

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՌԻ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԽՄԲԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈԼԼԵԳԻԱ

Ողակց Շ. Տ., Արեգունի Վ. Վ., Գառնարյան Ա. Մ., Եղիազարյան Ի. Վ., Կասյան Մ. Վ., Նազարով Ա. Կ. (պատ. խմբագիր), Սիմոնով Մ. Չ., Տեր-Ստեփանյան Գ. Ի., Փրեանջյան Վ. Վ. (պատ. խմբագիր տեղակալ):

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Авоиц Г. Т., Алексеевский В. В., Гаспарян А. М., Егиазаров И. В., Касьян М. В., Назаров А. К. (ответ. редактор), Симонян В. В. (зам. отв. редактора), Симонов М. Ч., Тер-Степанян Г. И.

ЭНЕРГЕТИКА

Э. Е. ВЕРДИЯН

К МЕТОДИКЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ АККУМУЛИРУЮЩЕЙ
СПОСОБНОСТИ КОНЕЧНОГО УЧАСТКА МАГИСТРАЛЬНОГО
ГАЗОПРОВОДА

1. При проектировании магистральных газопроводов важно заранее определить предельную длину конечного участка, обладающего максимальной аккумулирующей способностью, а также величину аккумулирующей способности газопровода для данных размеров конечного участка. Знание этих характеристик позволяет: обоснованно наметить место установки последней компрессорной станции в зависимости от основных параметров проектируемого газопровода (диаметра, производительности, максимально допустимого давления в начале газопровода и минимально допустимого давления в конце газопровода); эффективно использовать аккумулирующую способность газопровода для покрытия суточных неравномерностей газопотребления и, тем самым, довести до минимума геометрические размеры газохранилищ суточного регулирования, если они необходимы.

При неравномерном газопотреблении движение газа в конечном участке газопровода неустановившееся. Поэтому, при определении аккумулирующей способности конечного участка газопровода следует пользоваться уравнениями неустановившегося движения газа. Однако, такое решение встречает принципиальные трудности математического характера, вызванные нелинейностью указанных уравнений и сложностью граничных условий. В связи с этим, на практике, для решения поставленной задачи применяются различные приближенные методы. Приближенная методика, приведенная в литературе [1] принята в основу данной статьи.

На рис. 1 представлен типичный график газопотребления в координатах G (средне-часовой расход газа в $кг$) и t (время в часах). Очевидно, что избыток газа, подлежащий аккумулярованию в период низкого газопотребления ADB , будет храниться частично в газопроводе и частично в хранилищах, проектируемых для регулирования неравномерностей газопотребления. Для рассматриваемого случая имеем:

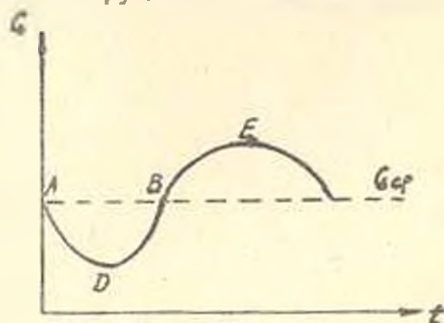


Рис. 1.

$$K_A = K_{\text{ат}} + K_{\text{ах}}, \quad (1)$$

где

$$K_{\text{изб}} = \frac{G_{\text{изб}}}{G_{\text{сут}}}; \quad K_{\text{ат}} = \frac{G_{\text{т}}}{G_{\text{сут}}}; \quad K_{\text{ах}} = \frac{G_{\text{х}}}{G_{\text{сут}}}.$$

Здесь K_A — требуемый коэффициент аккумулирования, т. е. количество избыточного газа $G_{\text{изб}}$ в долях от суточной производительности $G_{\text{сут}}$, которое требуется аккумулировать согласно графику газопотребления;

$K_{\text{ат}}$ — коэффициент аккумулирования газопровода, т. е. количество газа в долях от суточной производительности, которое аккумулируется газопроводом;

$K_{\text{ах}}$ — коэффициент аккумулирования хранилища, т. е. количество газа в долях от суточной производительности, которое необходимо аккумулировать в хранилище.

Очевидно, когда $K_{\text{ат}} < K_A$, для регулирования режима газопотребления требуется газохранилище.

В данной работе ставятся следующие задачи: определить величину коэффициента аккумулирования газопровода $K_{\text{ат}}$ по данным параметрам газопровода и условиям газоснабжения в зависимости от длины конечного участка; определить предельную длину конечного участка газопровода $L_{\text{пр}}$, при которой коэффициент аккумулирования газопровода достигает своего максимального значения $K_{\text{ат, max}}$.

2. Рекомендуемая в литературе [1] методика основана на том, что неустановившееся движение газа в конечном участке газопровода рассматривается как смена моментов стационарного движения, т. е. в точках, когда расходы газа в начале и в конце конечного участка равны, движение газа условно принимается за стационарное. На рис. 1 в течение суток имеем два момента принимаемых за стационарный режим: конец периода высокого газопотребления (точка А); конец периода низкого газопотребления (точка В).

Очевидно, что для максимального использования аккумулирующей способности газопровода необходимо, чтобы выполнялись, по крайней мере, следующие два условия:

1) В конце периода высокого газопотребления давление в конечном сечении газопровода P_2 должно снизиться до минимально допустимой величины $P_{2\text{min}}$. При этом, среднее давление и давление в начале газопровода достигают своих минимальных значений $P_{\text{ср, min}}$ и $P_{1\text{min}}$. Таким образом в момент А на рис. 1 имеем:

$$P_1 = P_{1\text{min}}; \quad P_2 = P_{2\text{min}}; \quad P_{\text{ср}} = P_{\text{ср, min}}.$$

2) В конце периода низкого газопотребления давление в начальном сечении газопровода P_1 должно увеличиться до максимально допустимой величины $P_{1\text{max}}$. (Здесь $P_{1\text{max}}$ — максимально допускаемое давление в начале газопровода, обусловленное прочностью труб и типом установленных компрессоров). При этом, среднее давление и дав-

ление в конце газопровода соответственно будут равны $P_{\text{ср. макс}}$ и $P_{\text{ср. мин}}$. Таким образом в момент B на рис. 1 имеем:

$$P_1 = P_{\text{ср. макс}}; P_2 = P_{\text{ср. мин}}; P_{\text{ср}} = P_{\text{ср. макс}}.$$

Приведем основные формулы для расчета аккумулирующей способности газопровода.

1). Уравнение стационарного движения газа для весового расхода:

$$G = A \sqrt{P_1 - P_2}, \quad (2)$$

где

$$A = f \sqrt{\frac{9,81 d}{\lambda R T L Z}}. \quad (2')$$

2). Формула для определения среднего давления в газопроводе:

$$P_{\text{ср}} = \frac{2}{3} \left(P_1 + \frac{P_1^2}{P_1 + P_2} \right). \quad (3)$$

3. Количество газа, находящегося в газопроводе, определяется по уравнению Клапейрона:

$$G_v = \frac{fL}{RT} P_{\text{ср}}. \quad (4)$$

В указанных формулах: G — расход газа в кг/сек; G_v — количество газа в газопроводе в кг; d — диаметр газопровода в м; L — длина газопровода в м; f — сечение газопровода в м²; P_1 — абсолютное давление в начале газопровода в кг/м²; P_2 — то же, в конце газопровода в кг/м²; $P_{\text{ср}}$ — среднее давление в газопроводе, кг/м²; λ — безразмерный коэффициент гидравлического сопротивления (коэффициент трения); R — газовая постоянная в кгм/кг град.; T — абсолютная температура в газопроводе в град.; Z — коэффициент сжимаемости.

Известно, что

$$G_{\text{ср. макс}} = G_{\text{ср. макс}} - G_{\text{ср. мин}}, \quad (5)$$

где $G_{\text{ср. макс}}$ — количество газа, которое накапливается в конечном участке газопровода в период низкого газопотребления, в кг;

$G_{\text{ср. макс}}$ — количество газа в конечном участке газопровода в конце накопления (точка B на рис. 1), в кг;

$G_{\text{ср. мин}}$ — количество газа в конечном участке газопровода в начале накопления (точка A на рис. 1), в кг.

В силу уравнений (4) и (5) получим:

$$G_{\text{ср. макс}} = \frac{fL}{RT} (P_{\text{ср. макс}} - P_{\text{ср. мин}}). \quad (6)$$

На основании уравнений (2) и (3) для момента соответствующей точке A на рис. 1 находим

$$P_{\text{ср. min}} = \frac{2}{3} \left(P_{2\text{max}} + \frac{P_{2\text{min}}^2 + \frac{G^2}{A^2}}{P_{2\text{min}} + \sqrt{P_{2\text{min}}^2 + \frac{G^2}{A^2}}} \right) \quad (7)$$

Аналогично пользуясь уравнениями (2) и (3) для точки В рис. 1 находим:

$$P_{\text{ср. max}} = \frac{2}{3} \left(P_{1\text{max}} - \frac{P_{1\text{max}}^2 - \frac{G^2}{A^2}}{P_{1\text{max}} + \sqrt{P_{1\text{max}}^2 - \frac{G^2}{A^2}}} \right) \quad (8)$$

Из уравнения (6) с учетом уравнений (7) и (8) получим:

$$G_{\text{ср. max}} = \frac{2fL}{3RT} \left(P_{1\text{max}} - P_{2\text{min}} + \frac{P_{1\text{max}}^2 - \frac{G^2}{A^2}}{P_{1\text{max}} + \sqrt{P_{1\text{max}}^2 - \frac{G^2}{A^2}}} - \frac{P_{2\text{min}}^2 + \frac{G^2}{A^2}}{P_{2\text{min}} + \sqrt{P_{2\text{min}}^2 + \frac{G^2}{A^2}}} \right) \quad (9)$$

Разделив обе части уравнения (9) на суточную производительность $G_{\text{сут}}$ получим уравнение, связывающее аккумулирующую способность конечного участка с параметрами газопровода и условиями газоснабжения:

$$K_{\text{ак}} = \frac{0.523d^2 L}{RTG_{\text{сут}}} \left(P_{1\text{max}} - P_{2\text{min}} + \frac{A_1^2}{P_{1\text{max}} + A_1} - \frac{A_2^2}{P_{2\text{min}} + A_2} \right) \quad (10)$$

где

$$A_1 = \sqrt{P_{1\text{max}}^2 - \frac{G^2}{A^2}} \quad (11)$$

$$A_2 = \sqrt{P_{2\text{min}}^2 + \frac{G^2}{A^2}} \quad (12)$$

$$A^2 = \frac{6,045 \cdot d^5}{\lambda R T L Z} \quad (13)$$

Формула (10) проста и ею удобно пользоваться для расчета аккумулирующей способности конечного участка по заданным геометрическим размерам газопровода.

Пример. Определить аккумулирующую способность конечного участка газопровода, если заданы: диаметр 529×7 ; производительность $G = 44,1$ кг/сек или $3,81 \times 10^5$ кг/сутки; длина конечного участка газопровода $L = 125$ км; максимально допускаемое давление в начале

газопровода $P_{1\max} = 56 \times 10^4 \text{ кг/м}^2$; минимально допускаемое давление и в конце газопровода $P_{2\min} = 6 \times 10^4 \text{ кг/м}^2$; $R = 48,8 \text{ кг/м}^2\text{град}$; $T = 278 \text{ град}$; $K; \lambda = 0,0118$; коэффициент сжимаемости $Z = 0,92$.

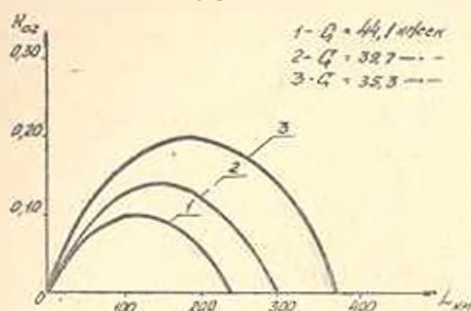


Рис. 2.

По формуле (13):

$$A^2 = 6,045 \frac{(0,515)^2}{0,0118 \cdot 48,8 \cdot 278 \cdot 0,92 \cdot 125 \cdot 10^3} = 119 \times 10^{-10};$$

По формуле (11):

$$A_1 = \sqrt{(56 \times 10^4)^2 - \frac{44,1^2}{119 \times 10^{-10}}} = 38,8 \cdot 10^4;$$

По формуле (12):

$$A_2 = \sqrt{(6 \times 10^4)^2 + \frac{44,1^2}{119 \times 10^{-10}}} = 40,9 \cdot 10^4.$$

По формуле (10) окончательно получим:

$$K_{ар} = 0,101.$$

Другими словами при заданных условиях конечный участок газопро-

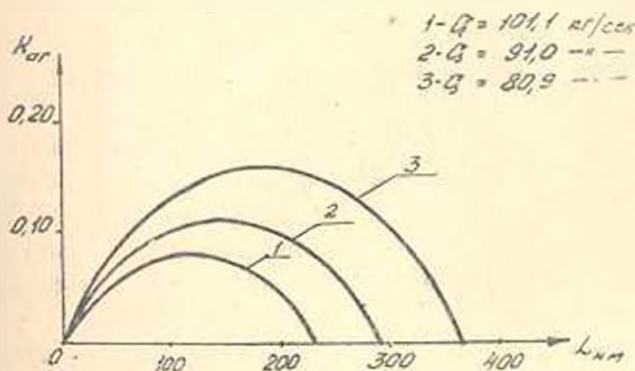


Рис. 3.

водя может аккумулировать в течение суток 10,1% от его суточной производительности.

По формуле (10) для трех разных диаметров газопровода вычислены кривые, показанные на рисунках 2, 3 и 4. На рис. 2 кривые соответствуют газопроводу $\varnothing 529 \times 7$; на рис. 3 — газопроводу $\varnothing 720 \times 9$, на рис. 4 газопроводу $\varnothing 820 \times 11$.

3. Анализ кривых на рисунках 2—4 показывает, что максимальное значение коэффициента аккумулярования $K_{\text{акк}}^{\text{max}}$ имеет место при предельной длине конечного участка:

$$L_{\text{пр}} = \frac{3,022}{G^2 \lambda R T Z} (P_{1\text{max}}^2 - P_{2\text{min}}^2), \quad (14)$$

которая выводится на основе уравнения стационарного движения (2) при следующих условиях:

$$L = L_{\text{max}}; P_1 = P_{1\text{max}}; P_2 = P_{2\text{min}}.$$

Заметим, что при заданных условиях формулу (14) можно вывести также из уравнения (9). Для определения максимальной аккумулярующей способности газопровода необходимо в формулу (10) подставить вместо L значение предельной длины $L_{\text{пр}}$ из формулы (14).

Резюмируя изложенное приходим к выводу что с увеличением длины конечного участка газопровода аккумулярующая способность его сначала растет, достигая максимума, а потом падает.

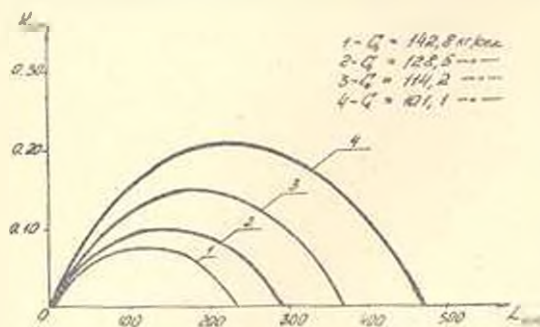


Рис. 4.

Иначе говоря, существует предельная длина конечного участка газопровода, при которой можно аккумулировать наибольшее количество газа. При прочих равных условиях, с уменьшением производительности предельная длина конечного участка газопровода увеличивается. С увеличением диаметра растут, как аккумулярующая способность, так и предельная длина конечного участка газопровода. (см. рисунки 2—4).

Формула (10), приведенная в статье, позволяет определить аккумулярующую способность конечного участка в зависимости от параметров газопровода и условий газоснабжения. Она позволяет производить необходимые технико-экономические исследования с целью выбора оптимального варианта регулирования суточных неравномерностей газопотребления.

АрмНИИЭ

Поступило 14 XI 1963 г.

Է. Է. ՎԵՐԴԻԱՆ:

ՄԱՒԻՍՏՐԱԿ ԴԱԶԱՄՈՒԼԻ ՎԵՐՋՆԱՏԵՂԱՄԱՍԻ ԴԱԶԱԿՈՒՏԱԿՄԱՆ
ՈՒՆԱԿՈՒԹՅԱՆ ՈՐՈՇՄԱՆ ԵՎԱՆԱԿԻ ՎԵՐԱԲԵՐՅԱԼ

Ա. մ. փ. ո. փ. ո. ի. մ.

Դասի ստացիոնար շարժման ընդհանուր ճանաչում գտած հաճախարում-
նեերի հիման վրա հոդվածում արտածվում է զազամուղի զաղակուտակման

ռենակութեան որոշման (10) բանաձևը, որի սղնութեամբ հնարավոր է որոշել զազամուղում գազի անհամասարաչափ սղտադործման մամանակ կուտակված գազի քանակը:

Նշված բանաձևի վերլուծման շնորհիվ ի հայտ են բերված որոշ օրինա-
չափություններ, որոնք սկզբունքային նշանակություն ունեն մագլիստրալ
զազամուղերի նախագծման գործում: Որինակ՝ ցույց է տրված, որ վերջնա-
տեղամասի երկարացման դեպքում զազամուղի կուտակման ռենակութունը
սկզբում աճում է՝ հասնելով առավելագույն արժեքի, այնուհետև աչն նվա-
զում է, այսինքն գոյություն ունի վերջնատեղամասի սահմանային մի երկա-
րություն, որի դեպքում զազամուղում կարելի է կուտակել զազի առավելա-
գույն քանակություն: Վերոհիշյալ բանաձևը հնարավորություն է տալիս կա-
ռուցել վերջնատեղամասի դադարեցման ռենակութեան նոմոգրամներ,
կախված զազամուղի տրամագծից և արտադրողականությունից: Նման
նոմոգրամները հնարավորություն են տալիս կատարել անխնդիր-տնտեսա-
կան հաշվումներ՝ գազի անհամասարաչափ սղտադործման կարգավորումը
ապահովող օպտիմալ տարրերակ ընտրելու նպատակով:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Смирнов А. С. и др. Транспорт и хранение газа. Гостоптехиздат, 1962.
2. Темпель Ф. Г. Оценка аккумулярующей способности магистрального газопровода, НХ, № 10, 1953.

ЭНЕРГЕТИКА

М. Г. МНАЦАКАНЯН

ПЕРЕДАТОЧНАЯ ФУНКЦИЯ ТРЕХФАЗНОГО ТРАНСФОРМАТОРА
ТОКА С ПОДМАГНИЧИВАНИЕМ С АКТИВНО-ИНДУКТИВНОЙ
НАГРУЗКОЙ

Трехфазный трансформатор тока (ТТП) с подмагничиванием является одним из важных узлов в схемах автоматического регулирования возбуждения синхронных генераторов малой и средней мощностей (рис. 1). Назначение ТТП в таких схемах — изменение тока возбуждения установившегося режима синхронного генератора в зависимости от величины напряжения и тока нагрузки, при котором напряжение генератора не выходит за пределы точности поддержания.

Примем в качестве выходного сигнала ТТП среднее за треть периода значения тока нагрузки I_B , а входных сигналов — среднее значение напряжения управления U_y и амплитудное значение первичного питающего тока за тот же промежуток времени. Первичная обмотка ТТП питается от симметричного трехфазного источника тока. Трансформаторы выполнены на одинарных сердечниках, соединенных в трехфазную систему.

Статья посвящена нахождению передаточной функции, в зависимости от параметров стационарного режима ТТП. В работе приняты следующие допущения: кривая намагничивания магнитопровода идеальная; активное сопротивление обмотки переменного тока равно нулю; магнитное рассеяние отсутствует; форма кривой первичного тока синусоидальная; выпрямитель идеальный, т. е. сопротивление вентилей в прямом направлении равно нулю, в обратном — бесконечности.

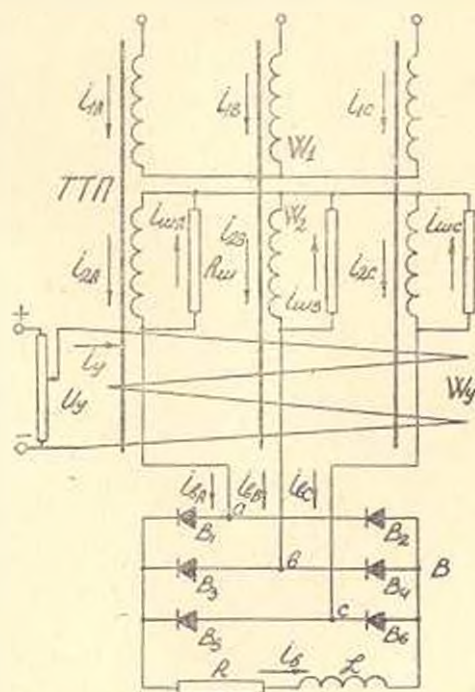


Рис. 1. Схема включения ТТП с активно-индуктивной нагрузкой на постоянном токе.

Дополнительные ограничения будут оговорены ниже.

Сопротивления $R_{ш}$, шунтирующие вторичные обмотки ТТП, включены с целью уменьшения уровня обратного напряжения на вентилях выпрямительного моста. При соотношении $R_{ш}/R = 6,55$ достигается достаточно эффективное снижение обратного напряжения на вентилях при малых потерях активной мощности в шунтирующих сопротивлениях [1].

В работе приняты следующие обозначения:

- I_a, U_a — средние значения тока и напряжения нагрузки.
- I_y, U_y — средние значения тока и напряжения цепи управления.
- R, L — активное сопротивление и индуктивность цепи нагрузки.
- r_y — активное сопротивление цепи управления.
- I_m — амплитудное значение тока первичной обмотки.
- B_A, B_B и B_C — мгновенные значения индукций в сердечниках фаз А, В и С.
- Ψ_0 — среднее значение полного потокоцепления обмоток управления.
- B_s — индукция насыщения.

При записи уравнений цепей ТТП удобно пользоваться величинами токов и сопротивлений, приведенными ко вторичной обмотке.

1. При исследовании стационарных режимов сделаны допущения, что

$$r_y = 0 \text{ и } \omega T_n \rightarrow \infty,$$

где $T_n = \frac{L}{R}$

Эти допущения правомерны, так как в схемах автоматического регулирования величина $r_y \ll R$, чем достигается уменьшение мощности усилителя предварительного каскада усиления. А постоянная времени нагрузки ТТП намного больше периода питающего первичного тока.

В стационарном режиме, в зависимости от величины среднего значения тока управления, меняется магнитное состояние сердечников и состояние вентилях в выпрямителе. Характеристику вход—выход ТТП можно делить на участки—диапазоны в зависимости от среднего значения тока управления, в пределах которых количество и чередование интервалов остаются неизменными. Таких диапазонов 4. Формы выпрямленного напряжения и тока повторяются через каждые 120° (рис. 2). Решая уравнения цепей для каждого интервала и используя граничные условия интервалов, находим системы уравнений токов, напряжений, э.д.с. ТТП для каждого диапазона отдельно.

В дальнейшем исследованию подвергаются второй и четвертый диапазоны, охватывающие большую часть рабочей характеристики. Таким образом получаются системы уравнений, связывающие средние значения тока нагрузки от тока управления через граничные точки интервалов.

Для второго диапазона:

$$I_n = \frac{\sqrt{3}}{2} I_m \sin\left(\alpha + \frac{\pi}{6}\right); \quad (1)$$

$$I_u = \sqrt{3} I_m \cos\left(\frac{\pi}{3} + \alpha_2\right); \quad (2)$$

$$I_y = \frac{3}{4\pi} I_m \left[1 + \cos\left(\frac{\pi}{3} + \gamma\right) \right]; \quad (3)$$

$$U_n = \frac{3 R_m}{2 \pi} \left\{ \frac{\sqrt{3}}{2} I_m \left[\sin\left(\alpha_2 + \frac{\pi}{3}\right) + 2 \cos\left(\alpha + \frac{\pi}{6}\right) - \sqrt{3} \times \right. \right. \\ \left. \left. \times \cos\left(\gamma + \frac{\pi}{3}\right) \right] + I_n \left(2\alpha - \frac{\alpha_2}{2} - \frac{3}{2} \gamma - \frac{2\pi}{3} \right) \right\}, \quad (4)$$

где $g = \frac{R_m}{R}$.

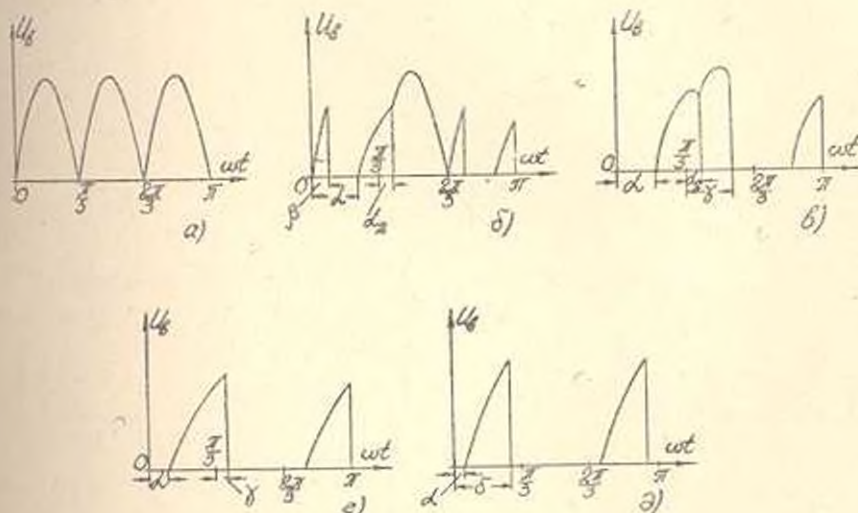


Рис. 2. Форма кривой напряжения на нагрузке: а) $I_{y_0} = 0$, б) I режима, в) II режима, г) III режима, д) IV режима.

