 и B_1 остаются те же, при $\lambda = \lambda_1$. В случае отсутствия ползучести, т. е. при $\tau = \infty$ решение совпадает с упругим решением Флоринга В. А. В случае отсутствия воздуха, т. е. при $k_0 = 0$ вся нагрузка передается на воду и явления перераспределения напряжений отсутствуют.

Уравнения (27) и (28) могут быть использованы для прогноза порового давления во времени в массивах глинистых грунтов при известных параметрах грунта, а также для прогноза порового давления в начальный период фильтрационной консолидации. В последнем случае влиянием фильтрации, протекающей намного медленнее, чем вышеизложенное явление, можно пренебречь. Для определения пара-

метров ползучести a_{11} , a_{21} , τ проведены компрессионные испытания глинистых грунтов без возможности дренажа. Такой метод определения параметров ползучести грунта является более точным по сравнению с обыкновенными компрессионными испытаниями по открытой схеме, так как в первом случае напряженное состояние образца грунта однородное и не зависит от размеров образца. Кроме того в компрессионном опыте по первой схеме параметры ползучести получаются для данной плотности грунта, так как в процессе опыта уплотнение грунта практически отсутствует.

Опыты проводились на компрессионных приборах конструкции Знаменского, которые были усовершенствованы с целью создания условий герметичности системы возможности измерения порового давления. Поровое давление измерялось малогабаритными приборами компенсационного типа нашей конструкции. Схема установки приведена на рис. 1.

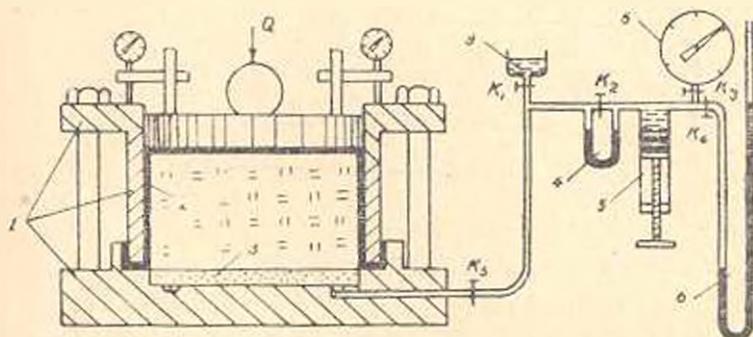


Рис. 1. Схема компрессионного прибора с аппаратурой порового давления. 1. Компрессионный прибор 2. Резиновая оболочка. 3. Пористый камень. 4. Нуль индикатор. 5. Компенсатор. 6. Манометры. 7. Резервуар воды.

Методика испытания заключается в следующем: грунт в состоянии пасты с влажностью на пределе текучести заполняется в резиновую оболочку цилиндрической формы с закрытым дном; собирается прибор так, чтобы не оставались пузырьки воздуха в рабочей жидкости системы (в воде, находящейся в водоприемнике и в подводящей трубке); закрываются краны k_1 и k_2 , открываются краны k_3 , k_4 и k_5 ; прикладывается нагрузка на штамп и измеряется поровое давление в течение всего опыта. После стабилизации порового давления и осадки, открываются краны k_1 и k_2 , и дается возможность уплотнения грунта до стабилизации осадки; затем опять закрываются краны k_1 и k_2 , и опыт повторяется. Таким образом, перед каждым испытанием, грунт предварительно уплотняется и испытывается при различной начальной плотности, что дает возможность определять параметры ползучести для данной, фиксированной плотности грунта.

Параметры ползучести скелета грунта можно также определять испытанием грунтов в трехосном приборе без возможности дренажа

при известном коэффициенте бокового давления. В этом случае для обработки результатов необходимо пользоваться формулой (27). Параметры скелета α_{sk} , α_{skt} и τ определены по экспериментальной кривой и по формуле (28) соответствующему компрессионному испытанию грунта. С увеличением плотности грунта параметры ползучести уменьшаются. Необходимость учета ползучести скелета грунта и сжимаемости поровой жидкости увеличивается с уменьшением параметров ползучести скелета грунта и с увеличением коэффициента водонасыщения. Это очевидно из графиков $p(t)$ для разных плотностей при одинаковом водонасыщении, приведенных на рис. 2, и для одинаковой

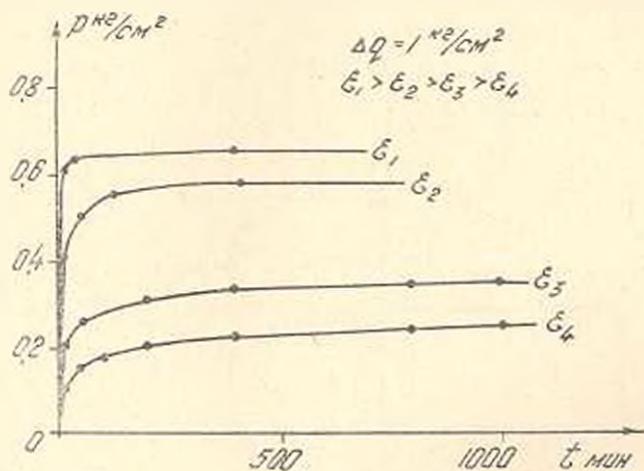


Рис. 2. Увеличение порового давления во времени при разных плотностях в каолине (экспериментальные кривые).

плотности при различном коэффициенте водонасыщения, приведенных на рис. 3. Обработка экспериментальных данных показала, что экспериментальные кривые хорошо описываются теоретическим уравнением (28), особенно в плотном состоянии грунта.

Из начального и конечного значения порового давления легко определяются α_{sk} и α_{skt} . Подставляя в уравнение (28) $t=0$ и $t=\infty$ получаем для α_{sk} и α_{skt} соответственно выражения

$$\alpha_{sk} = k_0 \frac{p_0}{\lambda_1 (q - p_0)}; \quad (33)$$

$$\alpha_{skt} = A_1 \frac{\alpha_{sk} (1 + \lambda_1 \cdot r)}{1 - \lambda_1 \cdot r \cdot A_1}; \quad (34)$$

τ определяется по формуле:

$$\tau = \frac{\ln \left[\left\{ 1 + \frac{1}{\lambda_1} \frac{p(t)}{p_0} \right\} \right]}{B_1 \cdot t}. \quad (35)$$

Таким образом наблюдаемое явление возрастания порового давления во времени в глинистых грунтах объясняется сжимаемостью поровой жидкости и ползучести скелета грунта. Справедливость та-

кой точки зрения доказывається совпадением характеров теоретических и экспериментальных кривых.

Учет деформационных свойства жидкости, заполняющей поры грунта, при рассмотрении напряженно-деформированного состояния

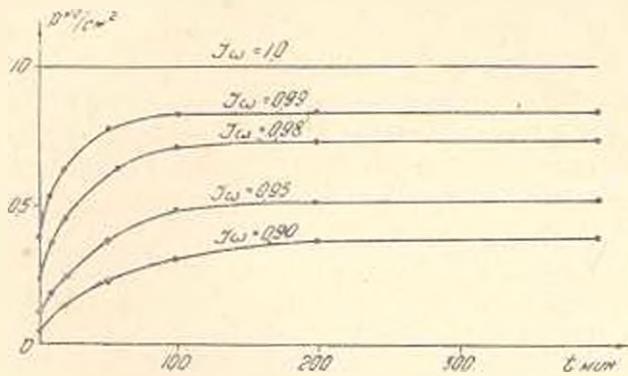


Рис. 3. Увеличение порового давления во времени и зависимости от коэффициента водонасыщения, в калоние (теоретические кривые).

грунтовых систем является необходимым, вследствие его огромного влияния на это состояние. Поэтому, в лабораторных исследованиях грунтов особое внимание необходимо уделять при определении величины коэффициента водонасыщения, характеризующего деформационные свойства поровой жидкости.

Учет сжимаемости поровой жидкости в ползучести скелета грунта десятки раз снижают начальное значение порового давления, а максимальное — установившееся значение порового давления всегда меньше начальной, прогнозированной по фильтрационной теории консолидации.

