Министерство высшего и среднего образования РСФСР

ЛЕНИНГРАДСКИЙ ГИДРОМЕТЕОРОЛОГИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК

ВЫПУСК 67

ГИДРОЛОГИЯ СУШИ

ГИДРОФИЗИКА И ГИДРАВЛИКА

Ленинградский Гадроматсоро..огос слай ин-т БИБЛИОТЕКА Л-д 195196 Малоратинский пр., 98

ЛЕНИНГРАДСКИЙ ОРДЕНА ЛЕНИНА ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ имени М. И. КАЛИНИНА

072662

ЛЕНИНГРАД 1978

Одобрено Ученым советом Ленинградского гидрометеорологического института

Межведомственный сборник включает статьи сотрудников ЛГМИ и специалистов ряда родственных научно-исследовательских и проектных институтов других ведомств (ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева, ГГИ, Ленгидропроект, ЛенТЭП, ВОДГЕО).

Статьи посвящены теоретическим и экспериментальным (лабораторным и натурным) исследованиям вопросов гидрофизики и гидравлики. Рассматриваются также вопросы рационализации использования водных ресурсов и охраны природы.

Значительное внимание уделяется исследованиям, связанным с возможностью повышения эффективности работы башенных градирен и с усовершенствованием методики гидравлических и гидрофизических расчетов.

Сборник рассчитан на научных работников, инженеров-гидрологов и гидротехников, а также студентов старших курсов гидрометинститутов и географических факультетов университетов.

Редакционная коллегия

Ответственный редактор проф. Б. Б. Богословский. Члены редакционной коллегии: доц. Н. Б. Барышников, заслуж. деятель науки и техники проф. Б. В. Проскуряков, проф. К. Е. Йванов, док. географ. наук И. В. Попов, проф. А. Р. Константинов, доц. В. И. Полгавцев.

© Ленинградский политехнический институт имени М. И. Калинина (ЛПИ), 1978 г.

Б. В. ПРОСКУРЯКОВ (ЛГМИ)

ИЗМЕРЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ТУРБУЛЕНТНОСТИ В ОТКРЫТЫХ ПОТОКАХ

При решений задач диффузии или температурных полей в потоках жидкости, задач, которые становятся все более актуальными в связи с разработкой инженерных мер защиты вод от теплового и химического загрязнения, необходимо знание расчетного значения коэффициента турбулентности A — или пульсационных характеристик потока.

Трудами В. М. Маккавеева и А. В. Караушева расчетное значение *А* для речных потоков с равномерным движением установлено достаточно надежно:

$$A = \frac{\gamma H v}{48C} \left(\frac{\text{Hc}}{\text{M}^2}\right),$$

где γ — удельный вес $\left(\frac{H}{M^3}\right)$; H — глубина; v — средняя по верти-

кали скорость течения; С — коэффициент Шези.

Однако равномерное движение в речных потоках наблюдается исключительно редко, и мы не располагаем расчетными значениями *А* для случаев неравномерного движения.

Непосредственные измерения коэффициента турбулентности *А* в натуре сопряжены с большими трудностями, так как существующая методика полевых измерений до сих пор весьма сложна и отсутствуют данные непосредственных измерений этой важной гидродинамической характеристики потока в системе плёс — перекат — плёс.

В настоящей статье поднимается вопрос о создании простой для полевых измерений методики определения коэффициента турбулентности A.

Как известно, в основе всех диффузионных задач лежит уравнение «энергии», или иначе — уравнение Фурье—Кирхгофа:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} + v_x \frac{\partial t}{\partial x} + v_y \frac{\partial t}{\partial y} + v_z \frac{\partial t}{\partial z} = \frac{A}{\rho} \left[\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} \right], \qquad (2)$$

3

(1)

а короче

$$\frac{dt}{d\tau} = \frac{A}{\rho} \nabla^2 t, \qquad (3)$$

где t — температура жидкости воды; v_x , v_y , v_z — проекции скоростей течения; ρ плотность $\left(\frac{\kappa \Gamma}{M^3}\right)$; x, y, z — координаты.

Для диффузных процессов тоже сохраняется уравнение (3):

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \tau} + v_x \frac{\partial \sigma}{\partial x} + v_y \frac{\partial \sigma}{\partial y} + v_z \frac{\partial \sigma}{\partial z} = \frac{A}{o} \left[\frac{\partial^2 \sigma}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \sigma}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \sigma}{\partial z^2} \right], \quad (4)$$

или короче

$$\frac{d\sigma}{d\tau} = \frac{A}{\rho} \nabla^2 \sigma.$$
 (5)

В стационарных условиях, когда t и σ не меняются во времени, и для случая поступательного потока при v_y и v_z , равных нулю, уравнения (2) и (4) упрощаются:

так как $\frac{\partial^2 t}{\partial x^2}$ и $\frac{\partial^2 \sigma}{\partial x^2}$ пренебрежимо малы по сравнению с вторыми

производными по координатам у и z.

В цилиндрических координатах уравнения (6) перепишутся в следующем виде:

$$\frac{\partial t}{\partial x} = \frac{A}{\rho v_x} \left[\frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial t}{\partial r} \right];$$

$$\frac{\partial \sigma}{\partial x} = \frac{A}{\rho v_x} \left[\frac{\partial^2 \sigma}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma}{\partial r} \right]$$
(7)

 $\left($ для осесимметричной задачи, когда $\frac{\partial t}{\partial \varphi} = 0, \ \frac{\partial \sigma}{\partial \varphi} = 0, \ \frac{\partial^2 t}{\partial \varphi^2} = \frac{\partial^2 \sigma}{\partial \varphi^2} \simeq 0 \right).$ При условии, что в данной точке потока

$$\frac{A}{\rho v_x} = \text{const} = a'_T , \qquad (8)$$

мы устанавливаем идентичность уравнения (7) с уравнением теплопроводности Фурье:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial t}{\partial r} \right); \tag{9a}$$

$$\frac{\partial t}{\partial x} = a'_T \left(\frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial t}{\partial r} \right); \tag{96}$$

$$\frac{\partial \sigma}{\partial x} = a'_T \left(\frac{\partial^2 \sigma}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma}{\partial r} \right). \tag{9B}$$





Рис. I. Схема изотерм в среде на расстоянии L от выпуска



Обращаясь к решению поставленной нами задачи определения значения коэффициента турбулентности A в натурных условиях, предположим, что в точке B потока мы выпускаем струю теплой воды (или раствор) со скоростью, равной скорости потока v_x , из трубки диаметром $d=2r_0$ (рис. 1). Температура воды, выпускаемой из трубки, — T_0 ; температура потока, — t_c .

На расстоянии L от места выпуска на оси струи измеряли температуру воды — t_L . Время передвижения струи от места выпуска до места измерения t_L будет равно $\frac{L}{L} = \tau_r$.

В подвижных координатах, перемещающихся вдоль оси *x* со скоростью v_x , уравнения Фурье—Кирхгофа (9 б и 9 в) превращаются в уравнение Фурье (9 а). Решение последнего применительно к условиям нашей задачи будет определяться следующими граничными условиями, показанными на рис. 2.

В начальном сечении при x=0 ($\tau=0$) распределение температур (или концентраций) будет:

при $r < r_0$ $t = T_0 = \text{const},$

 $r > r_0$ $t = t_c$.

Температуропроводность среды равна 💾 .

Решение уравнения (9 a) приводится у А. В. Лыкова [1] (с. 395), Г. Карслоу и Д. Егера [2] (с. 340).



Так как нас интересует решение задачи для случая, когда требуется знание температуры по оси» «цилиндра», мы ограничимся готовым графиком данных у Карслоу и Егера [2] (с. 60), который приведен на рис. 3: по оси ординат отложены значения относительных температур

 $-\frac{t_L-t_c}{T_0-t_c}=0,$ (10)

а по оси абсцисс критерий Фурье

$$\frac{a\tau}{r_0^2} = \frac{AL}{\rho v_x r_0^2} = F_0.$$
 (11)

Для кривой рис. З нами подобрано аппроксимирующее уравнение:

$$\frac{t_L - t_c}{T_0 - t_c} = \theta = e^{-k \frac{AL}{\rho v_x r_0^2}}, \qquad (12)$$

где *k*=1,75.

В таблице приведены значения в по расчетной зависимости, приведенной в работе [2], и по аппроксимированной кривой (12).

F ₀	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0.7	0,8	1,0
θ [2]	1	0,9	0,7	0,57	0,47	0,40	0,34	.0,30	0,26	0,2
θ (12)	1	0,84	0,7	0,59	0,49	0,41	0,35	0,30	0,25	0,17
θ (12) — θ [2]	0_	-0,06	0	+0,02	+0,02	+0.01	+0,01	0	-0,01	0,03

Как видим, зависимость (12) вполне приемлема для практического пользования.

Следует сопоставить полученную зависимость (12) с результатами исследования И. К. Никитина, который в качестве характеристики турбулентности принимает среднеквадратичную пульсационную скорость σ_{n} .

$$\sigma_{n} = \frac{\sqrt{(\overline{v_{\tau}})^{2}}}{\overline{v}}, \qquad (13)$$

где $(\overline{v}_{\tau})^2$ — осредненное значение квадрата пульсационной составляющей скорости; \overline{v} — скорость течения в точке измерения.

Для определения концентрации раствора на оси струи $C_{\tau,0}$ в расстоянии L от места выпуска раствора концентрацией C_0 И. К. Никитин [3] предлагает зависимость:

$$C_{\tau,0} = \frac{C_0 \Omega v_{\tau}}{2\pi \sigma_n^2 L^2 v} , \qquad (14)$$

где Ω — площадь выходного сечения трубки наконечника, из которого подается в поток раствор.

$$\Omega = \pi r_0^2 , \qquad (15)$$

где v_{τ} — скорость истечения из трубки раствора, v — скорость течения в точке измерения.

$$v_{\tau} = \overline{v}, \tag{16}$$

Решая совместно зависимости (14), (15) и (16), находим

$$\frac{C_{\tau,0}}{C_0} = \theta = \frac{r_0^2}{2\sigma_n^2 L^2} . \tag{17}$$

Теперь мы имеем возможность сопоставить по зависимостям (12) и (17)

 $\sigma = e^{-\frac{1.13AL}{\rho v_x r_0^2} = \frac{r_0^2}{2\sigma_n^2 L^2}}.$ (18)

На рис. 4 нанесены кривые по зависимостям (12) и (17) при: L=0,2, т₀=0,01

в координатах $\theta = f_1\left(\frac{A}{v}\right)$ и $\theta = f_2\left(\frac{1,25}{\sigma_{\pi}^2}\right)$.

Как видим, между этими кривыми — существенное расхождение.



Рис. 4. Зависимости: $1 - \Theta = e^{-k} \frac{AL}{e^{\nabla_x} r_0^2}; 2 - \Theta = \frac{r_0^2}{2\sigma_{\Pi}^2 L^2}$ В основу своих исследований И. К. Никитин положил экспериментальный материал и теоретические предпосылки А. Н. Гостунского [4], что, видимо, и послужило причиной указанных выше расхождений.

Полученная нами зависимость (12) позволяет сравнительно просто измерять в природных условиях интересующую нас величину *А.*

Схема прибора для этой цели показана на рис. 5. Теплая вода подается через сосуд Мариотта́ по схеме, предложенной И. К. Никитиным. Температура на выходе (T_0) , потока (t_c) и на расстоя-

нии L от выпуска по оси струи (t_1) измеряется термопарами. Прибор опускается в поток при помощи штанги.



Рис: 5. Схема прибора для измерения коэффициента турбулентности

Следует иметь в виду, что выпускаемая в потоќ струйка имеет отличную от окружающего потока турбулентность (всегда меньшую) и внешний поток в какой-то мере стабилизируется наконечником трубки, по которой подается теплая вода или раствор; показания предлагаемого прибора будут давать меньшее значение коэффициента турбулентности. Поэтому прибор должен быть предварительно протарирован.

ЛИТЕРАТУРА

Лыков А. В. Теория теплопроводности. «Высшая школа», М., 1967. 599 с.
 Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. «Наука», 1964. 487 с.
 Никитин И. К. Турбулентный русловой поток и процессы в придонной области. Изд. АН УССР, 1963. 142 с.

4 Гостунский А. Н. Опыты по определению вертикальной составляющей скорости. «Ирригация и гидротехника», 1935, № 1, с. 18—25.

n

Г. П. МАНДРЫКИН (Ленниипградостроительства)

ДВА МЕТОДА ОЦЕНКИ ТУРБУЛЕНТНОЙ ДИФФУЗИИ Тепла в воздушной струе, выходящей из градирни

Температурное поле воздушной струи, выходящей из градирни, формируется под действием ряда факторов: поля скорости ветра, турбулентности и стратификации атмосферы, всплывания струи.

Учесть эти факторы при расчетах весьма сложно и не всегда возможно [1].

Поэтому в ряде случаев особую значимость приобретают вопросы моделирования, в частности тепловой диффузии затопленных струй.

Рассмотрим наиболее простой случай — нагретую струю, выходящую из градирни и сносимую ветром с постоянной по высоте и во времени скоростью v_x . Примем также постоянным по высоте и во времени коэффициент турбулентной температуропроводности $a_{\rm T}$, а фактором всплывания струи пренебрежем.

В этом случае температурное поле струи опишется уравнением турбулентной теплопроводности при стационарном режиме.

При расположении осей координат согласно рис. 1 а уравнение будет иметь вид

$$v_x \frac{\partial t}{\partial x_z} = a_{\mathrm{T}} \left(\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} \right). \tag{1}$$

Второй производной по оси Х ввиду ее малости по сравнению с остальными членами уравнения (1) можно пренебречь

$$\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} \simeq 0. \tag{2}$$

С учетом допущения (2) уравнение (1) примет вид

$$v_x \frac{\partial t}{\partial x} = a_{\rm T} \left(\frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} \right). \tag{3}$$

Употребив известный прием [2, 3] — замену неподвижной системы координат подвижной (начало координат движется со скоростью v_x) — и использовав соотношение



Рис. 1. Схемы:

a — расположения осей координат к задаче о поле температур в струе воздуха, выходящей из градирии; δ — модели и расположения осей координат в ней; 1 — термодатчики; 2 — вставляемый цилиндр

получим вместо уравнения (3)

$$rac{\partial t}{\partial au} = a_{\mathrm{T}} \Big(rac{\partial^2 t}{\partial y^2} + rac{\partial^2 t}{\partial z^2} \Big).$$

(5) 11

(4)

Запишем граничные условия для надей задачи

$$t = t_{\max}; \qquad t = t_{cp}; \qquad \frac{\partial t}{\partial z} = 0; \\ \begin{vmatrix} \tau = 0 & & \\ -r_0 < z < r_0 & & \\ -r_0 < y < r_0, & & \\ r_0 < z < -r_0 & & \\ r_0 < y < -r_0, & & \\ \end{vmatrix} z = r_0 + H_{rp}, \qquad (6)$$

где т — время, с; t_{max} — температура воздуха на выходе из градирни, °С; $t_{\text{ср}}$ — температура окружающей среды, °С; r_0 — начальный радиус струи, м; $H_{\text{гр}}$ — высота градирни, м.

Из уравнения (5) выходит единственный критерий подобия — критерий Фурье

$$\mathbf{F}_0 = \frac{a_{\mathrm{T}} \tau}{r_0^2}, \qquad (7)$$

в соответствии с которым выбираются параметры модели и ведется обработка результатов эксперимента.

Для получения формулы пересчета результатов модельных исследований к натурным используем соотношение (4) совместно с формулой (7):

$$F_{0} = \frac{a_{T}\tau}{r_{0}^{2}} = \frac{a_{T}x}{r_{0}^{2}v_{x}} = \frac{a_{T}}{v_{x}x} \frac{x^{2}}{r_{0}^{2}},$$
(8)

или окончательно

$$F_{0} = \frac{1}{Pe} \frac{x^{2}}{r_{0}^{2}}.$$
 (9)

При моделировании должно соблюдаться следующее геометрическое подобие:

$$m_{I} = \frac{H_{\rm rp.M}}{H_{\rm rp.H}} = \frac{r_{0,M}}{r_{0,H}}, \qquad (10)$$

где m_l — линейный масштабный коэффициент; $H_{\rm rp, H}$ — высота градирни в натуре, м; $H_{\rm rp, M}$ — высота градини в масштабе модели, м; $r_{0, H}$ — начальный раднус струи в натуре, м; $r_{0, M}$ — начальный радиус струи в масштабе модели, м.

По описанному методу было осуществлено моделирование температурного поля воздушной струи, выходящей из градирни высотой $H_{\rm rp}$ =90 м и радиусом выходного сечения r_0 =24 м. При этом масштабный коэффициент m_l был принят равным 1/750.

Модель представляла собой ящик с теплоизолированными стенками и установленными в нем термодатчиками (рис. 1, б). 12

В качестве заполнителя модели использовался сухой цемент. Коэффициент температуропроводности *а* для сухого цемента определялся по методу регулярного теплового режима первого рода [4] и оказался равным $1,34 \cdot 10^{-7}$ м²/с. Последнее очень близко к значению $a = 1,41 \cdot 10^{-7}$ м²/с для протланд-цемента, приведенному в работе [5].





a — в осевой плоскости zx; δ — на подстилающей поверхности при $y/r_0 = 0$

Тонкостенный металлический цилиндр с термодатчиками, также заполненный сухим цементом, после равномерного нагревания погружался в тело модели, после чего сразу же начинался отсчет времени и температур в точках измерения.

Результаты эксперимента, выраженные в безразмерных величинах, показаны на рис. 2. Для оценки описанного метода моделирования целесообразно сравнить результаты эксперимента и расчета по уравнению (5).

Аналитическое решение уравнения (5) для неограниченной области в условиях одномерной задачи приведено в работе [6].

В нашей задаче при граничных условиях (6) такое решение справедливо только до сечения a' - a' (см. рис. 1, a), поэтому решение данной задачи необходимо продолжить.

Будем решать уравнение (5) в конечных разностях. Для этого заменим частные производные конечно — разностными отношениями

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} \simeq \frac{\Delta_{\tau} t}{\Delta \tau} ; \qquad (11)$$

$$\frac{\partial^2 t}{\partial y^2} \simeq \frac{\Delta^2 t}{\Delta y^2} = \frac{2}{\Delta y^2} \left(\frac{t_{y + \Delta y, \tau} + t_{y - \Delta y, \tau}}{2} - t_{y, \tau} \right); \quad (12)$$

$$\frac{\partial^2 t}{\partial z^2} \simeq \frac{\Delta^2 t}{\Delta z^2} = \frac{2}{\Delta z^2} \left(\frac{t_{z + \Delta z, \tau} + t_{z - \Delta z, \tau}}{2} - t_{z, \tau} \right).$$
(13)

Подставив выражения (11)—(13) в уравнение (5), получим

$$\frac{\Delta_{\tau}t}{\Delta\tau} = \frac{2a_{\tau}}{\Delta y^2} \left(\frac{t_{y+\Delta y, \tau} + t_{y-\Delta y, \tau}}{2} - t_{y, \tau} \right) + \frac{2a_{\tau}}{\Delta z^2} \left(\frac{t_{z+\Delta z, \tau} + t_{z-\Delta z, \tau}}{2} - t_{z, \tau} \right).$$
(14)

Удобнее разбивать сетку, так, чтобы

$$\Delta y = \Delta z. \tag{15}$$

С учетом выражения (15) выражение (14) перепишется следующим образом:

$$\Delta_{\tau}t = \frac{4a_{\tau}\Delta\tau}{\Delta z^2} \left(\frac{t_{y+\Delta y, \tau} + t_{y-\Delta y, \tau} + t_{z+\Delta z, \tau} + t_{z-\Delta z, \tau}}{4} - t_{y, z, \tau} \right). \quad (16)$$

Принимая условие

$$\frac{4\alpha_{\rm r}\,\Delta\tau}{\Delta z^2} = 1,\tag{17}$$

окончательно имеем

$$t_{y, z, \tau+\Delta\tau} = \frac{t_{y+\Delta y, \tau} + t_{y-\Delta y, \tau} + t_{z+\Delta z, \tau} + t_{z-\Delta z, \tau}}{4}.$$
 (18)

Расчетный интервал времени $\Delta \tau$ определяется по условию (17) при заданных значениях шага сетки и коэффициента турбулентной температуропроводности $a_{\rm T}$.

Для заданных выше размеров градирни шаг сетки принят равным 5 м. Среднее значение коэффициента $a_{\rm T}$, исходя из данных измерений [7], взято равным 6,25 м²/с.

Для принятых значений параметров, входящих в условие (17), расчетный интервал времени составил 1 с.





Результаты расчета поля температур по уравнению (5) показаны в безразмерных величинах на рис. 3.

Некоторые отклонения температур в соответственных точках расчетного и экспериментального графиков следует отнести за счет инерционности термодатчиков и несовершенства регистрирующей аппаратуры.

В целом же сопоставление результатов расчета и эксперимента показывает их удовлетворительную сходимость.

ЛИТЕРАТУРА

- 1. Берлянд М. Е. Современные проблемы атмосферной диффузии и загрязнения атмосферы. Гидрометеоиздат, Л., 1975, 448 с.
- 2. Берг В. А. О методике вычисления температуры текучих вод свободных потоков. Труды ЛГМИ, 1958, вып. 7, с. 106—121.
- 3. Готлиб Я. Л., Жидких В. М., Сокольников Н. М. Тепловой режим водохранилищ гидроэлектростанций. Гидрометеоиздат, Л., 1976. 203 с.
- 4. Осипова В. А. Экспериментальное исследование процессов теплообмена. «Энергия», М., 1969. 392 с.