Для четвертого диапазона действительно (1), а также

$$I_y = \frac{3\sqrt{3}}{4\pi} I_m \left[1 + \cos\left(\delta + \frac{\pi}{6}\right) \right], \quad (5)$$

$$U_n = \frac{3 R_m}{2 \pi} \left\{ \sqrt{3} I_m \left[\cos\left(\alpha + \frac{\pi}{6}\right) - \cos\left(\delta + \frac{\pi}{6}\right) \right] - 2 I_n (\delta - \alpha) \right\}. \quad (6)$$

2. Рассмотрим переходный процесс в ТТГП, возникающий либо при малом отклонении входного сигнала ΔU_y от базисного значения U_y (в дальнейшем I входной сигнал), либо при малом отклонении входного сигнала ΔI_m от базисного значения I_m (в дальнейшем II входной сигнал). Значения U_y и I_m имеют место в начальном ста-

ционном режиме. Полагая, что ΔU_v и ΔI_m являются ступенчатыми, медленно меняющимися функциями. Тогда ΔI_v , приращение выходного сигнала, отсчитываемое от базисного значения I_v , также будет ступенчатой функцией времени [2].

Выходной сигнал находится по методу суперпозиции как

$$\Delta I_v = Y_1(p) \frac{\Delta U_v}{r_v} + Y_2(p) \Delta I_m. \quad (71)$$

3. Найдем среднее значение полного потокосцепления обмотки управления. Оно определяется как сумма потокосцеплений трех фаз. Для определения потокосцеплений фаз найдем изменения индукций фаз в пределах периода повторения.

$$\begin{aligned} \Delta B_A &= \frac{1}{s\omega\omega_2} \int_{\frac{\pi}{3}}^{\frac{\pi}{3}+\gamma} U_A d\tau = \frac{1}{s\omega\omega_2} \left\{ \int_{\frac{\pi}{3}}^{\frac{\pi}{3}} \left[\frac{\sqrt{3}}{2} I_m \sin\left(\tau + \frac{\pi}{6}\right) - I_v \right] gR d\tau + \right. \\ &\quad \left. + \int_{\frac{\pi}{3}}^{\frac{\pi}{3}+\alpha_1} (I_m \sin \tau - I_v) gR d\tau + \int_{\frac{\pi}{3}+\alpha_2}^{\frac{\pi}{3}+\gamma} (I_m \sin \tau - I_v) gR d\tau \right\} = \\ &= \frac{gR}{s\omega\omega_2} \left[\frac{\sqrt{3}}{2} I_m \cos\left(\alpha + \frac{\pi}{6}\right) - I_m \cos\left(\frac{\pi}{3} + \gamma\right) + I_v \left(\alpha - \frac{\pi}{3} - \gamma\right) + \frac{I_m}{2} \right]; \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \Delta B_B &= \frac{gR}{s\omega\omega_2} \left\{ -\frac{\sqrt{3}}{2} I_m \left[\cos\left(\alpha + \frac{\pi}{6}\right) + \sin\left(\alpha_2 + \frac{\pi}{3}\right) - \frac{\cos\left(\gamma + \frac{\pi}{3}\right)}{\sqrt{3}} \right] + \right. \\ &\quad \left. + \frac{I_m}{2} + I_v \left(\frac{\pi}{3} - \alpha + \frac{\alpha_2}{2} + \frac{\gamma}{2} \right) \right\}; \end{aligned} \quad (9)$$

$$\Delta B_C = \frac{gR}{s\omega\omega_2} \left\{ \frac{I_m}{2} \left[\sqrt{3} \sin\left(\frac{\pi}{3} + \alpha_2\right) + \cos\left(\frac{\pi}{3} + \gamma\right) \right] - I_m + \frac{I_v (\gamma - \alpha_2)}{2} \right\}, \quad (10)$$

где $\tau = \omega t$.

Из условия, что при $I_v = 0$ происходит полная раскачка ТТП ($\Delta B = 2B_s$), имеем

$$B_s = \frac{1}{2s\omega\omega_2} \left\{ \int_{\frac{\pi}{3}}^{\frac{\pi}{3}} \frac{-I_m \sin\left(\tau - \frac{2\pi}{3}\right) - I_v}{2} gR d\tau + \int_{\frac{\pi}{3}}^{2\pi} (I_m \sin \tau - I_v) gR d\tau + \right.$$

$$+ \int_{\frac{\pi}{3}}^{\pi} \frac{I_m \sin\left(\tau - \frac{4\pi}{3}\right) - I_b}{2} g R d\tau \Bigg\} = \frac{g R I_m}{\sin \omega_2} \left(1 - \frac{\pi}{2\sqrt{3}}\right). \quad (11)$$

Можно написать

$$\Delta B_A = B_{A, \frac{\pi}{3} + \gamma} - B_{A, \pi}, \quad \Delta B_B = B_{B, \frac{\pi}{2} + \gamma} - B_{B, \pi}, \quad \Delta B_C = B_{C, \frac{5\pi}{2} + \gamma} - B_{C, \pi},$$

$$B_{A, \frac{\pi}{3} + \gamma} = B_A, \quad B_{B, \frac{\pi}{2} + \gamma} = B_B, \quad B_{C, \frac{5\pi}{2} + \gamma} = B_C; \quad (12)$$

$$\Psi_0 = \frac{3}{2\pi} \int_0^{2\pi} (B_A + B_B - B_C) w_{\gamma, s} d\tau = (3B_A - 2\Delta B_A + \Delta B_B) w_{\gamma, s}. \quad (13)$$

Подставим в (13) значения B_A , ΔB_A и ΔB_B из (8), (9), (11).

$$\Psi_0 = N \left[\frac{I_m (5 - \sqrt{3} \pi)}{2} - \frac{3\sqrt{3}}{2} I_m \cos\left(\alpha + \frac{\pi}{6}\right) + \frac{5}{2} I_m \cos\left(\frac{\pi}{3} + \gamma\right) - \right. \\ \left. - \frac{\sqrt{3}}{2} I_m \sin\left(\frac{\pi}{3} + \alpha\right) + I_m \left(\pi - 3\alpha + \frac{5}{2} \gamma + \frac{2\pi}{2}\right) \right]. \quad (14)$$

где $N = \frac{gR}{\omega}$.

Линеаризуя (1-4) и (14) и решая полученную систему уравнений относительно $\Delta \Psi_0$ и ΔU_n найдем

$$\Delta \Psi_0 = A_1 \Delta I_x + A_2 \Delta I_y; \quad (15)$$

$$\Delta U_n = B_1 \Delta I_n + B_2 \Delta I_y, \quad (16)$$

где

$$A_1 = N \left(\pi - 3\alpha + \frac{5}{2} \gamma + \frac{\pi}{2} \right), \quad A_2 = \frac{10N\pi}{3} \left(1 - \frac{\sqrt{3} I_{n_0}}{4\sqrt{\sqrt{3} I_{y_0} - 3I_{y_0}^2}} \right),$$

$$B_1 = M \left(2\alpha - \frac{3}{2} \gamma - \frac{\pi}{2} - \frac{2\pi}{3} \right), \quad B_2 = 2\pi M \left(\frac{\sqrt{3} I_{n_0}}{4\sqrt{\sqrt{3} I_{y_0} - 3I_{y_0}^2}} - 1 \right),$$

$$M = \frac{3gR}{2\pi}, \quad I_{y_0} = \frac{I_y}{I_{ym}}, \quad I_{n_0} = \frac{I_n}{I_{nm}}, \quad I_{y0\pi} = \frac{3\sqrt{3}}{2\pi} I_m, \quad I_{n0\pi} = \frac{\sqrt{3}}{2} I_m,$$

$I_{n0\pi}$ — значение I_n , когда $I_y = 0$,

$I_{y0\pi}$ — значение I_y , когда $I_n = 0$ [см. 2].

Уравнение цепи управления и нагрузки

$$U_v = I_y r_v + \frac{d\psi}{dt}; \quad (17)$$

$$U_n = I_n R + L \frac{dI_n}{dt}. \quad (18)$$

где

$$\psi = \psi' + \psi_{\text{ус}}; I_{\psi} = I_{\psi'} + I_{\psi_{\text{ус}}}; I_{\psi} = I_{\psi'} + I_{\psi_{\text{ус}}}; \quad (19)$$

$\psi_{\text{ус}}, I_{\psi_{\text{ус}}}, I_{\psi_{\text{ус}}}$ — переменные составляющие полного потока сцепления токов управления и нагрузки.

В силу (19) на основании (17) и (18) получим

$$U_{\psi} = I_{\psi} r_{\psi} + \frac{d\psi_{\psi}}{dt} \quad (20)$$

Линеаризуя (20) и подставляя в (15), получим

$$\Delta U_{\psi} = \Delta I_{\psi} r_{\psi} + A_1 p \Delta I_{\psi} + A_2 p \Delta I_{\psi}. \quad (21)$$

Для цепи нагрузки

$$U_{\psi} = I_{\psi} R + L \frac{dI_{\psi}}{dt}. \quad (22)$$

Линеаризуя (22) и подставляя в (16), получим

$$B_1 \Delta I_{\psi} + B_2 \Delta I_{\psi} = R (1 + T_{\psi} p) \Delta I_{\psi}. \quad (23)$$

Решая совместно (21) и (23) получим передаточную функцию для второго диапазона:

$$Y_1(p) = \frac{r_{\psi} \Delta I_{\psi}}{\Delta U_{\psi}} = \frac{k_{1K}}{1 + T_{\psi} p + T_{\psi}^2 p^2}. \quad (24)$$

где динамический коэффициент усиления по току,

$$k_{1K} = \frac{2\pi I_{\psi} (\sqrt{3} I_{\psi} - 4\sqrt{\sqrt{3} I_{\psi} - 3I_{\psi}^2})}{4\sqrt{\sqrt{3} I_{\psi} - 3I_{\psi}^2} \cdot \left(\frac{\sqrt{4 - I_{\psi}^2}}{2} + 2\sqrt{1 - I_{\psi}^2} - 6I_{\psi} + \sqrt{3} \right)};$$

$T_{\psi} = a T_{\psi} + k_1 T_{\psi}$; $T_{\psi}^2 = -k_{1K} T_{\psi} T_{\psi}$; T_{ψ} — постоянная времени цепи на грузки ТТП; T_{ψ} — постоянная времени цепи управления ТТП;

$$a = \frac{2\pi I_{\psi}}{3g \left(\frac{\sqrt{4 - I_{\psi}^2}}{2} + 2\sqrt{1 - I_{\psi}^2} - 6I_{\psi} + \sqrt{3} \right)}; T_{\psi} = \frac{5R}{9fr_{\psi}};$$

$$k_1 = \left(\frac{\sqrt{3} I_{\psi} g}{4\sqrt{\sqrt{3} I_{\psi} - 3I_{\psi}^2}} - g \right) \cdot \frac{3\pi - \pi - 3\pi - \frac{10\pi}{g}}{5 \left(\frac{2\pi}{3} + \frac{\pi}{2} - 2\pi + \frac{3}{2} \pi \right) + \frac{10\pi}{3g}}.$$

4. Предположим меняется амплитуда первичного тока ТТП, а среднее значение напряжения управления не меняется.

Линеаризуя (1) — (4), (14) и решая полученную систему уравнений относительно $\Delta\psi_{\psi}$ и ΔU_{ψ} найдем:

$$\Delta\psi_{\psi} = A_1 \Delta I_{\psi} + A_2 \Delta I_{\psi} + A_3 \Delta I_{\psi}. \quad (25)$$

$$\Delta U_{\psi} = B_1 \Delta I_{\psi} + B_2 \Delta I_{\psi} + B_3 \Delta I_{\psi}. \quad (26)$$

где

$$A_1 = N \left[-\frac{\sqrt{3}}{2} \pi - \frac{3\sqrt{3}}{2} \sqrt{1 - I_{n.}^2} - \frac{\sqrt{3}}{4} \sqrt{4 - I_{n.}^2} + \frac{15 I_{n.} \cdot I_{y.}}{4 \sqrt{\sqrt{3} I_{y.} - 3 I_{y.}^2}} \right]$$

$$A_4 = N \left(-3z + \frac{5}{2} \gamma + \frac{z_2}{2} \right), A_3 = \frac{10 N \pi}{3} \left(1 - \frac{\sqrt{3} I_{n.}}{4 \sqrt{\sqrt{3} I_{y.} - 3 I_{y.}^2}} \right);$$

$$B_3 = M \left(\frac{3}{2} + \frac{\sqrt{3}}{4} \cdot \sqrt{4 - I_{n.}^2} + \sqrt{3} \sqrt{1 - I_{n.}^2} - \frac{9 I_{n.} \cdot I_{y.}}{4 \sqrt{\sqrt{3} I_{y.} - 3 I_{y.}^2}} \right);$$

$$B_4 = R - \frac{M}{I_{n.}} \left(\frac{\sqrt{4 - I_{n.}^2}}{2} + 2 \sqrt{1 - I_{n.}^2} - 6 I_{y.} + \sqrt{3} \right);$$

$$B_5 = 2 \pi M \left(\frac{\sqrt{3} I_{n.}}{4 \sqrt{\sqrt{3} I_{y.} - 3 I_{y.}^2}} - 1 \right).$$

Линеаризуя уравнение цепи управления (20) получим

$$(r_y + A_1 p) \Delta I_y + A_2 p \Delta I_m + A_4 p \Delta I_n = 0. \quad (27)$$

Линеаризуя (22) и подставляя значение ΔU_n из (26) получим:

$$B_3 \Delta I_m + [B_4 - R(1 + T_n p)] \Delta I_n + B_5 \Delta I_y = 0.$$

Совместным решением (27) и (28) получим передаточную функцию для второго диапазона:

$$Y_2(p) = \frac{\Delta I_n}{\Delta I_m} = \frac{k_{12} (1 + T_n p)}{1 + T_n p + T_n^2 p^2}, \quad (29)$$

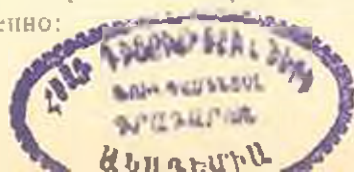
где

$$k_{12} = \frac{\left(\frac{3}{2} + \frac{\sqrt{3}}{4} \sqrt{4 - I_{n.}^2} + \sqrt{3} \sqrt{1 - I_{n.}^2} - \frac{9 I_{n.} \cdot I_{y.}}{4 \sqrt{\sqrt{3} I_{y.} - 3 I_{y.}^2}} \right) I_{n.}}{\frac{\sqrt{4 - I_{n.}^2}}{2} + 2 \sqrt{1 - I_{n.}^2} - 6 I_{y.} + \sqrt{3}}$$

$$T_n = T_y \cdot m;$$

$$m = \frac{k \left(1 - \frac{\sqrt{3} I_{n.}}{4 \sqrt{\sqrt{3} I_{y.} - 3 I_{y.}^2}} \right)}{\left(\frac{1}{6} + \frac{\sqrt{3}}{36} \sqrt{4 - I_{n.}^2} + \frac{\sqrt{3}}{9} \sqrt{1 - I_{n.}^2} - \frac{I_{n.} \cdot I_{y.}}{4 \sqrt{\sqrt{3} I_{y.} - 3 I_{y.}^2}} \right)} \times \left(\frac{1}{2} - \frac{\sqrt{3} \pi}{10} + \frac{\sqrt{3}}{30} \sqrt{4 - I_{n.}^2} + \frac{\sqrt{3}}{30} \sqrt{1 - I_{n.}^2} \right).$$

Поступая аналогично, можно вывести передаточные функции $Y_1(p)$ и $Y_2(p)$ для четвертого диапазона. Выражения передаточных функций повторяют (24) и (29) соответственно:



$$k_{IG1} = k_1 \frac{g \left(\frac{I_{n1}}{I_{y1}(1-I_{y1})} - 2 \right)}{1 - \frac{3g}{\pi} (\alpha - \delta)}, \quad a = \frac{1}{1 - \frac{3g}{\pi} (\alpha - \delta)}, \quad T_y = \frac{R}{6f r_y}$$

$$k_{IG2} = \frac{3\sqrt{3} \cdot g \left[1 + \sqrt{1 - I_{n1}^2} - \frac{I_{n1} \cdot I_{y1}}{\sqrt{I_{y1}(1-I_{y1})}} \right]}{2 \left[\pi - 3g (\alpha - \delta) \right]}$$

$$m = \frac{g \left(2\sqrt{3} - \pi \right) \left[2 - \frac{I_{n1}}{\sqrt{I_{y1}(1-I_{y1})}} \right]}{1 + \sqrt{1 - I_{n1}^2} - \frac{I_{n1} \cdot I_{y1}}{\sqrt{I_{y1}(1-I_{y1})}}}$$

Выходной сигнал ТТП определяется следующим образом:

$$\Delta I_n = Y_1(p) \left| \frac{\Delta U_y}{r_y} + \frac{k_{IG1}(1 + T_y p)}{k_{IG1}} \Delta I_m \right| \quad (27)$$

5. Опыты проводились на макете ТТП. Снимались логарифмические амплитудная и фазовая частотные характеристики, соответствующие передаточной функции

$$Y_1(i\omega)/k_{IG1} \text{ и } Y_2(i\omega)/k_{IG2}$$

Для снятия характеристик как источник низкочастотных синусоидальных колебаний использовался генератор типа OS 103 фирмы Solarton. Выходной сигнал в виде напряжения, пропорционального току нагрузки, подавался на фазовый вольтметр типа VB 253 той же фирмы. По показаниям фазового вольтметра (синусоидальная и косинусоидальная составляющие первой гармоники сигнала) определялись амплитуда и фазовый сдвиг выходного напряжения ТТП при различной частоте входного сигнала. Для снятия характеристик при первом входном сигнале, для согласования выходов генератора с синусоидальными колебаниями и входа

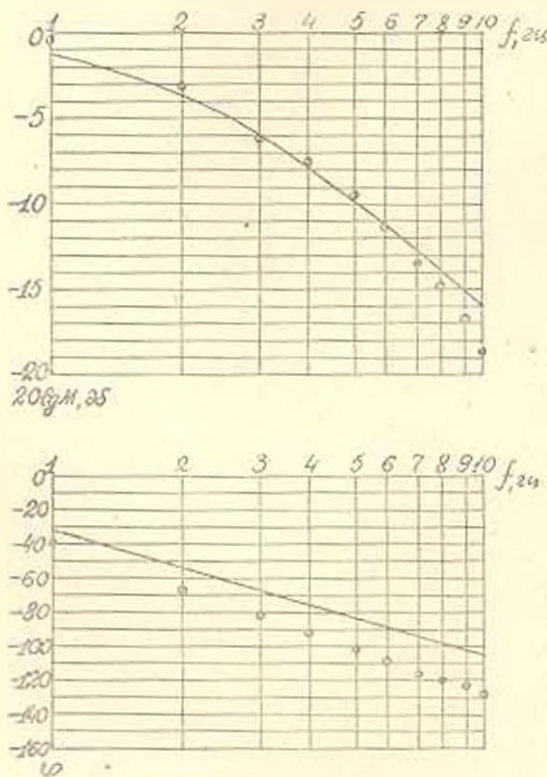


Рис. 3. Логарифмические амплитудная и фазовая частотные характеристики при:

- 1) I вход, $I_{y1} = 0.27$; б) I вход, $I_{y1} = 0.78$;
- в) II вход, $I_{y1} = 0.388$; г) II вход, $I_{y1} = 0.78$.

ТТП был собран полупроводниковый балансный катодный повторитель.

Для снятия характеристик при втором входном сигнале был собран трехфазный электронный модулятор, меняющий амплитуду первичного тока ТТП. Расчетные и экспериментальные логарифмические амплитудные и фазовые частотные характеристики приведены на рис. 3.

Резюмируя изложенное отметим, что для идеального ТТП в случае $T_s \gg 1$ и $r_s \ll R$ получено выражение передаточной функции, в которой постоянные времени и коэффициенты определяются через параметры стационарного режима. Установлено удовлетворительное совпадение расчетных и экспериментальных значений передаточной функции в различных диапазонах работы ТТП.

Автор выражает глубокую благодарность Е. П. Львову за ценные советы данные им в процессе выполнения работы.

АрмНИИЭ

Получено 8.11.1964 г.

Խ. Գ. ՄԱՅԱԿԱՆՅԱՆ

ՀԱՍԱՆՔԻ ԽՈՒՐԵՍԱՏՄԱՍԻ ԱՎՏՈՒ-ԻՆՏՈՒՆՏԻՎ ԲԻՆՈՎԱՆՔՈՎ ՆՈՒՅԱԼՆԵՐԻ ՏՐԱՆՍԶՈՐՄԱՏՈՐԻ ՓՈՆԱՆՑՄԱՆ ՖՈՐՄԱՆԻՆԵՐ

Ո. Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Հոդվածում քննարկվում են հոսանքի՝ մագնիսայամար եռաֆազ տրանսֆորմատորների (ՄՏՏ—ՏՏՏ) հետազոտման հետ կապված հարցեր, նպատակ ունենալով գտնել ՄՏՏ-երի փոխանցման ֆունկցիան՝ կախված նրանց ստացրոնար սեփմի պարամետրերից:

Հետազոտվել են միակի միջնամոդերի վրա կառուցված մագնիսայամար տրանսֆորմատորներ, որոնք միացված են եռաֆազ սխեմայով: Հետազոտության ժամանակ քննարկվել են հետևյալ ենթադրությունները. մագնիսահաղորդի մագնիսական կորը իդեալական է, փոփոխական հոսանքի փաթույթի ախտի դիմադրությունը հավասար է զրոյի, բացառվում է մագնիսական ցրումը, առանցքային հոսանքի կորի ձևը սինուսոիդալ է, ուղղիչն իդեալական, ալյումին՝ վենտիլների դիմադրությունը ուղղորդված ուղղությամբ հավասար է զրոյի, իսկ հակառակ ուղղությամբ՝ անփոքություն:

Քննարկվում ցույց տվեց, որ նայած կառավարման հոսանքի միջին արժեքի մեծությանը, փոփոխվում է միջնամոդերի մագնիսական վիճակը և վենտիլների վիճակն ուղղվում:

Կառավարման հոսանքի միջին արժեքից կախված ՄՏՏ-ի մուտք-էլք բնութագրերը բաժանվում է տեղամասերի՝ դիապագոնների, որոնց մեջ խտեղմվում են բանակը և հերթագայությունը մնում է անփոփոխ:

Այդ դիապագոնների թիվը հավասար է շորսի: Տուրաքանչյուր դիապագոնում լուծվում չլվանների հավասարումները ամեն մի ինտերվալի համար և ոգտվելով ինտերվալների սահմանային պայմաններից, գտնում ենք ՄՏՏ-ի հոսանքների, լարումների և է.շ.ու.-երի հավասարումների սխեմաները:

Այս եղանակով ստացվում են հավասարումների սխեմաներ, որոնք կապում են բեռնվածքի հոսանքի միջին արժեքը կառավարման հոսանքի հետ՝ սահմանային անկյունների միջոցով, երկրորդ և շորսի դիապագոնների համար, ընդգրկելով աշխատանքային բնութագրի մեծ մասը:

Այս հավասարումների սխառմը կազմելուց հետո, որոնք կապում են բեռնվածքի հոսանքի միջին արժեքը կառավարման հոսանքի հետ ստացվող ենթամոդել, քննարկվում է ՄՆՏ-ում անցման պրոցեսը, որը ծաղում է, երբ մուտքի ΔU , ազդանշանը փոքր չափով շեղվում է բազիսային U , արժեքից, կամ, երբ մուտքի ΔI , ազդանշանը փոքր չափով շեղվում է I , բազիսային արժեքից: Որպես արդյունք ստացվում են փոխանցման ֆունկցիաների արտահայտությունները՝ երկրորդ և չորրորդ դիալագոնների համար:

Տեսական հետազոտությունների արդյունքներն ստուգելու նպատակով փորձեր են դրվել ՄՆՏ-ի մակերևի վրա: Կազմվել են փոխանցման ֆունկցիային համապատասխանող լողարկիմական, ամպլիտուդային և ֆազային բնութագրեր: Հաշվարկային և փորձնական լողարկիմական, ամպլիտուդային և ֆազային համախառն բնութագրերը բերված են նկար 3-ում: Որպես արդյունք ստացվել է, որ փոխանցման ֆունկցիայի հաշվարկային և փորձնական արժեքները բավարար չափով համընկնում են ՄՆՏ-ի աշխատանքի սարքեր դիալագոններում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Львов Е. Л. Передающая функция дроссельного магнитного усилителя с активной-индуктивной нагрузкой на постоянном токе при ступенчатом входном сигнале: Автоматика и телемеханика т. XII, № 12, 1961.
2. Минацкая М. Г. Стационарные режимы в трансформаторах тока с подмагничиванием, работающих в трехфазной схеме на активно-индуктивную нагрузку на постоянном токе. Известия ВУЗ, серия "Электромеханика", № 6, 1963.

ЭНЕРГЕТИКА

Г. П. КУМСИАНВІЛИ

ИССЛЕДОВАНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ РЕГУЛИРОВАНИЯ БЛОКОВ
 ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ В ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ
 СИСТЕМАХ

Исследование статической устойчивости сколь угодно сложной энергетической системы не представляет никаких принципиальных затруднений. Однако в инженерных расчетах встречаются трудности, вытекающие из необходимости оперировать с характеристическими определителями очень высоких порядков. Это обстоятельство приводит к тому, что обычные методы теории регулирования не дают возможности получить удобообозримый результат и приводят к необходимости выполнения громоздких вычислений.

Исследование устойчивости в энергетических системах можно существенно упростить расчленением исходной системы обыкновенных дифференциальных уравнений на более простые замкнутые уравнения. При этом применение общих методов к совокупности таких более простых уравнений всегда значительно проще, чем применение их к исходной сложной системе. Частным случаем такого подхода является общепринятое рассмотрение динамики энергетических систем по частям, при котором процессы, происходящие в котлах и в гидротехнических сооружениях, турбинах, генераторах и электрических сетях рассматриваются изолированно друг от друга. Ранее использовавшееся расчленение энергетической системы основывалось на грубых и не всегда физически ясных предположениях, которые математически эквивалентны случаю, когда отсутствуют какие бы то ни было взаимосвязи между указанными процессами.

Автор, пользуясь приемом, который в математическом отношении является одним из методов малого параметра, расчленяет общее уравнение на отдельные замкнутые уравнения низких порядков, в общем случае (при котором существенны взаимодействия между явлениями) ранее рассматривавшимися изолированно.