Институт геологических наук
АН Армянской ССР

Поступило 24.III 1964

Չ. Կ. ՏԻՐԱՏՆԻՐՈՅԱԼ

ԿԱՎԱՅԻՆ ԲԱՆՉՈՒՆՐՈՒՄ ԼԱՐՎԱՍՏՅՈՒՆ ԳԵՃԱԿԻ ԱՆՍԱՅԻՆՈՒՄԱՐՈՒԹՅԱՆ
ԻՍԽԱՆ, ԳԲԵՆԱԿԻ ԲԱՅԱԿՆՅՈՒԹՅԱՆ ԳԵՊԲՈՒՄ

Ս. մ. փ. ո. փ. ո. լ. մ.

Աշխատանքում ընդհանուր և կազմային ընտելություն լարվածային փիճակի անստացիոնարության տեսական և փորձնական հետազոտությունների արդյունքները, որինումի բաղադրություն պայմաններում: Կազմային ընտելություն նրա կմախքի սուզային հատկությունները և ծակոտիներում զանվող հեղուկի անզմեխությունը պատճառ են հանդիսանում սակզձկու համար լարվածային փիճակի ոչ ստացիոնար պայման, որի հետևանքով նախնական լարումները ընտելի կմախքում և հեղուկում փերարաչափում են մամանակի րնթացում:

Նախնական լարումների վերաբաշխման այս պրոցեսը բերում է նրան, որ լարումները հեղուկում (ծակոտկենային ճնշում) ժամանակի ընթացքում աճում են և հասնում են իրենց մաքսիմալ արժեքին որոշ ժամանակի ընթացքում:

Այն ժամանակը, որը անհրաժեշտ է լարումների վերաբաշխման պրոցեսի ավարտման համար, կախված է քնահողի խտությունից, սողքի հատկությունից և ծակոտիների օրի սեղմելիության աստիճանից:

Առաջարկված մեթոդով ծակոտկենային ճնշման մաքսիմալ արժեքը միշտ փոքր է, քան այդ տեղի ունի հանրաճանաչ մեթոդների դեպքում (3.10):

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Арутюнян Н. Х. Некоторые вопросы теории ползучести. М.—Л., 1952.
2. Бишоп А. и Ханкел Д. Определение свойств грунтов в трехосных испытаниях, 1961.
3. Герселянов П. М., Польшин Д. Е. «Теоретические основы механики грунтов», 1948.
4. Козан Я. Л. «Аппаратура и методика определения порового давления в глинистых грунтах», 1962.
5. Ломизе Г. М. «Оценка прочности глинистых грунтов в трехосных испытаниях». Труды Гидропроекта, № 3, 1963.
6. Месчян С. Р. «К вопросу о перераспределении напряжений между скелетом и поровой водой глинистого грунта». Известия АН АрмССР Ф. М. наук XIV, № 1, 1961.
7. Павелонский В. М. «Экспериментальные исследования порового давления в глинистых грунтах». Инф. Мат. № 4. НИИ ГОЛГЕО, М., 1959.
8. Сипидим В. П., Сидоров П. Н. «Исследование грунтов в условиях трехосного сжатия», 1963.
9. Դեր-Մարտիրոսյան Կ. Ն. «Օ անգիմալ ուսոյոյն արժեքի արժեքի» 1961.
10. Флорин В. А. «Основы механики грунтов», т. II, 1961.
11. Цытович Н. А. «Механика грунтов», 1963.
12. Skempton A. W. Pore pressure coefficients A and B, Geotechnique Vol. 4, № 4, 1954.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Т. А. ГОРОЯН

ВЛИЯНИЕ ХАРАКТЕРА ИЗМЕНЕНИЯ ИЗГИБАЮЩИХ МОМЕНТОВ
НА РАССЕЯНИЕ ЭНЕРГИИ КОЛЕБАНИИ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ
ЭЛЕМЕНТОВ

Способность материала поглощать в необратимой форме долю энергии циклических деформаций сказывается весьма благотворно на динамической работе конструкций и представляет одну из его основных динамических свойств.

Поглощение энергии в материале обусловлено его неупругими свойствами, проявляющимися даже при малых напряжениях и известными под общим названием „упругих несовершенств“ [1]. В силу неоднородности материала действительное распределение напряжений на какой-либо микроплощадке оказывается крайне неравномерным; отдельные пики напряжений могут в несколько раз превышать усредненное напряжение. Даже при малых внешних нагрузках, в отдельных зернах и на границах зерен материала под действием пиков напряжений могут возникнуть пластические деформации, которые и являются причиной появления упругих несовершенств или упругого гистерезиса. Помимо этого, в таком материале как бетон, возможно образование множества мелких трещин и внутреннее поглощение энергии может существенно увеличиваться вследствие трения в трещинах.

Количественной характеристикой упругих несовершенств материала является коэффициент внутреннего поглощения ψ , определяющий долю полной энергии деформации, поглощенную за цикл в единице объема материала. Таким образом коэффициент ψ является характеристикой интегрально зависящей от средних напряженных состояний всех микрообъемов материала; чем выше среднее напряженное состояние микрообъемов материала, тем больше поглощения энергии в нем. Для ряда материалов зависимость коэффициента поглощения ψ от амплитуды напряжения σ_0 выражена весьма отчетливо. Различными авторами предлагались разные формы аналитического описания функции $\psi(\sigma_0)$ [2]. Е. С. Сорокин указывает весьма общую форму разложения:

$$\psi = \psi_0 + \psi_1 \sigma_0 + \psi_2 \sigma_0^2 + \psi_3 \sigma_0^3 + \dots \quad (1)$$

в которой $\psi_0, \psi_1, \psi_2, \dots$ — постоянные, характеризующие материал.

Значения среднего коэффициента внутреннего поглощения мате-

риала Ψ чаще всего определяют после обработки осциллограмм свободных затухающих колебаний консольных балок. При этом возмущающая сила бывает приложена на свободном конце балки* и эпюра изгибающих моментов имеет вид треугольника с максимумом у заделанного сечения.

Однако, при изгибных колебаниях эпюра моментов часто имеет вид значительно отличающийся от треугольного. В статье приводится способ определения среднего коэффициента поглощения изгибаемого элемента при любом виде эпюры моментов, если известны значения Ψ при треугольной эпюре моментов.

В изгибаемых железобетонных элементах энергия колебаний в основном поглощается бетоном сжатой зоны. Если на отрезке длины изгибаемого элемента dx действует относительный изгибающий момент $\mathcal{M} = \frac{M}{M_{\text{разр}}}$, то первым приближением можно допустить, что среднее значение коэффициента поглощения в элементарном объеме $bhdx$ (где: b — ширина, а h — высота сечения элемента) выразится рядом:

$$\psi = \psi_0 + \psi_1 \mathcal{M} + \psi_2 \mathcal{M}^2 + \psi_3 \mathcal{M}^3 + \dots \quad (2)$$

Тогда поглощение энергии в объеме изгибаемого элемента будет

$$W = \int_0^l \psi bhdx. \quad (3)$$

Пусть эпюра относительных изгибающих моментов дана функцией $\mathcal{M} = \mathcal{M}(x)$ (рис. 1-а), тогда в силу (2) для призматических элементов можно написать:

$$W = bh \int_0^l [\psi_0 + \psi_1 \mathcal{M}(x) + \psi_2 |\mathcal{M}(x)|^2 + \psi_3 |\mathcal{M}(x)|^3 + \dots] dx.$$

Поскольку W/bhl — это средний коэффициент поглощения материала Ψ , следовательно

$$\Psi = \frac{1}{l} \sum_{n=0}^{\infty} \psi_n \int_0^l |\mathcal{M}(x)|^n dx. \quad (4)$$

При треугольной эпюре изгибающих моментов (рис. 1-б), момент в сечении x консольной балки

$$\mathcal{M}(x) = \frac{x}{l} \mathcal{M}_{\text{max}}, \text{ где } \mathcal{M}_{\text{max}} \text{ — момент заделки.}$$