5. Пехович А. И., Жидких В. М. Расчеты теплового режима твердых тел. «Энергия», Л., 1976. 351 с.

- 6. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. «Наука», М., 1964. 487 с.
- 7. Воронцов П. А. Турбулентность и вертикальные токи в пограничном слое атмосферы. Гидрометеоиздат, Л., 1966. 296 с.

С. И. ДМИТРИЕВ, Н. Г. КАЩЕЕВА¹ (ЛГМИ)

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ИНТЕНСИВНОСТИ МОЛЕКУЛЯРНОЙ ДИФФУЗИИ ПАРОВ ЖИДКОСТИ ИЗ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО КАПИЛЛЯРА ПРИ ЕЕ ИСПАРЕНИИ

При изучении режима высыхания капиллярно-пористых тел обычно используют количественные зависимости для расчета интенсивности капиллярного испарения, соответствующие одномерной задаче диффузии паров в зоне испарения капилляра [1, 5, 6 и др.].

Применительно к рассматриваемой задаче (рис. 1) уравнение диффузии можно записать в следующем виде:

$$i_{z=1} = -D_p \frac{p_l - p_0}{l},$$
 (1)

где $i_{z=0}$ — интенсивность капил, лярного испарения, г/см²·с;-

> *D*_p — коэффициент пропорциональности, который выражается соотноше-

ием
$$D_p = D \frac{\mu}{RT}$$

- D коэффициент диффузии паров (при наблюдаемой в опыте абсолютной температуре Т и атмосферном давлении р_в);
- µ, *R* соответственно молекулярная масса испаряющаяся жидкости и универсальная газовая постоянная;

¹ Н. Г. Кащеева выполнила расчетную-часть



Рис. 1. Схема увлажненного цилиндрического і капилляра: 1— стенка капилляра; 2— жидкость

2 3ak. 97

2.2

Лединградский Глароматеодо..огичаский ин-т

p_0, p_l — упругость паров жидкости в поперечных сечениях капилляра соответственно у его устья (z=0) и непосредственно над мениском жидкости (z=l).

Уравнение диффузии (1), как показали многие исследователи, не в полной мере отвечает результатам экспериментов по изучению интенсивности капиллярного испарения.

Рядом авторов [1, 6] была разработана теория испарения жидкости из капиллярнов с учетом пленочного движения влаги. Согласно этой теории поток влаги, покидающий капилляр-пору при испарении, слагается из двух формально независимых потоков: парообразной влаги и жидкой влаги в виде пристеночной пленки. Интенсивность первого потока может быть оценена количественно по уравнению типа (1), а второго — по уравнению гидродинамики жидкой пленки.

Область применения этой теории для выполнения практических расчетов ограничена. При использовании ее для количественного изучения интенсивности высыхания капиллярно-пористых тел исследователи сталкиваются с трудностями количественной оценки пленочной составляющей потока испаряющейся влаги.

В работах [2, 3] излагалась теория капиллярного испарения, основанная на решении пространственной задачи диффузии паров жидкости в капилляре ограниченной длины (длина *l* сопоставима с радиусом капилляра — *r*₀). С помощью этой теории было дано объяснение установленного на основе данных опытов характера изменения интенсивности капиллярного испарения в зависимости от факторов, его обуславливающих.

В данной работе нами выполнено обоснование указанной выше теории путем решения пространственной задачи диффузии паров в капилляре для случая, когда его длина является полуограниченной $(l \gg r_0, l \rightarrow \infty)$.

1. Теоретические основы предлагаемого метода

Рассмотрим наиболее общий случай увлажнения капилляра, а именно, когда его внутренние стенки над мениском покрыты сорбционной пленкой жидкости, с поверхности которой, а также и с мениска непрерывно происходит испарение в воздушное пространство, не насыщенное парами жидкости (см. рис. 1).

В этих условиях в зоне испарения капилляра упругость паров *р* будет функцией радиальной координаты *r* и ординаты *z* (пространственная задача).

Отсюда следует, что интенсивность передвижения паров в любой точке M(r, z) этой зоны можно определить с помощью закона диффузии, записанного в следующей форме:

$$i_{z,r} = -D_p \frac{\partial p_{z,r}}{\partial \overline{n}}, \qquad (2)$$

где $i_{z,r}$ — интенсивность диффузии паров, г/см² с; \overline{n} — нормаль, проведенная (в точке M с координатами z, r) к элементарной площадке, ортогональной по отношению к линиям тока паров жидкости.

В целях упрощения теоретического анализа рассматриваемой задачи было принято, что испарение из капилляра происходит при изотермических условиях и в стационарном режиме (поле упругости пара, а также расстояние между мениском и устьем поддерживаются в капилляре постоянными). Так как стенки внутри капилляра покрыты сплошной пленкой жидкости и толщина пристеночной пленки жидкости в капилляре (ε) очень мала ($\varepsilon \ll r_o$), то воздушное пространство внутри капилляра в первом приближении можно рассматривать цилиндрическим по форме, а поле упругости паров в нем для случая установившегося режима процесса описать с помощью дифференциального уравнения

$$\frac{\partial^2 p}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial p}{\partial r} + \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} = 0.$$
(3)

Применительно к рассматриваемой задаче граничные условия дифференциального уравнения (3) могут быть заданы в общем виде так:

при
$$z=0$$
 $0 \le r \le r_o; p=f_1(r)$
при $z>0$ $r=r_o; p=\varphi(z)$ (4)
при $z=l\to\infty$ $p=p_l.$

Используя переменную вида

$$\overline{p}_{z,r} = \frac{p_{0,r_o} - p_{z,r}}{p_{0,r_o} - p_l},$$
(5)

нормализуем граничные условия к виду

$$z=0; \qquad 0 < r < r_{o}; \quad \overline{p'}=\Phi_{1}(r) = \frac{p_{0, r_{o}}-f_{1}(r)}{p_{0, r_{o}}-p_{l}};$$

$$z>0; \qquad r=r_{o}; \quad \overline{p}=\Psi(z) = \frac{p_{0, r_{o}}-\varphi(z)}{p_{0, r_{o}}-p_{l}}; \qquad (6$$

$$z=l \to \infty; \qquad \overline{p}=\Phi_{2}(r)=1.$$

Найдем решение дифференциального уравнения типа (3) при граничных условиях (6) как сумму частных решений

$$\overline{p}_{z,r} = \overline{p}_1 + \overline{p}_{11} , \qquad (7)$$

2*

имея в виду, что переменные p_1 и p_{11} должны удовлетворять следующим преобразованиям:

при
$$z=0, \quad \overline{p}_{I} = \overline{\Phi}_{I}(r), \quad \overline{p}_{II} = 0;$$

при $z>0, \quad \overline{p}_{I} = 0, \qquad \overline{p}_{II} = \Psi(z).$ (8)

Это решение может быть записано в виде¹

$$p_{z,r} = \frac{2}{r_o^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0(r\alpha_n)}{J_1^2(r_o\alpha_n)} e^{-\alpha_n z} \int_0^{r_o} r\Phi_1(r) J_0(r\alpha_n) dr + \frac{1}{r_o} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0(r\alpha_n)}{J_1(r_o\alpha_n)} \int_0^{\infty} \Psi(\xi) \left\{ e^{-\alpha_n} \right\}^{\xi-z} - e^{-\alpha_n(\xi+z)} \right\} d\xi, \quad (9)$$

где α_n — положительные корни уравнения $J_0(r_o\alpha_n) = J_0(\beta_n) = 0$.

Общее решение дифференциального уравнения (3) при граничных условиях (4), с учетом выражений (5) и (9), можно представить в виде следующего равенства:

$$p_{z,r} = p_{0,r_o} + (p_l - p_{0,r_o}) p_{z,r}, \qquad (10)$$

в котором переменная $p_{z,r}$ определяется выражением:

$$\overline{p}_{r,z} = \sum_{n=1}^{\infty} A_n J_0(x\beta_n) e^{-\beta_n \frac{z}{r_o}} + \sum_{n=1}^{\infty} D_{nz} \frac{J_0(x\beta_n)}{J_1(\beta_n)}$$

где

$$A_{n} = \frac{2}{J_{1}^{2}(\beta_{n})} \int_{0}^{1} x \Phi_{1}(x) J_{0}(x\beta_{n}) dx;$$

$$D_{nz} = \frac{1}{r_{o}} \int_{0}^{\infty} \Psi(\xi) \{ e^{-\alpha_{n} |\xi-z|} - e^{-\alpha_{n} (\xi+z)} \} d\xi,$$

$$x = \frac{r}{r_{o}}.$$

Общее выражение для интенсивности испарения жидкости из капилляра имеет вид:

$$i_{z=0} = -\frac{D_p}{\pi r_o^2} \int_0^{2\pi} \int_0^{r_o} \left(\frac{\partial p}{\partial z}\right)_{r, z=0} d\varphi \cdot r dr = -2D_p \int_0^1 \left(\frac{\partial p}{\partial z}\right)_{r, z=0} \cdot x dx.$$
(11)

¹ Частные решения заимствованы нами в монографии Г. Карслоу, Д. Егера [7], с. 220.

2. Анализ данных экспериментов по изучению капиллярного испарения на основе теоретических зависимостей

Для выполнения анализа выражений (10) и (11) необходимо знать граничные условия исследуемой задачи, т. е. функции $\Phi_1(r)$ и $\Psi(z)$. Вид этих функций зависит от условий опыта и, в частности, от температуры и влажности воздуха.

По температуре определяется значение насыщающей упругости паров $p_{\text{нас}}$. Для капилляров с радиусом $r_o > 10^{-5}$ см этой величине равна упругость паров над мениском жидкости в капилляре (при полном смачивании), т. е. граничное условие p_l . Для капилляров $r_o < 10^{-5}$ см величина p_l , согласно закону Томсона — Кельвина, в значительной мере зависит от кривизны мениска жидкости.

Среднее значение упругости паров в устьевом сечении капилляра p_0 принимается в первом приближении равным наблюденной в опыте упругости в воздухе $p_{возд}$ и по нему судят о толщине пристеночной пленки жидкости в этом сечении.

Из изложенного выше следует, что в общем случае рассматриваемой задачи граичные условия $\Phi_1(r)$, $\Psi(z)$ и $\Phi_2(r)$ через входящие в них величины p_0 , p_l , p_{3, r_o} и $p_{0,0}$ должны зависеть также и от радиуса капилляра. Следовательно, даже в условиях одного и того же опыта граничные условия могут быть различными для капилляров разных радиусов. Этот вывод полностью согласуется с теоретическими уравнениями решаемой задачи и с результатами экспериментов.

В ходе выполнения анализа теоретических выражений (10) и (11) нами были использованы данные опытов, выполненных И. Г. Ершовой [4]. При этом путем подбора было установлено, что данные указанных экспериментов и формул (10) и (11) хорошо совпадают, если в последних в качестве граничных условий (4) использовать следующие соотношения:

$$f_{1}(r) = p_{0,0} - (p_{0,0} - p_{0,r_{o}}) \frac{1 - e^{-bx \left(\frac{l}{r_{o}}\right)^{m}}}{1 - e^{-b(l/r_{o})^{m}}} \simeq$$
$$\simeq p_{0,r_{o}} - (p_{0,r_{o}} - p_{0,0}) e^{-bx \left(\frac{l}{r_{o}}\right)^{m}};$$

(12)

$$\Psi(z) = p_{0, r_o} - (p_{0, r_o} - p_l) \frac{1 - e^{-c\frac{z}{r_o}}}{1 - e^{-c\frac{l}{r_o}}}$$

-21

и, соответственно;

$$\Phi_{1}(r) = \frac{\dot{p}_{0,r_{o}} - \dot{p}_{0,0}}{p_{0,r_{o}} - \dot{p}_{l}} e^{-bx \left(\frac{l}{r_{o}}\right)^{m}}$$
$$\Psi(z) = \frac{1 - e^{-c\frac{z}{r_{o}}}}{1 - e^{-cl/r_{o}}},$$

в которых, в частности, для капилляров r₀=2,5 мк коэффициент с имеет следующие численные значения:

$$c=0,1\,\frac{r_o}{l}\,.$$

Выражение (11) для интенсивности испарения жидкости из капилляра, с учетом соотношения (12), принимает вид:

$$i_{z=0} = -k_i D_p \, \frac{p_i - p_0}{r_o} \,, \tag{13}$$

где.

$$k_{i} = 4 \left\{ \frac{p_{0,r_{o}} - p_{0,0}}{p_{l} - p_{0}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\int_{0}^{1} xe^{-bx \left(\frac{l}{r_{o}}\right)^{m}} J_{0}(x\beta_{n}) dx}{J_{1}(\beta_{n})} + \frac{p_{l} - p_{0,r_{o}}}{p_{l} - p_{0}} \cdot \frac{1}{1 - e^{-cl/r_{o}}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{c}{\beta_{n}(\beta_{n} + c)} \right\}.$$

При этом, так как $c \ll \beta_n$, в соотношении (13)

$$\sum_{n=1}^{\infty} \frac{c}{\beta_n (\beta_n + c)} = 0,024 \frac{r_o}{l}$$

Согласно формуле (13), интенсивность капиллярного испарения находится в обратно пропорциональной зависимости от радиуса капилляра, а также зависит от соотношения $\frac{r_o}{l}$, т. е. зависимость $i_{z=0}=f(r_o)$ не является однозначной и линейной. Эти теоретические выводы согласуются с экспериментальными данными (рис. 2).

Формула (13) может быть записана в виде зависимости аналогичной закону диффузии (1):

$$i_{z=0} = -k_{z=0} \cdot D_p \frac{p_l - p_0}{l}$$
, (14)

где $K_{z=0} = \frac{K_i}{r_o/l}$.

От закона одномерной диффузий (1) выражение (14) формально отличается наличием в нем коэффициента $K_{z=0}$, значение которого характеризуется соотношением $K_{z=0} > 1,0$ и зависит от r_{o}/l , формы поперечного сечения капилляра и от граничных условий задачи (при $r_o/l \to 0$, $K_{z=0} \to 1,0$). Если $K_{z=0} = 1,0$, то это означает, что в данном случае диффузия паров в капилляре может рассматриваться как одномерная.





На рис. З сплошной линией изображена графическая зависимость $K_i = f(r_o/l)$, вычисленная по формуле (13), и пунктиром прямая K_1 , соответствующая формуле (1), т. е. для случая $K_i = r_o/l$. График является очень удобной и наглядной формой представления (в целях анализа) данных опытов по изучению капиллярного испарения. Он дает возможность, во-первых, оценить количественно ошибку, которая может быть допущена при определении интенсивности капиллярного испарения для соответствую-

щего интервала значений r_o/l , если расчет для условий опыта вести по выражению (1), а не по формуле (13). Во-вторых, в дальнейшем в результате анализа такого графика, построенного при использовании достаточного количества и разнообразных (для различных r_o , r_o/l и т. д.) экспериментальных данных, представляется возможность установить характер изменения коэффициента $K_{z=0}$ в зависимости от факторов, характеризующих условия опытов.



Рис. 3. Графическая зависимость 1, вычисленная по формуле (13), и прямая K_1 , соответствующая выражению (1). Условными значками помечены точки, соответствующие данным опыта И. Г. Ершовой: $\times -r_0 = 11$ мк; $\Delta - r_6 = 2,5$ мк. Удловия опыта: T = 292 К, $P_6 = 740$ мм Hg. $\frac{P_0}{P_{\text{Hac}}} = 0.97$

Таким образом, в ходе выполнения теоретического анализа интенсивности капиллярного испарения и сопоставления полученных количественных зависимостей с данными экспериментов установлено следующее:

1. Предлагаемая теория капиллярного испарения хорошо согласуется с данными лабораторных экспериментов, а формула (13) может быть использована для практических расчетов интенсивности этого процесса. 2. Из формулы (13) и из данных экспериментов следует, что интенсивность капиллярного испарения изменяется, при прочих равных условиях, в зависимости от радиуса и от соотношения радиуса и глубины зоны испарения капилляра.

3. Формула одномерной диффузии (1) является частным случаем формулы (14) и в полной мере справедлива лишь при определенных условиях.

ЛИТЕРАТУРА

- Дерягин Б. В., Нерпин С. В., Чураев Н. В. Теория испарения жидкости из капилляров с учетом пленочного движения влаги. Сб. тр. АФИ, вып. 11, 1965.
- 2. Дмитриев С. И. Теория капиллярного испарения, основанная на решении пространственной задачи диффузии паров в капиллярах. В кн.: «Тепло и массоперенос», т. 6, ч. I, «Наукова думка», Киев, 1968, с. 82—91.
- 3. Дмитриев С. И. Изменение интенсивности капиллярного испарения в зависимости от соотношения между радиусом и глубиной зоны испарения капилляра. Тр. ЛГМИ, вып. 36, 1969, с. 3—12.
- 4. Ершова И. Г. Исследование процессов испарения жидкостей из тонких кварцевых капилляров. Диссерт. на соиск. уч. степени канд. физ.-мат. наук. АФИ, Л., 1968.
- 5. Лы-ков А. В. Явления переноса в капиллярно-пористых телах. ГИТТЛ, М., 1954. 296 с.
- 6. Чураев Н. В. Механизм переноса влаги в капиллярно-пористых телах. ДАН СССР, 148, № 6, 1963.
- 7. Карслоу, Д. Егер. Теплопроводность твердых тел. Пер. с англ. «Наука», М., 1964. 488 с.

А. Р. КОНСТАНТИНОВ (ЛГМИ), В. В. СЕРИКОВА (ГГИ)

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ АППРОКСИМАЦИЯ КРИВЫХ ГРАФИЧЕСКИХ РЕГРЕССИЙ СВЯЗИ ПОТЕРЬ СТОКА И УРОЖАЙНОСТИ С ОПРЕДЕЛЯЮЩИМИ ФАКТОРАМИ

Для удобства практического использования расчетных методик, автоматизации счета и уплотнения исходной информации следует рассмотреть вопросы аналитического описания построенных в работах [1, 2, 3] графических зависимостей эллиптического вида.



Рис. 1. Зависимость норм потерь стока от температуры и влажности воздуха на водосборе

Графики связи норм потерь стока с климатическими факторами [3] указывают на максимум потерь в умеренных климатических условиях, характерных для лесостепи (рис. 1). В переувлажненных условиях и пустыне, холодном и жарком климате потери стока снижаются. Подобный ход имеют изолинии связи урожая озимой пшеницы с погодными условиями теплого периода вегета-ции, детализированные по четырем межфазным периодам: посев осеннее прекращение вегетации, возобновление вегетации — выход в трубку, выход в трубку, — колошение, колошение — восковая спелость, которые представлены в работах [1, 2].

В каждом случае изолинии — семейство соосных эллипсов, ориентированных в одном направлении. В пространственной интерпретации подобная система образует куполообразную поверхность (рис. 2, а), построенную на следующих осях: апликата — искомая функция F (потери стока, относительный урожай) абсцисса —



Рис. 2. Схема пространственной интерпретации двумерной связи в исходных T и e (a) и в преобразованных ф и ф координатах (б),

тепловой фактор Т (температура воздуха или радиационный баланс), ордината — фактор влажности е (абсолютная влажность воздуха, осадки). Оптимальные значения факторов (Топт, еолг) являются координатами точки максимума поверхности — вершины купола. В общем случае поверхности могут быть несимметричные и составлять с осями координат некоторых угол.

Аппроксимация подобных эмпирических поверхностей разбивается на три этапа. Исходя из внешнего вида поверхности устанавливается, вид функции. Затем, определив параметры функции, получают ее аналитическое выражение. Далее проводится проверка соответствия модели эмпирическим данным.

Общей теории аналитического описания подобного вида двухфакторных поверхностей нет. В теории статистических распределений существуют описания отдельных двухмерных распределений. Эти примеры могут служить некоторым аналогом при изучении структуры наших геометрических поверхностей. Свойства, характеризующие форму и положение поверхности — одномодальность, эллиптичность, поворот относительно координатных осей и симметричность, — определяют главным образом структуру модели. Основная сложность в аппроксимации рассматриваемой эмпи-

рической поверхности заключается в том, что оси симметрии эллипсов, образующих поверхность, не параллельны координатным осям. Можно сознательно пойти на увеличение ошибки по одному из факторов и описать экспериментальный материал по обоим факторам одинаковыми кривыми. В этом случае эллипсы превратятся в окружности и офиентицаия осей симметрии не будет играть никакой роли, т. е. не повлияет на результаты дальнейших расчетов. Если некоторые потери в простоте описания принцпиально менее важны, чем его адекватность, то целесообразнее поступить следующим образом.

Используя общий метод преобразования координат, можно перейти к независимым величинам по формулам

 $\varphi = T \cdot \cos \alpha + e \cdot \sin \alpha;$

 $\psi = -T \cdot \sin \alpha + e \cdot \cos \alpha,$

где а — угол поворота поверхности относится координатных осей *ОТ* и *Ое* (рис. 2, б).

Рис. 3. Кардинальная кривая сечения исследуемой двумерной фигуры вертикальной плоскостью уох

Кроме того, можно центрировать величины по осям факторов таким образом, чтобы оптимальное значение элемента (φопт, фопт) совпало с началом координат. В дальнейшем будем оперировать полученными величинами φиψ.

(1)

Для закрепления поверхности в плоскости факторов могут быть использованы кривые, которые получаются в сечении поверхности

координатными плоскостями FOx и FOy (см. рис. 2, б). Назовем эти кривые кардинальными. По форме они подобны кривой, изображенной на рис. 3. Определив вид аналитического описания каждой кардинальной кривой алгебраическим преобразованием (например, умножением по аналогии с двумерным распределением двух независимых величин), переходим к описанию поверхности.