Примером такого взаимодействия могут служить энергетические блоки тепловых электростанций, так как потышенные параметры пара и единство системы регулирования, определяемое блочной компоновкой, приводят к существенным взаимодействиям между динамическими процессами в котле, турбине и генераторе блочного агрегата.

1. Деление линейных уравнений динамической системы блока барабанный котел-турбина

Линейные уравнения [1] динамической системы блока барабанный котел-турбина с нерегулируемым генератором, включенным на изолированного потребителя, приводятся в форме записи, удобной для последующих исследований.

Уравнение толки

$$(T_1 p + 1) \ddot{\psi} + \dot{\psi} + p_0 = 0.$$

Уравнение процессов в кипящей зоне

$$(T_{\kappa} p + 1) p_{\kappa 1} - p_n - C_{34} \ddot{\psi} = 0.$$

Уравнение первичного пароперегревателя

$$(T_{\pi} p + 1) p_n - C_{35} p_{\kappa 1} - (1 - C_{35}) p_0 = 0.$$

Уравнение трубопроводов свежего пара

$$p_0 - C_{66} p_n + (1 - C_{66}) \frac{\dot{\psi}}{T_3 p + 1} + C_{67} p_{\pi\pi} = 0. \quad (1)$$

Уравнение промперегревателя (промежуточного перегревателя)

$$(T_{\pi\pi} p + 1) p_{\pi\pi} - C_{67} p_0 - C_{76} \frac{\dot{\psi}}{T_3 p + 1} = 0.$$

Уравнение вращения турбины

$$\left(T_2 p + x_{\text{ин}} + \frac{C_{34}}{T_3 p + 1} \right) \ddot{\psi} - C_{81} p_{\pi\pi} - C_{82} p_0 = 0.$$

где $p_{\kappa 1}$, p_n , p_0 , $p_{\pi\pi}$ — изменения давления пара в относительных единицах в паровых частях соответственно кипящей зоны, первичного перегревателя, трубопроводов свежего пара, промежуточного пароперегревателя;

$\ddot{\psi}$, $\dot{\psi}$ — соответственно изменения относительного расхода пара и относительной скорости вращения;

C — параметры статических связей;

T — постоянные времени соответствующих элементов:

T_1 — постоянная времени сервомотора клапанов турбины, T_2 — постоянная инерции агрегата;

$x_{\text{ин}}$ — коэффициент саморегулирования при работе агрегата на изолированного потребителя.

Возможность разделения процессов связана с тем, что постоянные в системе возмущенного движения и, в первую очередь, постоянные времени имеют различный порядок. T_1 , $T_{\kappa 1}$ — порядка 40—50 сек; $T_{\pi\pi}$, T_2 — порядка 15—20 сек; T_n , T_3 — порядка 0,4—1 сек, параметры статических связей в данном примере одного порядка.

Принимая τ порядки десятков секунд за эталоны сравнения постоянных времени и C порядки единиц за эталоны сравнения коэффициентов, а затем, выражая все параметры в исходных уравнениях (1) с помощью малого параметра $m=0,1$ и эталонов сравнения, запишем характеристический определитель системы уравнений (1) в следующем виде:

$$\begin{vmatrix} \xi & p_{\text{кз}} & p_{\text{н}} & p_0 & p_{\text{нн}} & \psi \\ \tau p + 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & m^2 \tau p + 1 \\ -m C_{21} & \tau_{\text{кз}} p + 1 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -m^2 C_{55} & m^2 \tau_{\text{н}} p + 1 & m^2 (1 - C_{55}) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -C_{66} & 1 & m^2 C_{66} & m^2 (1 - C_{66}) \\ 0 & 0 & 0 & -m C_{26} & m \tau_{\text{нн}} p + 1 & m C_{26} \\ 0 & 0 & 0 & -m^2 C_{56} & -m^2 C_{57} (m \tau_{\text{н}} p + \tau_{\text{нн}}) \cdot \\ & & & & & \cdot (m^2 \tau p + 1) + \\ & & & & & + m^2 C_{58} \end{vmatrix} = 0 \quad (2)$$

Воспользуемся результатами работы [2, 3]. При m малом часть корней уравнения (1) должна быть близка к корням уравнений, получающихся из (2) при $m=0$. Поэтому получаем замкнутые уравнения топки и кипящей зоны в следующем виде:

$$T_1 p + 1 = 0, \quad (3)$$

$$T_2 p + 1 = 0. \quad (4)$$

Чтобы отыскать следующую часть корней характеристического определителя (2), положим в нем $p = \frac{q}{m}$. Освобождаясь от отрицательных степеней m , отбрасывая члены, содержащие малый параметр в первой степени и выше, получим уравнения, соответствующие паровой турбине.

$$(T_{\text{нн}} p + 1) (T_1 p + \tau_{\text{кз}} + C_{62}) + C_{67} C_{20} = 0, \quad (5)$$

$$T_{\text{н}} p + 1 + C_{56} (1 - C_{55}) = 0. \quad (6)$$

Наконец, чтобы получить уравнения, корни которого близки к остальным корням системы уравнений (1), положим в (2) $p = S m^2$. Освобождаясь от отрицательных степеней m и отбрасывая члены, содержащие m в первой степени и выше получим уравнение динамической системы регулятора скорости

$$T_3 p + 1 = 0. \quad (7)$$

Таким образом уравнение шестого порядка, описывающее переходные процессы в динамической системе барабанный котел—турбина

при работе на изолированного потребителя, приближенно распадается на уравнения, каждое из которых не выше второго порядка.

Заметим, что в уравнение, соответствующее динамической системе паровой турбины (5), не вошли параметры котла и регулятора скорости. Это означает, что в данном случае применимо общепринятое рассмотрение динамики паровой турбины при постоянстве давления в паропроводах свежего пара и идеальном регуляторе скорости. Рассмотренная блочная компоновка агрегата по характеру динамических связей близка к схеме с поперечными связями, при которой паровые турбины работают на общую котельную.

2. Деление линейных уравнений динамической системы блока прямоточный котел-турбина

Блок котел-турбина является единым регулируемым объектом и в любой схеме регулирования отклонение регулируемого параметра должно быть передано в первую очередь генерирующему элементу — котлу. Однако для современных котлов с временами разгона порядка 1,5—3,0 мин не может быть получен сколько-нибудь удовлетворительный переходный процесс, без использования энергии, запасенной в котле. Использовать энергию возможно прежде всего с помощью клапанов турбины. Это приводит к системе регулирования со смешанным управлением блоком, при котором осуществляется прямая передача команды котлу и турбине одновременно.

В данном примере рассматривается смешанное регулирование блока по давлению свежего пара и скорости вращения турбины.

Линеаризованные уравнения работы блока прямоточный котел-турбина на шине бесконечной мощности [4], записанные в форме удобной для последующих преобразований, имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} & [T_{nr} T_p p^2 + (T_{nr} + T_T) p + 1] \dot{\varepsilon} + T_d p \dot{\varepsilon} + p_0 = 0, \\ & \frac{T_{k3} T_{n3} p^2 + (T_{k3} + T_{n3} + C_{23} T_{12}) p + 1}{T_{n3} p + 1} p_{k3} - p_k - C_{11} \dot{\varepsilon} = 0, \\ & (T_n p + 1) p_n - C_{22} p_{k3} - (1 - C_{22}) p_0 = 0, \\ & (T_0 p + 1) p_0 - (1 - C_{20}) p_n + \frac{C_{20} T_d p \dot{\varepsilon}}{T_s p + 1} = 0, \\ & [T_{kn} T_{nn} p^2 + (T_{kn} + T_{nn}) p + C_{17}] p_{nn} - C_{17} p_0 - \frac{C_{17} T_d p \dot{\varepsilon}}{T_s p + 1} = 0, \\ & (T_d T_d p^2 + T_{17} p + S_n) \dot{\varepsilon} - \frac{\Delta T_{17} p + 1}{T_{17} p + 1} p_{nn} = 0, \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

где $\dot{\varepsilon}$ — взаимный угол между вектором э.д.с. генератора и напряжением приемной системы; T_1 , T_{n1} — соответственно постоянные времени топки и процессов парообразования; T_{12} , T_{13} , T_{n3} — постоянные времени, характеризующие аккумуляцию пара в кипящей зоне; T_n , T_0 , T_{kn} ,

$T_{\text{вт}}$ — постоянные времени паровых объемов соответственно первичного теплообогревателя, паропроводов свежего пара, регулирующей ступени турбины и промпрегревателя; T_N — постоянная времени, характеризующая запаздывание при трансформации давления пара в мощность на валу турбины.

Надо отметить, что в рассматриваемом случае T_r , T_{43} — порядка 30—40 сек; T_a , $T_{\text{пр}}$ — порядка 10—15 сек; $T_{\text{нз}}$, $T_{\text{мз}}$, T_n , $T_{\text{пн}}$ — порядка 3—6 сек; T_0 — порядка 1 сек; $T_{\text{мк}}$, T_s — порядка 0,3—0,6 сек; T_N — порядка 0,1 сек.

Характеристический определитель двенадцатого порядка системы уравнений (8) расщепляется методом малого параметра на замкнутые определители отдельных движений, каждый из которых не выше пятого порядка.

Определитель, описывающий медленное движение, имеет вид:

$$\begin{vmatrix} m \tau_{\text{пр}} \tau_r p^2 + (m \tau_{\text{пр}} + \tau_r) p + 1 & 0 & 0 & 1 \\ -m \tau_{43} C_{31} & m \tau_{43} C_{31} p + 1 & -(1 - m \tau_{43} C_{31}) & 0 \\ 0 & -C_{35} & m \tau_{\text{н}} p + C_{\text{нн}} & C_{33} \\ 0 & 0 & -(1 - m \tau_{\text{н}} C_{\text{нн}}) & 1 \end{vmatrix} = 0 \quad (9)$$

Определитель (9) соответствует котловым процессам. Раскрывая его и отбрасывая члены, содержащие малый параметр в степени большей, чем $1/2$, получим уравнение второго порядка

$$T_r T_s p^2 + (T_s + T_r) p + A = 0, \quad (10)$$

где

$$T_s = \frac{C_{31} T_{43} (C_{\text{нн}} + C_{35}) + T_n + C_{\text{нн}} T_{\text{пр}}}{C_{\text{нн}} (1 - C_{35}) + C_{35} C_{31}},$$

$$A = 1 + \frac{C_{31} C_{33}}{C_{\text{нн}} (1 - C_{35}) + C_{35} C_{31}} \approx 1.$$

Здесь T_s — выражает эквивалентное влияние параметров парового тракта котла и турбины на динамику котельных процессов.

Динамической системе парообразования соответствует уравнение второго порядка, в которое вошли параметры парового тракта блока. Динамической системе паровой турбины соответствует характеристический определитель процессов на порядок выше предыдущих:

$$\left((m \tau_{\text{пр}} q + m \tau_{\text{пр}} + m \tau_r) \left[m \tau_{\text{нз}} \tau_{\text{пз}} q^2 + (m \tau_{\text{нз}} + m \tau_{\text{пз}} + C_{34} \tau_{43}) q + m \tau_{\text{пн}} \right] \times \right. \\ \left. \times \begin{vmatrix} \tau_{\text{н}} q + m \tau_{\text{нн}} & \tau_{\text{н}} q + C_{35} & 0 & m C_{\text{нн}} \tau_{\text{н}} p \\ -m \tau_{\text{н}} (1 - m \tau_{\text{н}} C_{\text{нн}}) & m \tau_{\text{н}} q + 1 & 0 & 0 \end{vmatrix} + \right.$$

$$\begin{vmatrix}
 0 & C_{11} & m\tau_{11}\tau_{22}q^2 + (m\tau_{11} - \tau_{22})q + C_{12} & mC_{11}\tau_1 p \\
 0 & 0 & -(m\tau_{11}\tau_{22}q + 1) & s_u(m\tau_1q + 1) \\
 + m\tau_{11}\tau_1qC_{12}(\tau_{22}q + 1)(\tau_{22}q + C_{11}) & s_u & 0 & 0
 \end{vmatrix} = 0 \quad (11)$$

Если выражение (11) полностью раскрыть и отбросить члены, содержащие малый параметр в степени выше первой, то получим уравнение пятого порядка, соответствующее динамике паровой турбины.

Однако, для дальнейших рассуждений достаточно иметь только определители отдельных движений. Поэтому, чтобы не усложнять изложение, последние не раскрываем.

Из выражения (11) следует, что в уравнение, соответствующее динамическим процессам в паровой турбине, кроме параметров самой турбины, пойдут постоянные времени элементов котла и регулятора скорости, несмотря на то, что последние образуют отдельные движения, описываемые отдельными замкнутыми уравнениями.

Характеристический определитель электромеханических процессов имеет вид:

$$\begin{vmatrix}
 (\tau_{11}r + 1)(m\tau_{11}r + 1) & C_{11}\tau_1 r \\
 (\tau_{22}r + m\tau_{11}) & m\tau_{11}\tau_{22}r \\
 (\tau_{22}r + 1)(m\tau_{11}\tau_{22}r^2 + m\tau_{11}^2\tau_{22}r + s_u) & 0
 \end{vmatrix} = 0 \quad (12)$$

Если раскрыть этот определитель, отбрасывая члены, содержащие малый параметр в степени равной и выше первой, получим уравнение пятого порядка, выражающее взаимосвязи между электромеханическими процессами, паровой турбиной и регулятором скорости. Для синхронизирующих моментов S_{Σ} порядка единиц, определитель (12) получается для случая отсутствия зоны нечувствительности у регуляторов скорости при статизме по частоте порядка 1—2%._г

При статизме порядка 6—10% и S_{Σ} порядка единиц определитель (12) распадается на следующие уравнения электромеханических процессов и регулятора скорости

$$T_1 T_2 p^2 + T_1 x p + S_{\Sigma} = 0, \quad (13)$$

$$T_2 p + 1 = 0. \quad (14)$$

При расчетах устойчивости электромеханических процессов для S_{Σ} порядка десятых долей единицы даже при наличии зоны нечувствительности в регуляторе скорости следует пользоваться выражением (12), которое является более общим, чем (13).

Итак характеристический определитель исследуемой системы двенадцатого порядка приближенно распадается на отдельные замкнутые

уравнения, каждое из которых не выше пятого порядка. Дальнейший анализ устойчивости исходной системы выполняется по совокупности замкнутых уравнений отдельных движений.

Применение методов теории регулирования (Пурвица, Д-разбиения и т. д.) к уравнениям пятого порядка не представляет никаких затруднений, в то время как применение указанных методов к уравнениям двенадцатого порядка связано с громоздкими аналитическими выкладками. Предложенный подход особенно эффективен при исследовании динамики блоков тепловых электростанций, так как позволяет существенно упростить расчеты устойчивости и выявить влияние указанных взаимодействий на регулирование рассматриваемых объектов.

ВНИИЭ

Поступило 9.XII 1963

Կ. Պ. ԿՈՒՄԻՍԱՆՎԻՏԻ

ԴՆԵՐԳՆԱԿԱՆ ՍԻՍՏԵՄՆԵՐԻ ԶԵՐՍԱՅԻՆ ԷԼԵԿՏՐԱԿԱՅԱՆՆԵՐԻ ԿԱՆՈՆԱՎՈՐՄԱՆ ԿԱՅՈՒՆՈՒԹՅԱՆ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԸ

Ս. Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Բարդ էներգետիկական սխեմաների ստատիկական կայունությունն առանախրությունները սկզբունքորեն ոչ մի գծավորության չեն հանդիպում: Սակայն նրանց ինտենսիվության հաշվարկները կապված են որոշակի բարձր կարգի հավասարումների լուծման հետ: Այդ պատճառով ժամանակակից կանոնավորման տեղական դորմնական կիրառությունները պահանջում են մի շարք բարդ ու մեծածախ հաշվարկներ:

Ըներգոսխատման կայունությունն առանախրությունները կարելի է էական պարզեցնել, ընդհանուր հավասարումների բարդ սխեման մի քանի ավելի պարզ հավասարումների փոխ սխեմաների վերածելով:

Հետադրական ալի մեթոդը հնարավորություն է տալիս էներգոսխատման ընդհանուր դինամիկան դիտել բոլոր նրա առանձին մասերի, ընդ որում կայանի լիարժեք կախված, սուբսիստեմ, գեներատորում և էլեկտրական ջանքում աղբի ունեցող պրոցեսները կարելի է դիտել որպես միմյանցից տնկել:

Հղվածում օդադործելով մոտքը պարամետրի մեթոդը, բարձր կարգի հավասարումների սխեման ապակարգվում է ցածր կարգի հավասարումների մի քանի փոխ սխեմաների:

Առաջված ավելի պարզ հավասարումների սխեմաները միմյանց հետ կապվում են ֆիդբեկային որոշակի իմաստ ունեցող համապատասխան պարամետրերի միջոցով և հնարավորություն է տալիս մոտեցիկում որոշելու ալի կամ ալի տնկում պրոցեսի աղբեցությունը սխեման կանոնավորման վրա:

Մշակված ալի մեթոդը առանձնապես արդյունավետ է ջերմային էլեկտրակայանների դինամիկան առանախրելու համար, նա թույլ է տալիս էական պարզեցնել հաշվման տեխնիկան և բացահայտել առանձին պրոցեսները աղբեցությունը սխեման կանոնավորման վրա:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. В. К. Богданов. Некоторые вопросы динамики регулирования блоков котел-турбина. Энергомашиностроение № 1, М., 1962.
2. Н. А. Картвелишвили. Устойчивость в малом динамических систем, содержащих малые параметры, Известия АН СССР, ОТН, № 9, 1957.
3. Н. А. Картвелишвили. Влияние взаимодействия гидравлических, механических и электрических процессов на устойчивость работы электростанций. Известия АН СССР, ОТН, № 2, 1958.
4. В. Б. Рубин. Регулирование мощности блоков прямоточный котел-турбина. Автореферат диссертации, МЭИ, 1962.

И. В. ЕГНАЗАРОВ

ВЛИЯНИЕ ШИРОКОЙ СМЕСИ НАНОСОВ И САМООТМОСТКИ РУСЛА НА ДВИЖЕНИЕ И РАСХОД НАНОСОВ

Сообщение 1

1. Введение

1. До последнего времени изучению подвергались почти исключительно однородные по крупности наносы, в лабораторных условиях, без сопоставления расчетов по их подвижности и по их расходу с измерением в натуре. Влияние смеси наносов разной крупности обычно слишком упрощенно учитывалось введением некоторого довольно неопределенного и недостаточно проверенного среднего размера по крупности. Исключение составляли исследования Плителопулоса (Чехословакия [1—3]), теоретически рассматривавшего влияние гранулометрической кривой на движение смеси, с проверкой в лаборатории.

2. Влияние затенения мелких фракций крупными, т. е. влияние сортировки по крупности, или иначе самоотмостки, не учитывалось. Исключение составляет имеющий теоретическую основу метод Эйнштейна 1950 года [6] и его произвольные сверх эмпирические модификации, явившиеся следствием сопоставления расчетов с измерениями в натуре. Влияние неоднородности наносов по крупности определялось четырьмя эмпирическими зависимостями, составленными Эйнштейном в результате натурных измерений.

3. Влияние сопротивления формы русла при грядοοбразовании на движение наносов и на их расход обычно не учитывалось, хотя экспериментальное изучение условий образования гряд, их размеров и коэффициента сопротивления, получило за последние годы в целом ряде исследований некоторое развитие. Введение влияния гряд в расчет расхода наносов произведено: только в методе 1950 года Эйнштейна [6] с предложением эмпирической зависимости по натурным данным, и в 1948 г. Мейер-Петером [7, 8] по соотношению коэффициента сопротивления безгрядового и грядового русла.

4. Сопоставление расчетов с измерениями в натуре затруднялось отсутствием доброкачественных методов непосредственного измерения расхода донных наносов, далеко неполным охватом измерения взвешенных наносов по глубине (около половины измеренного расхода

взвешенных наносов обычно недоучитывается; это вызвало постановку ряда исследований в США) и недостаточностью данных по объемному весу отложений наносов.

5. Только переход к объемным, суммарным методам измерения отложений наносов, обязательно с параллельным измерением всех гидравлических параметров русла реки питающей эти отложения, может дать возможность определения полного расхода наносов, его гранулометрического состава и объемного веса. Такие измерения произведены у нас только для р. Каранкузь [9, 10].

Сопоставление таких объемных измерений в натуре с расчетом по методу Эйнштейна показывает возможность определить *только порядок величин* веса отложений или расхода наносов. Расхождение расчета по методу Эйнштейна с измерениями в натуре составляют для 13 иригационных каналов США от 0,2 до 1,9 раза (если за единицу принять измеренную в натуре величину); для ряда рек США расхождение составляет от 0,53 до 1,9 раза; в 3 раза для р. Монеи-Крик (без учета влияния затенения мелких фракций крупными) и от 1,01 до 2,2 раза, по расчетам автора по методу Эйнштейна, для р. Каранкуль.

6. Работа Эйнштейна 1942 (11) года реферирована и критически анализирована во всех книгах Великанова. Но его основная работа 1950 г. только в 1963 году кратко охарактеризована на стр. 43—44 труда под редакцией Юфина [12]. Без приведения графиков связи основных критериев Эйнштейна ψ и Φ и его эмпирических кривых для определения R' т. е. влияние гряд и ξ , η , θ — влияние смеси.

Несколько более полно, с приведением основных графиков метод Эйнштейна 1950 года изложен автором [13].

7. В США относительно большое распространение получила модификация метода Эйнштейна (1950 г.) в результате стремления чисто эмпирической пригонки результатов измерения к натурным измерениям [13, 14—18]. Такая необоснованная модификация проведенная применительно к р. Ниобрара, привела для ряда рек США к меньшим расхождениям, чем основной метод Эйнштейна. Но разумеется такая эмпирика не может считаться достижением.

8. Но возможность получения расчетом только порядка величин отложений и расхода наносов мы все таки вынуждены рассматривать как достижение, так как ни один из существовавших до сих пор методов, не охватывал всего комплекса возникающих влияний не охватывал влияния: широкой смеси наносов по крупности, затенения мелких фракций крупными и самоогрестки, грядообразования и деления полного расхода наносов на донные и взвешенные.

9. Даже существующие формулы и методы расчета пригодные только для однородных по крупности наносов и при безгрядовом русле давали расхождение друг с другом в десятки раз, т. е. не давали даже порядка величин. Эти формулы и методы подвергались только проверке по лотковым измерениям и не были проверены по измере-

ниям в натуре. Разумеется сопоставление формул и методов расчета друг с другом не имеет смысла и не может привести к апробации расчетных результатов без сопоставления с измерениями в натуре.

10. Поэтому автор задался целью разработать, на основе полученных им ранее зависимостей для однородных наносов [19—23], более полный метод расчета имеющий несколько более полную теоретическую основу и несколько менее трудоемкий, чем отмеченные выше, позволяющий произвести сравнение с измерениями в натуре, с скромной целью получить расхождение с измерениями в натуре в пределах от 0,5 до двух раз, но с учетом всего комплекса вопросов отмеченных в п. 8.

II. Основы расчета

11. Основой такого метода служит введенный автором полный критерий подвижности [19—21]:

$$\frac{Rl/p'}{f_0 d} = \frac{f}{f_0} = \frac{\tau}{\tau_0}. \quad (1)$$

Этот критерий для наносов в движении превышает единицу, т. е.

$$\frac{Rl/p'}{f_0 d_1} > 1. \quad (1')$$

Этот критерий в условиях трогания равен единице, т. е.

$$\frac{Rl/p'}{f_0 d_1} = 1 \quad (2), \quad \text{т. е.} \quad \frac{R_0}{d_1} = \frac{p' f_0}{l} \quad (2')$$

В условиях режима, когда $R > R_0$ и наносы находятся в движении, этот критерий также равен единице

$$\frac{Rl/p'}{f_0 d_2} = 1, \quad (3)$$

при предельной для данного режима крупности частицы $d_0 > d_1$. Следовательно

$$\frac{R}{d_0} = \frac{p' f_0}{l} \quad (3') \quad \text{и} \quad d_0 = \frac{Rl}{p' f_0}. \quad (3'')$$

12. Особенностью критерия подвижности (1) является наличие в нем f_0 — коэффициента сопротивления размываемого зернистого русла или иначе относительной влекущей силы трогания

$$f_0 = \frac{\tau_0}{(\gamma_s - \gamma) d}, \quad (4)$$

которая зависит от числа Рейнольдса отнесенного к зерну, т. е.

$$f_0 = \varphi \left(\frac{v_{*d}}{\nu} \right) = \varphi (Re_{*d}). \quad (5)$$

13. Автором показано [20], что

$$f_0 = \frac{2}{3} \frac{\lambda_0}{C_{0x} \zeta_0^2} \quad (6)$$

где $\zeta_0 = \frac{\pi d}{\pi_0}$.

т. е. зависимость f_0 от гидравлического коэффициента сопротивления, λ_0 от коэффициента лобового сопротивления C_x и от распределения скорости течения потока по глубине, так как π_0 определяемое у зерна зависит от его диаметра ($y = ad$).

14. Для однородных наносов в пределах автомодельной зоны ($d > 4$ мм при $\frac{15}{\gamma} = \rho' = 1,7$) λ_0 , C_{0x} и ζ_0 константы и поэтому $f_0 = 0,06$ — константа [19, 20, 22], что приводит [21] к равенству $\mu_{0d} = \sigma$, где σ — гидравлическая крупность зерна.

15. Для смеси наносов различной крупности, исходя из уравнения (6) и из уравнений для скорости потока у зерна и для средней скорости на вертикали, учитывая, что точка приложения воздействия потока на зерно $y = ad_1$, а величина выступа шероховатости для смеси определяется величиной $\bar{d}_{cp}$ смеси, автором получено [22] следующее выражение f_0 для смеси:

$$f_0 = \frac{0,1}{\left| \lg 19 \frac{d_1}{\bar{d}_{cp}} \right|^2} \quad (7)$$

при $d_1 = \bar{d}_{cp}$ величина $f_0 = 0,06$; d_1 — крупность рассматриваемой фракции, входящей в состав смеси; $\bar{d}_{cp}$ — размер зерна определяющий шероховатость смеси, с учетом влияния как фракций находящихся в

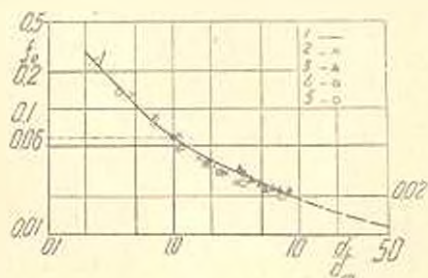


Рис. 1. 1 — теоретическая кривая по ур. (7) для зависимости $f = f\left(\frac{d_1}{\bar{d}_{cp}}\right)$; 2 — точ.