Тогда интеграл, входящий в (4) примет вид

* Здесь и в дальнейшем имеется в виду изучение поглощения энергии при основной форме колебаний

$$\int_0^l |M(x)|^k dx = \frac{l (M_{max})^k}{k+1}$$

и средний коэффициент поглощения энергии колебания при треугольной эпюре изгибающих моментов будет равен:

$$\Psi_1 = \sum_{k=0}^n \frac{\psi_k (M_{max})^k}{k+1} \quad (5)$$

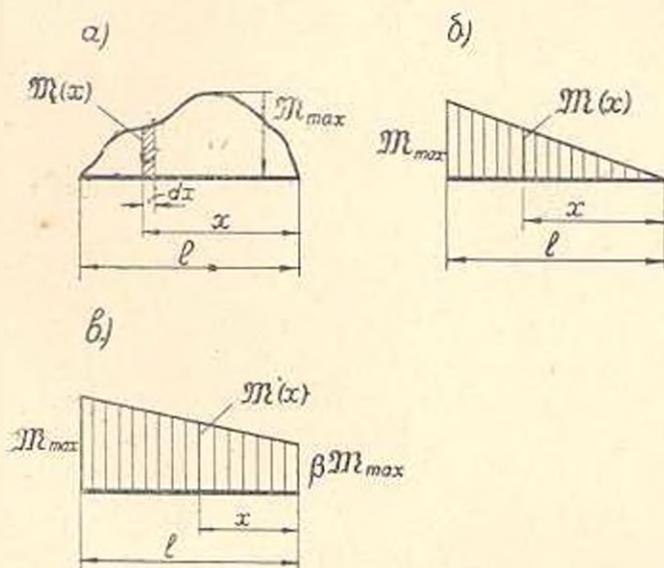


Рис. 1. Эпюры изгибающих моментов

Пусть после обработки осциллограмм свободных затухающих колебаний консольной балки получена зависимость:

$$\Psi_1 = \alpha_0 + \alpha_1 M_{max} + \alpha_2 M_{max}^2 + \alpha_3 M_{max}^3 + \dots \quad (6)$$

Из равенства выражений (5) и (6) будут получены значения постоянных, характеризующие данный материал:

$$\psi_k = (k+1) \alpha_k \quad (k=0, 1, 2, 3, \dots, n) \quad (7)$$

и выражение среднего коэффициента поглощения при произвольном виде эпюры относительных изгибающих моментов примет вид:

$$\Psi = \frac{1}{l} \sum_{k=0}^n \alpha_k (k+1) \int_0^l |M(x)|^k dx \quad (8)$$

Если функция $M(x)$ по длине l изгибаемого элемента является дискретной, то интегрирование следует произвести по участкам. В случае разнозначности эпюры моментов, интеграл, входящий в (8), определяется для участков каждого знака в отдельности и берется сумма их абсолютных значений.

При эпюре имеющей вид трапеции (рис. 1-в)

$$M(x) = \frac{M_{\max}}{l} [\beta l + x(1-\beta)], \quad (\text{где } 0 < \beta < 1).$$

Тогда интеграл, входящий в (8), будет

$$\int_0^l [M(x)]^k dx = \frac{1-\beta^{k+1}}{(k+1)(1-\beta)} l M_{\max}^k$$

и средний коэффициент поглощения энергии:

$$\Psi_{II} = \sum_{k=1}^n \alpha_k \frac{1-\beta^{k+1}}{1-\beta} M_{\max}^k \quad (9)$$

В случае прямоугольной эпюры моментов (чистый изгиб) $\beta=1$.

Раскрывая неопределенность $\left(\frac{1-\beta^{k+1}}{1-\beta}\right)_{\beta=1}$ получим:

$$\Psi_{III} = \sum_{k=0}^n \alpha_k (k+1) M_{\max}^k. \quad (10)$$

Для оценки количественного влияния допущений, принятых нами при решении задачи, проведена экспериментальная проверка. С этой целью изучены гистерезисные потери железобетонных балок-близнецов при двух видах эпюры изгибающих моментов — соответствующих двум схемам нагружения:

Первая схема — балка на двух опорах с сосредоточенной силой посредине пролета (рис. 2-а);

Вторая схема соответствует нагружению с зоной чистого изгиба на 0.4 пролета (рис. 2-б).

Опыты проведены над четырьмя железобетонными балками, по

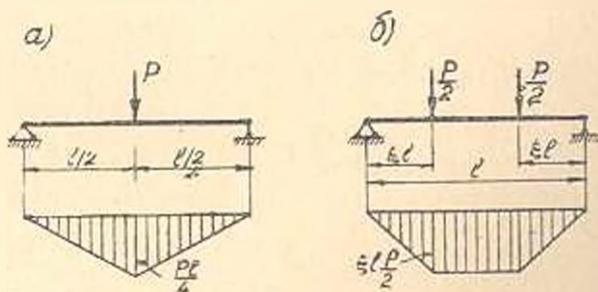


Рис. 2. Схемы испытаний.

2 образца при каждой схеме нагружения. В качестве инертных использованы дробленый песок и туфовый щебень ереванского типа.

Образцы балок, сечением 14×17 см и длиной 1,50 м, армировались рабочей арматурой $3\varnothing 12$ мм из горячекатаной стали марки Ст-3 (процент армирования $\mu = 1,57\%$). Монтажная арматура — $2\varnothing 8$ мм.

Двухсрезовые хомуты диаметром 4 мм ставились через 5 см. При обеих схемах нагружения пролет балок составлял 1,20 м. Физико-механические характеристики образцов приведены в табл. 1. Теоретические значения разрушающих нагрузок, приведенные в этой таблице, вычислены по СНиП II—В. 1-62 [3], принимая R_{st} и R_{bt} соответственно равными пределу текучести арматуры и кубиковой прочности бетона в день испытания образцов; приведенные там же фактические значения разрушающих нагрузок получены при испытаниях и соответствуют моменту появления текучести в растянутой арматуре,

Таблица 1
Физико-механические характеристики образцов железобетонных балок

Схема нагружения	Номера образцов	Возраст образцов в день испытания в днях	Прочность бетонных кубиков ($кг/см^2$)		Объемный вес бетона ($т/м^3$)	Разрушающая нагрузка ($кг$)	
			28-дневная	в день испытания образцов		теоретически вычисленная	фактическая
I	1	305	168	268	1,78	4000	3600
	2	305	168	288	1,76	4000	4000
II	3	282	180	305	1,76	6900	6400
	4	294	180	308	1,76	6900	6500

Испытание проводилось на 50-тонном прессе ГРМ—I. Нагружение и разгружение образцов осуществлялось ступенями, с интервалом между ними 30 сек, с замером прогибов в последние пролеты. Устойчивые петли гистерезиса получились после трехкратного нагружения и разгружения образца. Значения среднего коэффициента внутреннего поглощения энергии, при различных значениях максимальной нагрузки цикла, определены по следующей формуле и приведены в табл. 2.

Таблица 2
Коэффициенты внутреннего поглощения энергии (η), подсчитанные по петлям гистерезиса железобетонных образцов

Первая схема нагружения						Вторая схема нагружения					
Образец № 1			Образец № 2			Образец № 3			Образец № 4		
Максимальная нагрузка цикла	η		Максимальная нагрузка цикла	η		Максимальная нагрузка цикла	η		Максимальная нагрузка цикла	η	
	P	$P_{разр}$									
P (кг)	$P_{разр}$		P (кг)	$P_{разр}$		P (кг)	$P_{разр}$		P (кг)	$P_{разр}$	
1000	0,286	0,160	1000	0,250	0,132	1000	0,157	0,142	1000	0,154	0,139
1500	0,429	0,220	1500	0,375	0,200	2000	0,314	0,264	2000	0,308	0,276
2000	0,572	0,282	2000	0,500	0,275	3000	0,470	0,362	3000	0,462	0,366
2500	0,715	0,331	2500	0,625	0,316	4000	0,627	0,512	4000	0,616	0,482
3000	0,858	0,391	3000	0,750	0,385	5000	0,784	0,646	5000	0,707	0,692
3600	1,005	0,458	3600	0,900	0,430	6000	0,940	0,820	6000	0,924	0,934
4000	1,142	0,600	4000	1,000	0,648						

$$\Psi' = \frac{4\Delta W^*}{W_a}$$

где ΔW^* — площадь петли гистерезиса; W_a — упругая работа, отвечающая амплитуде деформации.

По данным табл. 2 построены кривые зависимости среднего коэффициента внутреннего поглощения энергии (Ψ') от максимального значения относительного изгибающего момента в образце ($M_{\max} = \frac{M_{\max}}{M_{\text{разр.}}}$) для обоих случаев нагружения (рис. 3). На этом же графике, для сопоставления, прерывистой линией нанесена зависимость коэффициента внутреннего поглощения энергии (удвоенного логарифмического декремента затухания) от напряженного состояния туфожелезобетонных консольных стоек, полученная при изучении их свободных колебаний [4]. Как видно, значения Ψ' , полученные при первой схеме нагружения (треугольной эпюре моментов), довольно близко расположены к кривой этой зависимости, хотя и условия, при которых получена эта зависимость, были иные. Как видно из рис. 3, для первой схемы нагружения зависимость $\Psi' = \Psi'(M_{\max})$, в пределах нагрузки до $M_{\max} = 0,8$, можно представить в виде прямой:

$$\Psi' = 0,5 M_{\max}. \quad (11)$$

Стало бы, в выражении (6) $z_1 = 0,5$ и $z_0 = z_2 = z_3 = \dots = z_n = 0$.