Выбор удачной модели для одномерной кривой (в нашем случае одновершинной) зависит от правильного учета асимметрии. Наиболее общей зависимостью может служить следующее выражение, по характеру аналогичное кривой распределения Пирсона третьего типа;

$$F = F_0 \left(1 + \frac{x}{l} \right)^p \exp\left(-p \frac{x}{l}\right), \qquad (2)$$

где F_0 — значение максимума функции; 28



l — расстояние от абсциссы точки максимума до точки касания координатных осей (кривая ограничена в одном направлении точкой l), при этом, если l>0, то кривая имеет положительную косость и асимптотически приближается к горизонтальной оси при $x \to +\infty$; если l<0, то кривая имеет отрицательную косость при $x \to -\infty$;

p — параметр (*p*>0), рассчитываемый по формуле, определенной методом наименьших квадратов по уравнению кривой, приведенной логарифмированием к линейному виду:

$$p = \frac{\ln\left(\prod_{i} \frac{y_{i}}{y_{0}}\right)}{\ln\left[\prod_{i} \left(1 + \frac{x_{i}}{l}\right) - \frac{1}{l}\sum_{i} x_{i}\right]}$$

где (y_i, x_i) — концы осей *i*-их эллипсов, спрямляемые кардинальной кривой, кроме точек, принадлежащих самой кривой (точка касания и вершина).

Если кривая симметрична, для описания проще воспользоваться выражением:

$$F = F_0 \exp\left(-\frac{x^2}{2a}\right),\tag{4}$$

здесь параметр *a* (абсцисса точки перегиба) определяется непосредственно с графика либо путем несложных расчетов, учитывающих размах кривой и отношение осей эллипса в основании поверхности. Остальные/обозначения имеют тот же смысл, что и в формуле (2).

Построив кардинальные кривые и определив аналитический вид поверхности, можно провести оценку соответствия модели эмпирическим данным. Для этого вычисляется коэффициент корреляции между функцией, снятой с изолиний после нанесения координатной сетки с заранее выбранным шагом, и значением функции, вычисленным для узлов сетки по формуле.

В качестве иллюстрации изложенных рассуждений приведем результаты аппроксимации графических зависимостей урожая озимой пшеницы от темепратуры и влажности воздуха [1, 2] с наиболее ярко выраженными свойствами описанных поверхностей. Рассмотрим первый межфазный период: посев — осееннее прекращение вегетации. Для описания этой симметричной, повернутой относительно координатных осей поверхности построено аналитическое выражение, имеющее следующую структурную форму:

$$F = F_0 \exp\left\{-\left[\frac{1}{q} \left(\frac{\psi - \psi_{\text{опт}}}{\dot{\psi}_{\text{max}} - \psi_{\text{опт}}}\right)^2 + \frac{1}{p} \left(\frac{\phi - \phi_{\text{опт}}}{\phi_{\text{max}} - \phi_{\text{опт}}}\right)\right]\right\}, \quad (5)$$

29

(3)

где величины φ и ψ определяются соотношением (1). Обозначения прежние, p и q — числовые коэффициенты, связанные с нормированием и согласованностью единиц измерения по осям факторов.

Для расчета относительного урожая с графика визуально или путем несложных расчетов снимают значения исходных параметров: в выражение (5) подставляют переменные, оперделенные из соотношения (1), и после приведения подобных членов получают окончательную расчетную формулу:

$$F = 1,4 \exp \left[-(0,74 T^2 + 0,53 Te + 0,31 e^2 + 1,2)\right].$$
(6)

Коэффициент корреляции между урожаем, снятым с изолиний и вычисленным по модели, составил 0,89±0,047. Расчет по формуле (6) можно проводить с помощью ЭВМ с выводом результатов в форме таблицы.

Аналитическое выражение графика связи ошибок предыдущего расчета с температурой и влажностью возруха на период посев прекращение вегетации [1, 2], с учетом правой асимметрии и угла поворота $\alpha = 0$, имеет следующий вид:

$$F = F_0 \left(1 + \frac{T - T_{\text{ont}}}{T_{\text{ont}} - T_{\text{min}}} \right)^{\frac{1}{p}} \left(1 + \frac{e - e_{\text{ont}}}{e_{\text{ont}} - e_{\text{min}}} \right)^{\frac{1}{q}} \times \\ \times \exp \left\{ \left[-\frac{1}{p} \left(\frac{T - T_{\text{out}}}{T_{\text{ont}} - T_{\text{min}}} \right) + \frac{1}{q} \left(\frac{e - e_{\text{out}}}{e_{\text{ont}} - e_{\text{min}}} \right) \right] \right\}.$$
(7)

Расчетная формула относительно урожая в этом случае имеет вид:

$$F = (0,5 T+0,37)^{1,2} \quad (0,8 e+1,3)^{2,7} \exp\left[-(1,7 T+1,5 e+0,7)\right] \quad (8)$$

Таким образом, определение описанным в работе методом аналитического выражения графических зависимостей (слагаемых расчета в упомянутых [1, 2, 3] схемах) не только позволит уплотнить информацию, но и значительно облегчить определение искомых функций по схемам путем автоматизации расчета с использованием ЭВМ.

ЛИТЕРАТУРА

 Константинов А. Р. Методика оценки почвенно-климатических ресурсов урожайности сельскохозяйственных культур и ее реализация на примере озимой пшеницы. Труды ИЭМ, вып. 2(29), 1974, с. 3—31.

2. Константинов А. Р. Климат и урожай озимой пшеницы. Гидрометеоиздат, Л., 1976. 32 с.

 Константинов А. Р., Попов Б. А. Эмпирическая модель связей потерь весеннего стока на овдосборе с определяющими факторами. Труды ГГИ, вып. 250. 1978, с. 47-56.

30

О. И. ЖУКОВ, И. П. СПИЦЫН (ЛО Теплоэлектропроект, ЛГМИ)

ГИДРАВЛИКА МАГИСТРАЛЬНЫХ КАНАЛОВ ВОДОРАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНОЙ СИСТЕМЫ ГРАДИРЕН

Водораспределительное устройство градирни предназначено для преобразования расхода циркуляционной воды в капильный поток. От равномерности распределения этого потока по площади орошения в значительной мере зависит охлаждающая способность градирни.

Основные параметры системы водораспределения устанавливаются технико-экономическим расчетом. В качестве оптимальной принимается система водораспределения, обеспечивающая минимальные приведенные затраты, состоящие из стоимости водоводов и электроэнергии.

В настоящее время разрабатываются и внедряются в народное хозяйство башечные градирни производительностью > 100 м³/ч циркуляционной воды. Распределение такого количества воды по площади орошения градирни с трубчатой системой водораспределения требует большого расхода металла на трубопроводы. Поэтому в сверхмощных башенных градирнях, с целью удешевления их строительства, рассматривается возможность применения открытого железобетонного канала вместо металлического магистрального трубопровода.

Гидравлический режим течения воды в таком канале относится к случаю неравномерного движения потока с переменным расходом по длине. Поступающий из вертикального стояка в начале канала расход воды при движении вдоль него разбирается рабочими трубопроводами до нулевого значения в конце канала.

Большие размеры магистральных каналов в плане могут затенять собой часть полезной площади орошения градирни. Поэтому наиболее благоприятное конструктивное решение требует минимальной ширины магистрального канала. Для пропуска требуемого расхода воды уменьшение ширины канала приводят к необходимости увеличения его глубины. В свою очередь разбрызгивающие устройства, устанавливаемые на рабочих трубах, имеют вполне определенный расчетный напор H. Следовательно, в данном случае увеличение глубины канала h может осуществляться, как это видно из рис. 1, только за счет увеличения расстояния между осью рабочего трубопровода и дном канала b. Все эти условия усложняют расчет магистральных каналов в водораспределительных системах, а имеющихся литературных и справочных данных оказывается недостаточно. Это потребовало выполнения специальных теоретических и экспериментальных исследований, задачей которых явилось установление оптимальных размеров сечения канала и его уклона для пропуска и развода требуемого расхода воды с заданной равномерностью водораспределения, а также решение ряда других вопросов.



Рис. 1. Схема магистрального канала

В общем случае установившееся движение воды в прямоугольном призматическом канале с переменным расходом по длине описывается дифференциальным уравнением следующего вида [1, 2]:

$$\frac{dh}{dS} = \frac{i - \frac{Q^2}{K^2} - \frac{1}{gB^2} \frac{Q}{h^2} \cdot \frac{dQ}{dS}}{1 - \frac{1}{gB^2} \frac{Q^2}{h^3}}, \qquad (1)$$

(2)

где i — уклон дна канала; B — ширина; Q — расход воды, изменяющийся в направлении координаты S (см. рис. 1); h — глубина потока; g — ускорение свободного падения; K — модуль расхода [3].

При проектировании водораспределительных систем градирен наиболее приемлемый вариант магистрального прямоугольного призматического канала может быть такой, в котором обеспечивается постоянная глубина по длине (dh/ds=0). В этом случае уравнение (1) принимает вид

$$i = \frac{Q^2}{K^2} + \frac{1}{gB^2} \frac{Q}{h^2} \frac{dQ}{dS}$$

Из уравнения (2) видно, что обеспечить постоянную глубину потока в призматическом канале при движении потока с переменным расходом по длине можно изменением уклона дна.

Согласно рис. 1, уклон дна $i = -\frac{dZ}{dS}$. Обозначим изменение расхода по длине канала $\frac{dQ}{dS} = -q$. Используя эти обозначения, после интегрирования уравнения (2) для участка потока длиною $\Delta S = S_2 - S_1$ получаем следующую зависимость для определения перепада отметок дна $\Delta Z = Z_1 - Z_2$:

$$\Delta Z = \frac{Q_1^3 - Q_2^3}{3qK^2} - \frac{Q_1^2 - Q_2^2}{2gB^2h^2}, \qquad (3)$$

где Q_1 — расход воды в створе 1 (см. рис. 1); $Q_2 = Q_1 - \Delta Q$ — расход воды в створе 2. Здесь $\Delta Q = \Delta S \cdot q$. Если ΔS принять равным расстоянию между последующими по длине канала устьями рабочих трубопроводов S, то ΔQ определится расходом воды в последних:

$$\Delta Q = n_c q_c , \qquad (4)$$

где n_c — число разбрызгивающих устройств на одном (при одностороннем) и двух (при двустороннем водоотводе) трубопроводах;

 q_c — расход воды через каждое разбрызгивающее устройство. В зависимости от длины рабочих трубопроводов число n_c и величина ΔQ на отдельных участках магистрального канала могут быть неодинаковыми. Поэтому и уклон дна, согласно зависимости (3), будет переменной величиной. Упрощая задачу, можно принять ΔQ на отдельных участках магистрального канала постоянной величиной.

Тогда суммарный перепад отметок дна в начале и конце канала определится из уравнения (3) при условии, что при $S_{\rm H}$ расход воды $Q_1 = Q$ и при $S_{\rm H} Q_2 = 0$:

$$-Z_{\rm \scriptscriptstyle R} = \frac{Q^3}{3\overline{q}K^2} - \frac{Q^2}{2{\rm g}B^2h^2} \,. \tag{5}$$

Примем, что

$$\overline{q} = Q/L$$
,

где

 L — длина канала, на которой расход Q равномерно отводится рабочими трубопроводами;

 $Q^2/K^2 = Q^2/C^2 \omega^2 R = i_f -$ уклон трения;

 $Z_{\rm H}$

 $v_0 = Q/Bh$ — средняя скорость потока;

*i*_v = $v_0^2/2g L$ — уклон восстановления кинетической энергии потока в потенциальную.

Из уравнения (6) следует, что уклон дна магистрального канала определяется уклонами трения и восстановления. Первый определяется потерей энергии потока на трение, а второй изменением средней скорости потока по мере уменьшения расхода воды вдоль канала. При определенных условиях уклоны if и iv могут оказаться в таком соотношении, что уклон дна канала можно принять равным нулю. Эти условия определяются из уравнения (6) при условии i=0.

 $\iota=\frac{1}{3}\,i_j-i_v\,.$

(6)

(7)

$$\frac{R}{L} = \frac{2}{3} \frac{g}{C^2},$$

где $R = \frac{Bh}{B+2h}$ — гидравлический радиус канала; C — коэффициент Шези.

При выполнении условий (7), пренебрегая потерями напора на местные сопротивления, связанными с процессом отделения потока, вода в канале будет течь при нулевом уклоне дна и постоянной глубине потока. С увеличением глубины потока может наблюдаться обратный уклон водной поверхности. При уменьшении глубины, согласно условию (7), возможен и положительный уклон водной поверхности.

Если, например, принять, что расход воды Q=7 м³/с равномерно разбирается рабочими трубопроводами по каналу длиной L = 100 м, шириной B = 1.3 м, глубиной h = 2.5 м с коэффициентом шероховатости бетонных стенок n=0.014 (C=65), то при горизонтальном дне обратный уклон водной поверхности составит 0,0017, т. е. из 0,25 м восстановвшегося скоростного напора к концу канала только 0,08 м напора расходуется на преодоление сил гидравлического трения потока о стенки канала.

Однако транзитный поток в канале расходует свою энергию не только на трение. Значительная часть ее тратится на процессы отделения воды в рабочие трубопроводы. Поэтому в уравнении (6) к уклону трения прибавится еще положительный уклон на местные сопротивления, связанные с водоотделением, которые вместе с пермогут полностью компенсировать восстанавливающийся выми скоростной напор или даже несколько превысить его.

Расчет показывает, что в рассматриваемом случае магистральный цилиндрический прямоугольый канал можно выполнять с/горизонтальным дном. Запас глубины (высоты стенок) при заданных гидравлических характеристиках может быть определен с помощью уравнения (6) при условии i=0.

Дальнейшими экспериментальными исследованиями установлено, что на условия входа и соответственно на коэффициент сопротивления входа из магистрального канала в рабочий трубопровод (см. рис. 1) влияет расстояние от геометрического центра трубопровода до дна магистрального канала b, расстояние между смежными трубопроводами с и скоростью потока в канале vo.

Обычно расстояния b и c (см. рис. 1) в магистральных каналах имеют такие значения b/d < 2.5 и c/d < 5), что при входе воды в рабочий трубопровод совершенного сжатия не получается. Поэтому справочные данные о коэффициенте сопротивления на вход [4]





без учета несовершенства сжатия использованы быть не могут. Кроме того, коэффициент сопротивления входа будет также зависеть от коэффициента отвода [5], равного отношению скорости перед боковым отводом v_0 к скорости в канале отвода $v_{\rm TD}$ ($\beta =$ $= v_0 / v_{\rm Tp}$).

Изменением в выполненных опытах расстояния от трубопровода до дна канала (b/d=2,0; 3,5; 5,8 и 8,8) при постоянном значении c/d=3 и переменном коэффициенте отвода ($\beta=0 \div 1.2$) установлена зависимость коэффициента сопротивления входа Свх от этих параметров, которая графически показана на рис. 2. Эта зависимость аппроксимируется аналитическим уравнением следуюшего вида:

$$\zeta_{\rm BX} = \zeta_{\rm BX}' (1 - \tau) + 0.255 \,\beta^{3/2} \,(1 - \tau) \,(8 - \tau)^{3/2} \,(1 - \tau)^{3/2} \,(1$$

- поправка на несовершенство сжатия; _{Фтр} --- плогле τ= щадь живого сечения рабочего трубопровода; ω₀ — площадь стенки канала, которая (см. рис. 1), определялась расстоянием между, осями рабочих трубопроводов с и расстоянием от трубопровода до дна канала b; β — коэффициент отвода; ζ_{вх} — справочное значение 3*

коэффициента сопротивления входа, определяемое условиями входа при $\tau = 0$ и $\beta = 0$.

С целью изучения скоростной структуры потока по длине магистрального канала, при равномерном уменьшении расхода по его длине, была выполнена специальная серия опытов, в которой мест-



Рис. 3. Поля изотах в канале (*B*/*h*= =0,74; *c*/*d*=3; *v*₀=0,44' м/с) при отводе воды:

1 — двустороннем ($\beta = 0,52$); 2 — одностороннем ($\beta = 0,46$); 3 — без бокового отвода

ные скорости в отдельных сечениях измерялись трубкой Пито.

Показаніный на рис. З характер поля относительных скоростей сохраняется примерно одинаковым по всей канала. При длине ЭТОМ односторонний или двусторонний водоотвод незначительно изменяет скоростную структуру потока, которая была в канале без бокового отвода. Это означает, что в канале при переменном расходе по длине поток обладает несущей способностью по всему сечению, аналогичной потоку без бокового отвода, и определяется теми же законами, что в потоке с постоянным расходом по длине.

Сравнение полей изотах, полученных при различных расстояниях водозаборных труб от дна канала, по-

что лучшим вариантом является тот, при котором казало, трубы располагаются ближе ко В этом случае дну канала. отвод 🕺 воды меньшей степени лвияет на переформировав Кроме того, при распоюложении ние скоростной структуры. скоростей наименьших местных отводящих труб в зоне рабочие транзитного потока улучшаются условия входа в трубопроводы, что приводит к снижению потери энергии потока на входе.

Проведенные теоретические и экспериментальные исследования гидравлики магистрального канала системы водораспределения градирен позволили получить расчетные зависимости, с помощью которых можно рассчитать основные размеры канала, обеспечивающие достаточно равномерную подачу воды по всей площади орошения.

Получена также возможность пересчитывать справочные значения коэффициентов сопротивления на вход в рабочие трубопро-36
воды с учетом скорости потока в магистральном канале, а также с учетом несовершенного сжатия потока при входе.

Лабораторные исследования позволили также сделать вывод о том, что уменьшение ширины магистрального канала за счет увеличения глубины и вынужденного в связи с этим увеличения расстояния от рабочих труб до дна канала не сопровождается значительными изменениями скоростной структуры и несущей способности потока по длине канала.

ЛИТЕРАТУРА

- 1. Маккавеев В. М., Коновалов И. М. Гидравлика. Речиздат. М.-Л., 1940. 435 с.
- 2. Чугаев Р. Р. Гидравлика. «Энергия», Л., 1975. 600 с.
- 3. Чугаев Р. Р. Гидравлические термины. «Высшая школа», М., 1974.
- 4. И дельчик И. Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям. Энергоиздат, М.-Л., 1960. 348 с.
- 5. Технические указания по расчету и проектированию башенных градирен для тепловых электростанций и промышленных предприятий. ВСН 14—67. «Энергия», Л., 1971. 65 с.

И. П. СПИЦЫН (ЛГМИ)

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ГИДРАВЛИКИ Водораспределительных систем башенных градирен

В последнее время в нашей стране башенные градирни в системах оборотного водоснабждения ТЭЦ приобретают все большее распространение. Рост мощностей крупных тепловых и атомных электростанций требует создания градирен большой производительности. В таких градирнях широко используется система напорного водораспределения, состоящая из трубопроводов различных длин и диаметров, на которых крепятся разбрызгивающие устройства. Последние своими факелами создают капельный поток воды на ороситель градирни.

В пленочных градирнях охлаждение воды в основном происходит в оросителе с пленки, а не в факелах разбрызгивания над ним [4]. Поэтому оно зависит не столько от размеров капель в факелах разбрызгивания над оросителем, сколько от равномерности распределения воды в нем. Отсюда вытекает основная задача при расчете и проектировании водораспределительных систем — получить при наименьших потерях напора в системе наиболее равномерное водораспределение.

Применяемые при гидравлических расчетах водораспределительных систем зависимости [2, 7] основаны на уравнении Бернулли и содержат большое количество эмпирических коэффициентов, требующих уточнений. Существующие разбрызгивающие устройства [1, 7] нуждаются в совершенствовании.

В настоящей работе излагаются результаты изучения данного вопроса кафедрой водных исследований ЛГМИ в лабораторных и натурных условиях, которые могут быть использованы при гидравлических расчетах и проектировании водораспределительных систем градирен.

Распределение теряемого в водораспределительной системе напора от входа в магистральный трубопровод до выхода из разбрызгивающего устройства может быть выражено следующим уравнением:

$$H_{\rm c} = h_{\rm T.M} + h_{\rm T.p} + h_{\rm p.y} + \frac{v_{\rm u}^2}{2g},$$
 (1)

где $h_{\text{т.м}}$ — потеря напора на участке магистрального трубопровода; $h_{\text{т.р.}}$ — то же на участке рабочего трубопровода;

h_{р.у} — то же, в разбрызгивающем устройстве.

Каждый член, входящий в уравнение (1), представляет сумму местных потерь и потерь на трение по длине трубопровода и выражается через скоростной напор. Так, сумма потерь в магистральном трубопроводе может быть выражена следующей зависимостью:

 $h_{\text{T.M}} = (\xi_{\text{BX.M}} + \xi_{\text{TP.M}} + \xi_{\text{CHI.M}}) \frac{v_{\text{M}}^2}{2g},$ (2)

где $v_{\rm M}$ — средняя скорость потока в магистральном трубопроводе; g — ускорение свободного падения;

ξ_{сж.м} — в сходящемся переходном конусе от большого диаметра трубопровода к меньшему;

ξ_{тр.м} — на трение по длине.