ки лабораторного исследования (уголь); Пинтелопулоса, 3 — точки измерений на р. Каранкуллы (Смирнов); 4 — измерения на р. Рюке меленными наносами (Рюке); 5 — точки измерений на модели 1:12,5

Гинзбург (Низери и Брандо).

движении так и неподвижных (см. ниже). Уравнение (7) представлено на рис. 1 с опытными точками четырех исследований подтверждающих эту зависимость. Величина $\bar{d}_{cp}$, характеризующая шероховатость, зависит как от движущихся наносов, при заданном расходе Q , так и от остающихся неподвижными (если отстойка не нарушена, если $d_0 < \bar{d}_{cp}$). Отсутствие достаточных натурных данных не позволяет определить степень зависимости $\bar{d}_{cp}$ от обоих гранулометрических кривых: 1) подвижных наносов при расходе Q и 2) полной гранулометрической кривой отложений в русле (рис. 2). Действительная величина лежит между этими двумя предельными значениями. Поэтому в первом прибли-

жении можно считать, что $\bar{d}_{cp}$ — величина, зависящая от гранулометрического состава наносов и расхода Q .

лижении принимаем величину d_{cp} равной полусумме d_{cp} взвешенного по гранулометрии всех отложений в русле и d_{cp} — взвешенного наносов находящихся в движении при расходе Q . Если вместо этой арифметической средней рассматривать геометрическую среднюю, то $\bar{d}_{cp}$ уменьшается, что приводит к меньшему затенению мелких фракций крупными, и к увеличению расхода наносов (см. расчеты для р. Монец-крнк).

Ниже в п. 33 статьи показано как сильно влияет неточное определение $\bar{d}_{cp}$ на расход наносов получаемый по расчету.

16. Из уравнения (7) видно, что если $d_1 > \bar{d}_{cp}$, то $f_0 > 0,06$, т. е. фракция d_1 смеси более подвижна (f_0 входит в знаменатель критерия подвижности (1)), чем в случае однородного состава крупностью d_1 . Если $d_1 < \bar{d}_{cp}$, то $f_0 > 0,06$, т. е. мелкие фракции смеси имеют уменьшенную подвижность. Следовательно, крупные фракции смеси имеют большую подвижность, чем мелкие, что было давно установлено экспериментально (Дюранд, Пантелопулос и др.), а теперь подтверждается теоретически. В этом проявляется влияние затенения одних фракций другими, т. е. явление сортировки и самоотмостки.

17. Рис. 1 выявляет существенное положение. Автомодельная юна для смесей значительно расширяется в сторону мелких фракций, так как условия обтекания диктуются самыми крупными фракциями и затенением мелких крупными. Поэтому если d_1 даже отнесется само по себе к переходной зоне, то если d_{max} , а тем более $\bar{d}_{cp}$ по своей величине относится к автомодельной зоне, то и вся смесь обтекается в условиях автомодельности и (7) соблюдается. Опытные точки нанесенные из рис. 1 это подтверждают вплоть до $d_1/\bar{d}_{cp} = 0,35$; возможно, что это положение остается справедливо и для больших значений, но пока не имеется опытных точек за пределами 0,35.

18. Спрашивается какова подвижность не отдельных фракций смеси, а смеси в целом. Эта подвижность должна определяться по гранулометрической кривой медианым размером смеси d_{50} , так как для этого размера половина веса всей смеси относится к размерам более крупным чем d_{50} и половина веса к размерам меньше чем d_{50} — а транспорт наносов процесс энергетический, связанный с весом перемещаемой массы. Следовательно, в уравнении (7), для смеси в целом, отношение $d_1/\bar{d}_{cp}$ должно быть заменено отношением $d_{50}/\bar{d}_{cp}$ и уравнение будет иметь вид:

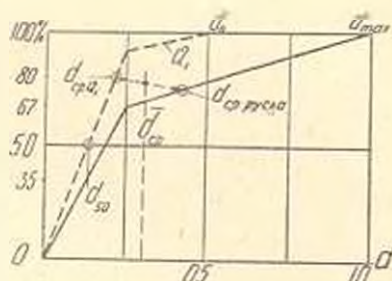


Рис. 2. Силосиная — схематизированная гранулометрическая кривая полных отложений в русле; пунктир — та же кривая для наносов, находящихся в движении при расходе Q_1 .

$$f_{00} = \frac{0,1}{\left| \lg 19 \frac{d_{50}}{d_{cp}} \right|} \quad (8)$$

Таким образом сказывается затеняющее влияние смеси, влияние сортировки и самоотмостки, на подвижность всей смеси, обычно уменьшающее расход наносов, так как $d_{50}/d_{cp} < 1$.

19. Если смесь мелкозернистая, то по гранулометрической кривой, изогнутой вверх (рис. 2), $d_{50} < d_{cp}$ и, следовательно, подвижность смеси будет ослаблена. Если смесь равнозернистая, и если $d_0 > d_{max}$, т. е. все фракции русла в движении (гранулометрическая кривая превращается в прямую), то $d_{50} = d_{cp}$ и следовательно $f_0 = 0,06$. Если смесь крупнозернистая и $d_0 > d_{max}$, то по гранулометрической кривой, изогнутой вниз $d_{50} > d_{cp}$ и подвижность смеси будет повышенная. Если в этом случае $d_0 < d_{max}$, то обычно $d_{50} < d_{cp}$ и подвижность смеси пониженная, но меньше чем в первом случае. Величина d_{50} делит вес смеси по гранулометрической кривой пополам и определяет вместе с f_0 при заданном режиме Ri критерий подвижности (1) входящий в уравнение для расхода наносов; d_{50} должно определяться по гранулометрической кривой наносов находящихся в движении при заданном расходе воды.

20. Из п.п. 15—19 статьи вытекает, что влияние смеси наносов не может определяться каким-то одним средним диаметром, а определяется совокупностью размеров двух гранулометрических кривых: d_{50} , $d_{cp} = \frac{d_{cp} - \text{подв.} + d_{cp} - \text{полное}}{2}$, d_{max} — фактическое и d_0 по уравнению (3"), т. е. двумя гранулометрическими кривыми, для заданного расхода воды и для полных отложений русла (рис. 2).

21. Спрашивается, что будет, если расход воды настолько велик, что фактическое значение d_{max} смеси будет меньше чем d_0 , определяемое уравнением (3"). В этом случае неподвижных фракций нет, все фракции подвижны и не может образоваться самоотмостки, так как она срыгается погоком.

Если при некотором расходе воды Q_1 и соответствующем гидравлическом радиусе R_1 имеющемся в отложениях русла $d_{max} > d_{01} = \frac{R_1 i \rho'}{f_0}$, то самоотмостка может быть образована фракциями от d_0 до

d_{max} . Если расход воды Q_2 и гидравлический радиус R_2 настолько увеличились, что $d_{02} = \frac{R_2 i \rho'}{f_0} > d_{max}$, то образовавшаяся ранее само-

отмостка будет разрушена и подвижность смеси резко возрастет и будет диктоваться влиянием крупных фракций. Следовательно влияние затенения со стороны неподвижных фракций исчезнет, мелкие фракции будут увлечены крупными и подвижность смеси будет определяться подвижностью фракции d_0 . Следовательно такой количественный переход к увеличенному расходу воды вызовет качественное

изменение подвижности, почти скачком, и приведет к катастрофической подмывке наносов, т. е. к так называемому селевому водокаменному потоку.

Для случая $d_0 > d_{\max}$ величина d_i в уравнении (7) будет представлена величиной d_0 и потому для смеси в целом

$$f_0 = \frac{0,1}{\left(1g 19 \frac{d_0}{d_{cp}}\right)^2} \quad (9)$$

Переход от уравнения (8) к уравнению (9) сопровождается резким увеличением подвижности смеси, так как f_0 значительно уменьшается. Это переход к другому качеству, так как резкое уменьшение f_0 влечет к резкому увеличению концентрации и расходу наносов, что характерно для селевых турбулентных потоков на реках с большими уклонами.

22. Концентрация наносов p'' (средняя по вертикали или по сечению потока), и следовательно и расход наносов $g'' = \gamma g p''$ пропорциональны [19, 20, 21] избытку критерия подвижности, т. е. величине

$$\left(\frac{Ri[\rho']}{f_0 d} - 1\right) = \left(\frac{f}{f_0} - 1\right) = \left(\frac{\tau}{\tau_0} - 1\right).$$

В результате экспериментального определения коэффициента пропорциональности K , связь между критерием транспорта $p''/V i$ и критерием подвижности τ/τ_0 (или иначе критерием влечения) равна [19]:

$$\frac{p''}{V i} = K \left(\frac{Ri[\rho']}{f_0 d} - 1\right) = 0,015 \left(\frac{\tau}{\tau_0} - 1\right) \quad (10)$$

для крупностей наносов затомodelьной зоны, и

$$\frac{p''}{V i} = K \left(\frac{N}{N_0} - 1\right), \quad (11)$$

где

$$N = \gamma u, \quad (12) \quad \text{и} \quad N_0 = \tau_0 u_2 \quad (13)$$

для всех крупностей наносов (т. е. и для переходной зоны).

Этот переход от силовой (τ) к энергетической (N) концепции опубликован автором в 1956 году ([20], см. также [21] и [23]) и существенность перехода к энергетической концепции подтверждена английским академиком Бегнольдом в статье 1960 г., опубликованной Геологическим Управлением США. Здесь $(N/N_0 - 1)$ является обобщенным избытком критерия подвижности.

Для смесей при *несанарушенной* отмостке уравнение (10) напишется так:

$$\frac{p''}{V i} = K \left(\frac{Ri[\rho']}{f_{\text{сск}} d_{\text{сск}}} - 1\right), \quad (10')$$

Здесь $f_{\text{сск}}$ определяется по уравнению (8).

Для случая когда $d_{\max} < d_0$ и отмостка *полностью нарушена* (потоки типа турбулентных селевых):

$$\frac{p''}{\sqrt{i}} = K \left(\frac{Ri/p'}{f_{00}d_{50}} - 1 \right) = K \left(\frac{d_0}{d_{50}} - 1 \right) \quad (10'')$$

В уравнении (10'') критерий подвижности резко увеличен по сравнению с уравнением (10'), что отвечает положению отмеченному в п. 20, так как приводит к резкому увеличению расхода наносов. Для случая $d_0 > d_{\max}$ гранулометрическая кривая едина, так как все фракции смеси находятся в движении. Для горных рек и логов с большими уклонами гранулометрическая кривая значительно более равномерна (приближается к прямой диагонали) и поэтому отношение d_0/d_{50} не так велико как для рек малого уклона, но все же $f_{00} \ll f_{0\text{см}}$, что характерно для селевых турбулентных потоков при катастрофических паводках.

23. В уравнениях (10) и (11) произведение (Ri) определяет полное воздействие потока для широкого русла (т. е. при отсутствии сопротивления берегов или стенок) и притом для безгрядового русла (т. е. при отсутствии сопротивления формы грядовых образований), и может быть полностью использовано потоком для транспорта наносов при наличии только сопротивления частиц наносов, рассматриваемых как выступы шероховатости воспринимающие при движении наносов лобовое сопротивление потока.

При наличии влияния берегов (узкие ущелья) или стенок (лотки) и в особенности гряд, значительная часть воздействия потока теряется и следовательно в уравнениях (10) и (11) должна входить некоторая доля $(Ri)' < (Ri)$, а остальная часть воздействия $(Ri)'' = (Ri) - (Ri)'$ зависит от высоты и длины гряд и теряется на преодоление этого сопротивления формы.

24. Несмотря на большое количество исследований посвященных грядам, количественного теоретического решения вопроса об их высоте, длине и гидравлическом сопротивлении не имеется.

Имеющееся эмпирическое решение дает возможность определения высоты гряд только в первой стадии их развития, т. е. при относительно малых величинах σ_{*}/s ; только до начинающейся сработки гряд в результате взвешивания наносов; не отражает этой сработки, сглаживания гряд; не отражает влияния условий обтекания, т. е. изменения лобового сопротивления (C_x) с увеличением энергии потока т. е. с увеличением числа Рейнольдса отнесенного к зерну (Re_{*u}) .

25. Автором использованы эмпирические уравнения для высоты и длины гряд ($h_{гр}$ и $L_{гр}$) и эмпирическое уравнение для грядового сопротивления предложенные Гончаровым (1954 г) и Киорозом [24], но с корректированием их по натурным данным Берлекома [25] и Пантелопулоса [4, 5]. В результате введения отмеченного выше влияния взвешивания $\alpha = \varphi \left(\frac{\sigma_{*}}{s} \right)$ на сработку гряд и влияния изменения лобового сопротивления C_x с изменением числа Рейнольдса, получено следующее уравнение для той доли гидравлического радиуса, которая связана с расходом наносов:

$$\frac{R'}{R} = \frac{\lambda'}{\lambda_{гб}} = \frac{\lambda'}{\lambda' + \left(1 - \frac{U_0}{U}\right)^{1,75} \left[0,03 (1 - \alpha)\right]^{1/2} \left[1 - \alpha - (1 - \alpha)\lambda'\right] e^{-2,73 C_1}} \quad (14)$$

где $\lambda' = \varphi\left(\frac{R}{d}\right)$ — коэффициент сопротивления зернистой безгрядовой шероховатости.

Уравнение (14) приводит к расчетному графику рис. 3, в координатной системе v_*/τ и Re_d , который удовлетворительно подтверждается многочисленными опытными исследованиями многих авторов, нанесенных соответствующими точками. Расчетные прямые под углом



Рис. 3. 1—опыты Калинского и Хена $d=0,0011$ см; 2—Лаурсена—0,01 см; 3—Брукса—0,0137 см; 4—Бартон и Линн—0,018 см; 5—Симонс и Ричардсон—0,045 см; Джилберт—0,0506, 0,17, 0,317, 0,491 см. Залитые точки рифели и гряды. Незалитые—безгрядовое русло и песчаные волны. Сплошные линии—линии равных $\frac{R'}{R}$; пунктирные линии—линии равных концентрация наносов помноженные на 10^3 ; точечные линии—линии равных R .

в 45° хорошо подтверждаются опытными точками. Анализ условий получения уравнения (14) будет опубликован отдельно.

Приведенная автором [13] зависимость $\frac{R'}{R} = \varphi(\omega)$, где ω — живое сечение потока оправданная точками для рек Монеи-Крик и Биг-Слид-крик не может считаться универсальной, и должна быть заменена для случаев выходящих за рамки параметров этих рек уравнением (14), дающим

$$\frac{R'}{R} = \varphi\left(\frac{R}{d}, \frac{R_0}{d}, \frac{v_*}{\tau}, Re_d\right), \text{ так как } \lambda' = \varphi\left(\frac{R}{d}\right),$$

$$\frac{U_0}{U} = \varphi\left(\frac{R}{d}, \frac{R_0}{d}\right), \alpha = \varphi\left(\frac{v_*}{\tau}\right); C_1 = \varphi(Re_d) \quad (15)$$

при этом
$$\frac{R_0}{d} = \frac{\rho' f_0}{i} \quad (2')$$

26. В применении к смесям в уравнении (14) и на рис. 3 величину d нужно заменить через d_{cp} , а отношение $\frac{R_0}{d} = \frac{\rho' f_0}{i}$ (2') определять по f_0 для смеси, т. е. по уравнениям (7) или (8), соответственно.

27. На рис. 3 нанесены также и линии равных ρ'' , определенные по уравнению (10) по заданному уклону, и по определенной уравнением (14) величине R' . Линии равных ρ'' (пунктир) указывают на прямую связь между концентрацией наносов и категориями конфигурации русла (рифели, дюны, сглаженное русло и переход к песчаным волнам и антидюнам), подтверждаемую опытными точками. На рис. 3 залитые точки относятся к рифелям и дюнам, т. е. к таким конфигурациям русла, которые находятся вне фазы с волновой конфигурацией свободной водной поверхности. Незалитые опытные точки относятся к переходу к сглаженной поверхности русла, к песчаным волнам, т. е. к конфигурациям русла находящимся в фазе с волновой свободной поверхностью, т. е. практически при постоянной глубине потока, не вызывающей заметного изменения гидравлического сопротивления, характерного для рифелей и дюн. На рис. 3 нанесены также линии равных R (точечные). Этим линиям следуют границы между зонами разных грядовых категории как по Альбертсону [21, 37], так и по Богарди [28, 29].

28. До сих пор речь шла о зернистом русле из неоднородных сферических частиц. Для перехода к округлым песчаным частицам необходимы опытные данные о гидравлической крупности, каждой из фракции и следовательно необходима гранулометрическая кривая не только d , но и α ; кроме того необходимы опытные данные для каждой из фракций для определения их среднего эквивалентного диаметра по объему, если удельный вес всех частиц фракции одинаков, и по весу, если удельный вес разный. Тогда по этим данным может быть построена гранулометрическая кривая эквивалентных диаметров. Такая гранулометрическая кривая должна привести к увеличению d_{50} и по-видимому к несколько меньшему увеличению d_{cp} , т. е. к уменьшению ρ'' и G'' .

Но если форма зерен резко отличается от сферической (плоская галька, пластинчатая форма), то отмеченных построений недостаточно. Строго говоря для несферических частиц изменяется числовой коэффициент $2/3$ формулы (6) и становится зависимым от соотношения разных по величине линейных размеров частиц. Для дисков высотой α и диаметром δ автором получена вместо $2/3$ величина $\frac{2}{3} \frac{\delta}{\delta + \alpha}$ увеличивающая f_0 , следовательно уменьшающая подвижность наносов, и следовательно вместо d_{50} и d_{cp} необходимость вводить α_{50} и α_{cp} .

29. Уравнения (10) и (11) дают суммарный расход наносов и донных и взвешенных. Для определения доли донных и доли взвешенных

наносов т. е. для разделения полного расхода есть две возможности. Первая, использовать диффузионную теорию взвешивания как это сделал Эйнштейн [6] и использовать построенные им вспомогательные кривые для его функций J_1 и J_2 , зависящих от $z = \frac{v_*}{v_{*c}}$ диффузионной

теории (см. [6] и изложение метода Эйнштейна в [12] и в [13]). Если за единицу принять расход донных наносов, которые Эйнштейн определяет отдельно, то расход взвешенных наносов относится к донному как $(PJ_1 + J_2) : 1$, где $P = 2,3 \lg 30 \frac{R}{d_{cp}}$. Вторая возможность за-

ключается в использовании зависимости от критерия $\frac{v_*}{v_{*c}}$ доли взвешенных наносов от их полной суммы, исходя из опытов Лаурсена [30]. Результаты обработки автором опытов Лаурсена приведены на рис. 4.

Эта зависимость $\alpha = \varphi\left(\frac{v_*}{v_{*c}}\right)$ использована выше в уравнении (14) и существенно тем, что доля взвешивания определяется по опытам Лаурсена по полной величине $v_* = \sqrt{gRi}$, т. е. по полной величине R , и кроме того по гидравлической крупности свободного падения α для сферических зерен.

В работе [13] в табл. 2 было сделано сравнение между величиной α по Лаурсену и по Эйнштейну.

30. Изложенные в предыдущих пунктах статьи основы полного полуэмпирического полутеоретического метода расчета транспорта и расхода наносов не имеют произвольных допущений противоречащих физике процесса, характерных для модифицированного метода Эйнштейна. Хотя не все изложенные в предлагаемом методе положения являются вполне строгими, все же они могут служить основой для теоретического расчета наносов в первом приближении.

Приемлемость метода, в рамках определенных п. 10 этой статьи, показывает сравнение расчетов произведенных на этой основе с измерениями в натуре. Только измерения в натуре могут служить апробацией того или иного метода расчета. В статье [13] это сравнение было ограничено измерениями на реках Каранкуль и Мойсей-крик. В следующем сообщении автора результаты расчета будут дополнительно сопоставлены с измерениями в натуре для 13-ти ирригационных каналов США, для р. Тинис-Изола, и для р. Роны. Там же будет приведено сравнение расчетных величин для смеси по уравнению (7) с лабораторными опытами Пантелопулоса [1—5].

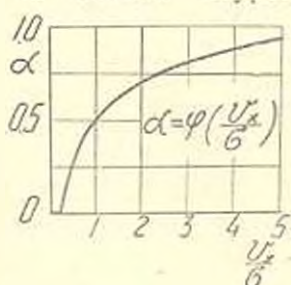


Рис. 4. Зависимость $\alpha = \varphi\left(\frac{v_*}{v_{*c}}\right)$ по опытам Лаурсена

О б о з н а ч е н и я

g'' — расход наносов в весе под водой на единицу ширины русла.

G'' — расход наносов в весе под водой полный.

G — вес отложений наносов за весь рассматриваемый промежуток времени.

q — расход воды на единицу ширины русла.

$p'' = \frac{g''}{\gamma q}$ — среднее содержание наносов по всей глубине потока.

K — безразмерный числовой коэффициент равный 0,015.

i — уклон равномерного потока и русла.

τ — касательное напряжение или влекущая сила на единицу площади.

R — полный гидравлический радиус потока.

R' — доля гидравлического радиуса, определяющая транспорт наносов.

$R'' = R - R'$ — доля гидравлического радиуса, идущая на преодоление сопротивления при грядовом движении наносов и на сопротивление берегов.

$$\rho' = \frac{\rho_k - \rho}{\rho} = \frac{\gamma_k - \gamma}{\gamma},$$

ρ_k и ρ — плотность наносов и жидкости потока.

γ_k и γ — удельный вес наносов и жидкости потока.

$f_0 = \frac{\zeta_0}{(\gamma_k - \gamma) d}$ — коэффициент сопротивления подвижного русла

d — диаметр зерна наносов.

d_0 — диаметр зерна, приводящий расход наносов к полю при данном режиме потока.

d_{10} — средний взвешенный диаметр одной гранулометрической кривой, определяемый по площади графика выше кривой.

d_{cp} — средний из средневзвешенных для двух гранулометрических кривых.

Индекс цифровой при d дает процент более мелких наносов по гранулометрической кривой, например d_{10} , d_{50} и т. д.

λ — обычный коэффициент гидравлического сопротивления равный

$$\frac{2g}{C^2} \text{ или } 2 \left(\frac{v_*}{U} \right)^2$$

C_λ — коэффициент лобового сопротивления зерна наноса вне контакта с руслом.

$\zeta = \frac{U}{U_*}$ — переходный коэффициент от средней скорости на вертикали к данной скорости u зерна.

$$v_* = \sqrt{g R i} = \sqrt{\frac{\tau}{\rho}}.$$

U — продольная скорость потока у зерна.

- U — продольная скорость средняя по вертикали — или по сечению.
 z — гидравлическая крупность свободного падения.
 δ — толщина придонного слоя.
 κ — постоянная Кармана.
 α — доля взвешивания.

Индекс ноль означает, что величина относится к условиям трогания (исключение составляет d_0 — см. выше).

1. Գ. ԵԳԱՋԱՐՈՎ

ՋՐԱՐԵՐՈՒԿՆԵՐԻ ԼԱՅՆ ԽԱՌՆՈՒՐԿԻ ԵՎ ՀՈՒՆԻ ԻՆՏԵՆՍԻՎԱԿԱՆ ԱՋԳԵՑՈՒԹՅՈՒՆԸ ՋՐԱՐԵՐՈՒԿՆԵՐԻ ՇԱՐՓՄԱՆ ՈՒ ՆԱԽԻՎՈՒ ՎԵՐԱ

Հաղորդում 1

II. մ փ ո փ ո ա մ

Եռաբարձում նշված է ջրաբերուկների ըստ խոշորություն լայն խոռոչների աղղեցություն հալոնաբերման անհրաժեշտությունը և թմբավոր (грядовые) հունի աղղեցությունը ջրաբերուկների ծախսի հաշվարկի և նրանց նստվածքների ծավալի որոշման վրա, ինչպես և ալլուվիի նստվածքների ծավալային ընկան չափումների անհրաժեշտությունը հաշվային եղանակների համեմատման և փորձարկման նպատակով: Յուրյ է տրված, որ վերը հիշված աղղեցությունները հաշվի առնող հաշվարկման եղանակները թույլ են առելիս ստանալու մի քանի մեծությունների միայն կարգը: Այնուհետև բերված է հեղինակի կողմից նախկինում մշակված եղանակի՝ միասարք ըստ խոշորության ջրաբերուկների, նրանց լայն խառնուրդների շարժունակության լրիվ չափանիշի վրա հիմնված (1) հավասարումը, որը հեղինակի կողմից ստացված է եղել դեռ 1949 թվականին:

Նշված են տեղաշարժի (1') և (2) պայմանները, ինչպես և տրված են ներգրավող f_0 անշափելի ուժի նկատմամբ (4, 5 և 6) հավասարումները և նրանց դարգացումը լայն խառնուրդների համար (7 և 8): Արանց հիման վրա տրված է մասնի ֆրակցիաները խոշորների կողմից ստվիրարկման, ալլուվին ինքնաստվարկման աղղեցության վերլուծությունը: Նույնի վրա էլ տրված է երկու գրանույնմարիկ կրերի աղղեցության ուսումնասիրությունը՝ 1) հունի մեջ լրիվ նստվածքի և 2) ջրի տրված ծախսի պայմանում շարժման մեջ գտնվող ջրաբերուկների դեպքերի համար և հաստատված է երկու գրանույնմարիկ կրերի համար բնութագրող d_{50} (նկ. 2) որոշման աղղեցությունը, ինչպես և հաստատված է շարժուն ջրաբերուկների խոշորությունը — d_{50} :

Այնուհետև տրված են ջրաբերուկների կենտրոնացման և ծախսի (10, 11) հավասարումները, այն տարածելով լայն խառնուրդների վրա (10', 10'):

Բերված են (14) համաստրման միջոցով արտահայտված (նկ. 3) թմբերի աղղեցության ուսումնասիրության արդյունքները, որը հաշվի է առնում ոչ միայն թմբի բարձրությունը, այլև ջրաբերուկների կախվածության պայմանը թմբերի ստացման, հարթեցման և անցումը հարթ հասիկավոր հունի ավազային ալիքներին:

Լաուրանի փորձերի հիման վրա ստացված է ջրաբերունների կախվածալին բառնի որոշման կապը: Այսպիսով ներկայացված է վերը նշված բոլոր ազդեցությունները հաշվի առնող հաշվարկի լրիվ կոմպլեքսը, որը կարող է հիմք ծառայել համեմատելու իրական ու նստուր տվյալների հետ և որը կուս հաշիվների համար երակետային տվյալների ճիշտ կարգը: Ս.Ֆ մինչև 2.0 սահմաններում:

Ստացված է ավելի քան բալարար համեմատություն Կ. Ա. Երնշտեյնի կողմից 1950 թվականին առաջարկված միակ եղանակի հետ [6], որը ընդգրկում է բոլոր նշված ազդեցությունները, սակայն նույնպես տալիս է մեծությունների միայն կարգը, բոտորում քիչ ավելի լայն սահմաններում: Նոր եղանակի հաշիվների համեմատությունը նստուրալում արված չափումների հետ կներկայացվի հաջորդ հաղորդագրության մեջ:

PROFESSOR I. EGIAZAROFF

Member of Armenian Academy of Sciences, Corresp. member of the Toulouse (France) Ac. of Sci., Honorary member I.A.H.R.