При второй схеме нагружения средний коэффициент внутреннего поглощения балки будет:

$$\Psi'' = 2 \cdot \Psi' + (1 - 2i) \Psi_{\text{III}}$$

В силу (10) и (11), для зоны чистого изгиба значение среднего коэффициента внутреннего поглощения будет:

$$\Psi_{\text{III}} = 2 z_1 M_{\max} = M_{\max}$$

Поскольку при второй схеме нагружения $i = 0,3$, то

$$\Psi'' = 2 \cdot 0,3 \cdot 0,5 M_{\max} + 0,4 M_{\max} = 0,7 M_{\max} \quad (12)$$

Из сопоставления (11) и (12) видно, что при второй схеме нагружения значение среднего коэффициента внутреннего поглощения должно быть на 1,4 раза больше, чем при первой схеме (при одних

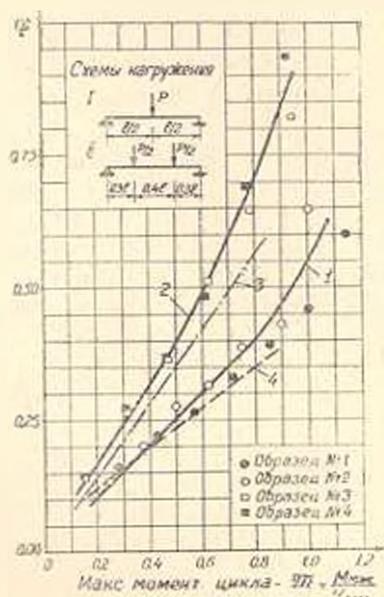


Рис. 3. Зависимость среднего коэффициента внутреннего поглощения энергии (Ψ') железобетонных балок от максимального относительного изгибающего момента цикла: 1 — при первой схеме нагружения 2 — при второй схеме нагружения (экспериментальная); 3 — то же определение по предлагаемому способу; 4 — для железобетонных стоек по [4].

и тех же значениях максимального изгибающего момента цикла). Зависимость (12) нанесена на рис. 3 пунктирной линией. Как видно, фактические значения коэффициента поглощения при второй схеме нагружения несколько больше вычисленных (порядка 7—15%). Это превышение в основном следует приписать касательным напряжениям, влияние которых не было учтено из-за отсутствия прямых экспериментальных данных [1].

Влияние касательных напряжений имеет место при любой схеме нагружения и в полученных нами экспериментальных зависимостях $\Psi(M_{max})$ в определенной мере это отражено. Для одних и тех же значений M_{max} касательные напряжения в сечениях балок при второй схеме нагружения значительно больше, чем при первой. Поэтому нужно полагать, что их влияние при второй схеме значительно больше. Характерно, что расхождение между вычисленными и экспериментально полученными значениями Ψ^0 тем значительнее, чем больше M_{max} цикла, что указывает на влияние касательных напряжений. Некоторую роль в завышении значений Ψ^0 играет также учет поглощения энергии в опорных частях образцов балок.

Таким образом экспериментальная проверка показала приемлемость принятых допущений (2) и при практических расчетах можно пользоваться предлагаемым способом.

Армянский НИИ
стройматериалов и сооружений

Получено 5.1.1965

Տ. Ա. ՉՈՐՅԱՆ

ԹԻՐՈՎ ԻՐԱՅԵՆՏՆԵՐԻ ՓՈՓՈՅՄԱՆ ԸՆՈՒՅՑԻ ԱԶԵՅՑՈՒԹՅՈՒՆԸ ԵՐԱԹԻՅՏՈՆԸ
ԷԼԵՄԵՆՏՆԵՐԻ ՏԱՏԱՆՈՒԹՆԵՐԻ ԷՆԵՐԳԻԱՅԻ ՅՐԴԱՆ ՎԵՐ

Ս. Վ Չ Ո Ր Յ Ա Ն

Տատանումների էներգիայի զրման բանակական բնութագիրը՝ նյութի ներքին կլանման գործակիցը, սովորաբար որոշվում է կոնսոլային շեժանի ազատ մարվող տատանումների ուսումնասիրությունից: Այդ դեպքում ծուղ մոմենտների էպյուրը եռանկյունաձև է:

Հոդվածում արվում է մոմենտների էպյուրի ցանկացած սեւքի դեպքում երկաթբետոնե պրիզմայաձև էլեմենտների ծուման տատանումների էներգիայի ներքին կլանման միջին գործակիցի՝ Ψ -ի որոշման եղանակ, երբ Ψ -ի արժեքները եռանկյունաձև էպյուրի համար արված են (6) կախմամբ: Ըստ սրում, առաջին մոտափորոթյամբ ընդունվում է, որ էներգիայի կլանումը ծուղի էլեմենտի փոքրագույն ծախսում արտահայտվում է (2) շարքով:

Սրբ ծուղ մոմենտը էլեմենտի երկարությամբ խզվող ֆունկցիա է, ապա առաջարկվում է (8) բանաձևով հաշվից կլանումն բաա մասերի և վերցնել միջին-կշռայինը:

Կատարված ընդունելությունների քանակական ազդեցությունը դնահատելու համար էրապիրիմենտալ եղանակով ուսումնասիրվից են երկաթբետոնե շեժանների հիստերեզիսային կորուստները բնոնափորման երկու սխեմաների

դեպքում (նկ. 2)՝ Փորձարկումներից առաջված և առաջարկվող եղանակով հաշված ներքին կլանման գործակցի արժեքների համադրումը (նկ. 3) ցույց է տալիս կատարված քննումների ֆուլլաարկիտիվները գործնական հաշվարկների համար:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Сорокин Б. С. Динамический расчет несущих конструкций зданий. Гостройиздат, 1956.
2. Пановко М. Г. Внутреннее трение при колебаниях упругих систем. Физматгиз, 1960.
3. Строительные нормы и правила. Бетонные и железобетонные конструкции. СНиП II—И. 1—62. Гостройиздат, 1962.
4. Горюхи Т. А. Экспериментальное исследование рассеяния энергии при нерегулярных колебаниях стоек из легкого железобетона. Сб. «Исследования по сейсмостойкости зданий», научные сообщения АН СМ, вып. 7, Ереван, 1965.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

К. А. ВАРДАЗАРЯН

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА СТАТИСТИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ
 К СОСТАВЛЕНИЮ ВОДНОГО БАЛАНСА ОЗЕРА СЕВАН

Гидрологические и метеорологические процессы относятся к числу стохастических процессов, которые характеризуются тем, что их будущее течение вообще говоря нельзя предсказать однозначно. С этой точки зрения составленный в [1] средний многолетний водный баланс озера Севан, для естественных условий и уровня озера, на котором будет приостановлено дальнейшее его понижение, нельзя считать достаточно полным. В настоящей работе кривая обеспеченности годовых величин аккумулярованных в естественных условиях в озере Севан вод определена путем применения метода Монте-Карло.

Уравнение водного баланса озера Севан для естественных условий имеет следующий вид:

$$Q - r + q_1 = E + q_2 \pm \Delta h, \quad (1)$$

где Q — приток в озеро; r — осадки на зеркало; q_1 и q_2 — соответственно подземный приток и сток; E — испарение; Δh — аккумуляция вод в озере.

Все составляющие водного баланса достаточно хорошо изучены и для них имеются вполне репрезентативные значения средних величин и пределы их колебаний [1]. При спуске уровня озера на 20 м ниже естественного, т. е. при отметке 1896 м эти величины будут иметь значения, приведенные в табл. 1.

Таблица 1

Элементы баланса	Средние многолетние значения		Кoeffициент вариации C_v	Кoeffициент асимметрии C_s
	млн м ³	мм		
Сток бассейна	737	601	0,15	0,30
Осадки	417	340	0,23	0,23
Испарение	966	788	0,10	0,40
Подземный сток	18	14	0	0

Статистическая обработка данных наблюдений за 32-летний период и исследование связи между годовыми величинами отдельных элементов баланса, а также исследование их взаимной связи показало

ли (табл. 2), что для бассейна озера Севан годовые величины элементов баланса можно считать практически независимыми.