ξ_{вх.м} — соответственно коэффициенты сопротивления на вход в магистральный трубопровод;

Аиалогичный вид имеет зависимость для определения суммарных потерь в рабочем трубопроводе на участке от входа в него до входа в разбрызгивающее устройство:

$$h_{\mathrm{r.p}} = (\xi_{\mathrm{BX,p}} + \xi_{\mathrm{rp.p}} + \xi_{\mathrm{cw.p}}) \frac{\vartheta_{\mathrm{p}}^{2}}{2g}, \qquad (3)$$

где ξ_{вх.р}, ξ_{тр.р}, ξ_{сж.р} — соответственно коэффициенты сопротивления на вход, трение и сжатие в рабочем трубопроводе;

*v*_p — средняя скорость потока в рабочем трубопроводе.

В общем случае, когда разбрызгивающее устройство крепится на рабочем трубопроводе с помощью переходного патрубка, суммарные потери напора от входа в патрубок до выхода воды в атмосферу могут быть выражены следующей зависимостью:

$$h_{\rm p.y} = (\xi_{\rm BX.II} + \xi_{\rm TP.II}) \frac{v_{\rm I}^2}{2g} + (\xi_{\rm BX.II} + \xi_{\rm TP.II}) \frac{v_{\rm H}^2}{2g} , \qquad (4)$$

где первый член выражает потерю напора в патрубке, а второй в насадке разбрызгивающего устройство, в которых соотвественно: $\xi_{BX,H}$ — коэффициенты сопротивления на вход; $\xi_{TD,H}$ — коэффициенты сопротивления на трение;

*v*_п и *v*_н — средние скорости в патрубке и в выходном сечении насадка.

Песледний член уравнения (1) представляет ту часть энергии потока, которая расходуется на создание скоростного напора в выходном живом сечении разбрызлгивающего устройства и образование капельного факела. Поэтому при заданном напоре, с целью увеличения этой энергии, стремятся снизить его непроизводительные потери.

Исключив из уравнения (1) потери напора в магистральном и рабочем трубопроводах и имея в виду зависимость (4), полный напор в створе разбрызгивающего устройства над выходным отверстием насадка можно выразить следующей зависимостью:

$$H_{p,y} = (\xi_{BX,\Pi} + \xi_{TP,\Pi}) \frac{v_{\Pi}^2}{2g} + (\xi_{BX,H} + \xi_{Tp,H} + 1) \frac{v_{H}^2}{2g}$$
(5)

Из этой зависимости средняя скорость потока, выходящего из насадка, будет равна

$$v_{\rm H} = \varphi_{\rm p,y} \, \sqrt{2g} \, H_{\rm p,y} \,, \tag{6}$$

где ф_{р.у} — коэффициент скорости разбрызгивающего устройства, равный

$$\varphi_{p.y} = \frac{1}{\gamma_1 + \xi_{BX.H} + \xi_{TP.H} + (\xi_{BX.II} + \xi_{TP.II})\alpha^2}$$
, (7)

где α — отношение площадей выходного сечения насадка и патрубка.

Расход воды через выходное отверстие насадка разбрызгивающего устройства определится по формуле

$$q_{\rm p.y} = \mu_{\rm p.y} \,\omega_{\rm H} \,\sqrt{2g} \,H_{\rm p.y} \,, \qquad (8)$$

где μ_{р.у} = $\mathscr{E} \varphi_{p,y}$ — коэффициент расхода разбрызгивающего устройства (\mathscr{E} — коэффициент сжатия струи при выходе); $\omega_{\rm H}$ — площадь живого сечения отверстия насадка.

Если насадок разбрызгивающего устройства крепится на рабочем трубпроводе без патрубка, т. е. заподлицо с его внутренней поверхностью (рис. 1), то уравнение (7) примет вид

$$\varphi_{\rm H} = \frac{1}{\gamma_1 + \xi_{\rm BX,H} + \xi_{\rm TP,H}} \,. \tag{9}$$

Соответственно формулы (6) и (8) примут вид

$$v_{\rm H} = \varphi_{\rm H} \, \sqrt{2g \, H_{\rm H}}; \tag{10}$$

$$q_{\rm H} = \mu_{\rm H} \omega_{\rm H} \sqrt{2g} H_{\rm H}. \tag{11}$$

В рассмотренных выше зависимостях коэффициент сопротивления по длине выражается формулой

$$\xi_{\rm Tp} = \lambda \, \frac{l}{d} \,, \tag{12}$$

где *l* — длина трубопровода; *d* — его диаметр; λ — коэффициент сопротивления по длине, который, как и коэффициент местных сопротивлений ξ, определяется по сравочным и опытным данным.

На примере секторной схемы расположения труб в градирне с применением разбрызгивающих устройств типа цилиндрического насадка с чашечным отражателем [1, 7], получивших в настоящее время наибольшее применение, рассмотрим, какую часть от общих составляет каждая из указанных выше потерь и каковы пути их уменьшения.



Рис. 1. Разбрызгивающее устройство типа коноидального насадка с коническим отражателем на рабочем трубопроводе:

а — очертания коноидального насадка; б — крепление насадка на стальной трубе; 1 — стальная труба, 2 — гайка, 3 — насадов; в — крепление разбрызгивающего устройства на асбестоцементной трубе; 1 — труба, 2 — прокладка, 3 — насадок, 4 — стойки, 5 — отражатель с рассекателем; г — вид отражателя сверху

Поскольку при расчетах и проектировании водораспределительных систем стремятся получить возможно большую скорость в выходном сечении разбрызгивающего устройства, потери здесь могут оказаться бо́льшими, чем в магистральном и рабочем трубопроводах. Поэтому в исследованиях особое внимание было обращено именно на эту часть водораспределительной системы.

В первую очередь на специальном лабораторном стенде и в натурных условиях на градирнях Старобешевской ГРЭС и Новокуйбышевской ТЭЦ-2 всестороннему изучению подвергалась работа разбрызгивающего устройства, состоящего из цилиндрического насадка и чашечного отражателя.

В первой серии опытов стандартный цилиндрический насадок с чашечным отражателем монтировался на рабочем трубопроводе

заподлицо с внутренней его поверхностью. В каждом опыте при заданном напоре измерялся расход воды через отверстие насадка и скорость потока в рабочем трубопроводе.

Полученные опытные данные в диапазоне напоров над отверстием насадка от 0,5 до 2,5 м позволили с помощью приведенных выше зависимостей установить, что при малых скоростях потока в рабочем трубопроводе коэффициенты скорости, сжатия и расхода соответственно $\varphi_{\rm H}$ =0,82; \mathscr{E} =1,0; $\mu_{\rm H}$ =0,82. Коэффициент



Рис. 2. Зависимость значений коэффициента сопротивления на вход с_{вх} от коэффициента отвода β:

I — цилиндрический отвод под прямым углом; 2 – то же, под углом 60°; 3 — коноидальный вход

сопротивления на вход в насадок, согласно уравнению (9) (принебрегая коэффициентом сопротивления по его длине), оказался равным 0,5, т. е. такому значению, которое для подобных условий рекомендуется справочником [3]. Данному коэффициенту сопротивления разбрызгивающего устройства, при расходе $q_{\rm H}$ =2,5 л/с и диаметре насадка $d_{\rm H}$ =26 мм, согласно уравнением (4), (11) и (12), соответствуют потери напора, равные 0,58 м.

Опытным путем установлено, что с увеличением скорости потока в рабочем трубопроводе $v_{под}$ или отношения этой скорости к скорости в насадке $v_{отв}$, называемого обычно [7] коэффициентом отвода β , коэффициент сопротивления на вход в насадок возрастает. Это изменение коэффициента $\xi_{вх}$ от величины β , полученное опытным путем, показано на рис. 2 (кривая 1). Исследования на прозрачных моделях условий входа в цилиндрический насадок показали, что увеличение сопротивления при входе обусловлено возрастанием степени сжатия входящей струи со стороны набегающего потока в рабочем трубопроводе. Дальнейшими лабораторными исследованиями было установлено, что коэффициент расхода и скорости разбрызгивающего устройства ниже, если насадок его на рабочем трубопроводе смонтирован через патрубок (соплодержатель), а не заподлицо с внутренней стенкой трубопровода. При определенном отношении диаметров отверстия насадка к диаметру патрубка и длине патрубка коэффициент расхода может понизиться до 0,78. При этом коэффициент сопротивления разбрызгивающего устройства в целом составит. 0,64. Для примерно аналогичных условий, в которых работают разбрызгивающие устройства на градирнях Старобешевской ГРЭС при расходе $q_{\rm H}$ =2,5 л/с, потеря напора оказались равны 0,8 м.

Многочисленными измерениями общего расхода на градирнях Старобешевской ГРЭС и Новокуйбышевской ТЭЦ-2 с параллельным измерением напора на разбрызгивающие устройства, а также измерениями напора и расхода на отдельных разбрызгивающих устройствах было установлено, что в среднем коэффициент расхода (скорости) используемых в градирнях насадок равен 0,77. Этими измерениями надежно подтверждены данные лабораторных исследований, которые показали, что на преодоление сопротивлений в разбрызгивающих устройствах типа цилиндрического насадка с чашечным отражателем в натурных условиях их работы непроизводительно расходуется около 0,8 м. напора, создаваемого в водораспределительной системе насосами.

Касаясь других видов потерь, входящих в уравнение (1), потерь в магистральном и рабочем трубопроводах, — необходимо отметить, что они в целом согласно принятым нормам [7], ориентировочно составляют 0,3—0,4 м.

Измерениями напора вдоль магистральных и рабочих трубопроводов на градирнях Старобешевской ГРЭС (3 опыта) и Новокуйбышевской ТЭЦ-2 (2 опыта), с целью определения действительных потерь напора вдоль этих трубопроводов, установлено, что они примерно в три раза меньше нормативных, т. е. не превышают 0,1—0,15 м.

Столь значительные потери напора в разбрызгивающих устройствах (около 0,8 м) и небольшие в магистральных и рабочих трубопроводах (около 0,15 м) говорят о несовершенстве разбрызгивающих устройств и недостаточно обоснованном увеличении диаметров магистральных и рабочих трубопроводов.

Считая, что наиболее ненадежными в расчетах магистральных н рабочих трубопроводов являются коэффициенты сопротивления на вход при различных коэффициентах отвода, была выполнена серия опытов, позволяющая установить зависимость коэффициента сопротивления на вход ξ_{вх} от коэффициента отвода β. Опыты выполнялись при различном соотношении диаметров подводящего трубопровода (магистрального) и отводящего (рабочего) и различном значении коэффициента отвода β. Анализом опытного материала установлено, что, независимо от соотношения диаметров, ξ_{вх} зави-

сит от β так, как это показано на рис. 2, кривая *I* (отвод под углом 90°). Несколько меньшие коэффициенты сопротивления на вход и иной характер изменения его с увеличением коэффициента отвода имеет рабочий трубопровод, отходящий от магистрального под углом 60° (см. кривая 2, рис. 2).

Однако наибольший интерес в выполненных исследованиях представляет вопрос снижения непроизводитсльных потерь напора в разбрызгивающих устройствах.

По справочным данным [3], коноидальный насадок с очертанием входа, показанного на рис. 1 (см. схему *a*), имеет в сравнении с другими насадками наилучшие гидравлические характеристики ($\varphi_{\rm H} = \mu_{\rm H} = 0.97$; $\xi_{\rm BX,H} = 0.06$; $\xi_{\rm Tp,H} = 0$). Поэтому при отработке новой, более совершенной конструкции разбрызгивающего устройства был принят коноидальный насадок вместо цилиндрического. На лабораторном экспериментальном стенде надлежало проверить, будут ли его характеристики отвечать условиям, в которых работают разбрызгивающие устройства. Одновременно требовалось отыскать простой и надежный способ крепления такого насадка на стальной и асбестоцементной трубах.

Во время опытов коноидальный насадок с различным диаметром выходного отверстия ($d_{\rm H}$ ==20, 25, 30, 33 и 40 мм) ввинчивался (см. рис. 1, схема б) заподлицо с внутренней стенкой трубы в приваренную к ней стандартную гайку. К асбестоцементной трубе насадок (см. рис. 1) схема в) крепился непосредственным ввинчиванием в отверстие стенки трубы. Испытание такого крепления на прочность показало, что оно является достаточно надежным в работе.

Используя методику выполнения опытов, обработки и анализа полученных материалов, аналогичную той, которая применялась при испытании цилиндрического насадка, установили, что характеристики испытуемого коноидального насадка, работающего в условиях, близких к натурным, соответствуют справочным. При этом размер отверстия насадка почти не сказывается на коэффициенте его расхода (скорости). Так, при изменении диаметра насадка, монтируемого в одном и том же отверстии на рабочем трубопроводе от 20 до 40 мм, коэффициент скорости его изменялся в пределах 0,97—0,96. Это значение в дальнейшем для данного диапазона размеров выходного отверстия насадка было осреднено и принималось постоянным ($\varphi_{\rm H}$ =0,965). Соответствующий этому значению коэффициент сопротивления насадка, согласно уравнения (9), равен 0,07.

Интересным оказался результат изучения влияния скорости потока в рабочем трубопроводе на условия входа и коэффициент сопротивления коноидального насадка. Как видно из рис. 2 (кривая 3), он не зависит от коэффициента отвода β. Это очень выгодно отличает коноидальный насадок от цилиндрического. При оснащении водораспределительных систем коноидальными насадками влияние скорости потока в рабочем трубопроводе (которая по

длине его меняется) исключается и гидравлический расчет упрощается.

Потери напора, согласно уравнению (4), при столь низком коэффициенте сопротивления коноидального насадка ($q_{\rm H}=2,5$ л/с, $d_{\rm H}=26$ мм) составляют 0,08 м вместо 0,8 м при тех же условиях для цилиндрического насадка. Это означает, что заменой цилиндрического насадка на коноидальный тот же разбрызгивающий эффект можно получить при значительно меньшем напоре в водораспределительной системе.

Прежде чем перейти к выбору конструкции отражателя струи, выходящей из насадка, с целью образования из нее капельного факела, опытным путем было установлено, на каком расстоянии от выходного сечения может располагаться отражатель, не влияя на условиях истечения, т. е. на коэффициент сопротивления насадка. Испытывалось при этом три различные поверхности: плоская, установленная нормально к направлению струи; шаровая и коническая с углом у вершины, равным 90°. Оказалось, что коническая поверхность может быть расположена ближе других к выходу из насадка, не влияя на истечение. Так, при расстоянии вершины конуса от выхода из насадка $> 0.5 d_{\rm H}$ какого-либо заметного влияния на условия истечения обнаружить не удалось. Это позволило крепить насадок и отражатель на небольшом расстоянии друг от друга, сделав конструкцию разбрызгивающего устройства более компактной и надежной в эксплуатации.

В пленочных градирнях, как отмечалось выше, нет необходимости распылять струю на мелкие капли, так как охлаждение в факелах разбрызгивания незначительное и почти не зависит от размера капель. Увеличение фракционного состава в факелах может значительно снизить вынос капельной воды из градирен. Имея это в виду и выбирался конический отражатель струи с рассекателем; отражатель несколько иной конструкции был рекомендован институтом ВОДГЕО [6] и ЛГМИ [5] для оснащения водораспределительных систем вентиляторных градирен. Конструкция предлагаемого разбрызгивающего устройства в виде коноидального насадка, жестко скрепленного тремя хорошо обтекаемыми стойками с коническим отражателем, показана на рис. 1 (см. схема в). Размеры и очертания отдельных деталей этого устройства подобраны опытным путем так, что при относительно крупном фракционном составе капель они обеспечивают сравнительно большой радиус факела с достаточно равномерным распределением плотности дождя. При этом было установлено, что размеры факела, т .е. его радиус и высоту, а также распределение плотности орошения по факелу можно изменять как очертанием и размерами отражателя, так и расположением его относительно выходящей струи. При расположении отражателя над насадком факел будет высоким, с большим радиусом, но неравномерной плотностью орошения вдоль радиуса. Если отражатель расположен под насадком, струя образует более равномерный по плот-

ности факел, но с меньшим радиусом. Капли в таком факеле не поднимаются выше выходного сечения насадка и их мелкие фракции как бы прикрыты сверху более крупными. Факел разбрызгивания сам удерживает мелкие капли от подъема восходящим потоком воздуха, направляя их к оросителю. Это ухудшает условия подъема капель воздухом, что в конечном счете должно снизить их вынос из градирни.

Отражатель, независимо от расположения относительно насадка, измеяет направление свободно выходящей струи и рассекает ее на отдельные струйки. Дальнейший полет последних и падение их на ороситель можно рассчитать по формуле полета свободной струи [3]:

$$R = v \, \sqrt{\frac{2Z}{g}} \,, \tag{13}$$

где R — радиус факела разбрызгивания; Z — расстояние от плоскости выходного сечения насадка до верхней поверхности оросителя; v — средняя скорость струек, с которой они отделяются от рассекателя.

Если принять, что эта скорость равна скорости выходящей струи из насадка, то, подставляя ее значение по уравнению (10) в формулу (13), получаем

$$R = 2A \varphi_{\rm H} \sqrt{H_{\rm H} Z}, \tag{14}$$

где *А* — опытный коэффициент, учитывающий неполное соответствие значений *v* и *v*_н, а также преобладающее направление струек, сходящих с отражателя.

Большой серией опытов с насадком указанных ранее пяти размеров отверстия при различных напорах и расстояниях выходного отверстия насадка от верха оросителя было установлено, что коэффициент A от перечисленных параметров не зависит. Он зависит только от конструкции отражателя и расположения его по отношению к насадку. Для показанной на рис. 1 конструкции отражателя при работе его факелом вниз коэффициент A = 0,56, при работе факелом вверх A = 1,50.

На рис. 3 (кривая 1) графически изображена расчетная зависимость (14) для случая, когда отражатель расположен выше выходного отверстия насадка, а последний поднят над оросителем на 0,8 м. Эту зависимость надежно подтверждают опытные данные, полученные при различных размерах отверстия насадка. Здесь же (кривая 2) показано изменение высоты факела относительно отверстия насадка от напора. Расчетные кривые зависимости (14) и данные опытов для случая, когда насадок с различным диаметром отверстия работает факелом вниз, показаны на рис. 4. Каждая кривая соответствует определенной высоте разбрызгивающего устройства над оросителем.



Рис. 3. Зависимость радиуса факела разбрызгивания (кривая 1) и его высота b (кривая 2) от напора

-1





I — при высоте насадка над оросителем z = 0.5; 2 - 0.8;3 - 1.2; 4 - 1.6

Приведенные результаты лабораторных исследований вполне подтверждают правильность зависимости (14), позволяющей для данной конструкции отражателя с достаточной для практических целей точностью определять радиус факела, а по нему и площадь, орошаемую одним насадком.

Поскольку эта площадь не зависит от размера отверстия насадка, изменением последнего можно подобрать необходимую среднюю плотность орошения от единичного насадка по формуле

$$\overline{q} = \frac{q_{\scriptscriptstyle \rm H}}{\pi R^2} \,. \tag{15}$$

После замены значений $q_{\rm H}$ по формуле (11) и R по формуле (14) зависимость (15) примет следующий вид:

$$\overline{q} = \frac{d_{\rm H}^2}{16 A^2 \,\mu_{\rm H} Z} \, \sqrt{\frac{2g}{H_{\rm H}}} \,. \tag{16}$$

Дальнейшие лабораторные исследования факелов предлагаемого разбрызгивающего устройства были посвящены изучению распределения плотности орошения по радиусу факела. Эта характеристика, как известно, является основной при расчетах по созданию наиболее равномерного потока капель на ороситель. Всего в этой серии был выполнен 51 опыт, в которых при различных напорах над насадком, различном расстоянии его от оросителя и различных диаметрах отверстия насадка специальным дождемером измерялась плотность дождя вдоль радиуеа факела разбрызгивания.

Сравнительным анализом опытного материала было установлено, что, в пределах точности измерения и точности, достаточной для практических целей, характер распределения плотности орошения q_i по радиусу факела от силы напора, размера отверстия насадка и высоты его над оросителем не зависит. Он зависит только от конструкции отражателя ѝ расположения его относительно выходящей струи из насадка. На рис. 5 в относительных величинах показаны эпюры распределения плотности орошения по радиусу факела. При этом кривая 1 соответствует работе насадка факелом вверх (осредненная по 24 опытам), кривая 2 — работе насадка факелом вниз (осредненная по 27 опытам). Кривая 3 показывает изменение плотности орошения по радиусу факела для стандартного разбрызгивающего устройства типа цилиндрического насадка с чашечным отражателем.

Из сравнения кривых 1 и 2 видно, что меньшему радиусу разбрызгивания при работе насадка факелом вниз соответствует более равномерное распределение потока капель по радиусу. При работе насадка факелом вверх большему радиусу факела соответствует бо́льшая неравномерность плотности. Аналогично последнему распределяется плотность орошения в факеле, создаваемом цилиндрическим насадком (кривая 3), с той лишь разницей, что чашечный отражатель, не имея рассекателя, создает вокруг насадка сплошной зонтик.



Рис. 5. Изменение плотности орошения по радиусу факела одиночного разбрызгивающего устройства:

1 — конический отражатель с рассекателем над коноидальным насадком; 2 — то же, под насадком; 3 чашечный отражатель над цилиндрическим насадком

Наблюдениями за работой этих отражателей в лабораторных условиях и в натурных на градирнях Старобешевской ГРЭС и Новокуйбышевской ТЭЦ-2 установлено, что сплошной зонтик в центральной части факела распространяется примерно на 1/3 общего радиуса факела. Отрицательная роль зонтиков в том, что они создают дополнительное сопротивление восходящему потоку воздуха, снижая в целом его расход и охлаждающую способность градирни.