LARGE RANGE MIXTURE SEDIMENT MOVEMENT AND DISCHARGE SHADOWING AND SELF PAVEMENT EFFECTS

Communication № 1

In the introduction the necessity of sediment mixture effect and the bed configurations influence for sediment discharge calculations is emphasized, as well as the necessity of prototype, field, measurements by the volume (bulk) method for comparison and approval.

It is shown that even calculation methods including all the mentioned influences are giving only the *order* of magnitude of the sought for values of sediment discharges and sedimentation volumes or weights:

A development of the authors formerly presented calculation method for homogeneous sediments as to their sizes, for sediment mixtures is given, based on the authors complete dimensionless criterion of movability of sediments (1).

The grain movement threshold conditions (1') and (2) are shown, and the equations (4, 5 and 6) for the relative critical shearing force τ_0 are given, and are developed for sediment mixtures (eq. 7 and fig. 1). A presentation of the sediment mixture shadowing or selfpavement effect is given.

On this base an analysis of the granulometric curves, of the total bed sediments and of the sediments in motion, at the given water discharge, is made, and the value of the characteristic d_{50} , depending on both granulometric curves (fig. 2) is proposed; the role of the median sediment size d_{50} is emphasized.

Further the equations (10, 11) of sediment concentration and discharge are presented, with their development for sediment mixtures (10', 10'').

The results of an investigation of the bed configurations (bars, dunes) are given by eq. (14) and fig. 3, which gives the relation $\frac{R'}{R}$, and accounts not only for the resistance due to the height of dunes, but also the influence of sediment suspension on the flattening and transition from dunes to flat bed and sand waves.

A relation for the part of sediments that is brought into suspension is given based on Laursens experiments.

So a new complete method of calculation is presented, which includes all the influences mentioned and which is fundamental for the sediment motion of natural, real, sediment mixtures, which gives the sought for order of magnitude of values for sediment discharges and sedimentation volumes from 0.5 to 2.0 values of the field measured values. A more than satisfactory comparison with the only method that is embracing all the mentioned influences, presented by H. A. Einstein in 1950 [6], which gives also only the order of magnitude of the sought for values, is given.

The comparison of the new method with field measurements is partly given in (13 and 22) and addition to it will be published in a second communication.

ЛИТЕРАТУРА

1. I. Pantelopulos, Sur la granulometrie de charriage et la loi du debit solide d'un melange des materiaux, 6-me Congrès AIRH 1955 Hague, Rapport D--10.
2. I. Pantelopulos, Etude experimentale du mouvement de charriage de fond d'un melange des materiaux, 7-me Congrès AIRH 1957 Lisbon, Rapport D 30.
3. I. Pantelopulos, Influence de la turbulence sur la repartition de la force tractive entre les materiaux d'un fond mobile, 9-me Congrès AIRH 1961, Belgrade, Rapport I 14.
4. I. Pantelopulos, Resultats experimentaux sur les pertes de charge singuliers dues à la formation des dunes de gravier, "Energia Elettrica" 1961, № 6.
5. I. Pantelopulos, Sur le mouvement des materiaux par charriage de fond, VIII Convegno di Idraulica, Pisa Aprile 1963, 8—9.
6. H. A. Einstein, The bed-load function for sediment transportation in open channel flows, 1950, Technical Bull. № 1025, US D—1 of Agriculture.
7. E. Meyer-Peter and Müller, Formulas for bed-load transport, 2nd Congress IAHR Stockholm.
8. E. Meyer-Peter, Quelques problemes concernant le charriage des materiaux solides, "Houille Blanche" 1949, № 3.
9. А. Ю. Умаров, Наносный режим р. Карзиккуль. Сб. "Вопросы энергетики, гидротехники, горного дела" Изд. АН Узбекской ССР, 1951.
10. А. М. Мухамедов и А. Ю. Умаров, К исследованию режима потока и движения наносов на горных реках. Сб. "Вопросы гидротехники", Изд. АН УзССР, вып. 6, 1962.
11. H. A. Einstein, Formulas for the transportation of bedload, Tr. A.S.C.E. 1942, pp. 561—597.
12. Движение наносов и гидравлический транспорт. Под редакцией А. П. Юфина. Госэнергоиздат, 1963.
13. И. В. Егизаров, Сопоставление методов расчета расхода наносов с измерениями в натуре и попытка учесть влияние самоотметки русла. Сб. "Методы исследований и использования водных ресурсов", Изд. АН СССР, 1974.

14. B. R. Colby and C. H. Hembree, Step method for computing total sediment load by the modified Einstein method. US Bureau of Reclamation 1955.
15. B. R. Colby and B. H. Hembree, Computation of total sediment discharge Niobrara River. US Geological Survey. Water supply paper 1357, 1955.
16. D. W. Hubbell and D. Q. Matejka, Sediment transportation Middle Loup river. US Geol. Survey wat. supply paper 1476, 1959.
17. B. R. Colby and D. W. Hubbell, Simplified method for computing sediment discharge with the modified Einstein procedure. US Geol. Surv. water supply paper 1953, 1961.
18. I. R. Sheppard, Total sediment transport in the lower Colorado river. Pr. ASCE Hydr. Div. 1961, November.
19. И. В. Егизаров, Расход влекомых потоком наносов. Известия ОН АН АрмССР, 1949, № 5.
20. И. В. Егизаров, Транспортирующая способность открытых потоков. Известия ОН АН СССР, 1956, № 2.
21. И. В. Егизаров, К решению задачи о транспорте наносов с учетом влияния концентрации и слое придонной мутности. Известия ОН АН СССР, Энергетика, 1959, № 6.
22. И. В. Егизаров, Движение неоднородной по крупности смеси наносов. Известия ОН АрмССР, 1963, № 2—3.
23. И. В. Егизаров, Наука о движении наносов, сопредельные науки и возможности экспериментирования. Сб. „Проблемы использования водных ресурсов“. Известия АН СССР, 1969.
24. В. С. Кнороз, Влияние макрошероховатости русла на его гидравлические сопротивления. Известия ВНИИГ, 1959 т. 62.
25. H. A. Berdenis van Berlekom, Discussion of „Depth-discharge relations in alluvial channels“ in Pr. ASCE Hydr. d. March 1963.
26. M. H. Albertson, D. B. Simons, E. V. Richardson, Discussion on Liu's „Mechanics of sediment-ripple formation“ April 1957, Proc. ASCE in February 1958 Proc. ASCE Hydr. div.
27. D. B. Simons, E. V. Richardson, M. H. Albertson, „Flume studies using medium sand (0,45 mm)“. US Geolog. Survey Water supply paper 1498A, 1961.
28. Same - № 26 Discussion by Albertson and Bogardi.
29. I. L. Bogardi, Enquiries into channel stability and sediment movement „Research Institute of Water“ Budapest, 1957.
30. F. M. Laursen, The total sediment load of streams. Pr. ASCE Hydr. d. 1956, February.

Гидрология

Ш. А. ШАХБАЗЯН

О ГИДРОХИМИЧЕСКОМ МЕТОДЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ
ПОДЗЕМНОГО СТОКА ДЛЯ РЕК С РОДНИКОВЫМ ПИТАНИЕМ

Рассмотрим гидрохимический метод определения подземной составляющей речного стока, предложенный А. Т. Ивановым [1]. В этом методе принимается, что общая минерализация речной воды находится в обратной зависимости от расхода воды в реке. При указанном допущении по имеющемуся годовому циклу наблюдений за расходами реки и концентрации одного из компонентов минерализации речной воды (в данном случае хлорного числа, как наиболее устойчивого) можно определить величину подземной составляющей, исходя из следующих зависимостей:

$$v = v_1 + v_2; \quad (1)$$

$$vC = v_1C_1 + v_2C_2, \quad (2)$$

где v — объем речного стока за расчетный период, v_1 — объем подземной составляющей за это же время; v_2 — объем поверхностной составляющей речного стока; C — концентрация компонента минерализации в речной воде; C_1 — концентрация того же компонента в подземных водах (максимальная концентрация); C_2 — концентрация этого компонента в поверхностных водах.

Решение уравнений (1) и (2) относительно v_1 дает

$$v_1 = v \frac{C - C_2}{C_1 - C_2}. \quad (3)$$

При $C = C_1$, $v_1 = v$, т. е. при максимальной концентрации, имеется только подземный сток; при $C = C_2$, $v_1 = 0$, т. е. при минимальной концентрации подземный сток отсутствует. Формула (3) применима для больших равнинных рек с незначительной долей питания за счет нисходящих родников. Для горных рек нисходящие родники играют существенную роль. Поэтому здесь при $C = C_2$ величина $v_1 > 0$, т. е. подземный сток имеется и при минимальной минерализации речной воды, поскольку нисходящие родники (переменные внутри года) постоянно пополняют речной сток.

Расчеты по выделению подземной составляющей стока с учетом дебита нисходящих родников, гидравлически не связанных с рекой, выполненные нами по методу Ф. А. Макаренко [2] для бассейна р. Ка-

сах показали, что нисходящие родники составляют для этого бассейна 20—38% от полного стока и 32—80% от подземного стока. В частности, для р. Касах у с. Аштарак доля нисходящих родников от полного стока составляет 27%, а от подземного—примерно 53%. Как видно из приведенных цифр, сток нисходящих родников играет существенную роль. Поэтому метод [1] для горных рек должен быть видоизменен.

Будем считать, что подземный сток состоит из двух частей: из стока нисходящих родников, гидравлически не связанных с рекой, расход которых можно определить по кадастровым данным родников: грунтовых вод, поступающих из водоносных горизонтов, восходящих в русле реки родников и инфильтрационных вод атмосферных осадков. В рассматриваемом случае уравнение общего стока реки можно написать в следующем виде:

$$v = v_n + v_p + v_g, \quad (4)$$

где v — полный объем речного стока; v_n — объем поверхностного стока; v_p — объем стока нисходящих родников; v_g — объем грунтовых вод, поступающих из водоносных горизонтов и восходящих в русле реки родников.

Соответственно уравнение (2) перепишется в виде:

$$vC = v_n C_n + v_p C_p + v_g C_g, \quad (5)$$

где C , C_n , C_p и C_g — концентрации хлор-иона соответственно в речной воде, в поверхностном стоке и нисходящих родниках и в грунтовых водах, поступающих из водоносных горизонтов.

Подставляя сюда v_p из (4), после преобразований получим

$$v_p = \frac{v(C - C_n) - v_n(C_n - C_p)}{C_p - C_n}. \quad (6)$$

В этой формуле все члены, кроме C_n и v_n , известны.

Для определения этих неизвестных следует отдельно рассмотреть зимнюю и летне-осеннюю межень, а также половодный период (III—VII месяцы).

Для периода межени в выражениях (4) и (5) $v_n = 0$ и поэтому:

$$C_n = \frac{vC - v_g C_g}{v - v_g}. \quad (7)$$

После определения из выражения (7) концентрации C_n для каждого месяца вычисляется среднее значение C_n для всего периода межени. Объем восходящих родников (v_n) для периода половодья определяется путем подстановки найденного среднего значения C_n в формулу (6). При этом в (6) концентрация хлора в поверхностном стоке (C_p) должна быть исправлена, так как она определяется в периоды паводков, когда в речной воде присутствует какая-то часть подземной воды и потому истинное значение C_p несколько меньше концентрации хлора в речной воде во время паводков.

Это обстоятельство можно учесть, исходя из площадей живого сечения русла в рассматриваемом створе при меженном горизонте и в период паводка; исходя из расходов в периоды межи и паводка.

В первом случае имеем:

$$C_{\text{п}} = \frac{\omega_1 C_{\text{пав}} - \omega_2 C_{\text{м}}}{\omega_1 - \omega_2} \quad (8)$$

где ω_1 и ω_2 соответственно площади живого сечения реки при паводковом и меженном горизонтах; $C_{\text{пав}}$ и $C_{\text{м}}$ концентрации хлора в речной воде соответственно в периоды паводка и межи. Полученное из (8) значение $C_{\text{п}}$ подставляется в формулу (6) и находятся величины $t_{\text{п}}$ для разных месяцев периода половодья.

Во втором случае имеем:

$$C_{\text{п}} = \frac{Q_{\text{пав}} C_{\text{пав}} - Q_{\text{м}} C_{\text{м}}}{Q_{\text{пав}} - Q_{\text{м}}} \quad (9)$$

где $Q_{\text{пав}}$ и $Q_{\text{м}}$ — расходы реки в паводок и в межень.

Расчет по предлагаемой методике для р. Касах у с. Аштарак (1955 г.), приводится ниже. Для рассматриваемого случая были использованы следующие исходные материалы:

1) средние-месячные расходы воды в $\text{м}^3/\text{сек}$ по опубликованным данным УГМС;

2) содержание хлорного числа (Cl') в реке за каждый месяц в мг/л из ежегодника 1955 г. (вып. 2—5);

3) содержание Cl' в нисходящих родниках бассейна р. Касах в мг/л по данным УГНОН;

4) кадастровые данные по дебиту и режиму нисходящих родников в $\text{м}^3/\text{сек}$ по данным УГНОН. При этом содержание Cl' в речной воде привязывалось к суточным значениям расходов реки в день взятия пробы (табл. 1).

Данные о содержании Cl' в речной воде имеются только для восьми месяцев (II, III, IV, V, VIII, IX, X, XII). Химический анализ производился в различные дни месяца, причем в апреле и мае проба бралась непосредственно до и после прохождения пика паводка. Величины Cl' за недостающие месяцы были восстановлены по кривой связи $Cl' = f(Q)$. На рис. 1 показана кривая изменения хлорного числа по месяцам и кривая связи $Cl' = f(Q)$.

Для нисходящих родников из имеющихся данных за 1955 г. бы-



Рис. 1. Кривые изменения хлорного числа по месяцам (кривая 2) и его зависимости от среднемесячных расходов воды р. Касах у с. Аштарак за 1955 г. (кривая 1)

ла определена средневзвешенная величина Cl' , которая и принималась для расчета. Результаты расчетов приведены в табл. 1.

В табл. 1 $v_{\text{реч}}$ — суточные расходы реки в дни взятия пробы; $v_{\text{реч}}$ — среднемесячные расходы воды (в скобках в табл. 1 и ниже да-

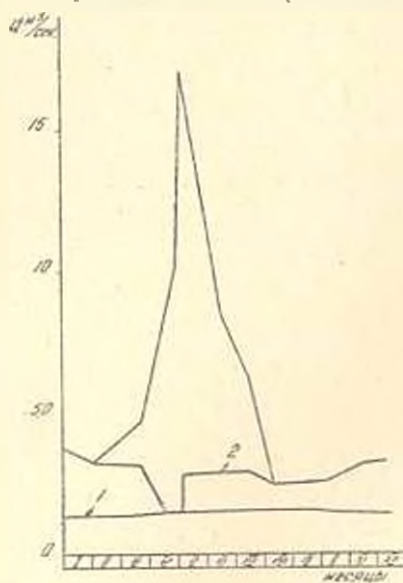


Рис. 2. Выделение подземной составляющей стока на гидрографе р. Касах у с. Аштарак за 1955 г. 1—гидрограф родников; 2—кривая по способу автора.

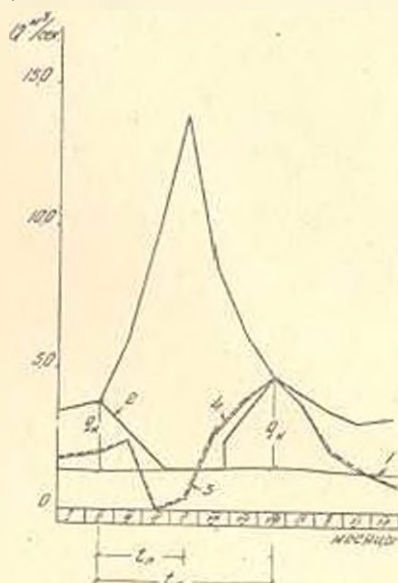


Рис. 3. Выделение подземной составляющей стока на гидрографе р. Касах у с. Аштарак за 1955 г. 1—гидрограф родников; 2—по Н. Н. Веригину; 3—по А. Т. Иванову без поправки; 4—то же с поправкой.

ны восстановленные значения). На рис. 2 представлены график суточных расходов р. Касах у с. Аштарак в день взятия пробы и кривая подземной составляющей, полученная по способу автора.

На рис. 3 приведен график подземного стока (кривая 2), построенный на основании исследований Н. Н. Веригина [3], который, исходя из тех же принципов, что и З. Ф. Аверьянов [4], исключает гидродинамические параметры и в отличие от последнего определяет грунтовый сток только в зависимости от расходов реки в начале половодья q_n и в конце его q_k , а также в зависимости от динамического коэффициента $m = f(L/t_n)$, где L — продолжительность периода половодья, а t_n — период подъема волны половодья.

Для этого же створа и года был применен метод А. Т. Иванова без поправки (рис. 3, кривая 3) и с поправкой (рис. 3, кривая 4), величины C_n по формуле (9). Для рассматриваемого случая $C_1 = 24,2 \text{ мг/л}$ и $C_n = 2,1 \text{ мг/л}$. Результаты расчетов приведены в табл. 2.

На совмещенном графике (рис. 4) приведены гидрографы подземного стока, построенные по предлагаемому способу (кривая 1), по Н. Н. Веригину с учетом дебига и режима нисходящих родников

Меcны	I	II	III	IV	V	VI
$v_{\text{реч}} \text{ м}^3/\text{сек}$	3,54	3,26	4,68	10,3	17,1	8,56
$v'_{\text{реч}} \text{ м}^3/\text{сек}$	2,51	3,82	6,07	9,68	13,9	8,56
$v_{\text{II}} \text{ м}^3/\text{сек}$	1,39	1,34	1,37	1,42	1,46	1,48
$C \text{ мг/л}$	12,0	13,7	11,0	2,1	2,8	5,7
$C_{\text{II}} \text{ мг/л}$	20,4	20,4	20,4	20,4	20,4	20,4
$C_{\text{в}} \text{ мг/л}$	6,56	8,95	13,0	13,0	13,0	13,0
$v_{\text{в}} \text{ м}^3/\text{сек}$	2,15	1,92	1,60	-0,56	1,33	1,39
$v_{\text{IIII}} \text{ м}^3/\text{сек}$	3,54	3,26	3,17	1,42	2,79	2,87

Меcны	I	II	III	IV	V	VI	VII	VI
$v_{\text{реч}}$	3,54	3,82	6,07	9,88	13,9	8,56	6,21	4
C	—	13,7	11,0	2,1	2,8	(5,7)	(8,0)	24
$v_{\text{в}}$	1,86	2,0	2,43	0	0,44	2,74	7,87	4
v_{I}	1,87	2,02	2,47	0,05	0,50	2,82	3,97	4

Таблица 1

VII	VIII	IX	X	XI	XII	Год.
6,24	2,41	2,5	2,58	3,19	3,26	—
6,24	4,72	4,13	3,51	3,19	3,31	5,90
1,52	1,55	1,55	1,47	1,45	1,40	1,45
8,0	24,2	22,6	15,6	12,8	9,9	—
20,4	20,4	20,4	20,4	20,4	20,4	—
13,0	30,8	26,2	9,2	6,5	1,93	—
1,42	0,9	0,95	1,11	1,74	1,86	1,38
2,91	2,44	2,50	2,58	3,19	3,25	2,83

Таблица 2

	IX	X	XI	XII	Год.	Примечание
72	4,13	3,51	3,19	3,31	5,90	
2	22,6	15,6	(12,8)	9,9	—	
72	3,83	2,14	1,55	1,17	2,22	Без поправки
72	3,83	2,15	1,55	1,18	2,26	С поправкой

бассейна (кривая 2) и по гидрохимическому методу [1] с поправкой (кривая 3) и без поправки (кривая 4). В процентном отношении подземный сток, определенный по предлагаемому способу, составляет 47%.



Рис. 4. Совмещенные графики подземного стока, построенные различными методами. 1—по способу анюра; 2—по Н. Н. Веригину; 3—по А. Т. Иванову с поправкой; 4—то же без поправки.

по Н. Н. Веригину—50%, а по А. Т. Иванову—38 и 39% (соответственно без поправки и с поправкой). Предлагаемый способ вычисления величины подземного стока следует рассматривать, как первую попытку применения гидрохимического метода к горным рекам с родниковым питанием, который в дальнейшем должен быть уточнен с учетом гидрогеологических особенностей рассматриваемой территории и проверен на возможно большем числе рек.

ИНП АН Армянской ССР

Поступило 29.XII 1962

С. И. БАКАРДЖИАН

ԱՂԱՅՈՒՐՆԵՐԻՑ ԱՆՎՈՂ ՔԵՏՆԵՐԻ ԱՏՈՐՆԻՐՅԱ ՀՈՍԲԻ ՈՐՈՇՄԱՆ ՀԻՐԱՔԵՐՄԻԱԼԱՅԻՆ ԵՂԱՆՆՈՒՎ ՎԵՐԱՆԵՐՈՒՄ

Ա. Վ. Փ. Ո. Փ. Ո. Վ.

Հողագիտական գիտարկում է գետերի հոսքի ստորերկրյա բաղադրիչի որոշման հիդրոքիմիական եղանակի կիրառումը հայկական լեռնային գետերի նկատմամբ: Վերլուծությունը կատարված է Ա. Տ. Իվանովի առաջարկած եղանակով: Վերջինս ելնում է այն ընդունելությունից, որ գետի ջրի ընդհանուր միներալիզացիան հակադարձ համեմատական է ջրի հլքից: Արտեզիկ մասնավորապես հետևում է, որ միներալիզացիայի ամենամեծ կոնցենտրացիայի

ղեպքում ղեռում կա միայն ստորերկրյա հոսք, իսկ նվազագույնի ղեպքում այն ամբողջովին բացակայում է: Այս կոնցեպցիան Հայկական ՍՍՌ լեռնային զետեղի համար կիրառելի չէ, որովհետև նրանք ունեն զլիտվորապես աղբյուրային սնում: Ելնելով զրանից, նշված ղեռերի համար մշակված է մի եղանակ, որը միներալոգիացիայից բացի հաշվի է առնում նաև սնող փորրենթաց աղբյուրների զերիոր և սեմիմբու Այլ կատարվում է ղեռի հոսքի բնոհանուր միներալոգիացիայի և նրա համապատասխան բաղադրիչների մակերեսային ու զրունային ջրերի և փորրենթաց աղբյուրների հոսքի բալանսի սզնոթվամբ: Քասալս ղեռի օրինակի վրա կատարված հաշվարկները ցույց են տվել, որ առաջարկվող եղանակով հոսքի ստորերկրյա բաղադրիչն բստ տարեկան հոսքի ստացվում է տվելի փոքր, քան այլ եղանակով հաշվման ղեպքում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. А. Т. Назков. Определение подземной составляющей речного стока гидрохимическим способом. Тр. лаборатории гидрогеологических проблем, т. III, Известия АН СССР, № 7, 1948.
2. Ф. А. Макаренко. Некоторые результаты изучения подземного стока. Тр. лаборатории гидрогеологических проблем АН СССР, т. I, 1948.
3. Н. Н. Веригин. Методические указания по оценке ресурсов (запасов) подземных вод Араратской долины. Ереван, 1962. (рукопись).
4. С. Ф. Аверьянов. Некоторые вопросы подземного питания равнинных рек. Тр. Всесоюзного гидрологического съезда, т. IX, XI, 1959.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

Г. М. КАНЕЦЯН

СТАТИЧЕСКАЯ И УСТАЛОСТНАЯ ПРОЧНОСТЬ СТРУНОБЕТОННЫХ БАЛОК

Сообщение 3.

1. Облегчение конструкций приводит к экономии материалов, уменьшению трудоемкости транспортных и монтажных работ, и в конечном итоге, к снижению себестоимости конструкций. Одним из способов уменьшения веса предварительно напряженных железобетонных, и в частности, струнобетонных конструкций, является применение высокопрочных легких бетонов, эффективность применения которых возрастает с увеличением перекрываемых пролетов.

Учитывая актуальность вопроса и наличие в республике практически неограниченных запасов высококачественных легких естественных каменных материалов, с начала 1952 года в Армянском НИИ стройматериалов и сооружений (АИСМ) при участии автора были начаты систематические экспериментальные работы по освоению технологии изготовления и изучению прочностных и деформативных свойств струнобетонных конструкций на природных легких заполнителях*. В производственных условиях были получены составы легких бетонов на природных заполнителях с пределом прочности на сжатие до 400 кг/см²; определены кратковременные и длительные деформативные характеристики этих бетонов; освоена технология изготовления длинномерных струнобетонных балок с применением легких бетонов; определены прочностные и деформативные характеристики струнобетонных балок пролетом 2,5 и 13,5 м; изучена выносливость струнобетонных балок пролетом 2,5 м на базе 2 млн. циклов нагружения.

В этом сообщении автор ограничивается кратким описанием технологии изготовления длинномерных струнобетонных балок из легкого бетона на природных легких заполнителях и приводит результаты испытания их под кратковременной и длительной статической нагрузкой.