Таблица 2

Элементы баланса	Коэффициент корреляции
Сток (смежные годы)	-0,0017
Осадки	0,143
Испарения	0,212
Осадки—приток	0,07
Осадки испарение	0,228
Приток—испарение	-0,02

Выражая элементы баланса с помощью модульных коэффициентов $Q = k_n Q_0$; $r = k_n r_0$; $E = k_n E_0$, где Q_0 , r_0 и E_0 — средние многолетние значения годовых величин соответственно притока, осадков и испарения, на основании (1) получим:

$$k_n = \frac{r_0}{Q_0} k_0 + \frac{q_1}{Q_0} = \frac{E_0}{Q_0} k_n + \frac{q_2}{Q_0} = \frac{\Delta h}{Q_0} \quad (2)$$

Уравнение естественного водного баланса озера Севан для уровня 1896 м будет иметь вид:

$$\frac{\Delta h}{Q_0} = k_{\Delta h} = k_n + 0,566 k_0 - 1,311 k_n - 0,025 \quad (3)$$

Здесь следует отметить, что величины подземного стока и притока озера приняты постоянными, причем величина подземного притока учтена при определении величины среднеемноголетнего притока в озеро. Сущность применения метода Монте-Карло к расчету водного баланса заключается в следующем. Для каждого из элементов баланса (k_n , k_0 и $k_{\Delta h}$) моделируются длинные искусственные теоретические ряды [2]. Для этого строятся кривые обеспеченности модульных коэффициентов этих элементов. Из таблицы случайных чисел последовательно выписываются числа (α , β , γ), которые принимаются за обеспеченности в процентах. Этими числами входят в соответствующий график со стороны оси абсцисс и по оси ординат определяются значения модульных коэффициентов k_n , k_0 и $k_{\Delta h}$. Отметим, что каждый ряд моделируется или по отдельной таблице случайных чисел, или с помощью одной и той же таблицы, только начиная с некоторого другого числа. При необходимости ряды могут быть построены в единицах объемов или в мм слоя воды на единицу поверхности озера. В случае наличия корреляционной связи между годовыми величинами отдельных элементов водного баланса, учет ее не представляет принципиальных затруднений, лишь несколько увеличивая объем вычислительной работы.

По моделированным рядам по формуле (3) вычисляется объем аккумулярованных в озере вод для каждого года и определяется

функция распределения вероятностей (или кривая обеспеченности). Расчет удобно вести с помощью табл. 3.

Таблица 3

Приток		Осадки			Испарение			$K_{2\%}$
x	K_n	\bar{y}	K_n	$0,566 K_n$	γ	K_n	$1,311 K_n$	
16	1,15	11	1,29	0,73	43	1,015	1,33	0,525
21	1,12	21	1,18	0,67	59	0,97	1,27	0,495
43	1,02	10	1,31	0,74	84	0,90	1,18	0,555
79	0,87	36	1,06	0,60	22	1,075	1,41	0,035
94	0,78	73	0,85	0,48	40	1,02	1,34	-0,055

Результаты расчета по предлагаемой методике для естественных условий и указанной выше отметки озера Севан приведены на рис. 1.

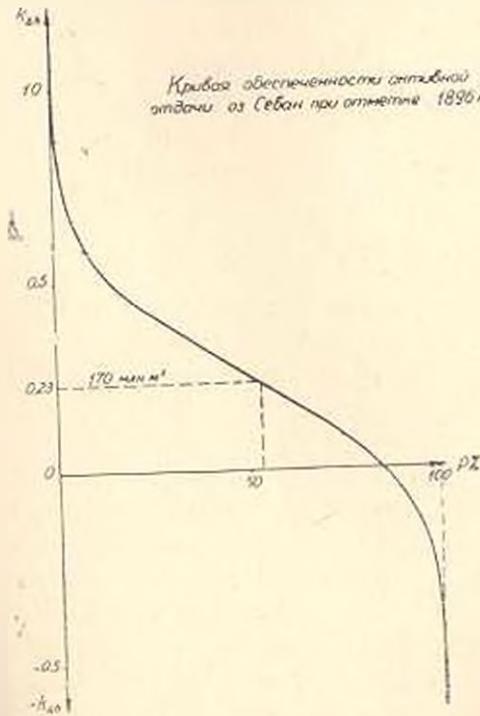


Рис. 1.

Расчеты выполнены с помощью моделированных рядов длиной в 1000 лет.

Средняя многолетняя активная отдача озера, определенная в [1] и равная 170 млн. м³, имеет по полученной кривой обеспеченность 53%.
 Полученная кривая может быть использована для дальнейших водохозяйственных и энерго-экономических расчетов.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Мхитарян А. М., Александрян Г. А., Атиян Э. А. Водный баланс озера Севан. Результаты комплексных исследований по севанской проблеме, т. I, Ереван, 1961.
2. Сванидзе Г. Г. Методика стохастического моделирования гидрологических рядов и некоторые вопросы многолетнего регулирования речного стока. Тр. Института энергетики АН ГрузССР, т. XIV, Тбилиси, 1961.

М. Г. ХАЧИЯН

СТЕНД ДЛЯ ТАРИРОВКИ ДАТЧИКОВ КОЛЕБАТЕЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ

Испытание сооружений натурных размеров или их моделей на динамическую нагрузку требует предварительной тарировки измерительной аппаратуры. В последнее время для измерения колебательного движения часто применяются датчики сейсмического типа.

Наибольшее распространение получили индукционные (динамические) датчики, э.д.с. которых на выходе пропорционально скорости колебательного движения. Однако с появлением тензометрических осциллографов с низкочастотным гальванометром и интеграторами и дифференциаторами удается в узком диапазоне частот записать смещение или ускорение колебательного движения. К таким датчикам относятся СПМ-16, К-001 ВПБ, СПН ВЭГИК, жидкостные акселерографы и другие. При применении этих датчиков часто определение чувствительности и частотной характеристики, производится косвенными методами. Однако из экспериментов видно, что косвенный метод тарировки дает расхождение с прямым методом.

Имеющиеся вибрационные стенды, особенно с механическим приводом (кривошипные или эксцентрикные) не полностью отвечают всем требованиям предъявляемым к тарировочным стендам, из-за затруднения в регулировке амплитуды колебания, а также возникновения паразитных вибрация. В электродинамических вибрационных стендах получивших широкое распространение трудно получить низкочастотные колебания [1]. Предложенный ранее нами лабораторный вибрационный стол [2] позволяет получать колебательные движения с частотой от 1 до 200 гц, но имеет малую мощность на выходе. В этой заметке предлагается метод получения токов низкой частоты необходимой мощности. Принципиальная схема показана на рис. 1, принцип работы которого заключается в следующем: При вращении ползунка 2 на участке АС создается переменное сопротивление от минимума при совпадении ползунка с точками АС до максимума в точке В.Д, где полное сопротивление при этом будет

$$\frac{1}{R_0} = \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) + \left(\frac{1}{R_2} + \frac{1}{R_1} \right).$$

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Мхитарян А. М., Александрян Г. А., Атиян Э. А. Водный баланс озера Севан. Результаты комплексных исследований по севанской проблеме, т. I, Ереван, 1961.
2. Сванидзе Г. Г. Методика стохастического моделирования гидрологических рядов и некоторые вопросы многолетнего регулирования речного стока. Тр. Института энергетики АН ГрузССР, т. XIV, Тбилиси, 1961.

М. Г. ХАЧИЯН

СТЕНД ДЛЯ ТАРИРОВКИ ДАТЧИКОВ КОЛЕБАТЕЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ

Испытание сооружений натурных размеров или их моделей на динамическую нагрузку требует предварительной тарировки измерительной аппаратуры. В последнее время для измерения колебательного движения часто применяются датчики сейсмического типа.

Наибольшее распространение получили индукционные (динамические) датчики, э.д.с. которых на выходе пропорционально скорости колебательного движения. Однако с появлением тензометрических осциллографов с низкочастотным гальванометром и интеграторами и дифференциаторами удается в узком диапазоне частот записать смещение или ускорение колебательного движения. К таким датчикам относятся СПМ-16, К-001 ВПБ, СПН ВЭГИК, жидкостные акселерографы и другие. При применении этих датчиков часто определение чувствительности и частотной характеристики, производится косвенными методами. Однако из экспериментов видно, что косвенный метод тарировки дает расхождение с прямым методом.