Известно, что неравномерность распределения плотности орошения от одиночного разбрызгивающего устройства требует расчетным путем найти такую сетку размещения факелов, при котором взаимное перекрытие обеспечивало бы наименьшую неравномерность плотности орошения по площади оросителя градирни. Критерием неравномерности орошения является коэффициент неравномерности плотности орошения [6, 7], который в случае рас-

положения разбрызгивающих устройств в плане по ортогональной сетке выражается формулой

$$\xi = \int_{0}^{a} \int_{0}^{b} \frac{|q(x, y) - q_{cp}| dx dy}{q_{H}}, \qquad (17)$$

где *а*, *b* — размеры расчетной площадки оросительного устройства;

q(x, y) — плотность орошения в точке с координатами X, Y расчетной площадки;

*q*_{ср} — средняя плотность орошения.

Прежде чем оценить этим критерием работу предлагаемого разбрызгивающего устройства, были выполнены исследования, позволяющие определить, насколько расчетные данные по формуле (17) соответствуют натурным. С этой целью в качестве примера были приняты по одной из градирен Старобешевской ГРЭС и Новокуйбышевской ТЭЦ-2. В различных местах на оросителях градирен, оснащенных разбрызгивающими устройствами типа цилиндрического насадка с чашечным отражателем, были выбраны плошадки. С помощью специального дождемера на площадках в точках, равномерно расположенных в плане, измерялась плотность орошения. Одновременно измерялся напор над насадками и соответствующий ему расход через насадки. Подсчитанные (и осредненные по трем опытам каждое значения коэффициентов неравномерности плотности орошения для этих градирен приведены в таблице. Здесь же приведены значения коэффициентов ξ, которые получены для тех же условий расчетным путем по методике, изложенной в технических условиях [7].

Сравнение коэффициентов неравномерности распределения плотности орошения, полученных измерением в натурных условиях и расчетным путем, показывает, что предложенный критерий и методика его определения с достаточной для практических целей точностью отражает действительную картину равномерности водораспределения.

Несколько большую неравномерность орошения в действительности, по сравнению с расчетной, можно объяснить в основном двумя причинами. При расчете не учитывается затенение оросителя магистральными и рабочими трубопроводами, а также неравномерность потока капель в отдельных факелах, связанная с затенением их стойками, которыми отражатель крепится к насадке.

Исследования показали, что бо́льшую равномерность орошения можно достичь установкой разбрызгивающих устройств под трубами, направив факелы капель вниз. При этом устанавливать следует отражатели на насадках таким образом, чтобы затененные стойками части факелов одиночных разбрызгивающих сопел не накладывались бы при групповой их работе.

Тип насадка	,Данные	Факел			<i>q</i> _н , м ³ /ч	Плотность орошения, м ³ /м ² ч.		
	Натурные	Вверх	2,17	0,23	8,15	9cp 6,85	<i>q</i> _{макс} 8,15	q _{мин} 4,75
Цилиндрический с чашечным отра-	Расчетные	3 3	2,18	0,18	8,20	6,90	8,49	4,56
жателем	Натурные	, ,	0,77	0,57	4,65	-5,15	14,4	1,82
	Расчетные	3 3	0,77	0,46	4,65	5,15	10,9	2,51
	Расчетные	Вверх	1,38	0,21	8,35	7,00	8,50	4,50
Коноидальный с коническим отра- жателем.	ый отра- ,, Вниз 2,18 0,06	10,1	8,46	8,86	7,76			
	,,	,,	1,38	0,09	8,35	7,0	7,68	4,36

Расчетные и измеренные значения характеристик разбрызгивающих устройств

В дальнейшем по формуле (16) и предложенной методике были подсчитаны коэффициенты неравномерности для разбрызгивающего устройства, состоящего из коноидального насадка и конического отражателя. В рачетах была принята та же сетка размещеи́ия разбрызгивающих устройств в плане, что и для цилиндрического насадка с чашечным отражателем. Исходными данными для расчета послужили кривые 1 и 2 (см. рис. 5), которые были пересчитаны в абсолютные кривые

Дальнейший расчет коэффициентов неравномерности выполнялся по методике, изложенной в технических условиях, с помощью формулы (17). Сравнение приведенных в таблице данных показывает, что разбрызгивающее устройство, состоящее из коноидального насадка с коническим отражателем (факелом вверх), обеспечивает распределение по оросителю того же расхода воды, что и цилиндрический насадок с чашечным отражателем, почти с одинаковым коэффициентом неравномерности, но при значительно меньшем напоре. В случае расположения коноидального насадка факелом вниз тот же расход можно распределить по оросителю не только при меньшем напоре, но и со значительно меньшим коэффициентом неравномерности. При этом (см. таблицу) изменение напора над насадком, а следовательно, и плотности орошения незначительно влияет на коэффициент неравномерности §, чего нельзя сказать о цилиндриечском насадке с чашечным отражате-

лем. Из таблицы видно, что при уменьшении напора от 2,17 до 0,77 мм коэффициент неравномерности возрастает от 0,23 до 0,57.

Выполненные лабораторные и натурные исследования гидравлики водораспределения систем башенных противоточных градирен позволили сделать ряд практически важных выводов.

В получивших в настоящее время распространение напорных водораспределительных системах башенных градирен (от входа в магистральные трубы до выхода из цилиндрического насадка разбрызгивающих устройств непроизводительно теряется около 1 м создаваемого насосами напора. Причем более 2/3 этого количества приходится на преодоление гидравлических сопротивлений в разбрызгивающих устройствах.

Заменой в разбрызгивающем устройстве цилиндрического насадка, имеющего коэффициент сопротивления входа $\xi_{\rm Bx.H}$, равный 0,50, на коноидальный ($\xi_{\rm Bx.H}$ =0,07) с установкой последнего на рабочем трубопроводе без патрубка (заподлицо с внутренней стенкой его) можно снизить потери напора более чем в семь раз. При такой замене исключается наблюдающееся в цилиндрическом насадке увеличение коэффициента сопротивления входа с повышением скорости потока в рабочем трубопроводе. Коэффициент сопротивления входа в коноидальный насадок, при всех имеющих место в водораспределительных системах коэффициентах отвода, остается постоянным, что упрощает гидравлический расчет этих систем при проектировании градирен и позволяет несколько повысить скорость в рабочих трубопроводах уменьшением их диаметра.

Установлено, что коэффициент сопротивления входа в рабочий трубопровод из магистрального с уменьшением угла отвода снижается. При угле отвода, равном 60°, по сравнению 90°-ным углом он уменьшается почти вдвое. Поэтому при увеличении скорости в рабочих трубопроводах, с целью снижения потерь напора на вход, уменьшение угла отвода может оказаться экономически оправданным.

Наилучшим образом можно использовать энергию выходящей из насадка струи для создания капельного факела, если ее разбрызгивать коническим отражателем с рассекателем, жестко скрепленным с насадком тремя хорошо обтекаемыми стойками. Факел при таком разбрызгивании имеет мало капель мелких фракций и обеспечивает достаточно равномерное орошение при большом радиусе.

Расход воды через насадок, радиус факела разбрызгивания и потери напора в разбрызгивающем устройстве по заданным исходным данным можно определить с достаточной точностью по приведенным в работе аналитическим зависимостям. Расчет коэффициента неравномерности орошения при групповой работе разбрызгивающих устройств можно выполнить по предлагаемой техническими условиями методике, используя для этого графические уни-

версальные кривые распределения плотности орошения по радиусу одиночного сопла.

Предлагаемая конструкция разбрызгивающих устройств при групповой их работе факелами вверх в прочих равных условиях, но при значительно меньшем напоре, обеспечивает такую же равномерность водораспределения, как и цилиндрический насадок с чашечным отражателем. Установкой предлагаемых разбрызгивающих устройств факелом вниз достигается не только значительное снижение потерь напора, но и бо́льшая равномерность орошения, относительно мало изменяющаяся с уменьшением напора в водораспределительной системе.

Выполненные из пластмассы, эти разбрызгивающие устройства могут достаточно надежно крепиться не только на стальных но и на асбестоцементных трубах.

Снижение непроизводительных потерь напора в водораспределительных системах и увеличение равномерности орошения позволить не только уменьшить затраты на перекачивание воды в градирнях, но и повысить охлаждающую эффективность последних.

ЛИТЕРАТУРА

- Андрианов В. Е. Гидравлические исследования разбрызгивающих устройств градирен, Известия ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева, т. 81, «Энергия», Л., 1966, с. 214—230.
- 2. Дульнев В. Б. Гидравлический расчет труб напорной водораспределительной системы градирен, расположенных по секторной схеме. Известния ВНИИГ им. Веденеева, т. 92, «Энергия», Л., 1970, с. 261—274.
- 3. Справочник по гидравлическим расчетам. Под редакцией Киселева П. Г. Госэнергоиздат, М.-Л., 1974. 312 с.
- 4. Морозов В. А., Гончаров В. В. Усовершенствование теплового расчета высокопроизводительных противоточных башенных градирен. Известия ВНИИГ им. В. Е. Веденеева, т. 92, «Энергия», Л., 1970, с. 274—289.
- Полтавцев В. И., Спицын И. П. Гидравлические исследования разбрызгивающих устройств градирен. Труды ГГИ, вып. 192, Гидрометеоиздат, 1972, с. 201—207.
- 6. Пономаренко В. С., Гладков В. А. Исследования сопел с взаимодействующими факелами разбрызгивания. «Проектирование водоснабжения и канализации», 1969, № 3 (56), с. 23—34.
- 7 Технические указания по расчету и проектированию баренных противоточных градирен для тепловых электростанций и промышленных предприятий. ВСН 14-67. Минэнерго СССР. «Энергия», Л., 1971. 65 с.

В. В. ГОНЧАРОВ (ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева)

ИССЛЕДОВАНИЯ ВОДОУЛАВЛИВАЮЩИХ устройств градирен

Наблюдениями за работой бащенных градирен установлено, что их восходящий воздушный поток увлекает за собой большое число мелких капель, которые по выходе из градирни становятся ядрами конденсации. Часть капель коагулирует, что приводит к выпадению влаги на территорию, непосредственно прилегающую к градирне. Территория заболачивается, образуются наледи на дорогах, линиях электропередач, зданиях и оборудовании. Расход воды в виде капель обуславливает значительные потери в системе технического водоснабжения, восполнение которой обходится весьма дорого. Особенно большой материальный ущерб от выноса воды был отмечен на тепловых электростанциях и промышленных предприятиях, расположенных в районах с холодным климатом.

Общее количество выносимой влаги в зависимости от климатических характеристик района, сезона и даже времени суток может существенно изменяться. В качестве некоторой осредненной величины, необходимой, в частности, для выбора расхода подпитываемой градирню воды, принимают количество выносимой влаги, равное 3% от общего циркуляционного расхода воды.

отмеченного выноса воды уменьшения гра-B целях ·B водоулавливающие устройства. Иx дирнях устанавливаются применение дает возможность в десятки раз снизить выносимый мелкими каплями расход воды. Поэтому совершенствование водоулавливающих устройств в направлении повышения их эффективности, снижения аэродинамического сопротивления, а также применения новых схем водоулавливания, использования новых, облегчающих конструкцию, долговечных материалов становится важной проблемой в развитии градирнестроения.

Водоулавливающую способность конструкции можно охарактеризовать главным образом двумя технологическими параметрами: — эффективностью водоулавливания, %, или выносом воды, л/ч;

— коэффициентом аэродинамического сопротивления.

Эти параметры должны рассматриваться совместно. Первый количество выносимой воды — наиболее сложен в определении, поскольку в полной мере может быть установлен лишь в натурных условиях. Он связан с гранулометрическим составом капельного потока, расходом воды, что в свою очередь зависит от системы водораспределения, конструкции разбрызгивающих устройств, напора воды и плотности орошения. Эффективность водоулавливания как параметр, характеризующий вынос воды из градирни, используется при сопоставлении с данными однотипных экспериментальных исследований.

Коэффициент аэродинамического сопротивления является важной характеристикой конструкции. От него зависит охлаждающая способность градирни в целом. Поэтому при оценке водоуловителя коэффициент аэродинамического сопротивления нередко является решающим в выборе конструкции.

Гидроаэродинамические исследования водоулавливающих устройств градирен проводились в нашей стране и за рубежом как в лабораторных, так и в натурных условиях. Выполнялись наблюдения за выпадающими осадками, поведением капельного потока внутри градирни, турбулентностью в башне градирни. Однако явление водоулавливания оказалось весьма сложным. Теоретические и экспериментальные исследования не привели к надежным результатам ни в методическом плане, ни в численном выражении основных параметров работы конструкции. В связи с этим задача экспериментальных исследований, проведенных во ВНИИГе, заключалась в выборе наиболее удовлетворительных конструкций по сопоставительным характеристикам.

Экспериментальная установка состояла из опытной градирни площадью орошения 1 м² и высотой 7,5 м. Питание градирни было осуществлено оборотным, расход воды составлял 0,5 л/с. В нижней части градирни были смонтированы специально изготовленные сопла типа эвольвентных, направленные выходным сечением вверх. Под рабочим напором, равным 5 м, вода закручивалась в камере сопла и устремлялась вверх через насадок концентрированным пучком в виде мелких капель. Расход воды через одно сопло составлял 0,1 л/с. Всего было установлено 5 сопел.

На этой установке исследовались конструкции водоулавливающих устройств, выполненные из различных материалов: дерева, асбоцемента, металлической сетки и пластмассовой перфорированной пленки. Изготовленные из них элементы конструкций водоуловителей монтировались на деревянном каркасе в плане 1×1 м. Конструкция устанавливалась в опытной градирне на высоте 3,5 м от разбрызгивающих сопел, т. е. была несколько выше верхней кромки факела разбрыгивания. Эффективность водоулавливания определялась по разности уровней в водосборных бассейнах. При этом обращалось внимание на температурные параметры водного

и воздушного потоков; продолжительность опыта составляла несколько более одного часа.

В ходе эксперимента микроманометром измерялся перепад давления до и после водоуловителя. Исследования проводились при отсутствии капельного потока, т. е. «сухим» водоуловителем, и при наличии капельного потока, т. е. с «мокрым» водоуловителем. Таким образом определялись все необходимые параметры для подсчета эффективности водоулавливания и коэффициентов аэродинамического сопротивления, знание которых необходимо при выборе наиболее удовлетворительных типов конструкций водоуловительных устройств.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Испытаниям были подвергнуты пять основных типов водоулавливающих устройств при различной компановке элементов конструкций. На рисунке, а показан водоуловитель типа A, выполненный из деревянных досок, конструкция которого исследована



Основные конструкции водоулавливающих устройств: $a - \tau un A; \sigma - \tau un E; s - \tau un B_{1,2}; z - \tau un \Gamma_{1,2,3}$

более подробно, чем другие виды такого рода устройств. В частности, были проведены испытания по определению объема абсолютного выноса встречным воздушным потоком. В табл. 1 приведены данные, характеризующие вынос воды на опытной установке в зависимости от скорости воздушного потока.

Тавлица 1

Скорость воздушного потока,	Общие потери воды,	Потери на испарение,	Объем выносимой воды,		
м/с		л/ч			
1,8	15,2	10,9	4,3		
1,3	13,7	10,2	3,5		
0,9	9,6	7,1	2,5		

Опытные данные по выносу воды из водоуловителя типа А

Для скорости воздуха 0,5 м/с определить вынос с достаточной точностью не представилось возможным, так как он оказался весьма мал. Данные по аэродинамическим испытаниям этой конструкции приведены в табл. 2. Водоуловитель типа А взят в качестве эталона, и по отношению к нему были проведены испытания других водоулавливающих устройств.

Деревянный водоуловитель типа Б (см. рисунок, б) отличается от предыдущего расположением направляющих лопастей, которые сориентированы в одном направлении под углом 45°. Гидравлические испытания конструкции заключались в сравнении количества задержанной воды этим водоуловителем и показанным на рисунке, а. Если водоулавливающую способность водоуловителя типа А принять за 100%, то испытываемый водоуловитель задерживал 97,8; 89,7; 95,8 и 104,7% выносимого объема воды. Следовательно, при скоростях воздуха выше 0,5 м/с он менее эффективен, чем водоуловитель типа А. Испытывалась также конструкция водоуловителя типа Г из волнистого асбоцемента, с расстоянием между элементами 15; 25 и 35 мм. Лист волнистого асбоцемента был распилен таким образом, что элемент его составил одну волну длиной 190 мм; основные размеры и результаты испытаний приведены на рисунке, г и в табл. 2. В аэродинамическом отношении эта конструкция оказалась лучше деревянного водоуловителя. Согласно результатам гидравлических испытаний, водоуловитель этого типа показал лучшую водоулавливающую способность при скоростях воздушного потока, равных 0,9 и 1,3 м/с, при других скоростях он задерживал выносимый расход воды хуже (см. табл. 2). Асбоцементный водоуловитель с расстоянием 25 мм при всех скоростях воздуха показал лучшую водоулавливающую способность, чем водоуловитель типа А. Однако существенным недостатком его является большой собственный вес. В связи с этим был исследован еще один водоуловитель с расстянием между элементами 35 мм (тип Г₃). Гидравлические испытания показали удовлетворительную работу его лишь при скорости воздуха 1 м/с а с увеличением, как и с уменьшением скорости, работа ухудшалась.

·		Основные х	аракт е р	истики водоулавливающих
Тип	Конструкция	Материал	Высота водо- уловителя, см	Характерные параметры водоуловителя
Α		Дерево	20	Шаг между элемен- тами 50 мм
Б		Дерево	20	То же, 105 мм
Γ1		Асбесто-це- мент-волни- стый	20	Шаг между элемента- ми 15 мм, элемент по высоте 190 мм
Γ2		То же	15	Шаг между элемента- ми 25 мм
Г ₃		То же	15	То же, 35 мм
B ₁		Сетка (латунь)	10	9 ячеек на 1 см, высо- та волны 10 см, дли-
B ₂		То же	15	на — 30 см
• B ₃		То же	5	9 ячеек на 1 см, го- ризонтальное расположе- ние
Д		Сетка пластмас- совая	25	Шаг между элемента- ми 100 мм

58

.

. .

Таблица 2

устройств различных типов

		Вынос	Сухое с	остояние	Мокрое состояние			
	Скорость воздуха, м/с	воздуха, с водоуло- м/с вителем типа А, %		Коэффициент сопротив- ления, ξ	Перепад давления мм вод. ст.	Коэффициент сопротив- ления, ξ		
	1,8 1,3 0,9 0,5	100	7,5 4,0 2,0 0,8	6,0 6,2 6,2	7,0 3,5 2,5	5,6 5,4 8,0		
	1,8 1,3 0,9 0,5	97,8 89,7 95,7 104,7	9,5 6,0 3,0 1,2	7,6 8,8 9,1	9,0 5,5 3,0 1,2	7,2 8,4 9,6		
	1,8 1,3 0,9 0,5	90,0 107,0 100,0 80,0	3,5 2.0 1,5 0,5	2,8 3,1 4,8	4,0 2,2 1,1 0,3	3,2 3,4 3,5		
	1,8 1,3 0,9 0,5	101,1 108,0 107,0 117,0	2,3 1,7 1,0 0,7	1,8 2,6 3,2	2,5 1,5 1,0 0,2	2,0 2,3 3,2		
	1,8 1,3 0,9 0,5	83,0 96,0 109,0 79,0	2,2 1,3 1,0 0,2	1,8 2,1 3,2	2,5 1,3 0,9 0,2	2,0 2,0 2,0 2,0		
	1,8 1,3 0,9 0,5	116,4 99,2 86,5 97,3	3,5 2,2 1,1 0,5	2,8 3.4 3,5	29,0 10,5 4,0 1,0	23,3 16,2 12,8		
And and the second seco	1,8 1,3 0,9 0,5	88,3 87,0 80,0 97,0	3,1 1,8 1,4 0,5	2,5 2,8 4,5	52,0 30,5 12,0 3,0	41,7 46,9 38,6		
	1,8 1,3 0,9 0,5	100,0 95,6 93,8 110,4	4,0 2,5 1,5 0,5	3,2 3,85 4,81	140,0 139,5 13,5 3,5	112,5 215,0 43,4		
	1,8 1,3	121,6 93,3	4,0 1,9	3,2 2,9	4,6 2,0	3,7 3,1		

Далее были подвергнуты испытанию конструкции типа В из металлической латунной сетки, сплетенной из проволоки толщиной 0,3 мм. Конструктивное устройство и основные размеры водоуловителя приводятся на рисунке, в и в табл. 2. Аэродинамические испытания его при сухой сетке показали достаточно низкие значения коэффициента сопротивления (в среднем 3.2). С уменьшением скорости воздушного потока коэффициенты сопротивления возрастали. Визуально можно было наблюдать образование водяной пленки на сетке и скопление воды в основании волны водоуловителя. Значения коэффициентов сопротивления при этом изменялись весьма заметно: при скорости 0,9 м/с - 12,8; 1,8 м/с - 23,3. Гидравлические испытания показали удовлетворительную работу этой конструкции лишь при высоких скоростях — около 2 м/с. а в целом она оказалась хуже предыдущих водоуловителей. Исследования были продолжены на конструкции, выполненной из сетки с длиной волны 300 мм и высотой — 150 мм (тип В₂). Водоулавливающая способность ее оказалась во всех случаях хуже, чем испытанных ранее водоуловителей. Гидравлические испытания конструкции типа В₃ показали некоторое улучшение водоулавливающей способности по сравнению с предыдущим водоуловителем, однако решающим фактором ее неприемлемости оказались измеренные значения коэффициентов аэродинамического сопротивления.