Изготовленные и испытанные балки имели равнополочное двутавровое сечение размерами 60×60 см (рис. 1) и длину 1406 см. Конструкция балок приводится в [1]. Для изготовления балок применялся легкий бетон трех видов: бетон на литондиопемзовом щебне

* Научный руководитель проф. В. В. Цинаджян.

использовался бункер-раздатчик на тележке снабженный вибратором. В качестве напавляющих тележки служили швеллера, окаймляющие металлические формы на уровне верхней полки балки. Бункер-раздатчик передвигался одним рабочим. Бетон в форму укладывался горизонтальными слоями. Уплотнение бетонной массы осуществлялось наружными вибраторами, укрепленными к бортам металлической формы и одновременно глубинными вибраторами. Бетон верхней полки балки уплотнялся и разравнивался с помощью поверхностного вибратора с пригрузом 30 г/см^2 . Для удаления воздуха и устранения возможности образования раковин на поверхности бетона, обшивка нижних полок металлической формы перфорировалась. Термообработки балок и отпуск натяжения арматуры производились по описанной ранее технологии изготовления струнотетонных балок из тяжелого бетона [1].

Обжатие балок осуществлялось после достижения бетоном $0,7-0,8$ проектной прочности на сжатие. По данным нивелировки, после обжатия, балки выгнулись вверх. Стрела выгиба балок составила $21-28 \text{ мм}$. Измеренный индикаторами часового типа уход проволоки при обжатии по торцам балок не превышал $0,7 \text{ мм}$.

Испытание балок на изгиб производилось на открытом испытательном стенде экспериментально-производственной базы АИСМ.

Методика кратковременных статических испытаний балок описана в [2]. Результаты кратковременного статического испытания пяти струнотетонных балок длиной 14 м из легкого бетона, одной струнотетонной балки-эталона из тяжелого бетона и контрольных бетонных призм и кубиков на сжатие представлены в табл. 1. Кривые зависимости стрел прогибов струнотетонных балок из легкого бетона от изгибающих моментов, представлены на рисунках 3-5. Из

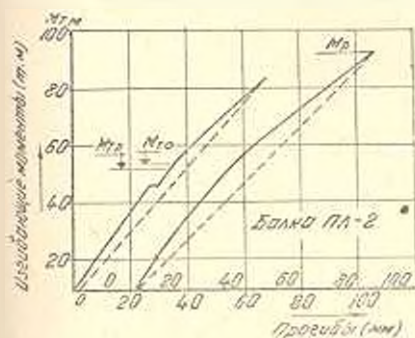


Рис. 3.

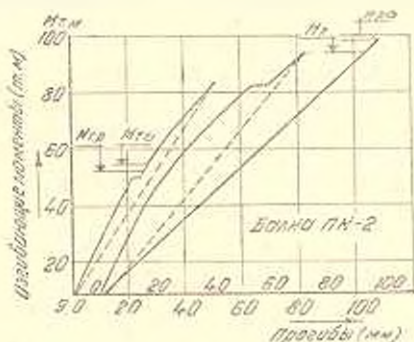


Рис. 4.

шести испытанных балок четыре были доведены до разрушения и две до нагрузки, соответствующей расчетному разрушающему моменту. Отметим, что в процессе испытания, вплоть до разрушения, скольжения струн (проволок) относительно бетона в торцах балок не наблюдалось. Это свидетельствует о хорошем сцеплении пучка состоящего из трех проволок периодического профиля, диаметром 4 мм , как с тяжелым, так и с легким бетоном. Опыт изготовления струнотетон-

ных балок из легкого бетона показал, что они могут быть изготовлены по технологии, разработанной для балок из тяжелого бетона, но при приготовлении легкого бетона в бетономешалках принудительного действия.

2. Испытанные струнотонные балки из легкого бетона имели следующие характеристики. Площадь

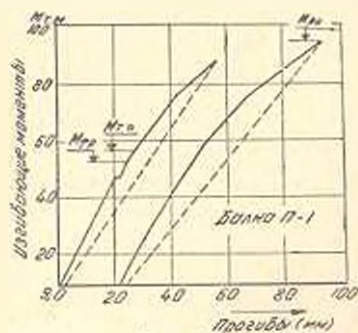


Рис. 5.

сечения напрягаемой продольной арматуры (проволок), расположенной в наиболее обжатой зоне бетона (рис. 1) $F_n = 92 \text{ Ф } 4 = 11,55 \text{ см}^2$; площадь сечения напрягаемой арматуры в менее обжатой зоне бетона $F_n = 26 \text{ Ф } 4 = 3,27 \text{ см}^2$; площадь приведенного поперечного сечения балки $F_{cp} = 1630 \text{ см}^2$; статический момент приведенного сечения относительно нижней грани балки $S_{cp} = 46300 \text{ см}^3$;

расстояние от нижней грани балки до центра тяжести приведенного сечения $u_n = 28,4 \text{ см}$; момент инерции приведенного сечения относительно горизонтальной оси, проходящей через центр тяжести сечения, $J_{cp} = 858000 \text{ см}^4$. Предел прочности высокопрочной проволоки на разрыв $R_n = 160 \text{ кг/см}^2$; модуль упругости проволоки $E_s = 18000 \text{ кг/мм}^2$; средний предел прочности легкого бетона на сжатие при изгибе $R_b = 350 \text{ кг/см}^2$; $R_p = 25 \text{ кг/см}^2$; отношение модуля упругости арматуры к начальному модулю упругости легких бетонов составов ПЛ, ПК, П (см. табл. 1) равно соответственно $n = 9,6$; $n = 8,7$; $n = 8,1$.

С целью оценки величины потери предварительных напряжений в струнотонных балках, в испытательной станции АИСМ в течение 350 суток велись наблюдения за деформациями ползучести и усадки призм размерами $15 \times 15 \times 110 \text{ см}$, изготовленных из составов легких бетонов ПЛ, ПК, П и состава тяжелого бетона Т. По результатам этих опытов, являющихся рекогносцировочными, в первый период нагружения ползучесть образцов из легкого бетона была больше, чем ползучесть образцов из тяжелого бетона. В дальнейшем наблюдалось более быстрое затухание деформаций ползучести легкого бетона по сравнению с тяжелым бетоном. В конечном итоге, при месячном возрасте нагружения образцов, мера ползучести примененных составов легких бетонов в среднем оказалась равной $C = 50 \cdot 10^{-7} \text{ см}^2/\text{кг}$, а тяжелого бетона $C = 65 \cdot 10^{-7} \text{ см}^2/\text{кг}$.

Конечная относительная усадочная деформация легких бетонов в среднем оказалась равной $\epsilon_s = 45 \cdot 10^{-4}$, что больше относительной деформации усадки тяжелого бетона.

Следует также отметить, что опытами над изолированными и неизолированными бетонными призмами было установлено меньшее влияние масштабного фактора на длительные деформации образцов из легкого бетона по сравнению с образцами из тяжелого бетона.

Таблица 1

Результаты кратковременного статического испытания струйбетонных балок расчетным пролетом $l = 13,5$ м

Номера балок	Вид бетона*	Объемный вес бетона ($т \cdot м^3$)	Модуль деформаций при напряжении $\sigma = 0,2 R_{np}$ ($кг/см^2$)	Кубиковая прочность бетона при испытании балок ($кг/см^2$)	Изгибающий момент от собственного веса ($т \cdot м$)	Изгибающий момент трещинообразования ($т \cdot м$)		M_{10} M_{1p}	Разрушающий момент ($т \cdot м$)		M_{pro} M_p	Прогнб балок** в середине пролета f ($мм$)	f/l
						расчетный M_{1p}	по опыту M_{10}		расчетный M_p	по опыту M_{pro}			
ПЛ-1	ПЛ	1,72	$187 \cdot 10^3$	360	8,0	51,9	53,5	1,03	92,3	96,0	1,04	26	1/520
ПЛ-2	ПЛ	1,72	$185 \cdot 10^3$	370	8,0	52,1	53,6	1,03	92,1	—	—	27	1/500
ПК-1	ПК	1,95	$200 \cdot 10^3$	380	9,0	52,3	56,0	1,07	92,8	98,4	1,06	22	1/614
ПК-2	ПК	1,95	$210 \cdot 10^3$	400	9,0	52,6	54,0	1,03	93,5	97,2	1,04	20	1/675
П-1	П	1,80	$220 \cdot 10^3$	410	8,4	53,1	56,5	1,06	94,0	—	—	20	1/675
Т-1	Т	2,36	$300 \cdot 10^3$	430	10,6	49,2	54,0	1,10	90,9	—	—	18	1/750

* ПЛ — бетон на литондиопемзовом щебне и песке; ПК — бетон на литондиопемзовом щебне и кварцевом песке; П — бетон на перлитовом щебне и песке; Т — тяжелый бетон на базальтовом щебне и кварцевом песке.

** Прогнб f измерен при нагрузке соответствующей $0,5 M_p$.

В свете изложенного потери напряжений в арматуре от усадки и ползучести легкого бетона изученных составов, при расчетном сжимающем напряжении в бетоне на уровне центра тяжести арматуры струнобетонной балки $\varepsilon = 132 \text{ кг/см}^2$:

$$\sigma_1 = (\varepsilon C + \varepsilon_y) E_s = 20 \text{ кг/мм}^2$$

Потери от релаксации напряжений высокопрочной арматурной проволоки при напряжении в арматуре $\sigma_0 = 0,75 R_s = 120 \text{ кг/мм}^2$ [3]:

$$\sigma_2 = (0,27 \frac{\sigma_0}{R_s} - 0,1) \sigma_0 = 12,2 \text{ кг/мм}^2.$$

Потери напряжений при температурном перепаде $\Delta t = 20^\circ \text{C}$ в процессе термообработки балки [3]:

$$\sigma_3 = 0,20 \Delta t = 4 \text{ кг/мм}^2.$$

Суммарные потери предварительного напряжения арматуры

$$\sigma_n = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 36,2 \text{ кг/мм}^2.$$

На основании расчетных характеристик испытанных балок и величины потери напряжений, согласно [3] были вычислены расчетные значения $M_{пр}$ и M_p , приведенные в табл. 1. Из этой таблицы видно, что для струнобетонных балок из легкого бетона опытные величины изгибающих моментов трещинообразования больше расчетных на 3—7%. Это отчасти можно объяснить тем, что фактические потери напряжений меньше расчетных. По данным табл. 1 между расчетными и опытными величинами разрушающих изгибающих моментов можно отметить удовлетворительную согласованность. По данным последнего столбца табл. 1 видно, что фактическая жесткость струнобетонных балок из легкого бетона удовлетворяет нормативным требованиям.

3. Под длительной нагрузкой были испытаны две струнобетонные балки длиной 14 м из легкого бетона состава ПЛ (балка ПЛ-3) и легкого бетона состава ПК (балка ПК-3). Балки в течение 100 суток находилась под нагрузкой, соответствующей 0,32 M_p (M_p —разрушающий изгибающий момент), что значительно больше изгибающего момента от постоянной нагрузки, передающейся на балку в период эксплуатации моста. По данным наблюдений под длительно действующей нагрузкой в течение первых 20 суток прогиб балки ПЛ-3 увеличился на 8 мм, а балки ПК-3 на 4 мм. Спустя 60 суток с момента загрузки деформация балок прекратилась, при этом для балки ПЛ-3 стрела прогиба составила 10 мм, а для балки ПК-3 составила 6 мм. Надо отметить, что прогибы балок под длительной нагрузкой оказались меньше выгибов, полученных ими при упругом обжатии.

Резюмируя результаты проведенных экспериментальных работ, отметим, что при одинаковой прочности и консистенции ползучесть изученных составов легких бетонов прочностью на сжатие 350—400 кг/см² на литондиопемзовом и перлитовом заполнителях, при месячном возрасте их загрузки оказалась несколько меньше, чем у

тяжелого бетона той же прочности. Усадочные деформации легкого бетона оказались больше деформаций тяжелого бетона. Для компенсации потери напряжений, вызванных сравнительно большой усадкой легкого бетона на литондиопемзовом и перлитовом заполнителях величину предварительного напряжения для высокопрочной арматурной проволоки следует принять равной $0,7-0,75 R_s$, с перетяжкой до $0,75-0,8 R_s$ и выдержкой в течение 10-15 минут. Сцепление арматуры в виде пучков, собранных из трех проволок периодического профиля диаметром 4 мм (ГОСТ 8480-57), с легкими бетонами на литондиопемзовом и перлитовом заполнителях вполне удовлетворительное. По результатам опыта можно рекомендовать такое армирование; так как это облегчает бетонирование струнотетонных конструкций и может привести к уменьшению сечения конструкции.

Исследованиями установлена возможность применения в струнотетонных балочных пролетных строениях автодорожных мостов высокопрочных бетонов на литондиопемзовом и перлитовом заполнителях. Замена высокопрочного тяжелого бетона легким позволяет уменьшить собственный вес несущих конструкций пролетных строений мостов на 20-25% без снижения их эксплуатационных качеств.

Армянский НИИ
строительных материалов и сооружений

Поступило 20.VI 1963 г.

Հ. Ի. ԱՆՆԵՅԱՆ

ԼԱՐԱՔԵՏՈՆԵ ՀԵՏԱՆՆԵՐԻ ՍՏԱՏԻԿԱԿԱՆ ԵՎ ՀՈՂՆԱՍՏԱՅԻՆ ԱՄՐՈՒԹՅՈՒՆԸ

Հաղորդում 3

Ա. Վ. Փ. Ն. Փ. Ն. Փ.

Երկրապես լարված երկաթբետոնե մասնավորապես լարաբետոնե կոնստրուկցիաների սեփական քաշի փոքրացման միջոցներից մեկն է հանդիսանում նրանցում բարձրամուր թեթև բետոնների օգտագործումը:

Եկառի տեխնոլոգիայով նշված հարցի ալտեռնատիվ լուծումը և հանրապետությունում եղած բնական բարձրամուր թեթև լցիչների պրակտիկորեն անսպասելի պաշարների առկայությունը, 1962 թվականից Հայկական Հիմնադրության և կառուցվածքների դիտահետազոտական ինստիտուտում, հեղինակի մասնակցությամբ, սխառմատիկ փորձարարական աշխատանքներ են կատարվում բնական թեթև լցիչներով պատրաստված լարաբետոնե հեմանների ամրություն և զեֆորմացիոն հատկությունների ուսումնասիրությամբ ու նրանց արտադրության տեխնոլոգիայի իրացման ուղղությամբ:

Որոշված է՝ մինչև 400 կկ/սմ³ սեղմման ամրությամբ ունեցող, բնական թեթև լցիչներից արտադրության պայմաններում պատրաստվող բետոնների կազմը, նրանց կարճատև և երկարատև փորձարկման զեֆորմացիոն բնութագրերը, 2,5 և 13,5 մ թռիչքի լարաբետոնե հեմանների ամրություն և զեֆորմացիոն հատկությունները: Ուսումնասիրված է 2,5 մ թռիչքի լարա-

բետոնն հեծանների դիմացկանությունը՝ 2 միլ. ցիկլ բեռնափորման դեպքում, ինչպես նաև իրադրված է հիշված բետոններից պատրաստվող լարաբետոնն երկարաչափ հեծանների արտադրություն տեխնոլոգիան:

Սույն հաղորդումը բնագրվում է քննարկելով լցիչներից պատրաստվող լարաբետոնն հեծանների արտադրության տեխնոլոգիայի համառոտ նկարագրությունը և ալգ. հեծանների կարճատև ու երկարատև ստատիկ ուժերի տակ կատարված փորձարկումների արդյունքների ամփոփումը:

Հոդվածում պուլյ է արված, որ յոթոճանապարհային կամուրջների թռիչքային կառուցվածքները կարելի է իրականացնել լոտական թեթև լցիչների պատրաստված լարաբետոնից: Նշված կոնստրուկցիաներում ծանր բետոնի փոխարինումը թեթև բետոններով, չաղգելով նրանց շահագործման որակի վրա, կոնստրուկցիայի քաշը փոքրացնում է 20—25%: Յուլյ է արվում նաև ուսումնասիրվող կոնստրուկցիաներում հաշվարկ ամրանային փնջերի օգտագործման հնարավորությունը, որը հեշտացնում է լարաբետոնն հեծանների բետոնափորումը և որոշ դեպքերում փոքրացնում է նրանց լայնական կտրվածքի չափերը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. В. В. Пинадзян, Г. М. Канеян, Р. С. Аветисян. Статическая и усталостная прочность струнобетонных балок (Сообщение 2). Известия АН Армянской ССР, т. XV, № 4, 1962.
2. Г. М. Канеян. Струнобетонные балки для пролетных строений сборных мостов. Научные сообщения АИСМ, вып. 1, Ереван, 1962.
3. Строительные нормы и правила. Глава 1. Бетонные и железобетонные конструкции. (СНИП II-В, 1-62). М., 1962.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

Л. П. ПАПКОВА, Х. О. ГЕВОРКЯН, О. П. МЧЕДЛОВ-ПЕТРОСЯН

О ВЯЖУЩИХ МАТЕРИАЛАХ НЕКОТОРЫХ ДРЕВНИХ
СООРУЖЕНИЙ АРМЕНИИ

Предметом исследования были пробы вяжущих материалов, отобранные из различных древних сооружений Армении (табл. 1), изучение их физико-механических, физико-химических свойств и фазового состава.

Таблица 1

№ п/п	Место отбора пробы	Время укладки раствора	Примечание
1	Кладка стен церкви Погоса-Петроса в Ереване	V—VI в.	
2	Кладка стен Ереванской 3-х нефной базилики. В 4-х км от ж.-д. ст. Ани возле поселка Анипезма (бывшая багратидская столица)	V в.	В настоящее время—руины
3	Кладка стен Карнутской (Диракларской) однонефной церкви. В 8-ми км от г. Ленинакана в с. Карнут	IV—V в.	руины
4	Кладка стен Аванского кафедрального однонефного собора в с. Аван в 6-ти км от Еревана	590—609 гг.	
5	Кладка стен церкви Катухки в Ереване	XIII в.	
6	Кладка стен Двинского кафедрального купольного собора в городище Двин (древняя столица Армении)	608—615 гг.	
7	Кладка стен купольного собора в с. Пегни Котайского района в 18 км от Еревана	VI в.	Полуразрушенное сооружение
8	Кладка стен Большого Талинского храма (купольная базилика)	VII в.	По конструкции близок Двинскому собору, но сохранился несколько лучше

Основным строительным материалом при возведении обследованных сооружений был камень, причем приемы древних строителей представляют определенный интерес для истории инженерного дела. В церковных сооружениях Армении был применен, новый для того времени, способ кладки стен, не из пригнанных блоков, а из двух

параллельных рядов камней, пространство между которыми заполнено известковым бетоном. В дальнейшем, при развитии строительной техники, камень становится облицовкой и при постройке является своеобразной опалубкой, куда забрасывают щебень, заливаемый известковым раствором. Исследованию подвергался раствор каменной кладки древних сооружений, относящихся к IV—XIII векам.

В табл. 2 приведено макроописание испытуемых проб.

Таблица 2

№ проб	Описание внешнего вида проб строительных растворов
1	Карбонатная масса с многочисленными включениями песчанниковой гальки, туфогенных и эффузивных пород, обломков известняка и известковистого песчаника. Соотношение вяжущего к заполнителю 2:3.
2	Заполнитель-известняк мраморовидный неравномерно мелкозернистый и органогенный оолитовый, частично перекристаллизовавшийся, и пемза. Связка—кальцитная и глинисто-карбонатная. Соотношение вяжущего к заполнителю 1:1.
3	Известковый бетон, где заполнителем является морская песчанниковая галька, кварц, базальт. Связка кальцитная и глинисто-карбонатная. Соотношение вяжущего к заполнителю 1:2,5.
4	Известковый бетон, где заполнителем является пемза, вспученный вулканический шлак и обломки карбонатных пород неорганического и органического происхождения (ракушечник, известняк и т. д.). Соотношение вяжущего к заполнителю 1:1.
5	Известковый бетон, где заполнитель в основном представлен туфогенными породами, пемзой. Связка—карбонизировавшаяся известь. Соотношение вяжущего к заполнителю 1:3.
6	Известковый бетон с добавкой гипса и с примесью древесного угля. Связка—глинисто-карбонатная. Соотношение вяжущего к заполнителю 1:1.
7	Карбонатная масса с многочисленными включениями туфогенных пород, кварца. Соотношение вяжущего к заполнителю 1:2,5.
8	Известковый бетон, где заполнителем в основном являются туфы, черный вспученный шлак вулканического происхождения, кварцевый песок. Соотношение вяжущего к заполнителю 1:1.

Как видно из табл. 2 испытуемые пробы относятся к известковым растворам с различными местными заполнителями, в том числе туфогенными эффузивными, пемзами и др. Результаты некоторых физико-механических испытаний представлены в табл. 3.

Из табл. 3 следует, что пористость исследованных проб находится в пределах от 27,6 до 52,5%, объемный вес от 1,1 до 1,7 г/см³, водопоглощение от 17,2 до 45,1%, т. е. долговечные известковые растворы представляют собой сравнительно легкие довольно пористые материалы, макротвердость которых для большинства растворов по шкале Мооса равна 3. Микротвердость вяжущего, заполнителя и контакта между ними различна. Часто микротвердость контакта превышает микротвердость заполнителя либо занимает среднее положение, между твердостью вяжущего и заполнителя, что свидетельствует о большей

Таблица 3

№№ проб	Водопоглощение в процентах	Объемный вес г/см ³	Пористость в процентах	Макротвердость по шкале Мооса	Микротвердость кг/мм ²			Примечание
					связка	заполнитель	контакты	
1	27,5	1,43	39,1	3	119	254	303	Микротвердость определялась на контакте между связкой и запол- нителем на при- боре ПМТ-3
2	45,1	1,1	49,4	3,5	88	135	110	
3	21,0	1,6	33,5	3	Средняя микротвердость = 181			
4	32,0	1,4	44,7	3	116	170	236	
5	43,3	1,2	51,8	2,5	74	143	—	
6	36,5	1,2	43,8	3	Средняя микротвердость = 160			
7	17,2	1,6	27,6	3	—			
8	18,5	1,7	31,6	3	Средняя микротвердость = 88			

по сравнению с вяжущим прочности реакционного слоя, образовавшегося в течение длительного времени на контакте заполнителя с вяжущим.

Результаты химического анализа исследованных проб приведены в табл. 4.

Таблица 4

№№ проб	Химический состав, в процентах										
	SiO ₂ раст.	Fe ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	нераств. остаток	CaO	MgO	Na ₂ O	K ₂ O	SO ₂	н.п.п.	сумма
1	9,85	1,48	6,22	39,34	21,27	1,14	0,67	0,11	1,61	17,98	99,67
2	10,80	1,08	6,77	31,42	23,32	1,63	0,61	0,53	0,89	22,22	99,27
3	9,25	1,64	5,36	47,26	16,81	1,05	0,86	0,42	0,31	15,98	99,44
4	6,30	2,40	5,86	40,50	22,09	2,42	0,55	0,25	0,20	18,52	99,33
5	8,40	2,36	6,29	35,56	23,29	1,47	—	—	0,27	20,66	98,30
6	4,4	1,68	3,82	18,44	27,57	2,68	0,40	0,32	29,57	11,16	100,04
7	17,85	3,12	7,33	22,00	23,05	2,82	0,47	0,27	0,86	21,18	99,85
8	2,25	0,92	2,43	77,92	6,86	0,61	0,16	0,05	0,17	8,56	99,83

Результаты дифференциального термографического анализа свидетельствуют: о наличии во всех пробах гигроскопической влаги и гидратных форм аморфного кремнезема (эндозффекты при 150—170°); присутствии небольших количества карбоалюминатов либо гидрогранатов (эндозффекты при 300—400°); удалении влаги из гидросиликатов (эндозффекты при ~720°); наличии большого количества карбонатов (эндозффекты при 750—840°). Полученные дифференциальные термограммы во многих случаях показывают наличие большого количества гипса (эндозффект при 150°) и угля (эндозффект при 450°).

Сопоставление данных химико-петрографических и термографических исследований позволяет предположить исходный состав испытуемых вяжущих материалов представленный в табл. 5.

Данные табл. 5 подтверждают сравнительное разнообразие вяжущих растворов на протяжении девяти столетий. Однако близки

Таблица 5

№ проб	Соотношение весовых частей		С о с т а в:	
	вяжущего	заполнителя	вяжущего	заполнителя
1	1	3,5	известь	Песчанниковая галька, туфогенные и эффузивные породы, обломки известняка и известковистого песчаника
2	1	2,1	слабо гидравлическая известь	Известняк частично мраморовидный
3	1	3,8	то же	Песчанниковая галька, кварцев. песок, базальт.
4	1	2,2	известь	Пемза, вспученная, вулканический шлак, обломки карбонатных пород
5	1	4	то же	Туфогенные породы, пемза
6	1	2,15	Слабогидравлическая известь и гипс	Пемза, слабообожженная глина, древесный уголь, двуводный гипс
7	1	3,9	Известь	Туфогенные породы, кварцевый песок
8	1	2,12	то же	Туфы, вспученный вулканический шлак, кварцевый песок.

между собой по соотношению в исходном растворе вяжущего и заполнителя составы VII-го века (пробы 4, 6, 8), причем пробы 6 и 8 соответствуют сооружениям, близким по своей архитектуре, но построенных в начале VII века (Двин) и в конце VII века (Талин).

Таблица 6

№ проб	pH	Примечание
1	8,71	Определения проводились при 25 С
2	8,9	
3	8,47	
4	8,75	
5	8,82	
6	7,9	
7	8,0	
8	8,27	

В табл. 6 даны результаты определения pH для водных вытяжек испытуемых проб. Содержание pH определялось на приборе ЛП-58. Вытяжки готовились по методике Б. Г. Скрамтаева.

Данные табл. 6 указывают на достаточно глубоко прошедшую карбонизацию строительного раствора. Таким образом, физико-механические, химико-петрографические, физико-химические, и в том числе термографические исследования позволяют утверждать, что известковые растворы с местными туфогенными и эффузивными заполнителями, являющиеся оригинальными и различными по своей рецептуре, упогреблялись в древней Армении, начиная с IV в. и выдержали многовековые испытания.