Имеющиеся вибрационные стенды, особенно с механическим приводом (кривошипные или эксцентрикные) не полностью отвечают всем требованиям предъявляемым к тарировочным стендам, из-за затруднения в регулировке амплитуды колебания, а также возникновения паразитных вибрация. В электродинамических вибрационных стендах получивших широкое распространение трудно получить низкочастотные колебания [1]. Предложенный ранее нами лабораторный вибрационный стол [2] позволяет получать колебательные движения с частотой от 1 до 200 гц, но имеет малую мощность на выходе. В этой заметке предлагается метод получения токов низкой частоты необходимой мощности. Принципиальная схема показана на рис. 1, принцип работы которого заключается в следующем: При вращении ползунка 2 на участке АС создается переменное сопротивление от минимума при совпадении ползунка с точками АС до максимума в точке В.Д. где полное сопротивление при этом будет

$$\frac{1}{R_0} = \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) + \left(\frac{1}{R_2} + \frac{1}{R_1} \right).$$

При подключении цепи постоянного тока, вследствие переменности сопротивления I , в катушке $Б$ создается пульсирующее магнитное поле, частота которого равна числу оборотов ползунка 2 . Устранение влияния

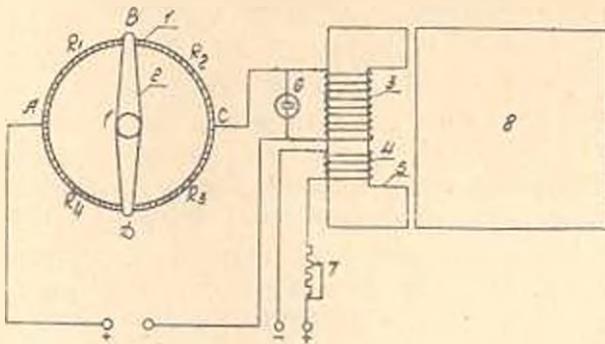


Рис. 1.

искрообразования в контактах ползунка на электромагнит достигается подключением в цепь катушки конденсатора $б$. Для компенсации начального магнитного поля предусмотрена компенсационная обмотка 4 , создающая магнитное поле обратного знака. Необходимая для компенсации магнитного поля сила тока катушки 4 регулируется реостатом 7 . Таким образом, при вращении ползунка 2 в катушке $Б$ создается пульсирующее магнитное поле с напряженностью от нуля до какой-то величины, которое создает вынужденное колебательное движение вибростолу 8 . При этом сила магнитного поля в диапазоне низких частот практически не зависит от скорости вращения ползунка 2 , из-за незначительной величины реактивного сопротивления обмотки 3 , и всецело зависит от величины силы тока питания.

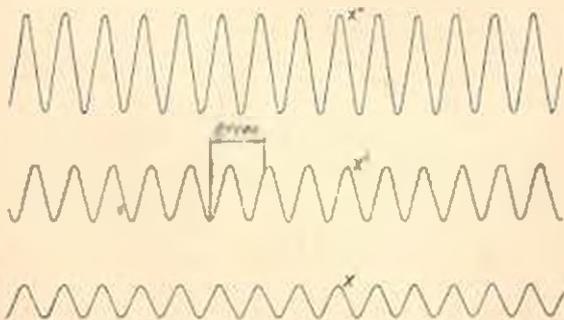


Рис. 2.

Описанным методом можно получить колебательное движение вибростолу необходимой частоты и мощности. Требуемое число оборотов можно получать с помощью мотора постоянного тока с применением редуктора. Для повышения эффективности электромагнита частота собственных колебаний вибростолу должна быть равной частоте пульсирующего тока, что достигается изменением жесткости стола.

Конструкция вибростола подробно описана в [2]. В осуществленном вибростоле частоту колебаний можно изменять в пределах от нуля до 100 герц при полном отсутствии паразитных колебаний.

На рис. 2 приведена запись смещения, скорости и ускорения вибростола.

АНСМ

Поступило 19.5. 1965

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Норин Ю. И. Измерение вибрации. Машин, М., 1956.
2. Хачиян М. Г. Лабораторный вибрационный стол. Известия АН АрмССР том XV, № 6, 1962.

М. Г. МНЕЯН

О МАГНИТНОЙ ТЕКСТУРЕ, СОЗДАВАЕМОЙ ПРИ НИЗКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ, ОХЛАЖДЕНИЕМ В МАГНИТНОМ ПОЛЕ

Изменение свойств феррита кобальта, при охлаждении образца до минусовых температур, в присутствии поля наблюдалось С. А. Медведевым. При исследовании автором феррита никеля с вариацией Fe_2O_3 от 48 мол % до 52 мол % наблюдался подобный эффект. Вме-

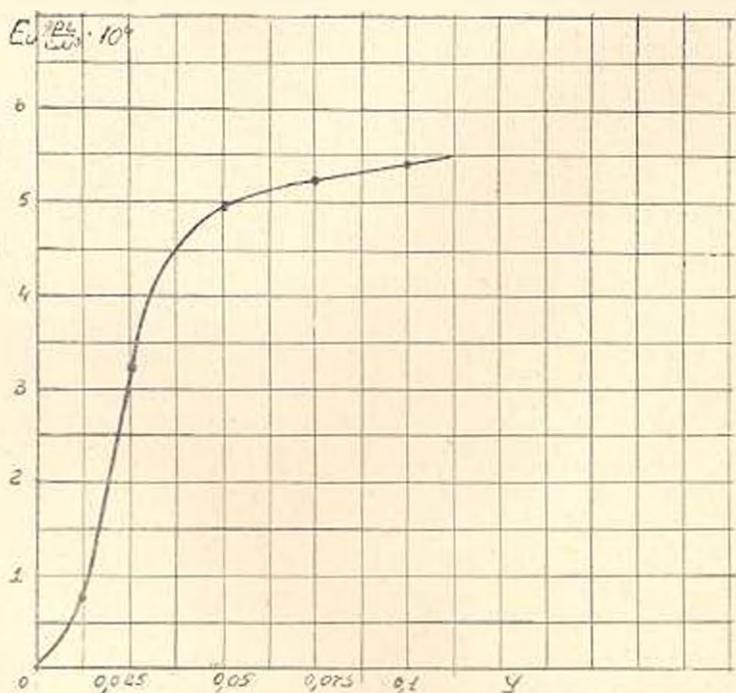


Рис. 1.

сте с тем выявился ряд закономерностей, и, что в особенности примечательно, изменение намагниченности насыщения, различное для взаимноперпендикулярных направлений текстурированного образца в зависимости от недостатка или избытка Fe_2O_3 . При данном значении

магнитного поля и заданной температуры намагниченность образцов с избытком Fe_2O_3 (52%) оказывается выше, а с недостатком Fe_2O_3 (48%) ниже, когда образцы охлаждались в присутствии поля. На изотропном образце при этом достигалось состояние аналогичное появлению одноосной анизотропии. Состояние изотропного образца, намагниченного при охлаждении не является устойчивым. Если к образцу намагниченному охлаждением в присутствии поля приложить небольшое отрицательное поле, а затем вновь включить в то же поле, что было приложено при охлаждении, то намагниченность образца оказывается более низкой.

Подобный эффект наблюдался (автором заметки) и в ферритах никеля, содержащих кобальт. Исследование поликристаллических образцов с композицией $\text{Ni}_{1-x}\text{Co}_x\text{Fe}_2\text{O}_4$ показало зависимость E_{11} энергии индуцированной анизотропии от количества Fe_2O_3 . На рис. 1 приведена зависимость E_{11} при -172°C от Y (количества Fe_2O_3), охлажденного в магнитном поле 7500 эрст.

Наблюдаемый эффект не зависит от скорости охлаждения и данное начальное состояние намагниченности соответствует тому, которое задаю полем при исходной температуре. При низкотемпературном отжиге происходит направленная полем деформация решетки, вызванная температурным изменением магнитокристаллической энергии. При охлаждении поля вдоль текстуры, степень анизотропии увеличивается: в перпендикулярном же направлении — уменьшается (т. е. уменьшается). По-видимому, искажение кристаллического поля, частично нейтрализует эффект.