Перечисленные конструкции водоулавливающих устройств из металлической сетки, несмотря на преимущества по массе в сравнении с другими типами водоуловителей, неприемлемы как по аэродинамическим, так и по гидравлическим характеристикам. Вместе с тем, учитывая преимущества по массе водоуловителейсеток, показалось целесообразным продолжить исследование устройств близких к подобного рода конструкциям. Так, был испытан водоуловитель, выполненный из пластмассовой перфорированной пленки, с диаметром отверстия ячейки 2,3 мм (тип Д). Из сетки изготавливались элементы высокой 25 см. Компоновка их приведена в табл. 2. Конструкция испытывалась при двух скоростях воздушного потока. Сравнение гидравлических характеристик показало удовлетворительную работу этого водоуловителя.

Анализ полученных результатов позволяет сопоставить гидравлические и аэродинамические характеристики испытанных конструкций водоуловителей. По эффективности водоулавливания и коэффициентам сопротивления можно исключить из рассмотрения конструкции, выполненные из металлической сетки. Из деревянных водоуловителей наиболее реальным для практического использования является водоуловитель первого типа (см. рисунок, а). В результате исследований асбестоцементных водоуловителей обнаружены вполне удовлетворительные гидроародинамические характеристики водоуловителя с расстоянием между элементами 25 мм. Однако существенным недостатком конструкций такого рода является их сравнительно большая масса. С этой точки зрения, а также по эффективности водоулавливания и вполне удовлетворительном значении коэффициентов сопротивления пластмассовая перфорированная пленка может оказаться более перспективной.

При постановке настоящих исследований обращалось внимание на сопоставление проведенных нами исследований с результатами других работ, выполненных на эту тему. Исследования водоуловителей-сеток проводились в институте ВОДГЕО, где испытывался ряд водоуловителей на аэродинамической установке. Авторами отмечалась удовлетворительная работа «сухих» сеток. Как показали гидравлические испытания, эти конструкции мало приемлемы по эффективности водоулавливания и совсем непригодны по коэффициентам сопротивления «мокрого» водоуловителя.

В заключение представляется необходимым отметить некоторые перспективные конструкции и способы водоулавливания. В частмногообешающим является схема водоулавливания ности. В частности, многообещающим является схема водоулавливания с использованием капельного потока и водяной пленки. Такая пленка может создаваться различными разбрызгивающими устройствами, включая эвольвентные сопла. Перекрывающиеся пленочные конусы разбрызгивающих устройств образуют близкую к жалюзийному типу водоуловителей сетку линий токов. При этом система водораспределения в целом может работать при низких напорах воды (до одного метра водяного столба). Отличительной особенностью этой схемы водоулавливания является возможность эффективно использовать термику водной и воздушной среды. Например, в зимнее время водоулавливающие устройства снабжаются водой из подпитываемого расхода, т. е. холодной, что снижает тягу в градирне и препятствует обледенению. В летнее время подается горячая циркуляционная вода, способствующая лучшему прогреву воздуха и тем самым создающая лучшие условия для обеспеспечения тяги в башне градирни.

Представляют интерес предложения по использованию эффекта закручивания воздушного потока в башне градирни. При этом могут быть рассмотрены варианты закручивания воздуха на входе его в градирню (например в шатре поперечноточной градирни); в башне — путем устройства направляющего аппарата в виде лопастей или отдельных трубчатых элементов, снабженных механизмом, обеспечивающим закручивание воздушного потока.

Имея в виду важность рассматриваемых конструкций для обеспечения успешной эксплуатации башенных градирен в густонаселенных районах, промышленных центрах, необходимость сохранения окружающей природной среды, работы в направлении исследований водоуловителей должны быть продолжены как по оптимизации имеющихся конструктивных решений, так и в поисках новых способов водоулавливания.

В. И. ПОЛТАВЦЕВ, В. А. СОКОЛОВА (ЛГМИ)

ОБ УТОЧНЕНИИ ЗАВИСИМОСТЕЙ ДЛЯ РАСЧЕТА ГИДРАВЛИЧЕСКИХ СОПРОТИВЛЕНИЙ В РУСЛОВЫХ ПОТОКАХ ПОВЫШЕННОЙ ШЕРОХОВАТОСТИ

Расчет сопротивлений при турбулентном режиме осуществляется на основе известного уравнения равномерного движения, из которого можно записать выражение для коэффициента сопротивления:

$$\lambda_R = \frac{2g\,RJ}{\sigma^2} \tag{1}$$

и получить формулу Шези

$$v = C \sqrt{RJ}, \qquad (2$$

если ввести следующее обозначение для коэффициента Шези:

$$C = \sqrt{\frac{2g}{\lambda_R}},$$

(3)

где *R* — гидравлический радиус потока; *J* — гидравлический уклон; *v* — средняя скорость потока; *g* — ускорение свободного падения.

Таким образом, учет гидравлических сопротивлений в настоящее время осуществляется введением коэффициента сопротивления λ или коэффициента Шези *C*.

В литературе известно большое количество эмпирических и полуэмпирических формул для коэффициентов C и λ . Большинство из них носит частный характер или получено на небольшом опытном материале и потому представляет лишь исторический интерес. Подробный обзор существующих формул, их классификации и результаты сопоставлений рассматриваются в ряде отечественных и зарубежных работ [3, 4, 6, 7, 8, 14, 15, 17, 19, 20 и др.].

Из эмпирических формул, применяемых в настоящее время для расчета коэффициента Шези С, можно назвать формулы Маннинга, Н. Н. Павловского, Гангилье-Куттера, Базена, Штриклера и некоторые другие. Последние три применяются в расчетах в зарубежной практике, у нас ими пользуются редко. К эмпирическим формулам следует отнести также группу формул гидроморфометрического направления, основанных на положении о том, что поток сам устанавливает свою шероховатость и что высота выступов шероховатости является функцией гидравлического радиуса и уклона. Формулы подобного вида рассматриваются в работах А. Д. Альтшуля и У-Вин-Тейна [4], М. Ф. Срибного [14], В. С. Травинова [16], Р. А. Шестаковой [18], Sutésaburo Sugio [20] и некоторых других. Устанавливаются эти формулы обычно на основе натурных измерений и, как правило, носят региональный характер.

В последние годы вопрос о расчетных формулах для коэффициентов С^A и λ получил развитие на основе исследований проблемы турбулентности, связанных в основном с условно создаваемыми моделями турбулентного перемешивания. В результате этих работ появился ряд полуэмпирических формул. Здесь следует отметить формулы Прандтля-Никурадзе, И. И. Агроскина, М. А. Мосткова, В. Н. Гончарова, А. Д. Альтшуля, В. Ф. Талмаза и некоторые другие.

Значительным шагом вперед в рассматриваемом вопросе явились попытки решения его на основе учения о подобии. Впервые основные положения теории подобия применительно к открытым потокам рассмотрел А. П. Зегжда, который выполнил классическое исследование по изучению закономерностей гидравлических сопротивлений. Кроме А. П. Зегжды экспериментальным изучением закономерностей гидравлических сопротивлений занимался целый ряд отечественных и зарубежных исследователей. В результате этих работ появились новые полуэмпирические формулы — В. И. Ефремова, В. С. Кнороза, Л. Г. Москвиной, М. М. Овчинникова, А. Л. Радюка и др.

Особо следует отметить формулу И. К. Никитина [10]. На основе изучения кинематической структуры турбулентного руслового потока И. К. Никитин ввел понятие придонного слоя и использовал для разработки общей расчетной зависимости для коэффициента сопротивления, независимо от деления на области сопротивления по числу Рейнольдса.

Названные выше формулы предложены в основном для области потоков с обычными, не слишком малыми размерами и не слишком большой абсолютной шероховатостью. В инженерной практике, однако, часто встречаются потоки с повышенной шероховатостью русла. Это горные и полугорные реки, широко распространенные в Средней Азии, Сибири, на Кавказе, в Карелии и других областях страны. В искусственных условиях это водосбросы ГЭС, быстротоки, каменная наброска при завершающем этапе перекрытия рек.

Изучение потоков повышенной шероховатости началось сравнительно недавно, но, несмотря на небольшое количество работ, посвященных этому вопросу, стало ясно, что рассмотрение его заслуживает специального внимания.

Наиболее доступным в настоящее время методом изучения таких потоков является лабораторный (экспериментальный) путь исследования. В этом направлении за последние годы был выполнен ряд работ. Анализ экспериментальных данных проводился, как правило, в ставших традиционными координатах Никурадзе—

Зегжды
$$\lambda = f\left(\text{Re, } \frac{R}{\Delta}\right).$$

При анализе опытных данных в координатах Зегжды в некоторых случаях были получены отклонения от квадратичного закона в той области чисел. Рейнольдса, где он должен был быть. А именно, в том месте на графике Зегжды, где связь λ с Re отсутствует, т. е. где должен существовать квадратичный закон, получалось либо монотонное убывание зависимости, либо «горбы» или «впадины».

В связи с этим высказывается предположение о том, что для потоков повышенной шероховатости должны существовать особые закономерности гидравлических сопротивлений, отличные от потоков с обычными, не слишком малыми значениями относительной «гладкости».

Таким образом, подвергается сомнению та область графика Зегжды, где накопивщихся к настоящему времени опытных дан-

ных недостаточно (область значений относительной «гладкости» $\frac{R}{\Lambda} < 10$).

В лаборатории водных исследований ЛГМИ были выполнены экспериментальные исследования, дополняющие малоизученную область потоков с повышенной шероховатостью.

Учитывая, что интересующие нас потоки характеризуются, как правило, значительными уклонами и большими скоростями, моделирование велось по числу Фруда. В процессе экспериментов изучалось установившееся равномерное движение. Для проведения опытов был построен лоток прямоугольной формы длиной 4 м, шириной 80 см и высотой стенок 18 см. Стенки и дно стеклянные. Конструкция лотка давала возможность изменять уклоны дна в пределах от 0 до 0,0724. Были исследованы разные типы шероховатых поверхностей, для создания которых использовались песок, гравий и керамзит различной крупности, а также искусственные цементные пирамиды. Шероховатость наклеивалась на дно лотка.

Общие сведения о выполненных сериях опытов приведены в табл. 1.

Постановкой серий опытов I—III предполагалось оценить влияние условий пространственности движения на закономерность гидравлических сопротивлений. Указанные серии выполнены для одинаковой шероховатости дна лотка, но при различной ширине потока.

ŝ				Общие свеле	ния о выполне	нных сериях опытов	Ta	блица 🛿
ак. 97						Характеристика поверх	шероховатой кности	
	Номер серий опытов	Уклон дна, і _д	Ширина потока <i>В</i> , см	Глубина h _д , см	Расходы воды Q, л/с	Крупность фракций шероховатого слоя <i>d</i> , мм	Характер размещения выступов	Колич. опыто в
		0.005 0.0704	70 5	1 12 7 00	1 00 20 50			59
	1	0,005 -0,0724	10,0	1,10-1,02	1,20-39,50	Гравии 35	укладка плотная, одно- слойная, беспорядочная	02
	II	0,002 -0,0722	60,0	1,18- 8,92	0,35-38,72	То же	То же	52
- 	III	0,00505—0,072	38,4	0,92-11,4	0,20-30,40	То же	То же	25
	IV	0,00530,072	78,5	1,20-7,75	0,99—37,16	Гравий 7—10	То же	57
	Ī	0,001 —0,0695	78,5	0,75— 6,50	0,13—38,33	Песок 2—3	То же	38
	ÎVI	0,00501-0,0685	78,5	2,39— 6,90	1,61-28,14	Керамзит 20	То же	53 _
.*	VII	0,017 -0,0339	78,5	2,10- 5,00	0,85—19,30	Керамзит 18—20	Укладка плотная, одно- слойная, рядами	18
	VIII	0,0247 —0,041	- 78,5	1,82- 5,03	1,92-22,13	То же	Укладка однослойная, вразрядку	15
	IX	0,026	78,5	3,84- 4,40	10,04-19,18	Тоже	Тоже	3
65	X	0,026	78,5	4,08— 4,66	16,96—19,23	Цементные пирамиды высотой 18,7 мм	То же	3

Серии опытов IX и X поставлены с целью проверки влияния плотности размещения и формы элементов шероховатости на положение гидравлического дна потока. В соответствии с этим в каждой серии было проведено по 3 опыта при различном характере размещения элементов шероховатости.

Изучению гидравлических характеристик потока предшествовала оценка шероховатости исследуемых поверхностей. Для этого в измерительном створе снималась профилограмма шероховатой поверхности по всей ширине лотка с помощью мерной иглы и определялась средняя высота шероховатого слоя *K*.

Ввиду того, что шероховатые поверхности отличались не только размером, но и характером размещения выступов, была произведена дополнительная оценка густоты и плотности размещения выступов шероховатости крупных размеров.

Плотность размещения выстулов оценивалась соотношением $\frac{F}{r}$, где F — площадь поверхности, F_s — суммарная площадь

проекций элементов шероховатости на плоскость их расположения. В случае беспорядочной укладки элементов шероховатости для определения площади F_s использовались фотографии испытанных поверхностей в плане. Плотность изменялась в различныхных опытах от 1,9 до 13,1.

Густота размещения выступов оценивалась соотношением $\frac{1}{K_l}$

где l — расстояние между центрами двух соседних выступов, K_l — средний размер выступов. В различных опытах она изменялась в пределах от 1,22 до 7,40.

Следует отметить, что при расчете потоков повышенной шероховатости особенно важную роль приобретает решение ряда методических вопросов, связанных с обработкой опытных данных. К сожалению, в литературе до настоящего времени нет единого мнения в вопросах о том, что принимать за расчетную высоту выступов шероховатости и плоскость отсчета глубин. Специальному рассмотрению этих вопросов посвящены работы [11, 12].

Одной из задач исследования являлось установление обоснованного положения плоскости отсчета глубин для испытанных типов шероховатых поверхностей. При обработке опытных данных использован принципиально новый подход комплексного взаимосвязанного назначения плоскости отсчета глубин (гидравлическое дно потока) и расчетной высоты выступов шероховатости. Предпосылки использования такого метода изложены в работе [12].

Расчетная (или действующая) высота выступов определялась следующим образом:

$$\Delta = K - h_0, \qquad (4$$

где h_0 — возвышение гидравлического дна потока над дном лотка 66 Расчетная глубина вычислялась по формуле:

$$h_{\rm p} = h_{\rm g} - h_{\rm o}$$
,

(5)

(6)

(7)

67

где $h_{\rm d}$ — глубина потока, отсчитываемая от дна лотка.

Обработка экспериментальных данных, полученных в сериях опытов I—VIII, проводилась для определенных значений относительной «гладкости» $\frac{R}{\Lambda}$ от 1 до 60.

Числа Рейнольдса потока Re_R в опытах достигали 52700, числа Фруда 6,8. Нижний предел числа Рейнольдса обтекания выступов шероховатости $\operatorname{Re}_{*,\Delta} = \frac{v_*\Delta}{v}$ равен 10,65 (серия 11), где v_* — динамическая скорость потока, v — кинематический коэффициент вязкости, Δ — расчетная высота выступов, которая составляет 0,20 среднего диаметра зерен, образующих шероховатую поверхность.

Все это позволяет с некоторым приближением считать, что анализируемые опытные данные относятся к квадратичной области сопротивления.

По опытным данным, полученным в соответствии с принятой методикой обработки, для каждой серии опытов с I по VIII в отдельности был выполнен анализ в безразмерных критериальных координатах (число Рейнольдса потока и число Рейнольдса обтекания выступов шероховатости). Впервые такие координаты для обработки опытных данных были предложены в работе [13], там же получены предварительные расчетные зависимости для v, C и λ на материале двух серий опытов.

По результатам анализа выполненных восьми серий опытов построен обобщенный график зависимости $\operatorname{Re}_{*,\Delta} = f\left(\operatorname{Re}_{R}, \frac{R}{\Delta}\right)$.

Используя обобщенную критериальную зависимость, получены следующие расчетные формулы:

для средней скорости потока

$$v = 16.9 V R \overline{J} \left(\frac{\dot{R}}{\Delta}\right)^{0.175}$$

сде 16,9=5,38√g; g=9,81 м/с; R в метрах;

для коэффициента Шези

$$C = 16,9 \left(\frac{R}{\Delta}\right)^{0,175}$$

5*

для коэффициента сопротивления

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}}=3,82\left(\frac{R}{\Delta}\right)^{0,175},$$

 $3,82 = \frac{5,38}{1/2}$.

где

Есть основания предполагать [13], что числовой коэффициент в формулах (6) н (7) имеет физический смысл и представляет собой следующее:

 $16.9 = N \sqrt{\varrho}$

где

$$V = \frac{u_{\delta}}{v_{*}} = 5,38 = \text{const},$$
(9)

(8)

 u_{δ} — скорость на высоте придонного слоя;

v_{*} — динамическая скорость потока.

Число N в соотношении (9) аналогично подобному числу, установленному И. К. Никитиным [10] и равному 5, 6.

По материалам экспериментального исследования было выполнено определение числа N. Для этого с эпюр распределения осредненных продольных скоростей снималась скорость u_{δ} . Граница придонного слоя δ , в соответствии с известным приемом [10], устанавливалась по точке перегиба на эпюрах, где линейная зависимость переходит в криволинейную. Точка перегиба во всех случаях располагалась около вершин выступов, поэтому можно было с некоторым приближением принять $u_{\delta} \approx u_{\Delta}$.

Число N, найденное таким способом по 41 значению, оказалось равным 5,45, что близко совпадает с числом 5,38 в соотношении (9).

Таким образом, в формулах для v, C и λ раскрыт физический смысл числовых коэффициентов, что должно способствовать выработке объективных критериев для их оценки. Эти формулы соответствуют принципу размерности и по сравнению с аналогичными зависимостями, приводимыми в работе [13], получены на более общирном опытном материале, включающем данные интересной для нас области потоков с повышенной шероховатостью.

Для возможности использования формул (6)—(8) в практике расчетов необходимы, очевидно, определенные рекомендации по определению положения гидравлического дна потока.

По результатам выполненных в ЛГМИ опытов, а также имеющимся в литературе сведениям положение гидравлического дна потока зависит от ряда факторов, определяющих характер шероховатой поверхности в целом. Для некоторых видов шероховатых поверхностей на материале выполненных опытов получены графики и количественные зависимости, связывающие положение гидравлического дна с высотой, характером размещения (плотностью) и формой элементов шероховатости





1 — опыты с шероховатостью округлой и окатанной формы; 2 — опыты с цементными четырехугольными пирамидами

На рис. 1 показаны зависимости, связывающие относительное возвышение гидравлического дна потока $\frac{h_0}{K}$ с плотностью размещения выступов шероховатости. Опытные точки расположились на графике вдоль двух криволинейных зависимостей, из которых верхняя (кривая 1) соответствует сериям опытов с шероховатостью округлой и окатанной формы (гравий, керамзит), а нижняя (кризая 2) — искусственным четырехугольным пирамидам. Как видно на рис. 1, плотность размещения и форма элементов шероховатости оказывают-существенное влияние на положение гидравлического дна. Влияние плотности наиболее ярко выражено при знаниях $\frac{F}{F_s} < 10-15$.

Аналитические зависимости, связывающие относительное озвышение гидравлического дна потока $\frac{h_o}{K}$ с плотностью разме-

щения выступов при равномерном распределении элементов шероховатости по площади, имеют вид:

для шероховатости округлой и окатанной формы

$$\frac{h_o}{K} = 0,99 - 0,64 \lg \frac{F}{F_s},$$
(10)

для четырехугольных пирамид

$$\frac{h_o}{K} = 0.58 - 0.36 \lg \frac{F}{F_s} \,. \tag{11}$$

Значение свободного члена в формулах (10) — (11) характеризует относительное возвышение гидравлического дна для рассматриваемого типа шероховатости при максимально возможной плотности размещения выступов, а числовой коэффициент перед вторым слагаемым зависит от формы элементов шероховатости.

Следует отметить, что в настоящей статье показана принципиальная возможность установления количественных характеристик влияния плотности и формы на положение гидравлического дна и, следовательно, на гидравлическое сопротивление. Приведенные выше графики (см. рис. 1) и формулы (10) — (11) получены лишь для двух видов шероховатых поверхностей и потому для учета влияния формы выступов, а также некоторых других факторов необходимы дополнительные специальные исследования.

Определенный интерес представляла проверка соответствия формул (6)—(8) приводимым в литературе экспериментальным и натурным данным.

Для этой цели были взяты экспериментальные данные А. П. Зегжды [7], Л. Г. Москвиной [9], Ф. И. Пикалова в обработке О. М. Айвазяна [2]; данные натурных исследований на каналах оросительных систем и водосбросах ГЭС, приводимые в работах С. Х. Абальянца [1], Войнич-Сяноженцкого и Сакварелидзе [5], а также материалы экспедиционного исследования, выполненного САНИГМИ на р. Аютор (б. Чирчика).

Следует иметь в виду, что в ряде случаев проверка носила условный характер, так как в литературе редко можно встретить сведения по натурным исследованиям рек и каналов, содержащие все необходимые данные.

Рассмотрение результатов показывает, что проверка формул для v, C и λ на экспериментальном и натурном материале, охва тывающем широкий диапазон исследований, дает удовлетворитель ное соответствие этих формул взятым для проверки данным. Это в свою очередь, указывает на то, что структура расчетных формул числовые значения коэффициентов и показателя степени в ни: являются достаточно объективными, а сами формулы могут быт использованы для расчетов также и за пределами тех условий в которых они получены. В заключение следует отметить, что полученные формулы моѓут быть использованы для вычисления расходов воды при отсутствии данных гидрометрических наблюдений. Необходимым, однако, является исследование шероховатой поверхности русла потока, при котором надо установить по крайней мере три характеристики шероховатости: размер выступов (средний диаметр зерен для зернистой поверхности), плотность и густоту их размещения и форму выступов шероховатости.