Причем, процессы, происходившие в этих вяжущих за период их службы, приводили к образованию значительного количества карбонатов (см. табл. 4), и новообразований типа гидросиликатов кальция и опала (см. табл.). Высокая стойкость и весьма совершен-

Причем, процессы, происходившие в этих вяжущих за период их службы, приводили к образованию значительного количества карбонатов (см. табл. 4), и новообразований типа гидросиликатов кальция и опала (см. табл.). Высокая стойкость и весьма совершен-

няя гомогенность испытуемых проб объясняется, главным образом, чисто технологическими причинами: правильным соотношением компонентов и уплотнением удачно подобранных составов с использованием таких местных материалов как пемза и туфы, которые вступали во взаимодействие с вяжущим, давая на контакте реакционные каймы, обеспечивающие определенную прочность этих материалов. Реакционные каймы, таким образом явились как бы носителями прочности и долговечности известкового раствора. Характерно, что в пробах большого возраста эти каймы, очень часто, имеют и больший размер. Атмосферостойкость исследованных материалов определяется не только физико-химическими свойствами новообразований и кинетической процессом твердения, но также и их структурой (см. табл. 3).

Многовековое химическое взаимодействие извести с местными вулканами, в том числе туфами, пемзами, а также и с базальтом подтверждает целесообразность широкого их применения для повышения долговечности строительных растворов.

Многоплановые (физико-механическое, физико-химическое, петрографическое, термографическое) исследования некоторых древних строительных растворов Армении позволяют предположить причины их долговечности и их исходные составы. Установлено наличие новообразований на контакте связка—заполнитель и впервые проверены экспериментально значения микротвердости этих новообразований, причем величина микротвердости контакта оказалась больше самой связки, а в некоторых пробах превысила микротвердость заполнителя. Основной причиной долговечности являются удачно подобранные рецептуры строительных растворов, которые в результате процессов многовековой карбонизации и реакций на границе заполнитель—связка обеспечили высокую атмосферостойкость исследованных материалов.

Поступило 23.VII 1963 г.

Լ. Պ. ՊԱՊԱՆՎԱ, Կ. Հ. ԴԵՎՈՐՅԱՆ, Ա. Պ. ՄԶԵԴԼՈՎ-ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ

ՀԱՅԱՍՏԱՆԻ ՀԻՄ. ԿԱՌՈՒՑՎԱԾՔՆԵՐԻ ԿԱՊԱԿՑՈՂ ՆՅՈՒԹԵՐԸ

Ա Վ Փ Ռ Փ Ռ Վ

Աշխատանքը նվիրված է Հայաստանի հին շինարարական նյութերի հետազոտությանը:

Կատարված է էքսպերիմենտալ հետազոտություն շաղախների, որոնց նմուշները վերցված են Հայաստանի հետևյալ հին կառուցվածքներից:

1. Պոլոս-Պեարոս եկեղեցի — (V—VI դար)
2. Երերուլքի բազիլիկա (ԱՆԻ)—(V դար)
3. Կարնուի եկեղեցի — (IV—V դար)

4. Այսինքն մասը տաճար — (VI—VII դար)
5. Կաթողիկոսի եկեղեցի (Երևան) — (XIII դար)
6. Կիլիկիայի մասը տաճար — (VII դար)
7. Պաղատի տաճար — (VI դար)
8. Թաթարի մեծ տաճար — (VII դար)

Կատարված քիմիական, պատմագրաֆիական, թվագրագրաֆիական և ֆիզիկա-մեխանիկական հետազոտությունները ցույց են տվել հետևյալը.

ա) Հետազոտված շինարարական նյութերը ներկայացնում են շաղախներ, որոնց մեջ կապակցող նյութը հանդիսանում է սղախին կիրը կամ թույլ հիդրավիկ կիրը, իսկ որպես լցանյութ օգտագործված են պեմզան, հրաբխային շաղիք, տուֆը, կարրոնատային ապարները, կվարցային ավազը և ավել:

բ) Փորձարկված շաղախների ֆիզիկա-մեխանիկական հատկությունները ընդհանուրապես են հետևյալ միջակայությանը՝ ծակակիսությունը 27,6—52,8%, ծավալային կշիռը 1,1—1,7 գ/սմ³, միկրոկարծրությունը—3 և ջրահագեցումը 17,2—45,1%:

դ) Ամրացած շաղախների կազմության մեջ պարունակվում են մեծ քանակությամբ կարրոնատներ և սպինի փոքր չափով սիլիկատներ, հիդրատներ, հիդրոսիլիկատային միացություններ, ինչպես նաև գիպսային և ավազային մասնիկներ:

զ) Միկրո-կարծրության չափման հզանակով ցույց է տրված, որ աղյ շաղախներում առանձնապես բարձր ամրություն ունի կապակցող նյութի և լցանյութի միջև ժամանակի ընթացքում առաջացած սեղանային շերտ:

է) Հետազոտված շաղախների ամրությունը և բարձր երկարակեցությունը բացատրվում է նրանց կազմության մեջ բարձր հիդրավիկ ակտիվության հրաբխային նյութերի ներկայությամբ:

զ) Հաստատվում է մամուռակալից շաղախների երկարակեցության նպատակով նրանց կազմության մեջ հրաբխային նյութերի գործադրության նպատակահարմարությունը:

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

М. П. СААКЯН

ОСОБЕННОСТИ ИЗНОСА РЕЗЦОВ В ЗАВИСИМОСТИ
ОТ ИХ СВОЙСТВ

В статье освещается влияние материала режущего инструмента на закономерности изнашивания резцов. Обработка проводилась на модернизированном токарно-винторезном станке типа 1Д62. В качестве обрабатываемого материала служила горячекатанная сталь марки 45 со следующими механическими свойствами: $\sigma_b = 65 \text{ кг/мм}^2$; $\delta = 16\%$, $H_{Br} = 178$.

Примененный режущий инструмент—токарный проходной резец с сечением стержня $20 \times 25 \text{ мм}$ из быстрорежущей стали Р18 и стали У10А и также резец армированный пластинками твердого сплава Т15К6 и ВК8.

Геометрия режущей части резца: $\phi = 45^\circ$; $\phi_1 = 25^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 10^\circ$, $\lambda = 0^\circ$; $\gamma = 10^\circ$.

Режимы резания: подача для резца Т15К6 $S = 0,15 \div 0,65 \text{ мм/об.}$ для остальных резцов $S = 0,35 \text{ мм/об.}$; скорость резания: $V = 10 \div 230 \text{ м/мин.}$

Параметры изношенных площадок измерялись на большом инструментальном микроскопе и на двойном микроскопе Линника. При этом за показатель текущего износа по передней грани была принята глубина лунки ϵ в микронах, а за показатель износа по задней грани—средняя высота площадки износа h , в мм.

Результаты экспериментальных работ представлены на рисунках 1—4 и в табл. 1.

На рис. 1 представлены зависимости износа резца по передней и по задней граням от длины пути резания при различных скоростях резания и различных марок режущих инструментов. Анализ показывает, что при скоростях резания $V \geq 80 \frac{\text{м}}{\text{мин}}$ резцы армированные пластинками твердого сплава Т15К6 имеют небольшую износостойкость. Резцы—ВК8 при указанных скоростях изнашиваются чрезвычайно интенсивно, особенно при $V > 120 \text{ м/мин.}$ При скоростях $V = 80 \text{ м/мин}$ интенсивность изнашивания относительно уменьшается, но по сравнению с интенсивностью изнашивания резцов Т15К6 все еще значительна. При низких скоростях ($V \leq 40 \text{ м/мин}$) интенсивность изнашивания в какой-то степени стабилизируется, очевидно под влиянием образования нароста на резце. Зависимость изнашивания от ско-

Марка режущего инструмента	Т15К6			BK8		
	длина пути резания L (м)	глубина лунки e (мм)	износ по задней гра- ни h_1 (мм)	длина пути резания L (м)	глубина лунки e (мм)	износ по задней гра- ни h_1 (мм)
10	2700	макс. 30	0,08	2500	мин. 23 макс. 90	0,08
20	2100	макс. 25	0,05	4400	мин. 21 макс. 120	0,05
40	8100	5	0,08	8800	мин. 20 макс. 115	0,15
60	—	—	—	—	—	—
80	8600	13	0,13	1510	80	0,2
120	11000	19	0,24	610	120	0,25
165	3120	36	0,18	80	36	0,05
200	3000	60	0,28	—	—	—
230	3000	90	0,37	—	—	—

Таблица 1

Р18			У10А			Примечание
длина пути резания L (м)	глубина лунки ρ (мм)	износ по задней гра- диль h_2 (мм)	длина пути резания L (м)	глубина лунки ρ (мм)	износ по задней гра- диль h_2 (мм)	
2000	мин. 10 макс. 50	0,05	360	мин. 19 макс. 96	0,3	На всех резцах образовалась седлообразная лунка
3000	макс. 30	0,13	93	—	1,5	То же кроме У10А
1250	60	0,7	—	—	—	Седлообразная лунка образо- валась только на резцах ВК8
42	24	0,2	—	—	—	
—	—	—	—	—	—	
—	—	—	—	—	—	
—	—	—	—	—	—	
—	—	—	—	—	—	

рости резания приведена на рис. 2, где замечается, что с увеличением скорости резания интенсивность износа как по передней, так и по задней граням увеличивается.

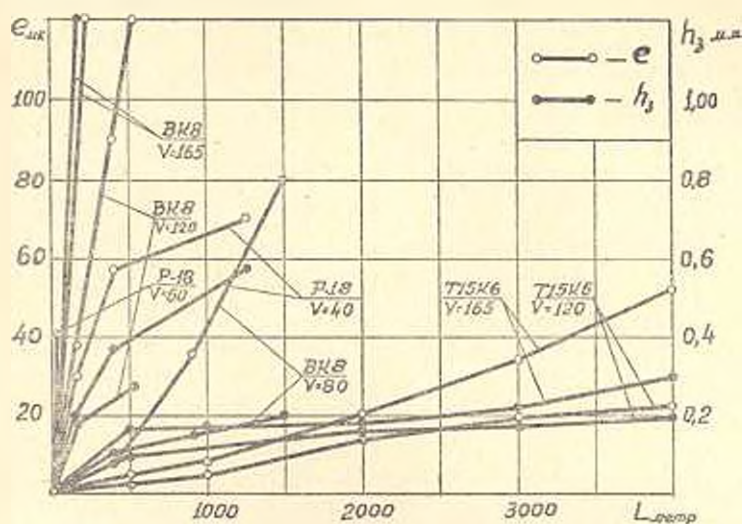


Рис. 1 Зависимость глубины лунки e и средней высоты площадки износа по задней грани h_3 от длины пути резания L при различных скоростях резания V .

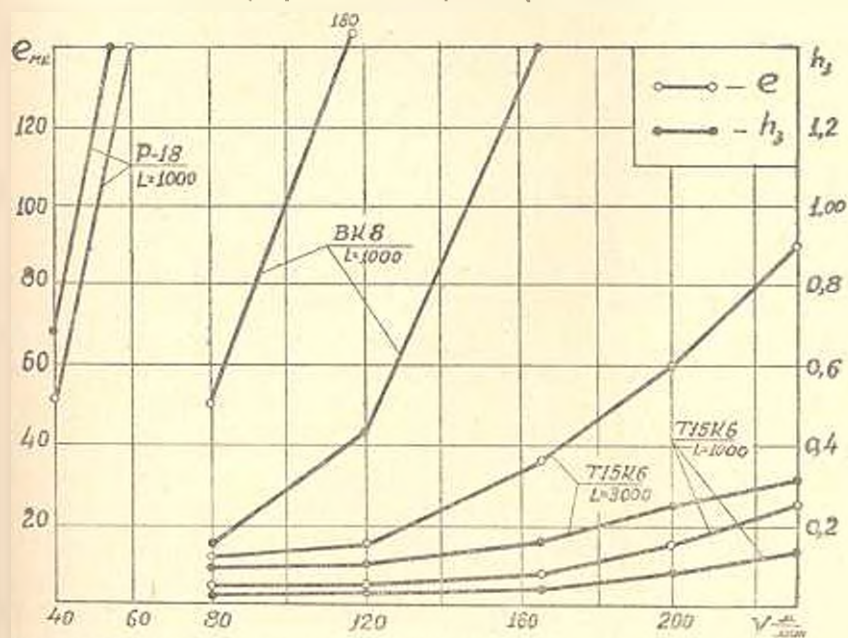


Рис. 2 Зависимость глубины лунки e и средней высоты площадки износа по задней грани h_3 от скорости резания V .

Влияние подачи на износ по передней и задней граням, для резцов Т15К6, показано на рис. 3. Из рис. 3 видно, что с увеличением подачи износ по передней грани увеличивается, а износ по задней грани, наоборот, уменьшается.

Процесс изнашивания резцов из быстрорежущей стали марки Р-18 с обычной для них термообработкой характеризуется тем, что при $V = 80$ м/мин наступает „мгновенное“ затупление, а при

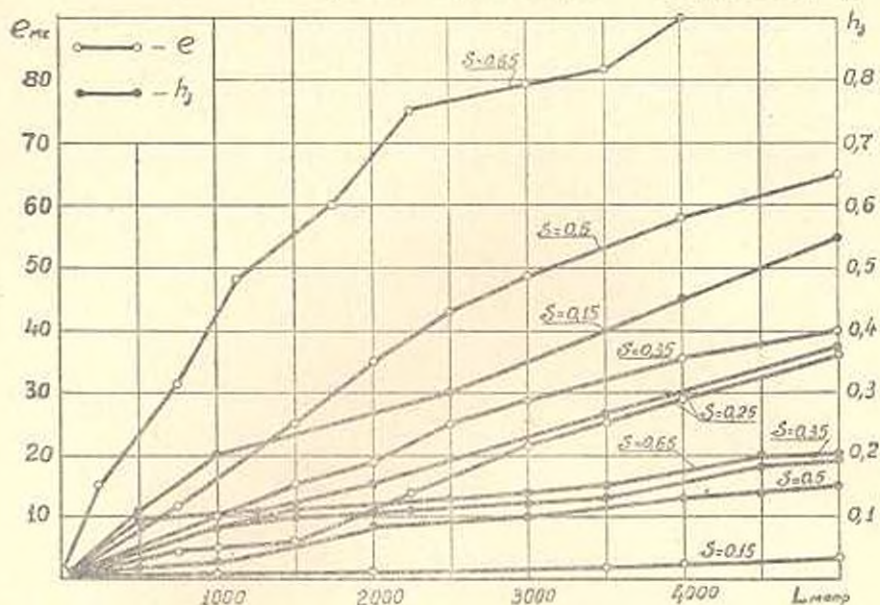


Рис. 3. Зависимость глубины лунки e и средней высоты площадки износа по задней грани h_2 от длины пути резания L для различной подачи S .

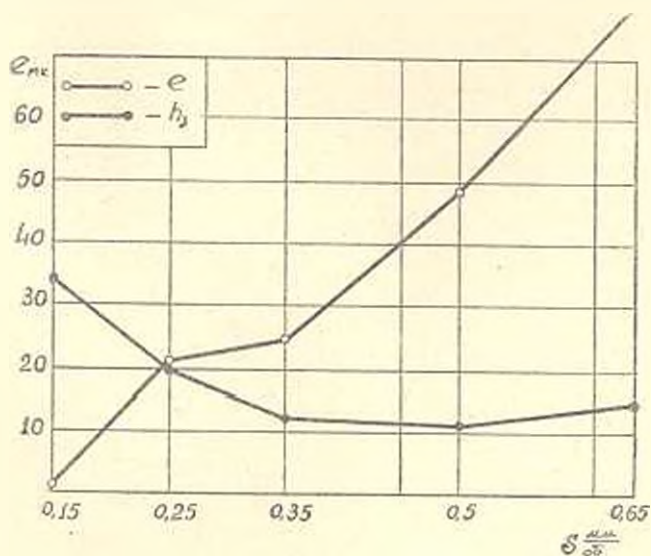


Рис. 4. Зависимость глубины лунки e и средней высоты площадки износа по задней грани h_2 от подачи S при $L = 3000$ м.

$V = 60$ м/мин резец теряет режущую способность на длине пути $L = 42$ м. При дальнейшем снижении V до 40 м/мин лунка на передней грани стремительно растет и при $L = 640$ м резец теряет режущую

способность. При резании со скоростью $V = 20$ м/мин, путь резания составил $L = 3000$ м и режущая способность не была утрачена.

При резании стали резцами из стали У10А при скоростях $V > 20$ м/мин резец сразу же затуплялся. При скоростях $V = 10$ м/мин на передней грани образовывалась лунка, которая интенсивно углублялась. По задней грани изнашивание резцов протекает менее интенсивно.

Анализируя процесс протекания изнашивания режущих инструментов приходим к выводу: что для различных марок режущих инструментов в разных условиях резания, изнашивание режущей части протекает не с одинаковой интенсивностью.

Например, при скорости резания $V > 80$ м/мин износостойкость резцов армированных пластинками из сплава марки Т15К6 значительно больше, чем резцов с пластинками ВК8 и Р18. Известно, что при этих скоростях на передней грани резца образуется лунка, а перед лункой — фаска. Интенсивность углубления лунки, по мере увеличения скорости резания, увеличивается. Это объясняется тем, что с увеличением скорости в контакте „стружка-резец“ возникает высокая температура, а как доказано многими авторами при высокой температуре происходит интенсивный диффузионный износ. Кроме этого, с повышением температуры происходит интенсивный адгезионный износ. Наряду с указанными видами износа происходит и абразивный износ, который подтверждается тем, что на дне лунки возникают штрихи износа, направление которых совпадает с направлением сходящей стружки. Поэтому при высоких скоростях резания интенсивное изнашивание резца по передней грани протекает в основном, вследствие диффузионного, адгезионного и абразивного изнашивания. Интенсивность углубления лунки для различных марок режущих инструментов различна (см. табл. 1). Это объясняется тем, что при высокой температуре режущие инструменты из различных материалов имеют различные механические свойства (например, при температуре $1100^{\circ} - 1250^{\circ}$ твердость сплава Т15К6 в 1,5 раза больше твердости ВК8) и т. д.

Увеличение интенсивности изнашивания по передней грани и уменьшение интенсивности по задней грани резца с увеличением подачи объясняется следующим образом. Известно, что при высоких скоростях резания на передней грани резца образуется застойный слой, скорость передвижения которого несколько меньше скорости передвижения свободной стороны стружки. С удалением от режущей кромки скорость передвижения этого слоя увеличивается и в конце лунки она равняется скорости свободной стороны стружки. По нашему мнению застойный слой как бы создает защитную пленку, предохраняющую режущую часть резца от интенсивного изнашивания.

Износ по задней грани, для различных марок режущих инструментов, протекает почти с такой же интенсивностью как и по передней грани. При низких скоростях резания, вследствие образования нароста, картина износа меняется. На передней грани резца образуется

седлообразная лунка, а по задней грани износ протекает медленно. При наличии такого вида износа критерий затупления резца не совпадает с критерием износа по задней грани. В рассматриваемом случае критерием износа следует считать износ по вспомогательной режущей кромке, так как из-за износа этой кромки (как при низких, так и при высоких скоростях резания) качество обрабатываемой поверхности ухудшается до такой степени, что продолжать процесс резания становится нецелесообразным. Ясно, что если за критерий принять качество обработанной поверхности, роль вспомогательной режущей кромки увеличивается, так как в большинстве случаев, несмотря на относительную цельность главной режущей кромки и наличие фаски перед лункой, режущий инструмент затупляется из-за износа по вспомогательной режущей кромке. Известно, что на передней грани резца при определенных условиях образуется лунка и фаска перед лункой. С течением времени размеры фаски уменьшаются, так как нарастание износа по задней грани и уширение лунки приводят к приближению края лунки к смещенной режущей кромке и в момент их слияния режущая кромка разрушается. Так же протекает лункообразование со стороны вспомогательной режущей кромки, но сравнительно интенсивнее, так как процесс протекает в более сложных условиях. В этой зоне стружка течет по двум, встречным направлениям, со стороны главной и вспомогательной режущих кромок, что еще более утяжеляет состояние вспомогательной режущей кромки резца. Это приводит к быстрому слиянию лунки со вспомогательной режущей кромкой и интенсивному изнашиванию этой кромки.

Общей особенностью износа резцов из различных материалов является то, что при всех условиях резания на передней грани резцов по краям режущей части образуются две продолговатые выемки. Эти выемки, особенно выемка идущая от вспомогательной режущей кромки, очень часто являются причиной вызывающей затупление резца.

Резюмируя изложенное можно отметить, что все резцы проходят следующие идентичные стадии износа: изнашивание по краям режущей части; образование выемок; образование седлообразной лунки; образование обычной лунки; окончательное разрушение. Разница заключается лишь в том, что эти стадии износа для различных материалов режущего инструмента образуются при различных скоростях резания.

Б. С. ГУКАСЯН

ВИБРАЦИИ, ВОЗНИКАЮЩИЕ ПРИ РАБОТЕ ТОКАРНОГО СТАНКА

Автором изучалась вибрация отдельных узлов токарного станка типа 1К62. Исследовались вынужденные колебания с записью осциллограмм перемещений передней опоры шпинделя, корпуса задней бабки, станины, каретки и резцодержателя. Экспериментальные исследования производились в условиях, когда: вращался только электродвигатель без детали и с деталью в патроне; вращался шпиндель с разными числами оборотов без закрепления детали и с закрепленной деталью в патроне; осуществлялся процесс резания. В качестве обрабатываемой детали служила чугунная болванка диаметром 150 мм длиной 600 мм. При записи осциллограмм были использованы вибраторы, имеющие частоту собственных колебаний от 1200 до 5000 гц (герц) чувствительностью от 13,7 до 0,21 мм/мм.

Из анализа осциллограмм колебаний передней опоры шпинделя, корпуса задней бабки и резца для случая, когда вращался только электродвигатель следует, что частота их колебаний лежит в пределах от 180 до 240 гц. Амплитуды горизонтальных колебаний значительно больше амплитуд вертикальных колебаний. Частота вынужден-

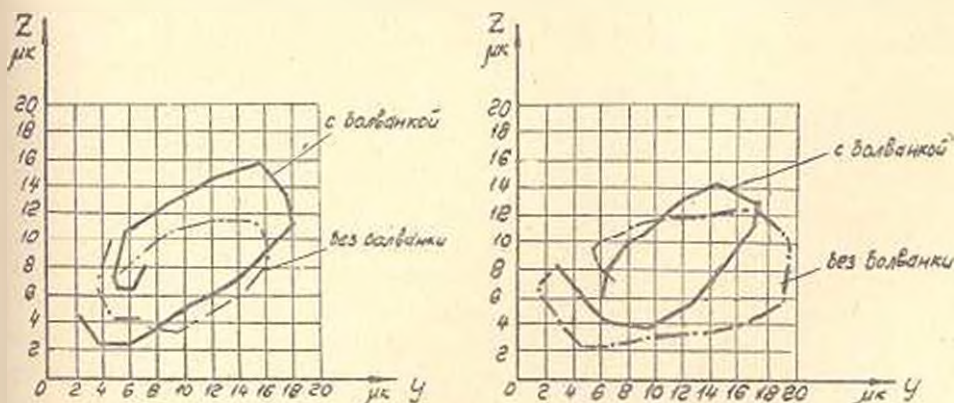


Рис. 1. Слева—перемещение шейки шпинделя, справа—перемещение центра задней бабки без осуществления процесса резания.

ных колебаний шпиндельной опоры, в горизонтальной плоскости, мало отличалась от частоты собственных колебаний, в связи с чем наблюдался эффект биеения.

Картина колебаний изменялась, когда между центрами станка закреплялась болванка. В этом случае амплитуда и частота колебаний корпуса задней бабки соответствовали колебаниям и частоте шпиндельной опоры.

График перемещения шпинделя и задней бабки в плоскости zy для указанных случаев показан на рис. 1.

Характер колебаний системы станок—деталь—инструмент резко менялся когда осуществлялся процесс резания. Усилия резания, действующие в плоскости xy создавали дополнительные перемещения. Для того, чтобы реакции от составляющих усилий резания равномерно распределялись между опорами, обрабатываемые детали (болванки) вельось у ее середины. Из анализа осциллограмм видно, что обрабаты-

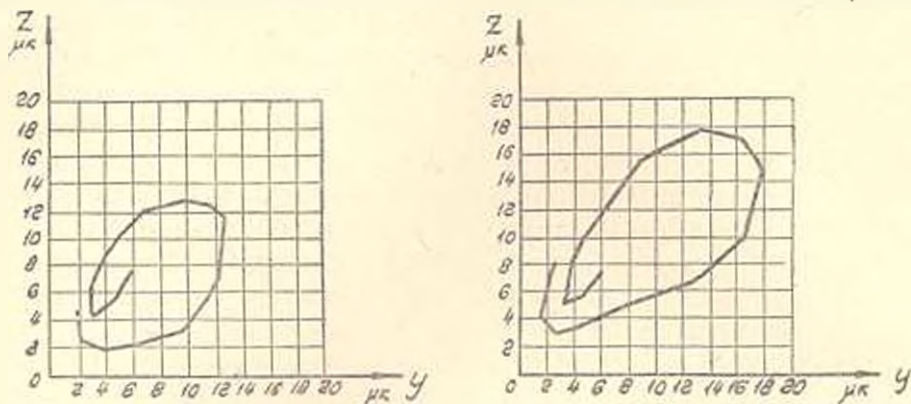


Рис. 2. Слева—перемещение шейки шпинделя, справа—перемещение центра задней бабки при осуществлении процесса резания

ваемая деталь имеет большие амплитуды колебаний, чем резец. Колебания передней и задней бабки стязка в основном идентичны и обусловлены колебаниями обрабатываемой детали. Частота вынужден-

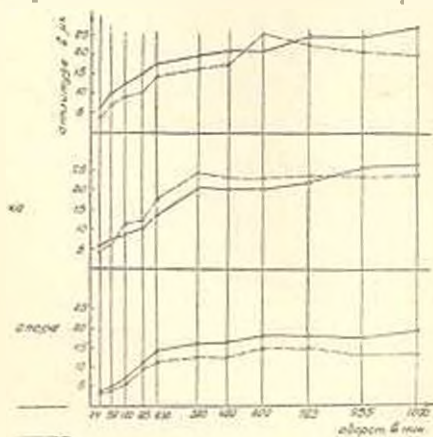


Рис. 3.