МЭИ

Поступило 9.3. 1965

Д. Х. ГАБРИЕЛЯН

АНАЛИЗ КОЭФФИЦИЕНТА ПОЛЕЗНОГО ДЕЙСТВИЯ РАБОЧЕГО ХОДА КРИВОШИПНЫХ ПРЕССОВ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ОСАДКЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК

Известно, что коэффициент полезного действия рабочего хода кривошипных прессов выражается формулой:

$$\eta = \frac{A_p}{A_p + A_y + A_{тр}}, \quad (1)$$

где A_p — работа пластической деформации;

A_y — работа упругой деформации деталей пресса;

$A_{тр}$ — работа трения в деталях кривошипно-шатунного механизма.

Работа пластической деформации при свободной осадке цилиндрических образцов выражается формулой:

$$A_p = P_{ср} v \ln \frac{h_0}{d} = P_{ср} P_s h_L \ln \frac{h_0}{h}, \quad (2)$$

магнитного поля и заданной температуры намагниченность образцов с избытком Fe_2O_3 (52%) оказывается выше, а с недостатком Fe_2O_3 (48%) ниже, когда образцы охлаждались в присутствии поля. На изотропном образце при этом достигалось состояние аналогичное появлению одноосной анизотропии. Состояние изотропного образца, намагниченного при охлаждении не является устойчивым. Если к образцу намагниченному охлаждением в присутствии поля приложить небольшое отрицательное поле, а затем вновь включить в то же поле, что было приложено при охлаждении, то намагниченность образца оказывается более низкой.

Подобный эффект наблюдался (автором заметки) и в ферритах никеля, содержащих кобальт. Исследование поликристаллических образцов с композицией $\text{Ni}_{1-x}\text{Co}_x\text{Fe}_2\text{O}_4$ показало зависимость E_{11} энергии индуцированной анизотропии от количества Fe_2O_3 . На рис. 1 приведена зависимость E_{11} при -172°C от Y (количества Fe_2O_3), охлажденного в магнитном поле 7500 эрст.

Наблюдаемый эффект не зависит от скорости охлаждения и данное начальное состояние намагниченности соответствует тому, которое задаю полем при исходной температуре. При низкотемпературном отжиге происходит направленная полем деформация решетки, вызванная температурным изменением магнитокристаллической энергии. При охлаждении поля вдоль текстуры, степень анизотропии увеличивается: в перпендикулярном же направлении — уменьшается (т. е. уменьшается). По-видимому, искажение кристаллического поля, частично нейтрализует эффект.

МЭИ

Поступило 9.3. 1965

Д. Х. ГАБРИЕЛЯН

АНАЛИЗ КОЭФФИЦИЕНТА ПОЛЕЗНОГО ДЕЙСТВИЯ РАБОЧЕГО ХОДА КРИВОШИПНЫХ ПРЕССОВ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ОСАДКЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК

Известно, что коэффициент полезного действия рабочего хода кривошипных прессов выражается формулой:

$$\eta = \frac{A_p}{A_p + A_y + A_{тр}}, \quad (1)$$

где A_p — работа пластической деформации;

A_y — работа упругой деформации деталей пресса;

$A_{тр}$ — работа трения в деталях кривошипно-шатунного механизма.

Работа пластической деформации при свободной осадке цилиндрических образцов выражается формулой:

$$A_p = P_{ср} v \ln \frac{h_0}{d} = P_{ср} P_s h_L \ln \frac{h_0}{h}, \quad (2)$$

где P_{cp} среднее значение удельного давления в промежутке от h_0 до h_k ,

v — объем осаживаемого тела;

h_0 — начальная высота заготовки;

h_k — конечная высота заготовки;

F_k — площадь основания осаживаемой заготовки при данном h_k .

Работа упругой деформации определяется следующей формулой:

$$A_{уд} = \frac{P_{cp}^2 v^2}{2k} = \frac{P_{cp}^2 v F}{2kh} \quad (3)$$

Работа трения определяется по формуле:

$$A_{тр} = \frac{\pi P_{cp} v \alpha}{180k} m_k^2 \quad (4)$$

где приведенный момент трения

$$m_k^2 = \pi [(1 + \lambda) r_a + \lambda r_b + r_c] \quad (5)$$

Здесь

α — коэффициент трения; λ — коэффициент шатуна; r_a — радиус цапфы верхней головки шатуна; r_b — радиус нижней головки; r_c — радиус вала в опорах.

В выражении (4) угол поворота кривошипа выразим через промежуточный размер h и конечный размер h_k заготовки (рис. 1):

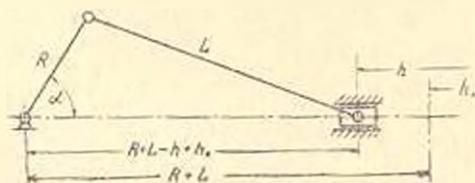


Рис. 1.

$$\alpha = \arccos \frac{(R - L - h + h_k)^2 + R^2 - L^2}{2R(R + L - h + h_k)} \quad (6)$$

где R — радиус кривошипа; L — длина шатуна.

На основании (1) в силу (2) — (6) получим:

$$\eta = \frac{h \ln \frac{h_0}{h}}{h \ln \frac{h_0}{h} + \frac{P_{cp} v}{2kh} + C} \quad (7)$$

где

$$C = \frac{\pi \mu [(1 + \lambda) r_a + \lambda r_b + r_c]}{180h} \times \arccos \frac{(R + L - h + h_k)^2 + R^2 - L^2}{2R(R + L - h + h_k)} \quad (8)$$

В общем виде нахождение максимума функции $\eta = f(h)$, описанной уравнением (7), связано с существенными затруднениями. Исследование этой функции показывает, что замена в ней величины C на величину B/h (B — постоянная) вносит погрешность порядка $0,1\%$. При этом допущении продифференцировав выражение (7) по h и приравняв его нулю, находим

$$\left(\ln \frac{h_0}{h} - \frac{1}{2} \right) \left(\frac{P_{cp} V}{K} + 2B \right) = 0. \quad (9)$$

Откуда

$$\ln \frac{h_0}{h} = \frac{1}{2}.$$

Из уравнения (9) вытекает, что максимальное значение к.п.д. прессы достигает при $h_0 = 1,64 h$ (рис. 2).

Отметим, что вычисления, произведенные на основании формулы

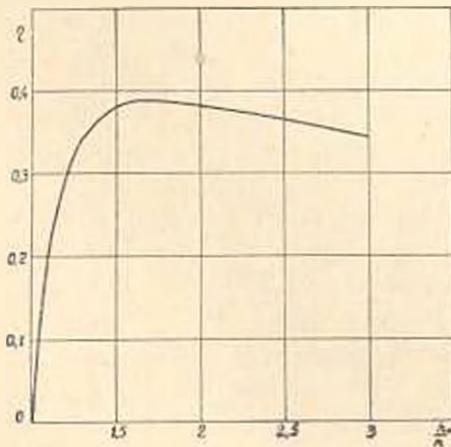


Рис. 2.

(7) для кривошипно-шатунного механизма прессы КИ5А показали, что к.п.д. существенно зависит от коэффициента трения и коэффициента шатуна и в очень малой мере зависит от жесткости деталей прессы и от объема поковок.

Поступило 12.1.1965

В. А. ХАЧАТУРЯН

О ДЕКОРАТИВНЫХ СВОЙСТВАХ ПРИРОДНЫХ СТРОИТЕЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Декоративные строительные материалы должны обладать повышенной долговечностью, и поэтому должны иметь соответствующие физико-механические характеристики, повышенную морозостойкость, быть химически устойчивыми и относительно огнестойкими. Кроме

В общем виде нахождение максимума функции $\eta = f(h)$, описанной уравнением (7), связано с существенными затруднениями. Исследование этой функции показывает, что замена в ней величины C на величину B/h (B — постоянная) вносит погрешность порядка $0,1\%$. При этом допущении продифференцировав выражение (7) по h и приравняв его нулю, находим

$$\left(\ln \frac{h_0}{h} - \frac{1}{2} \right) \left(\frac{P_{cp} V}{K} + 2B \right) = 0. \quad (9)$$

Откуда

$$\ln \frac{h_0}{h} = \frac{1}{2}.$$

Из уравнения (9) вытекает, что максимальное значение к.п.д. прессы достигает при $h_0 = 1,64 h$ (рис. 2).