Для удобства вычислений на рис. 2 показан график зависимости $C = f\left(\frac{R}{d_{cp}}\right)$ при различных вариантах положения гидравли-

ческого дна потока и расчетной высоты выступов. В табл. 2 приведены данные, поясняющие смысл кривых на рис. 2.

-Таблица 2

Номер кривых	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
$h_{\rm o}/d_{\rm cp}$	0	0,10	0,20	0,30	0,40	0,50	0,60	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,95
$\Delta/d_{\rm cp}$	1	0 ,90	0,80	0,70	0,60	0,50	0,40	0,30	0,25	0,20	0,15	0,10	0,05



Рис. 2. График зависимости $C = f\left(\frac{R}{d_{cp}}\right)$
Следует отметить, что точность вычислений по формулам. (6)—(8) будет зависеть от тщательности, с которой выполнено исследование шероховатости поверхности, а также от степени приближения, с которой по рис. 1 или по формулам (10)—(11) найдено положение гидравлического дна, а следовательно, и расчетнная высота выступов.

ЛИТЕРАТУРА

- 1. Абальянц С. Х. Гидравлические сопротивления в земляных каналах. Ташкент, Труды САНИИРИ, вып. 108, 1960, с. 1—70.
- 2. Айвазян О. М. Некоторые положения современной теории гидравлического сопротивления русел и их соответствие опытным данным. Докл. Московской с.-х. академии им. Тимирязева, вып. 87, 1963, с. 231—243.
- 3. Альтшуль А. Д. Гидравлические потери на трение в трубопроводах. Госэнергоиздат, Л., 1963. 256 с.
- 4. Альтшуль А. Д., У-Вин-Тейн. Сравнение формул без коэффициентов шероховатости для определения средней скорости течения воды в реках. «Гидротехническое строительство», 1973, № 1, с. 41-42.
- 5. Войнич-Сяноженцкий Т. Г., Сакварелидзе В. В. Критерии аэрации плавноизменяющихся бурных потоков и их экспериментальная проверка, плавноизменяющееся нер вномерное движение аэрированных потоков. — Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. 52, 1969, с. 124—138.
- 6. Горбачев П. Ф. Формулы скорости течения жидкости. ОНТИ, М.—Л., 1936. 168 с.
- 7. Зегжда А. П. Гидравлические потери на трение в каналах и трубопроводах. Госстройиздат, Л.-М., 1957. 287 с.
- Латышенков А. М. Сравнение различных формул для определения коэффициента Шези. — «Гидротехническое строительство», 1973, № 7, с. 32—36.
- 9. Москвина Л. Г. Экспериментальные исследования гидравлических сопротивлений при равномерном движении спокойного и бурного потоков. Труды. ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева, вып. 52, 1969, с. 181—189.
- Никитин И. К. Турбулентный русловой поток и процессы в придонной области. Изд. АН УССР, Киев, 1963. 142 с.
- 11. Полтавцев В. И., Соколова В. А. Влияние выбора плоскости отсчета глубин на величину коэффициента сопротивления., Труды ЛГМИ, вып. 46, 1972, с. 110—118.
- 12. Полтавцев В. И., Соколова В. А. О выборе расчетной величины шероховатости русла. Межвуз. сб. научных трудов. Водный транспорт леса, вып. 2. СибТИ, Красноярск, 1974, с. 85—97.
- 13. Соколова В. А. Формула средней скорости равномерного потока, полученная на основе критериальной зависимости. «Метеорология и гидрология», 1971, № 11, с. 69—74.
- 14. Срибный М. Ф. Формула средней скорости течения рек и их гидравлическая классификация по сопротивлению движению. Исследование и комплексное использование водных ресурсов. Изд. АН СССР, М., 1960, с. 204—220.
- 15. Талмаза В. Ф. Гидравлические сопротивления ложа рек горно-предгорной зоны. — Сб.: Движение наносов в открытых руслах, «Наука», М., 1970 с. 95—100.
- 16. Травинов В. С. О гидравлическом расчете естественных горных водотоков. «Гидротехническое строительство», 1960, № 7, с. 47—48.

- 17. Федоров Н. Н. Об определении скоростного множителя Č для естественных русел. Труды ГГИ, вып. 56 (110), 1956, с. 96—102.
- 18. Шестакова Р. А. Определение расхода воды при высоких уровнях по уклону водной поверхности и коэффициенту формулы Шези. Труды ГГИ, вып. 106, 1963, с. 71—122.
- 19 Martinec J. Berechnung der Geschwindigkeit unter Berücksichtigung der messbaren Flussgerinneparameter. «Wasserwirtschaft», 57, N 11, 1967. S. 395-398.
- 20, Sutésaburo Sugio. On the mean velocity formulas of rivers. XIII Congress JAHR, vol. 5-1, Kyoto Japan, 1969, pp. 257-260.

Н. Н. ФЕДОРОВ (ГГИ)

К ВОПРОСУ ОБ УЧЕТЕ БОКОВОГО СЖАТИЯ ВОДОСЛИВНЫХ ОТВЕРСТИЙ

Расчет пропускной способности открытых водосливных отверстий имеет важное значение в гидротехнике. Однако до сих пор остается недостаточно освещенным в литературе вопрос об учете бокового сжатия водосливных отверстий.

Н. Н. Павловский в «Гидравлическом справочнике» [1] рекомендовал формулу Френсиса, предложенную последним в 1883 г. на основании экспериментов с прямоугольными тонкостенными водосливами [2]. Эта формула для однопролетного отверстия с прямоугольным очертанием в плане устоев имеет вид

$$b_{\rm c} = b - 0.2 \, H_0. \tag{1}$$

где b_c — сжатая, или «эффективная» ширина водосливного отверстия;

b — его ширина в свету;

*H*₀ — напор с учетом скорости подхода.

Как указано в работе [1], формула относится к случаю достаточного («совершенного») бокового сжатия. Однако никаких численных характеристик этого сжатия не приведено, как не указано и пределов применимости формулы, за исключением одного усло-

вия:
$$\frac{H_0}{\hbar}$$
 должно быть $\ll 1$.

Как стало известно из работы [3], Γ . Смит, проанализировав в 1884 г. данные экспериментов Фрэнсиса, Фтили и Стирнса и других, дал такие рекомендации в отношении границ применимости формулы (1):

а) отношение $\frac{b}{B}$ (B — полная ширина подходного потока пе-

ред водосливом) должно составлять не более 0,2;

б) отношение напора *H* на водосливе к высоте водосливной стенки *p* не должно превышать 0,5. Сам Фрэнсис добавил к этим двум условиям еще третье:

B)
$$\frac{b}{H} \ge 3$$
.

Формула Фрэнсиса получила весьма широкое распространение в отечественной проектной практике. Достаточно сказать, что она была рекомендована в ТУ и Н МЭС СССР (1951 г.), неизменно включается во все «Справочники по гидравлическим расчетам» (см., например, работу [4]) и во многие Курсы гидравлики. К сожалению, нигде не сказано о наличии вышеуказанных ограничений ее применения.

Правда, в последнем издании «Справочника» П. Г. Киселева [4] наряду с рекомендацией $\frac{H}{b} \ll 1$ появилась и другая, а именно: «лучше принимать $\frac{H}{b} \ll \frac{1}{3}$, т. е. именно та рекомендация, кото-

рая была в свое время дана Фрэнсисом.

Заметим еще, что в капитальной монографии В. Т. Чоу [10] также приведена формула Фрэнсиса (см. с. 262), но это объясняется, видимо, тем, что книга была опубликована в 1959 г., т. е. почти одновременно с выходом в свет работы [3], и критика формулы Фрэнсиса, содержащаяся в ней, могла быть автору неизвестна. Как будет видно из дальнейшего, формула Фрэнсиса является чисто эмпирической, она совершенно не отражает физической сущности явления и даже при условии использования ее в тех границах, которые указаны Смитом и Фрэнсисом, может давать совершенно неприемлемые результаты.

Формулы, сходные по структуре с формулой Фрэнсиса, предлагались и у нас. Такова, например, формула Е. А. Замарина [5].

$$\varepsilon = \frac{b_c}{b} = 1 - a \frac{H_0}{b + H_0}, \qquad (2)$$

где а — для устоев прямоугольной формы тоже имеет значение 0,2. Этой формуле присущи то же недостатки, что и формуле (1).

Явление бокового сжатия достаточно хорошо изучено для прямоугольных незатопленных водосливов. Есть основания считать, что этот тип водослива может служить хорошим аналогом для водосливов и других профилей (практического, с широким порогом), поскольку в формировании бокового сжатия участвуют те же факторы. Обратимся к одной из последних работ по прямоугольным тонкостенным водосливам, а именно — к уже упомянутой работе [3] Киндсватера и Картера. В ней на основании размерного анализа авторы приходят к выводу, что коэффициент расхода *m*, если пренебречь влиянием сил вязкости и поверхностного натяжения (проявляющихся лишь в области малых напоров и для малых размеров отверстия), может быть выражен как

$$m = f\left(\frac{H}{p}, \frac{b}{B}\right).$$

75

(3)

Вывод этот не содержит большой новизны, так как уже в формуле Эгли, которая известна с 1922 г. [1] (с. 377), коэффициент расхода *m* является функцией этих же переменных.

Новым у указанных авторов является то, что в результате анализа экспериментов, как своих собственных, так и многочисленных предшественников, они пришли к выводу о существовании линейных зависимостей между m и $\frac{H}{p}$ при $\frac{b}{B}$ = const. Так, ими было получено семейство прямых линий вида:

при
$$\frac{b}{B} = 1;$$
 $m_{\pi\pi} = 0,401 + 0,050 \frac{H}{p};$ (4)

при
$$\frac{b}{B} = 0,6;$$
 $m = 0,396 + 0,012 \frac{H}{p};$ (5)

при
$$\frac{b}{B} = 0.2;$$
 $m = 0.392 - 0.0012 \frac{H}{p}$. (6)

Заметим, что эти формулы, как наиболее точные и вместе с тем простые, в дальнейшем (1971 г.) были рекомендованы к использованию при проектировании измерительных водосливов Всемирной метеорологической организацией (ВМО) [6]. Соответствующие таблицы коэффициентов расходов, составленные по ним, были включены нами в 3-е издание «Наставления» [9].

Коэффициент бокового сжатия есть не что иное, как отношение коэффициента расхода при пространственном истечении через водослив к аналогичному коэффициенту в условиях плоской задачи, т. е. $\varepsilon = \frac{m_{\pi p}}{m_{\pi n}}$. Используя формулы Киндсватера и Картера, путем деления формул (5), (6) на формулу (4) можно получить общую зависимость є от параметров $\frac{H}{p}$ и $\frac{b}{B}$. Такая зависимость в виде семейства кривых с различными значениями $\frac{b}{B}$ показана на рис. 1. Значения є, снятые с этого графика, могут вводиться в формулы расхода, использующие измеренный напор, так как влияние скорости подхода в формулах Киндсватера и Картера в неявном виде учитывается. В случае применения формул с использованием полного напора (H_{\circ}) этот график должен быть пересчитан, что может быть осуществлено, например, с помощью известного графика Д. И. Кумина [11] (с. 18).

Графиком, приведенным на рис. 1, рекомендовано в другом документе, также изданном ВМО [7], пользоваться для приближен-76 ного учета влияния бокового сжатия применительно к водосливам практического профиля с криволинейным очертанием гребня и к водосливам с широким порогом.

На основе использования фомрул (4)—(6) Киндсватером и Картером в работе [3] выполнен любопытный, анализ, позволяющий судить, насколько соответствует экспериментальным данным при-



Рис. 1. Зависимость є от *H/P* и *b/B* для прямоугольных тонкостенных водосливов

нятие постоянного значения K=0,2 в формуле Фрэнсиса, если последнюю записат в виде

$$b_c = b - KH. \tag{7}$$

Запишем формулу расхода через водослив:

$$Q = m_{\rm np} \ b \ \sqrt{2 \ g} \ H^{3/2} = m_{\rm n,t} \ (b - KH) \ \sqrt{2 \ g} \ H^{3/2}.$$
(8)

$$K = \frac{m_{\pi\pi} - m_{\pi p}}{m_{\pi\pi}} \frac{b}{H} .$$
⁽⁹⁾

Зависимость (9), построенная в виде графика $K = f\left(\frac{H}{p}, \frac{b}{H}\right)$ для условий «совершенного» сжатия $\left(\frac{b}{B}=0,2\right)$, показана на рис. 2. На этот же график для сравнения нанесено постоянное значение K=0,2. Из рисунка видно, что в зависимости от сочетания параметров $\frac{H}{p}$ и $\frac{b}{H}$ параметр K может принимать самые различные значения, вплоть до K=1,0. Таким образом, принятие постоянного значения K=0,2 совершенно необоснованно. Правильно было учтено влияние основных факторов на коэффициент бокового сжатия А. Р. Березинским [8], предложившим в 1950 г. следующую эмпирическую формулу:







где $\alpha = 0,19$ для прямоугольной формы (в плане) устоев или быков ($\alpha = 4,10$ — для устоев плавного очертания).

(10)

Формула была рекомендована к применению как для водосливов практического профиля (криволинейного очертания), так и для водосливов с широким порогом. Она приводилась в ряде изданий «Справочника по гидравлическим расчетам» под ред. П. Г. Киселева, в том числе и в последнем [4].

Нами выполнено сопоставление значений коэффициентов сжатия, полученных по формуле (10), со значениями, подсчитанными по формулам (4) и (6), с введением соответствующего поправочного множителя на скорость подхода (по Кумину), что-

бы сделать эти величины сравнимыми. Результаты сравнения приведены в таблице.

	При отношениях <u></u>							
	0.5	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0		
Кондсватер и Картер А. Р. Березинский	0,945 0,922	0,933 0,904	0,92	0,91 0,89	0,90 0,88	0,885		

Значения ε (при b/B = 0,2) для сравниваемых формул

Разница в значениях є получилась в пределах 1—3%, что лишний раз подтверждает надежность формулы Березинского, с одной стороны, и возможность распространения явления бокового сжатия, свойственного тонкостенному прямоугольному водосливу, на другие формы профиля гребня, с другой,

В 1974 г. вышли в свет «Рекомендации по гидравлическому расчету водосливов» П-18-74 [11], которые теперь действуют взамен утративших силу ТУ 12-51. В них весь параграф, относящийся к учету бокового сжатия (§ 4.4), снабжен примечанием, согласно которому излагаемые положения в случае проектирования сооружений I и II классов должны уточняться путем постановки лабораторных опытов.

Для учета бокового сжатия отдельного отверстия рекомендуется формула Г. К. Дерюгина, имеющая вид (в наших обозначениях)

$$\varepsilon = 1 - \frac{K_{b} K_{I}}{1 + p/H} \left(K_{r} \frac{p}{B} + K_{r} \frac{p}{b} \right), \qquad (11)$$

где

В' — расчетная ширина верхнего бъефа;

К — расчетная ширина верхнего овефа, K_b — коэффициент, учитывающий степень планового сжа- $\overline{B'}$ тия потока; K_r , K_r — коэффициенты, учитывающие скругление вертикаль- \overline{H} \overline{b} ных ребер устоев или бычков; K_l — коэффициент, учитывающий выдвижение в верхний \overline{H} бъеф верховой грани устоев или бычков.

Формула применима при $\frac{H}{L} \leqslant 1$.

Чтобы иметь возможность выполнить сопоставление этой формулы с формулами Френсиса и Березинского, упростим ее, приняв, как и ранее, форму устоев прямоугольной, а их верховую грань совпадающей с гранью напорной стенки. В этом случае $K_r = K_r = 0.17$ и $K_l = 1$. Тогда формула (11) примет вид: $\frac{1}{H}$

$$\varepsilon = 1 \leftarrow \frac{0,17 \cdot K_{\frac{b}{B'}} \left(\frac{p}{b} + 1\right)}{1 + \frac{p}{H}}.$$
 (11a)

Коэффициент $K_{\frac{b}{B'}}$ изменяется от 1 для $\frac{b}{B'} = 0,2$ до 0 при $\frac{b}{B'} = 1$.

Далее в «Рекомендациях» приводятся две формулы, которые, по-видимому, должны вытекать из формулы (11а): одна из нихдля случая низкого порога ($p \simeq 0$), а другая — высокого $\left(\frac{p}{H} > 5\right)$. Они, соответственно, имеют вид:

> $\varepsilon = 1 - 0.17 \cdot K_{\frac{b}{R'}};$ (12) $\varepsilon = 1 - 0.17 \cdot K_b \frac{H}{E}$. (13)

Последняя может быть получена, вероятно, в том случае, если единицей во втором члене правой части формулы (11а) пренебрегается как в числителе, так и в знаменателе. Но если это оправлано в отношении знаменателя, где $\frac{p}{H} \gg 1$, то непонятно, почему это можно сделать в числителе, поскольку b может быть и значительно больше $H\left(по условию \frac{H}{M} \ll 1 \right)$ и тогда член $\frac{p}{M}$ будет соизмерим с единицей. Так или иначе, для высокого порога опять рекомендуется формула, близкая по структуре к формуле Фрэнсиса. а для условия «совершенного» сжатия (<u>b</u> - = 0.2) отличающаяся от нее лишь значением коэффициента. Совершенно очевидно, что ей, как и формуле Фрэнсиса, присущ основной недостаток — неччет влия-. Легко показать, что это может привести к сущения члена ственному занижению коэффициента є. Так, согласно этой формуле, при $\frac{H}{L} = 1 \varepsilon = 0.83$, тогда как по графику (см. рис. 1) є для $\frac{P}{L} = 5$ составляет около 0,96, а по формуле Березинского - 0,94. т. е. занижение будет на 11-12%.

Попутно остановимся еще на одном вопросе. В «Рекомендациях» [11] приведена формула, учитывающая влияние плавности закругления бычков на коэффициенты K_r или K_r . Она имеет вид: \overline{H} \overline{b}

$$K_{r/H} = 0.17 - \sqrt{\frac{r}{30H}}$$
 (14)

В чем отличие коэффициентов $K_{r/H}$ и $K_{r/b}$ и в каких случаях следует подставлять в формулу H или b, указаний не дане. Сказано лишь, что предельным значением скругления является величина $\frac{r}{H}$ (или $\frac{r}{b}$), равная 0,5. В случае, если отношение $\frac{r}{H}$ будет превосходить это значение, в формулу должно подставляться значение 0,5. Следовательно, при любом скруглении должно учитываться сжатие значением

$$K_{r/H} = 0.17 - 0.13 = 0.04.$$

В работе [7] влияние скругления устоев и бычков рекомендуется учитывать следующим образом: при $\frac{r}{b} > 0,12$ считается, что сжатие можно не учитывать ($\varepsilon = 1,0$); при $\frac{r}{b} < 0,12$ значение

80:

є должно определяться по интерполяции между единицей и тем его значением, которое получается по графику на рис. 1 для соот-

Η ветствующих величин

Столь большое различие в двух методах оценки влияния степени скругления устоев на боковое сжатие настораживает. Этот вопрос следует подвергнуть дополнительной лабораторной проверке.

выводы

1. Формула Фрэнсиса не отражает физической сущности явления бокового сжатия, не учитывает основных факторов, влияющих на него, и потому может приводить к ошибочным результатам в определении коэффициента є. Она должна быть изъята из проектной практики.

2. Физически более обоснованной является формула А. Р. Березинского; вычисленные на ее основе коэффициенты є хорошо согласуются с є, определенными по экспериментальным данным для тонкостенного прямоугольного водослива с боковым сжатием.

3. Формула Г. К. Дерюгина, приведенная в новых «Рекомендациях» ВНИИГа, хотя и учитывает все основные факторы, но структура ее некорректна. В частном случае, для высокого порога она опять же сводится к формуле Фрэнсиса.

ЛИТЕРАТУРА

- 1. Павловский **Н**. H. Гидравлический справочник. ОНТИ, М-Л., 1937. 890 c.
- 2. Francis J. B., Van Nostrand, D. Lowell. Hydraulic Experiments N-Jork, 1883.
- 3. Kindsvater C. E., Carter R. W. Discharge characteristics of rectangular thin-plote weirs. Journal of the Hydraulic Division Proc ASCE, N H96, Dec. 1957, pp. 1-36.
- 4. Киселев П. Г. Справочник по гидравлическим расчетам. «Энергия», М., 1974, c. 313.
- 5. Агроскин И. И., Дмитриев Г. Т., Пикалов Ф. И. Гидравлика. Госэнергоиздат, М-Л., 1954, с. 484.
- 6. World Meteorological Organization. Technical Note N-177. Use of weirs and flumes in stream gageng. WMO, N 280, Geneva, 1971, p. 57.
- 7. World Meteorological Organisation. Technical Note N 90. Measurement of pean discharge by indirect methods. Geneva, 1968, р. 161. 8. Березинский А. Р. Пропускная способность водослива с широким поро-
- гом. Госстройиздат, 1950. 185 с.
- 9. Наставление гидрометеорологическим станциям и постам. Вып. 6, ч. И, Гидрометеоиздат, Л., 1972, с. 266.
- 10. Чоу В. Т. Гидравлика открытых каналов. Изд-во литературы по строительству, М., 1969, с. 464.
- 1. Рекомендации по гидравлическому расчету водосливов. Част. І. Прямые водосливы. «Энергия», Л., 1974, с. 58.
-) 3ax. 97

В. А., БАХТИАРОВ, Г. С. АРСЕНЬЕВ (ЛГМИ, ЛО Гидропроект)

ДИСПЕТЧЕРСКОЕ УПРАВЛЕНИЕ ВОДНЫМИ РЕСУРСАМИ ВОДОХРАНИЛИЩ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ СЕВЕРО-ЗАПАДНОГО ЭКОНОМИЧЕСКОГО РАЙОНА

Директивами XXIV съезда КПСС намечено проведение работ по развитию местных энергетических объединений, формирующих Единую энергосистему Советского Союза.