мещения суппорта, средний—задней бабки, нижний—передней опоры шпинделя станка. По направлению оси x в диапазоне скоростей резания от 10 до 225 м/мин частота колебаний равнялась 170—190 гц. В радиальном направлении частота колебаний изменилась в пределах от 330 до 420 гц. Частота колебаний в направлении оси z в диапазоне скоростей резания от 10 до 140 м/мин равнялась 530—550 гц, а в диапазоне скоростей от 140 до 225 м/мин появлялся доминирующий фон колебаний с частотой 1440—1500 гц, что совпадало со второй

ных колебаний была равна 150—160 гц. Колебания резцодержателя слагались из автоколебаний и вынужденных колебаний на фоне гармоник собственных колебаний резцодержателя. График перемещений шпинделя и задней бабки в указанном случае показан на рис. 2.

Процесс резания осуществлялся с разными скоростями, при этом геометрия резца не менялась. Характер изменения амплитуды колебаний в зависимости от скорости резания показан на рис. 3, где верхний график показывает пере-

гармоникой свободных изгибных колебаний консольного вылета резцовой оправки.

В процессе резания на систему станок—деталь—инструмент действуют возмущающие силы, которые можно разделить на три основные группы: постоянные силы, возникающие от вращения частей станка; возмущающие силы, возникающие от дисбаланса вращающейся детали, закрепленной в центрах токарного станка; возмущающие силы, возникающие от изменения скорости резания. Для детали массой m вращающейся с угловой скоростью ω при эксцентриситете массы по отношению к центру вращения e периодическая возбуждающая сила может быть вычислена по известной формуле $P = m\omega^2 e$.

Эта сила может возбудить колебания узлов станка и колебание самой вращающейся детали. Частота вынужденных колебаний узлов при некоторых условиях может совпадать с частотами свободных изгибных колебаний реза, что приводит к явлениям резонанса и биения.

Обрабатываемую деталь, закрепленную в патроне и опирающуюся на центр станка, можно рассматривать как балку с одним заделанным и другим свободно опертый концом. В этом случае круговую частоту собственных колебаний вращающейся детали можно вычислить по формуле

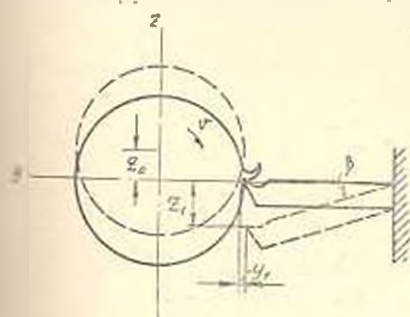


Рис. 4.

$$\omega = \frac{\alpha^2}{l_k^2} \sqrt{\frac{C_k}{m_d}} \quad (1)$$

где l_k , m_d — соответственно длина и погонная масса детали;

C_k — изгибная жесткость детали;

α — корень характеристического уравнения равный для двух-опорной балки

$$\alpha_i = \frac{4(i+1) + 1}{4} \pi \quad (i = 0, 1, 2, \dots).$$

Частоту собственных изгибных колебаний консольной части реза можно вычислить по известной формуле

$$\omega = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{\alpha^2}{l_p^2} \sqrt{\frac{C_p}{m_p}} \quad (2)$$

где l_p , m_p — соответственно длина и погонная масса консоли;

C_p — изгибная жесткость консольной части реза;

α — корень характеристического уравнения равный для консольной балки

$$\alpha = \frac{2(i+1) - i}{2} \pi \quad (i = 0, 1, 2, \dots).$$

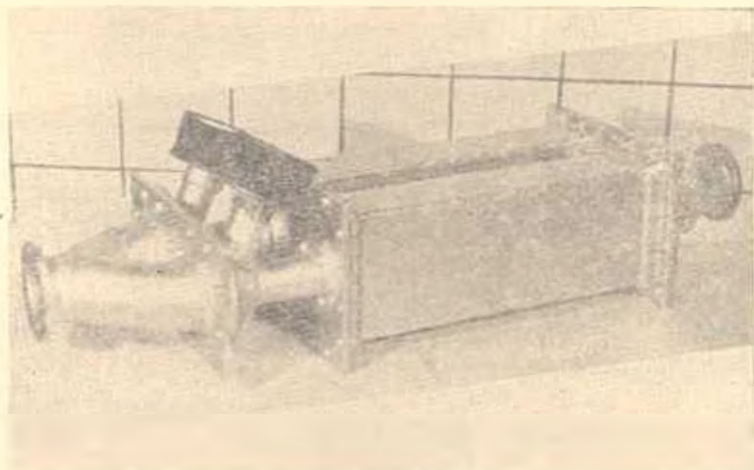
Схема колебаний системы станок—деталь—инструмент в плоскости уз показана на рис. 4.

В. Г. ЧАЛАБОВ, Р. В. МАЛОВ

К ВОПРОСУ СНИЖЕНИЯ ТОКСИЧНОСТИ ОТРАБОТАВШИХ
ГАЗОВ ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ ГОРНОДОБЫВАЮЩЕЙ
ПРОМЫШЛЕННОСТИ

Лабораторией автомобильных нейтрализаторов Центрального научно-исследовательского и конструкторского института топливной аппаратуры автотракторных и стационарных двигателей (ЦНИТА), руководимой проф. И. Л. Варшавским, разработаны конструкции каталитических нейтрализаторов с платиновыми каталитическими элементами, изготавливаемыми в виде обтекаемых стержней, полых стержней и шариков. Технология нанесения платины на керамическую основу этих нейтрализаторов разрабатывалась Физико-химическим институтом им. Л. Я. Карпова. Нейтрализаторы с обтекаемыми стержнями прошли стендовые испытания на бензиновых двигателях и были рекомендованы для эксплуатации.

В металлическом корпусе нейтрализатора двигателя установлены обтекаемые керамические стержни, покрытые платиной, собранные в элементы (оксикаты) по 71 стержню в каждом. Один из оксикатов (последний по ходу газов) имеет 42 стержня. Для обеспечения нормального дожигания отработавшие газы разбавляются перед нейтрализатором (см. фото) атмосферным воздухом с помощью эжектирующего



устройства, входная часть которого закрыта фильтром, изготавливаемым в виде металлической сетки

Испытания нейтрализатора проводились в Ново-Московском гипсовом комбинате на специальном автомобиле с двигателем ЗИЛ-161 марки АП-12, оборудованным подъемной беседкой. Автомобиль эксплуатировался в камерах шахты при температуре воздуха около -12°C .

Таблица 1

Режим работы двигателя	Температура газов °С		Содержание в отработавших газах						Степень очистки п % от		Примечание
			до нейтрализатора			после нейтрализатора					
	до нейтр.	после нейтр.	СО	альд.	СО ₂	СО	альд.	СО ₂	СО	альдегиды	
			%	мг/л	%	%	мг/л	%			
Холостой ход 700—800 об/мин	280	410	1,5	0,010	7,0	0,4	0,0	3,2	73	100	В начале испытаний ней- трализатора
Холостой ход 1500—2000 об/мин	410	500	3,6	0,021	8,5	0,5	0,0	7,2	66	100	.
Холостой ход 1100—1300 об/мин	380	220	2,9	0,010	—	1,3	—	—	55	—	В конце испытаний ней- трализатора
То же	400	300	3,4	0,050	—	1,1	0,0	—	71	100	.
Подъем и спуск беседки	400	320	2,5	0,010	—	1,5	0,0	—	40	100	.
То же	400	320	3,0	0,025	—	0,5	0,0	—	80	100	.

Нейтрализатор испытывался в течение двух месяцев. За этот период времени неполадок в работе нейтрализатора не отмечалось. В начале и конце испытаний проводились контрольные испытания с отбором проб газа непосредственно из выхлопной трубы до и после нейтрализатора. Результаты химических анализов газовых проб приведены в табл. 1.

Из приведенных в таблицах данных следует, что на основных режимах работы двигателя ЗИЛ-161, установленного на автомобиле, нейтрализатор обеспечивает полное обезвреживание отработавших газов от альдегидов и в среднем на 70—80% от окиси углерода.

Одновременно для оценки возможности эксплуатации автомашин с нейтрализатором в условиях камеры, периодически анализировался состав рудничного воздуха. Результаты анализов приведены в табл. 2.

Таблица 2

Время отбора проб	Место отбора проб	Содержание в рудничном воздухе в %, по объему				
		CO	CO ₂	CH ₄	N ₂ O ₅	O ₂
До начала работы автомобиля	—	0,0	0,1	—	0,0	20,6
После запуска двигателя	У выхлопной трубы	0,5	0,4	—	$2,5 \times 10^{-6}$	20,1
Через два часа после работы автомобиля	В камере на расстоянии 2 м от выхлопной трубы в направлении выхлопа	0,0	0,1	—	0,0	20,6
Через 3 часа после работы автомобиля	—	0,0	0,1	—	0,0	20,7
—	В кабине водителя	0,0	0,1	—	0,0	20,6
Через 2 часа после работы автомобиля и через 24 часа после пусковых работ	В камере на расстоянии 2 м от выхлопной трубы в направлении выхлопа	0,0	0,1	0,0	$25 \cdot 10^{-6}$	20,4
—	В камере на расстоянии 10 м от выхлопной трубы в направлении выхлопа	0,0	0,1	0,0	—	20,7
—	У крошки камеры	0,0	0,1	0,0	—	20,7
Допустимое содержание составляющих в %, по объему		0,0016	0,5	0,5	0,0001	17

Как следует из табл. 2 состав рудничного воздуха при работе автомобиля с нейтрализатором все время находился в пределах санитарных норм. Исключение составляет объем камеры у самой выхлопной трубы в момент запуска двигателя, когда нейтрализатор еще не прогрет и фактически не работает.

Резюмируя сказанное можно отметить, что из существующих в настоящее время методов обезвреживания отработавших газов двига-

телей внутреннего сгорания наиболее близким к внедрению является метод каталитического окисления их токсических компонентов. Разработанный по этому принципу Лабораторией автомобильных нейтрализаторов ЦНИТА каталитический нейтрализатор стержневого типа с платиновыми каталитическими элементами, обеспечивает обезвреживание отработавших газов карбюраторного двигателя ЗИЛ-164 полностью от альдегидов и в среднем на 70—80% от окиси углерода. Установка нейтрализатора на автомобиль вместо глушителя обеспечивает возможность безопасной эксплуатации его в условиях подземных рудников при существующей системе их вентиляции.

ЦНИТА

Поступило 2.X 1963.

М. С. МИНАСБЕКЯН, Г. А. СУЛТАНЯН

ПОГРЕШНОСТИ СВЯЗАННЫЕ С ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬЮ ПРОВОДОВ ТЕРМОПАР

Ошибки, возникающие при замере температуры с помощью термопар, связаны с теплопроводностью проводов. Как правило, провода термопар от измеряемого объекта до измерительного прибора проходят через зоны с разными температурами. Поэтому спай термопары является либо источником либо стоком тепла, что, естественно, искажает действительное температурное поле. Прежде, чем перейти к задаче об ошибках, связанных с теплопроводностью проводов термопары, рассмотрим стационарное распределение температуры в неизолированной неограниченной пластине толщиной $H=h+\delta$ с помещенным в ней цилиндрическим источником тепла (рис. 1).

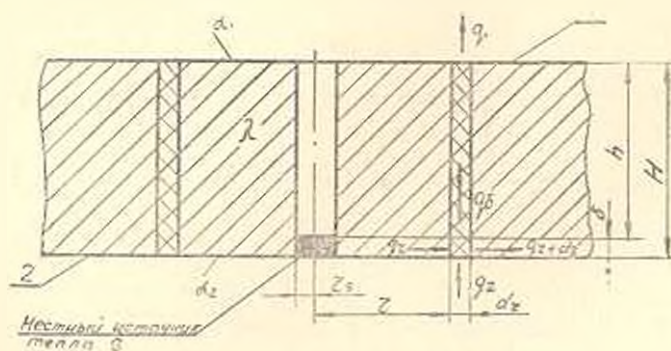


Рис. 1.

Предположим, что общее количество тепла, выделяемого источником S в цилиндрическом объеме $= r_0^2 \delta$, равно q_0 ккал/час, что источник имеет повсюду одинаковую температуру t_0 и что нет теплообмена через отверстие радиусом r_0 . Коэффициент теплопроводности пластины λ предполагается постоянным. Помимо источника тепла S , пластина получает тепло через лицевую поверхность 2 от омывающе-

телей внутреннего сгорания наиболее близким к внедрению является метод каталитического окисления их токсических компонентов. Разработанный по этому принципу Лабораторией автомобильных нейтрализаторов ЦНИТА каталитический нейтрализатор стержневого типа с платиновыми каталитическими элементами, обеспечивает обезвреживание отработавших газов карбюраторного двигателя ЗИЛ-164 полностью от альдегидов и в среднем на 70—80% от окиси углерода. Установка нейтрализатора на автомобиль вместо глушителя обеспечивает возможность безопасной эксплуатации его в условиях подземных рудников при существующей системе их вентиляции.

УНИТА

Поступило 2.X 1963.

М. С. МИНАСБЕКЯН, Г. А. СУЛТАНЯН

ПОГРЕШНОСТИ СВЯЗАННЫЕ С ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬЮ ПРОВОДОВ ТЕРМОПАР

Ошибки, возникающие при замере температуры с помощью термопар, связаны с теплопроводностью проводов. Как правило, провода термопар от измеряемого объекта до измерительного прибора проходят через зоны с разными температурами. Поэтому спай термопары является либо источником либо стоком тепла, что, естественно, искажает действительное температурное поле. Прежде, чем перейти к задаче об ошибках, связанных с теплопроводностью проводов термопары, рассмотрим стационарное распределение температуры в неизограниченной неограниченной пластине толщиной $H=h+\delta$ с помещенным в ней цилиндрическим источником тепла (рис. 1).

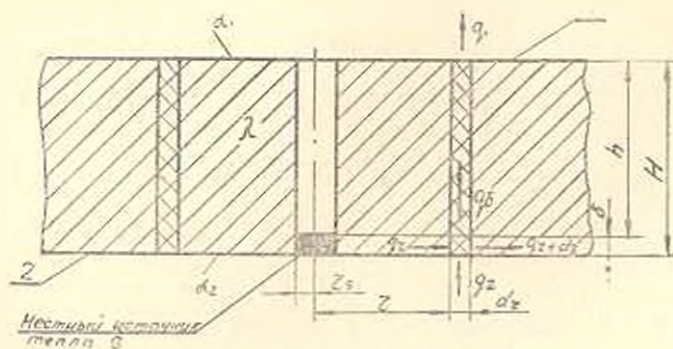


Рис. 1.

Предположим, что общее количество тепла, выделяемого источником S в цилиндрическом объеме $= g_0 \delta$, равно q_0 ккал/час, что источник имеет повсюду одинаковую температуру t_0 и что нет теплообмена через отверстие радиусом r_1 . Коэффициент теплопроводности пластины λ предполагается постоянным. Помимо источника тепла S , пластина получает тепло через лицевую поверхность 2 от омывающей

го ее газа с температурой t_{r2} и отдает тепло через лицевую поверхность 1 газу с температурой t_{r1} . Коэффициенты теплоотдачи на этих поверхностях равны соответственно α_2 и α_1 . Задача состоит в том, чтобы найти распределение температуры $t(r, h)$, где $r_s < r < \infty$.

Для рассматриваемого случая авторами получено следующее уравнение теплового состояния дифференциального кольца пластины:

$$r^2 \frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + r \frac{\partial t}{\partial r} - \frac{r^2}{\delta \lambda} (z_1 + z_2) \left(t - \frac{\alpha_1 t_{r1} + \alpha_2 t_{r2}}{\alpha_1 + \alpha_2} \right) = 0, \quad (1)$$

где

$$z_1 = \frac{\alpha_1 h}{\lambda + h \alpha_1}.$$

При отсутствии источника тепла S пластина была бы изотермической в направлении r , но при $r = \infty$ пластина является изотермической независимо от q_0 . Следовательно, когда $r \rightarrow \infty$ тогда $\frac{\partial t}{\partial r}$ и

$\frac{\partial^2 t}{\partial r^2}$ стремятся к нулю. В этом случае из уравнения (1) получим:

$$t_{r=\infty} = \frac{\alpha_1 t_{r1} + \alpha_2 t_{r2}}{\alpha_1 + \alpha_2} = \xi. \quad (2)$$

Если за новую зависимую переменную принять $T = t - \xi$, то дифференциальное уравнение (1) примет вид:

$$r^2 \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + r \frac{\partial T}{\partial r} - \epsilon^2 r^2 T = 0, \quad (3)$$

где

$$\epsilon^2 = \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{\lambda \delta}.$$

Это есть уравнение Бесселя нулевого порядка, общее решение которого имеет вид:

$$T = t - \xi = C_1 J_0(\epsilon r) + C_2 K_0(\epsilon r), \quad (4)$$

где J_0 и K_0 являются модифицированными функциями Бесселя первого и второго рода соответственно. Функция $J_0(\epsilon r)$ неограниченно возрастает по мере того, как ее аргумент ϵr стремится к бесконечности. Для того, чтобы t оставался конечной величиной при $r \rightarrow \infty$ произвольная постоянная C_1 должна быть равна нулю. При $r = r_s$ имеем:

$$q_0 = -\lambda A_s \left(\frac{\partial t}{\partial r} \right)_{r_s} = 2\pi \delta \epsilon r_s C_2 \epsilon K_1(\epsilon r_s).$$

Отсюда находим вторую произвольную постоянную

$$C_2 = \frac{q_0}{2\pi \lambda \delta \epsilon r_s K_1(\epsilon r_s)}.$$

Таким образом,

$$1 - \xi = \frac{q_0}{2 \pi \lambda_0 \varepsilon r_s} \frac{K_0(\varepsilon r_s)}{K_1(\varepsilon r_s)} \quad (5)$$

2. Происхождение ошибок за счет теплопроводности термопары обнаруживается из рассмотрения теплового баланса спая термопары (рис. 2). Спай термопары получает количество тепла q_{02} со стороны

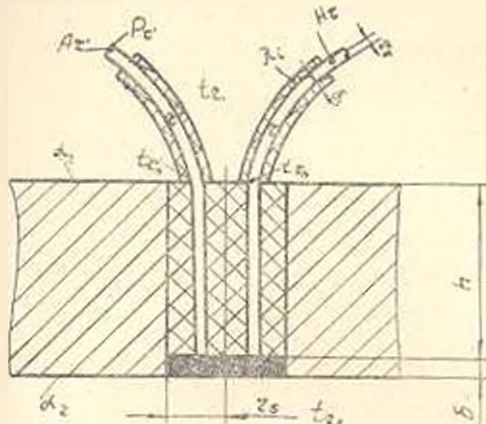


Рис. 2.

газов с температурой t_{12} и с помощью проводов термопары τ и τ' (рис. 3) отводит количество тепла q_{01} в газ с температурой t_{11} (при условии $t_{12} > t_{11}$).

В этом случае

$$q_0 = q_{02} - q_{01}. \quad (6)$$

Значение q_0 в основном зависит от значений λ_1 и λ_2 . Чем меньше значения λ_1 и λ_2 по отношению к λ , тем больше значение q_0 , значит и больше ошибка.

Значения q_{02} и q_{01} определяются из выражений:

$$q_{02} = \alpha_s r_s (t_{12} - t_0); \quad (7)$$

$$q_{01} = \frac{\lambda_1 \tau}{h} \pi r_s^2 (t_0 - t_{11}) + \frac{\lambda_2 \tau'}{h} \pi r_s^2 (t_0 - t_{12}). \quad (8)$$

где величина t_0 есть температура записанная термопарой. Остальная часть проводов, находясь в газе с температурой t_{11} , отдает количество тепла q_{01} газу. Для определения q_{01} воспользуемся известным решением для количества тепла, подводимого к основанию лопатки турбины r при $X = 0$, в виде:

$$q_r = \sqrt{\alpha P \lambda A} (t_g - t_0) \text{th} NL.$$

Рассматриваемая задача о подводящих проводах термопары аналогична задаче о турбинной лопатке, с той лишь разницей, что длина термопарного провода L значительна, так что $NL = 1$.

Таким образом, получаем:

$$q_{01} = (H \cdot P \cdot \lambda_1 \cdot A_1)^{1/2} (t_{12} - t_0).$$

Откуда для двух параллельных проводов термопары

$$q_{01} = (H \cdot P \cdot \lambda_1 \cdot A_1)^{1/2} (t_{12} - t_{11}) + (H \cdot P \cdot \lambda_2 \cdot A_2)^{1/2} (t_{12} - t_{11}), \quad (9)$$

где H — коэффициент теплоотдачи на границе раздела

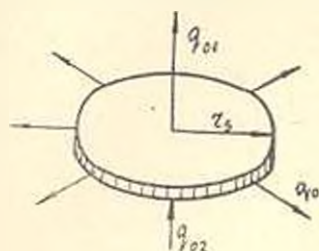


Рис. 3.

$$H_c = \frac{1}{1/\alpha_0 + \delta l/\lambda_1} \quad (10)$$

В стационарном состоянии в силу (8) и (9) получим:

$$t_{ch} = \frac{(H_c P_c \lambda_c A_c)^{1/2} t_{c1} + \frac{\lambda_c}{h} \pi r_c^2 t_0}{(H_c P_c \lambda_c A_c)^{1/2} + \frac{\lambda_c}{h} \pi r_c^2} \quad (11)$$

$$t_{ch} = \frac{(H_c P_c \lambda_c A_c)^{1/2} t_{c1} + \frac{\lambda_c}{h} \pi r_c^2 t_0}{(H_c P_c \lambda_c A_c)^{1/2} + \frac{\lambda_c}{h} \pi r_c^2} \quad (12)$$

Подставляя в уравнение (8) значения t_{ch} и t_{ch} из уравнений (11) и (12) и предполагая, что провода имеют одинаковые размеры и одинаковую изоляцию, получим:

$$q_{02} = \frac{\pi r_c^2}{h} \left[t_0 (\lambda_1 + \lambda_2) - \frac{B t_{c1} + \frac{\lambda_1}{h} \pi r_c^2 t_0}{B + \frac{\lambda_1}{h} \pi r_c^2} - \frac{B t_{c2} + \frac{\lambda_2}{h} \pi r_c^2 t_0}{B + \frac{\lambda_2}{h} \pi r_c^2} \right] \quad (13)$$

где $B = A_c P_c H_c$.

Подставляя значения q_{02} и q_{01} из уравнений (7) и (13) в уравнение (6) получим q_0 и с помощью уравнения (5) найдем величину погрешности.

АФВНИИЭМ

Поступило 7.IX 63

ԷԿԵՐԳԵՏԻԿԱ

Ե. Ս.	Վերդիյան, Մագիստրալ գաղամուղի վերջնատեղամասի զազաէոտական ունակութեան որոշման եղանակի վերաբերյալ	3
Ս. Դ.	Մնացականյան, Հոսանքի մագնիսական ակտիվ-ինդուկտիվ բեռնվածքով եռաֆազ տրանսֆորմատորի փոխանցման ֆունկցիան	11
Պ. Դ.	Կումսիաշվիլի, Էներգետիկական սխեմաների ջերմային էլեկտրականների կանոնավորման կայունության հետազոտությունը	21

ՀԻՎՐՈՂՈՂԻԱ

Ի. Վ.	Շղիագարով, Ջրաբերուկների լայն խառնուրդի և հունի ինքնասալարկման ազդեցությունը ջրաբերուկների շարժման ու ծախսի վրա (հաղորդում 1)	29
Շ. Ա.	Շահբազյան, Աղբյուրներից անվող գետերի ստորերկրյա հոսքի որոշման հիդրոքրիմիական եղանակի վերաբերյալ	46

ՇԻՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ԿՈՆՏՐՈՒԼՅԱՆԵՐ

Հ. Մ.	Կանեցյան, Լաբարետոնի հեծանների ստատիկական և հոգնածային ամրությունը (հաղորդում 3)	33
-------	--	----

ՇԻՆԱՆՈՒՐԵՐ

Լ. Պ.	Պապկովա, Խ. Հ. Գևորգյան, Ս. Պ. Մշեղյով-Պետրոսյան, Հայաստանի հին կառուցվածքների կապակցող նյութերը	61
-------	--	----

ԳԻՏԱԿԱՆ ՏՈՒՆԵՐ

Ս. Պ.	Սահակյան, Կտրիչների մաշվածքի առանձնահատկությունները կախված նրանց հատկություններից	67
Ռ. Ս.	Ղուկասյան, Պատասխան հաստոյների աշխատանքի մամանակ առաջացող թրթռացումները	73
Վ. Դ.	Չալարով Ռ. Վ. Մալով, Հանքահանույթային արդյունաբերության տրանսպորտային միջոցների արտադրած գազերի թունավորության ազդեցության հարցի վերաբերյալ	76
Մ. Ս.	Մինասբեկյան, Ղ. Հ. Սուլբաճյան, Ջերմազուլղի սխեմները կախված նրա հաղորդալարերի ջերմահաղորդականությունից	79

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

Энергетика

Э. Е. Вердиян. К методике определения аккумулирующей способности конечного участка магистрального газопровода	3
М. Г. Мнацаканян. Передаточная функция трехфазного трансформатора тока с подмагничиванием с активно-индуктивной нагрузкой	11
Г. П. Кумсиашвили. Исследование устойчивости регулирования блоков тепловых электростанций в энергетических системах	21

Гидрология

И. В. Егиазаров. Влияние широкой смеси наносов и самоотмостки русла на движение и расход наносов (Сообщение 1)	29
Ш. А. Шахбазян. О гидрохимическом методе определения подземного стока для рек с родниковым питанием	45

Строительные конструкции

Г. М. Канецян. Статическая и усталостная прочность струбетонных балок (Сообщение 3)	53
---	----

Строительные материалы

Л. П. Папкова, Х. О. Геворкян О. П. Мchedlov-Петросян. О вяжущих материалах некоторых древних сооружений Армении	61
--	----

Научные заметки

М. П. Саакян. Особенности износа резцов в зависимости от их свойств	67
Б. С. Гукасян. Вибрации, возникающие при работе токарного станка	73
В. Г. Чадабов, Р. В. Малов. К вопросу снижения токсичности отработавших газов транспортных средств горнодобывающей промышленности	76
М. С. Минасбекян, Г. А. Султанян. Погрешности, связанные с теплопроводностью проводов термопар	79