Отметим, что вычисления, произведенные на основании формулы

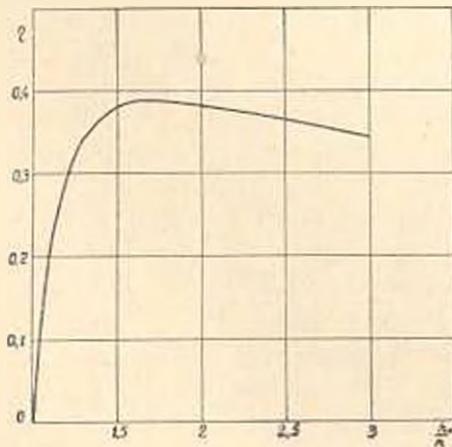


Рис. 2.

(7) для кривошипно-шатунного механизма прессы КИ5А показали, что к.п.д. существенно зависит от коэффициента трения и коэффициента шатуна и в очень малой мере зависит от жесткости деталей прессы и от объема поковок.

Поступило 12.1.1965

В. А. ХАЧАТУРЯН

О ДЕКОРАТИВНЫХ СВОЙСТВАХ ПРИРОДНЫХ СТРОИТЕЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Декоративные строительные материалы должны обладать повышенной долговечностью, и поэтому должны иметь соответствующие физико-механические характеристики, повышенную морозостойкость, быть химически устойчивыми и относительно огнестойкими. Кроме

того материал должен иметь определенный цвет и хорошо поддаваться механической обработке. В монументально-декоративном искусстве применяются как природные, так и искусственные материалы. К группе природных материалов Армянской ССР, рекомендуемых для использования в экстерьерах зданий и сооружений, в частности относятся: граниты, базальты, обсидианы, туфы вулканические, агат, яшмы. К группе материалов, рекомендуемых для использования в интерьерах зданий и сооружений, в частности относятся; фельзитовые туфы и мраморы.

Цвет материала не полностью характеризует его декоративные свойства, поскольку кроме цвета материал имеет и другие свойства, в сочетании с которыми цвет создает тот или иной декоративный эффект. К их числу относятся фактура и форма, которыми материал обладает после его добычи, обработки и изготовления. Надо отметить, что цвет не полностью характеризует декоративное свойство материала. Например мы не получаем одинакового восприятия серого цвета от базальта, гранита, агата и серых мраморов и туфов. Каждый из этих материалов, благодаря своей структуре, обладает своим специфическим оттенком.

Через фактуру цвета воспринимается декоративная красота материала—каменя. Весь материал через фактуру цвета становится декоративной ценностью. Умелым использованием этих свойств камня можно достигнуть больших возможностей воздействия, можно превратить его в прекрасное средство выражения той или иной идеи при создании монументального произведения живописи и архитектуры.

В частности, в Армянской ССР повсеместное распространение имеют андезиты, андезито-базальты и базальты, запасы которых практически неисчерпаемы. Эти породы камня являются прекрасным материалом для использования в монументально-декоративных произведениях. Они обладают высокими физико-механическими и химическими показателями: механически прочны, водостойки, морозостойки, кислотоупорны и термостойки. В основном андезиты, андезито-базальты и базальты могут быть использованы в монументальных произведениях крупных масштабов на больших плоскостях, но ими можно также составлять мозаику, например, византийским набором, оставляя раствор как фон произведения, мозаику с рельефной поверхностью и т. д. Этими породами камня можно набирать мозаичные картуши, фризы, орнаменты, вставки.

Природа создала бесконечное многообразие цветов вместе с бесконечным многообразием фактуры цвета. Используя этот ее дар, человечество создавало и может создать произведения монументально-декоративного искусства, украшающие его духовную жизнь.

Բ Ո Վ Ա Ն Գ Ա Կ Ո Ւ Ք Յ Ո Ւ Ն

Էջեկտրասեյսիկա

Յա. Ա. Շտեմնագարյան Գինեքրատորների ռոտորների անկայուն տատանումները բարդ էլեկտրական սխեմաներում՝ առանձին զենեքատորների և կայանների վերասինխրոնացման զեպրում	3
Ն. Ա. Թարսեղյան Բաղահայա յենտներով սինխրոն մերենայի ստատորի ակտիվ դիմադրությունը հոսանքի բարձր հարժոնիկների նկատմամբ	10
Գ. Կ. Լալիբուսովյան Գծային էլեկտրական սխեմաների ձևափոխման մասին	15

Հյուրասեյսիկա

Ա. Ա. Մարսուդյան Ռեակտիվ պրոֆիլների ուղիղ ցանցում էներգիայի ժայռային կորուստների վրա մակերևույթի խորղու բարդության սզղեցության էքսպերիմենտալ ուսումնասիրությունը	23
Ա. Գ. Շևրբուկովա Պիկային կարողության հազորդման էկոնոմիկ էֆեկտիվությունը արոշելու մասին	27

Մեխալուրգիա

Գ. Խ. Գևորգյան Հիստերեզիսի ուղղանկյուն օղակ ունեցող ֆերրիտների մամլման հուսայության նեոագոտությունը	35
---	----

Գուճանների մեխանիկա

Զ. Դ. Տեր-Մարտիրոսյան Կազային բնունոցերում լարվածային վիճակի անստացիոնարության մասին, գրենամի բացակայության զեպրում	40
---	----

Շինարարական կոնստրուկցիաներ

Տ. Ա. Գորյան Մտոց մոմենտների փոփոխման բնույթի ազդեցությունը երկաթբետոնե էլեմենտների ստատանումների էներգիայի զրման վրա	49
---	----

Գիտական նորեր

Կ. Յ. Վարյազագյան Ստատիստիկական փորձարկումների մեթոդի կիրառումը Սեանա լեի ջրային բայանոր կազմելու գործում	57
Ա. Դ. Խաչիյան Տատանողական շարժման տփիչների ստուգանչության ստենդ	60
Ա. Գ. Սենյան Մագնիսական զաչտում ստեղծելիս ցածր ճնրմաստիաններում ստեղծվող մագնիտային տերստուրայի մասին	62
Գ. Խ. Գորբիկյան Շուտօրիկային մամլիչների աշխատանքային ընթացքի օդտակար գործողության գործակցի անայիզը գլանաձև նախաշինվածքները շիկանստեղծելիս	63
Վ. Ա. Խաչատրյան Բնական շինանյութերի զեկտրատիվ հատկությունների վերաբերյալ	65

• С О Д Е Р Ж А Н И Е

Стр.

Электротехника

<i>Ю. М. Шахназарян.</i> Нестационарные колебания роторов генераторов в сложных электрических системах при ресинхронизации отдельных генераторов и станций	3
<i>Н. С. Барсегян.</i> Активное сопротивление статора явнополюсной синхронной машины токами высших гармоник	10
<i>Г. Д. Акопджанян.</i> О преобразовании линейных электрических схем	15

Гидротехника

<i>А. С. Максудян.</i> Экспериментальное исследование влияния шероховатости поверхности на концевые потери энергии (в прямой решетке реактивных профилей)	22
<i>О. П. Шербакова.</i> К вопросу определения экономической эффективности передачи пиковой мощности	27

Металлургия

<i>Г. Х. Геворкян.</i> Исследование надежности процесса прессования ферритов с прямоугольной петлей гистерезиса	35
---	----

Механика грунтов

<i>Э. Г. Тер-Мартirosян.</i> О нестационарности напряженного состояния глинистых грунтов при отсутствии дренажа	40
---	----

Строительные конструкции

<i>Г. А. Гороян.</i> Влияние характера изменения изгибающих моментов (на рассеивание энергии колебаний железобетонных элементов)	49
--	----

Научные заметки

<i>К. А. Вардазарян.</i> Применение метода статистических испытаний к составлению водного баланса озера Севан	57
<i>М. Г. Хачян.</i> Стенд для тарировки датчиков колебательного движения	60
<i>М. Г. Миян.</i> О магнитной текстуре, создаваемой при низких температурах охлаждением в магнитном поле	62
<i>Д. Х. Габриелян.</i> Анализ коэффициента полезного действия рабочего хода кривошипных прессов при горячей обработке цилиндрических заготовок	63
<i>В. А. Хачатурян.</i> О декоративных свойствах природных строительных материалов	65



Сдано в производство 10/VII 1965 г. Подписано к печати 21/VIII 1965 г.
ВФ 06657. Заказ 315. Изд. 2579. Тираж 620. Объем 4,25 п. л.