В настоящее время многие энергообъединения располагают всеми современными видами электрических станций — тепловыми, атомными и гидравлическими.

Гидроэлектростанции ввиду своих высоких режимных и энергетических свойств очень часто определяют условия работы других электростанций, а при их большой доле — и энергообъединения в целом.

Непрерывное присоединение к энергообъединению действующих и новых гидроэлектростанций, обладающих различными возможностями регулирования, к тому же расположенных на реках с асинхронным режимом речного стока, обуславливает актуальность и практическую значимость разработки методики управления оптимальными режимами работы гидроэлектростанций.

Многообразие влияющих факторов на режим работы ГЭС затрудняет, а скорее всего исключает, возможность проведения широкого обобщения с целью разработки какой-то единой методики составления правил использования водных ресурсов водохранилищ гидроэлектростанций, работающих в составе разных энергообъединений. В этих условиях, очевидно, возможна разработка региональных правил, позволяющих повысить эффективность использования водных ресурсов водохранилищ, применительно к более или менее однообразным природным и экономическим условиям.

В настоящем исследовании и предпринята попытка разработать рекомендации по улучшению использования водных ресурсов водохранилищ гидроэлектростанций Северо-Западного экономического района, территория которого как раз и характеризуется достаточно однообразными природными и экономическими условиями. Она простирается от западных границ Советского Союза до Уральских гор на востоке и от Северного Ледовитого океана на севере до Северных Увалов и Валдайской возвышенности на юге. Район включает в себя Мурманскую, Архангельскую, Вологодскую, Псковскую, Новгородскую, Ленинградскую области, Карельскую и Коми АССР.

Площадь территории района равна 1555,4 тыс. км² (без островов Северного Ледовитого океана), что составляет 7% от территории СССР. Из общей площади экономического района 58% приходится на Архангельскую область и Коми АССР, где проживает только 20% общего населения района.

По характеру рельефа на территории района можно выделить три основные зоны: Кольский полуостров и Карелию (Мурманская область, северная часть Ленинградской области и Карельская АССР), Северный край (Архангельская область, восточная часть Вологодской области, Коми АССР) и Северо-Западную зону (Псковская, Новгородская и части Ленинградской и Вологодской областей).

Преобладающая часть Кольского полуострова и Карелии предтавляет холмистую равнину с высотами до 200—300 м (над уровнем моря). С запада и северо-запада местность в целом понижается по направлению к трем крупным водным бассейнам, где наблюцаются наименьшие абсолютные высоты: у Онежского озера — до 0 м, у Белого моря — до 10—20 м,

Северный край имеет однообразный и преимущественно равниный рельеф. Территория в основном занята низменностями: Печоркой на востоке и Северо-Двинской — на западе. Абсолютные отетки низменностей находятся в пределах 80—30 м. В целом поерхность края понижается с юга на север, что определяет общее аправление речного стока — к Белому и Баренцову морям.

На территории Северо-Западной зоны можно выделить две геоорфологические области: моренно-озерную и Север. Характерыми особенностями рельефа здесь являются моренные гряды, впаины, заполненные водой и сильно сглаженными возвышенностями. ентральную часть Ленинградской области занимает Силурийское чато

Географическое положение района и обширность территории пределили некоторое различие в климатических условиях. Основими определяющими факторами климата являются западный пенос воздушных масс с Атлантики и вторжение холодных масс Арктики. Средняя годовая температура воздуха от 1° на побежье Баренцово и Белого морей и 0° на севере Карелии изменяетдо 4,6° на северо-западе (Псков). На северо-востоке Северного ая средняя годовая температура воздуха снижается до — 8°.

Из-за орографических особенностей местности осадки распреляются по территории весьма неравномерно: от 550-570 мм в среднем за год в Прибеломорской низменности до 800—1000 мм в горных районах Кольского полуострова и на наветренних склонах Валдайской возвышенности.

Слой испарения с водной поверхности за период открытого русла в среднем колеблется от 600 мм на юго-западе до 400— 350 мм на северо-востоке.

Отношение нормы осадков к норме испарения с водной поверхности изменяется в среднем от 2,0 (на северо-востоке) до 1,3 на юго-западе района. Это показывает, что территория Северо-Западного экономического района избыточно увлажнена, следствием чего является наличие сравнительно густой речной сети и заболоченности больших пространств.

Территория района отличается высокой степенью озерности. Всего насчитывается около 420 тыс. озер с общей площадью зеркала 72 тыс. км². 40% общей площади приходится на озера Ладожское и Онежское.

Болотами на Кольском полуострове и в Карелии занято около 20% всей площади. Речная сеть представлена большей частью реками, вытекающиеми из озер, которые на своем пути пересекают ряд других озер, образуя таким образом озерно-речные системы.

На всей территории экономического района насчитывается около 258 тыс. рек различной крупности, общей протяженностью свыше 830 тыс. км. Подавляющее количество рек (98% от общегс числа) относится к группе самых малых, длиной менее 10 км Только 49 рек имеют длину более 200 км.

Речной сток района в среднем равен 547 км³ в год, из которого преобладающая часть — 508 км³, или 93%, формируется непосред ственно на данной территории.

Наиболее крупными водотоками района, с объемами годовог стока свыше 5 км³ в год, концентрирующими в себе эффективны гидроэнергетические ресурсы, являются реки Нива, Тулома, Ковда Паз, Выг, Свирь, Кемь, Волхов, Вуокса, Северная Двина и др. Н многих из них построены каскады гидроэлектростанций — Свир ский, Ковдинский, Нивский, Выгский, Пазский, Туломский и др.

По водному режиму реки района относятся к рекам преимуще ственно снегового питания. Режим стока в годовом разрезе харан теризуется высоким весенним половодьем, низкой летней и зимне меженью и относительно небольшими летне-осенними подъемам вызываемыми дождями.

Половодье обычно начинается: на Кольском полуостровев конце апреля — начале мая; в центральной части Северно края — 20—30 апреля, а на северо-востоке — 10—15 мая; на те ритории Карелии — в апреле.

Потенциальные гидроэнергетические ресурсы отдельных рев основном определяются их водностью и падением.

Крупные водотоки района с большими потенциальными гидр энергоресурсами (свыше 200 тыс. кВт по средней годовоой мон ности) приведены в табл. 1.

Тавлица 1

Река	Река	Куда	Потенциальные гидроэнергоресурсы			
N L. Z		впадает	тыс. кВт	млн. кВт•ч		
	Свирь	Лаложское озеро	178	1559		
	Вуокса	То же	228	1997		
	Поной	Белое море	22 6	1982		
	Нива	То же	202	1769		
	Ковда	То же	211	1848		
	Кемь	То же	241	2111		
	Выг	То же	217	1900		
	Онега	То же	376	3294		
	Сев. Двина	То же	1016	8900		
	Сухона	Сев. Двина	212	1858		
	Вычегда	То же	425	3723		
	Печора	Баренцово море	1632	14 296		
		F	4			

Полный потенциал гидроэнергоресурсов района составляет 16,6 млрд. кВт.ч, или 3% от ресурсов в целом по СССР.

Технически возможные к промышленному использованию гидронергоресурсы составляют 55 млрд. кВт ч, или 47% от полного поенциала

Наиболее эффективные гидроэнергоресурсы сосредоточены мурманской области, что объясняется значительным падением и орошей зарегулированностью стока ее рек. На современном ровне в Мурманской, Ленинградской областях и Карельской ССР уже используется около половины технически доступных и гримерно 70% эффективных гидроэнергоресурсов. До сих пор еще е используются гидроэнергоресурсы Архангельской области Коми АССР.

Значительная озерность и заболоченность поверхности в той ли иной мере способствует естественной выравненности стока рек, лавным образом внутригодовой. В то же время общирность територии всего экономического района и некоторые природные осоенности его отдельных частей обусловливают асинхронность стока ротекающих здесь рек.

Поскольку объектом наших исследований являются водохранияща гидроэлектростанций, анализ вопроса об асинхронности выолнен в отношении годового притока в головные водохранилища искадов ГЭС: Ковдинского, Нивского, Туломского, Свирского др. (всего 14): Что касается рек Архангельской области и Коми ССР, гидроэнергересурсы которых не используются, анализ асинхронности проведен в отношении годового стока в имеющихся гидрометрических створах.

Наличие асинхронности обнаруживалось путем прямого сопоставления хода стока на реках района, а степень ее в колебаниях годового стока оцоенивалась коэффициентом корреляции.

Проведенный анализ вопроса об асинхронности годового стока (притока) позволяет сделать следующие основные выводы.

Если иметь в виду отдельные части обширной территории района, например Мурманскую, Ленинградскую области и Карельскую АССР, то годовой приток в пределах каждой из них в общем синхронен. Коэффициенты корреляции положительны и высоки и колеблются в диапазоне 0,7—0,9 для Мурманской области и Карельской АССР. В пределах Ленинградской области коэффициенты корреляции составляют 0,6—0,7.

Если же сравнивать годовой приток разных частей территории то здесь прослеживается значительная асинхронность. Коэффициенты корреляции между годовыми притоками в водохранилища Мурманской и Ленинградской областей составляют преимуще ственно 0,4—0,5, снижаясь до 0,1—0,2— между притоками в Вол ховское водохранилище и оз. Чудское и всеми водохранилищами Мурманской области.

Между годовыми притоками в водохранилища Ленинградской области и Карельской АССР коэффициенты корреляции несколько повышаются (до 0,5—0,8).

Практически полное отсутствие связи в колебаниях годовых притоков (коэффициенты корреляции меньше 0,2) прослеживается между Мурманской областью и Карельской АССР.

Сток в пределах обіпирных Архангел:ской и Вологодской облас тей синхронен. Если же коррелировать сток рек этих областей і Карельской АССР, то здесь прослеживается значительная асин хронность. Так, например, коэффициенты корреляции между стс ком р. Онеги в створе Ярнемской ГЭС и притоком в Сегозеро сс ставляет 0,28, а между стоком р. Северной Двины в устье и притс ком в оз. Имандра уменьшается до 0,23.

Энергетический эффект от учета асинхронности годовых прит ков в водохранлища при разной степени энергообъединения гидр электростанций можно предварительно установить уже на оснон анализа коэффициентов корреляции.

Очевидно, что эффект компенсирующего регулирования стою будет тем больше, чем меньше коэффициент корреляции межл годовыми притоками в водохранилища ГЭС, входящих в то ил иное объединение.

Поскольку коэффициенты корреляции между годовыми прит ками в водохранилища в пределах отдельных частей рассматр ваемого района относительно высокие, то соответственно и энері тический эффект при объединении ГЭС Колэнерго, либо Гё Карелэнерго или ГЭС Ленэнерго за счет асинхронности стока буг 86 малым. Так, например, для энергетического объединения Колэнерго дополнительный прирост суммарной гарантированной отдачи обеспеченностью 95% за счет асинхронности годового притока в водохранилище Мурманской области составляет около 1,0% от суммарной гарантированной отдачи ГЭС до их объединения.

Значительно больший эффект будет получен при объединении гидроэлектростанций разных частей района, включающего Мурманскую и Ленинградскую области и Карелию.

На территории Северо-Западного экономического района находится 34 водохранилища, созданных на базе 19 рек и 20 озер района.

Водные ресурсы водохранилищ используются для целей энергетики, водного транспорта, лесосплава, рыбного хозяйства и водоснабжения городов и населенных пунктов.

Суммарная полезная емкость всех водохранилищ равна 47 км³, что по отношению к суммарному объему годового стока в устье рек, на которых расположены эти водохранилища (125 км³), составляет 38%.

Полезная емкость отдельных водохранилищ колеблется в широком диапазоне — от значений, близких к 0, до 12,6 км³ (водохранилище Верхне-Свирской ГЭС).

Характерным для действующих каскадов ГЭС является наличие в голове каскадов энергоемких водохранилищ, созданных в результате подпора естественных водоемов.

(Наиболее энергоемкими водохранилищами, способными выполнять функции компенсатора в системе, являются Кумское (энергоемкость 2160 млн. кВт·ч), Имандровское (815 млн. кВт·ч) и Нотозерское (691 млн. кВт·ч) водохранилища. Суммарная энергоемкость их составляет больше половины энергоемкости всех водохранилищ района, равной 7000 млн. кВт·ч.

Северо-Западный экономический район выступает как район сложного квалифицированного машиностроения, химической лесной целлюлозно-бумажной промышленности, цветной и черной металлургии.

Высокие темпы экономического развития района обеспечиваются опережающим вводом новых электрических мощностей. До нецавнего времени в электроэнергетике Северо-Запада была весьма значительна, в сравнении с другими районами страны, доля гицравлических мощностей. Хотя эта доля постепенно снижается, эоль гидравлических электростанций, вследствие их известных качеств, остается исключительно важной, что сохранится и в будуцем.

В настоящее время в эксплуатации находится 30 гидроэлектротанций суммарной установленной мощностью около 2,5 млн. кВт годовой выработкой 12 млрд. кВт.ч.

В 1975 г. произведено присоединение изолированно работавших ольской к энергосистеме Карелэнерго, ранее присоединенной Ленэнерго. В результате завершилось образование Объединенной энергосистемы Северо-Запада, включащюей кроме гидроэлектростанций более 20 тепловых и 2 атомные.

Для повышения роли гидроэлектростанций в энергосистеме они должны работать с возможно более высокими гарантированными энергоотдачами. Увеличение суммарной гарантированной энергоотдачи гидроэлектростанций может быть достигнуто за счет организации и проведения межбассейнового компенсирующего электрического регулирования. Эффект компенсирующего регулирования при этом будет слагаться из двух элементов:

 а) эффекта за счет компенсации попусками из водохранилищ компенсаторов боковой приточности и менее зарегулированных ГЭС на других водотоках — собственно эффект компенсирующего регулирования;

б) эффекта за счет асинхронности стока на реках разных бассейнов.

Оценка энергетического эффекта за счет асинхронности стока и межбассейнового компенсирующего регулирования проведена обобщенным методом по статистическим параметрам стока с последующей проверкой регулированием по ряду на выравненную отдачу.

Результаты показали, что прирост суммарной гарантированной годовой выработки энергии всех рассматриваемых ГЭС Северо-Западного энергообъединения только за счет асинхронности годового стока достигает 546 млн. кВт ч, или 7,0% от суммарной гарантированной годовой выработки энергии ГЭС при независимом регулировании.

При учете и компенсирующего регулирования прирост суммарной отдачи ГЭС возрастает до 714 млн. кВт ч, или до 9,2%.

Таким образом, энергетический эффект при компенсирующем регулировании в основном определяется наличием асинхронности годового стока (притока). Чем больше асинхронность годовых притоков в водохранилища, тем больший энергетический эффект может быть получен при проведении компенсирующего регулирования отдачи ГЭС энергообъединения.

Полученный эффект в условиях энергообъединения можно реализовать с помощью диспетчерских графиков управления работой, водохранилищ, регламентирующих использование их водных ресурсов с учетом ожидаемого притока.

Вопросам разработки диспетчерских графиков управления водохранилищами каскадов гидроэлектростанций, работающих в составе энергообъединенной, уделено внимание в работах А. Ш. Резниковского, В. А. Седлера, Е. В. Цветкова, М. И. Рубинштейн и др. [1, 7—10]. В условиях отсутствия долгосрочных прогнозов речного стока задача по построению правил управления режимом работы каскада или системы водохранилищ заключается в том чтобы, пользуясь этими правилами, можно было свести к мини муму неизбежные потери, возникающие из-за отсутствия долго срочных прогнозов притока воды к водохранилищам. Для упрощения задачи применяются так называемые автономно-иерархические приемы управления водохранилищами ГЭС, которые сводятся к раделению всех водохранилищ на две группы в зависимости от их регулирующей способности.

Гидроэлектростанции с водохранилищами, обладающими наименьшими возможностями регулирования стока, управляются независимо, по собственным диспетчерским графикам. Они являются компенсируемыми ГЭС и занимают нижний уровень иерархии.

Верхний уровень иерархии занимают гидроэлектростанции с емкими водохранилищами глубокого многолетнего регулирования и большой установленной мощностью. Они являются компенсатором отдачи остальных ГЭС энергосистемы, дополняя отдачу компенсируемых ГЭС до суммарной оптимальной величины.

Метод расчета управляющих функций для ГЭС-компенсаторов, разработанный в Энергосетьпроекте при участии ЭНИНа, по словам авторов, весьма трудоемок и требует больших затрат машинного времени, что является помехой для его широкого применения.

При разработке программы оптимизации многолетних режимов работы каскадов гидроэлектростанций в объединенной энергосистеме для условий Северо-Запада достигнуты некоторые упрощения.

Оптимальный режим работы ГЭС определялся по критерию получения суммарной гарантированной выработки энергии, по принципу наибольшего вытеснения тепловой мощности. При этом главная цель регулирования облачается в форму «режима гарантии».

Основным назначением программы является получение исходных данных для построения риспетчерских графиков, регламентирующих работу водохранилищ-компенсаторов в условиях неизвестной водности.

Программа разрабатывалась совместно с лабораторией математического обеспечения ВНИИГа. При этом также использован автономно-иерархических принцип распределения регулирующих функций отдельных водохранилищ ГЭС в системе. В соответствии с требованиями неэнергетических водопользователей к режиму уровней бьефов, размерам энергоотдачи и с регулирующими способностями водохранилищ ГЭС в качестве компенсаторов отдачи системы назначены Ковдинский, Нивский, и Туломский каскады гидроэлектростанций. Головные водохранилища этих каскадов проводят глубокое многолетнее регулирование, причем никаких ограничений к колебаниям уровней в нижних бъефах не накладывается, вследствие чего гидроэлектростанции могут останавливаться на длительный период.

С целью сведения потерь мощности к минимуму целесобразнее в первую очередь срабатывать водохранилища, характеризующиеся наименьшей интенсивностью понижения уровня при заданной мощности и данном расходе притока. Исходя из этой предпосылки, наивыгоднейшим является сработка в первую очередь водохранилища Ковдинского каскада (Кумского), во вторую — Нивского (имандровского) и в последнюю — Туломского (Нотозерского).

Расчеты проводились подбором на постоянную суммарную гарантированную отдачу по ряду с 1936/37 по 1942/43 водохозяйственные годы, длительность которого равна критическому периоду сработки водохранилищ ГЭС-компенсаторов.



Рис. 1. Блок-схема управляющей программы расчета оптимального режима работы гидроэлектростанций

Блок-схема управляющей программы расчета оптимального режима работы гидроэлектростанций показана на рис. 1.

В отличие от имеющихся аналогичных программ расчета длительных режимов работы ГЭС в предлагаемой значительно упрощен необходимый набор исходных данных. Вместо величин рас-90 ходов воды, объемов стока и емкостей водохранилищ рассмотрены их эквиваленты в мощностях (МВт) и выработке энергии (МВт-мес.), т. е. исходные данные закладываются в машину в одних и тех же единицах измерения. Это значительно упрощает задачу и освобождает от необходимости ввода расходной характеристики и характеристики объемов водохранилищ.

Расчет оптимизации длительных режимов каскадов ГЭС начинается с варианта, когда в роли компенсатора отдачи системы используется Ковдинский каскад ГЭС, затем подключается Нивский и Туломский каскады.

Основные расчеты по выбору суммарной отдачи системы в условиях полной сработки водохранилищ- компенсаторов проводятся в блоках со второго по четвертый включительно. При этом во втором блоке осуществляется контроль за наполнением и сработкой водохранилищ, а в третьем — за энергоотдачей гидроэлектростанций.

Расчет заканчивается, когда при заданной отдаче системы происходит полная сработка водохранилищ-компенсаторов.

По результатам расчетов регулирования по характерному ряду с использованием ЭВМ М-222-м подсчитывались максимальные дефициты емкостей Кумского, Имандровского и Нотозерского водохранилищ. Для этого предварительно суммировались разности между притоком в водохранилище и отдачей ГЭС.

Выбранные по месяцам максимальные дефициты емкостей водохранилищ и определили противоперебойные линии диспетчерского графика, т. е. те наполнения водохранилищ на начало каждого месяца, которые необходимы по условиям обеспечения гарантированной отдачи.

Рассчитанный таким образом диспетчерский график приведен на рис. 2. Аналогичные расчеты и построение проведены для других водохранилищ.

Для назначения отдачи каскадов и системы в целом в зоне работы ГЭС мощностями, превышающими гарантированную, но не более установленной (что наблюдается в средние по водности и многоводные годы), могут быть использованы дополнительные диспетчерские графики, регламентирующие расход избытков.

Расчет диспетчерского графика такого вида для Кумского водохранилища приведен в табл. 2.

Длительность использования избытков приняты в соответствии с рекомендациями В. А. Бахтиарова [3].

Для назначения суммарной оптимальной отдачи энергосистемы, указанной в зоне диспетчерского графика работы основного водохранилища-компенсатора (в данном случае Кумского), предварительно устанавливается отдача всех компенсируемых гидроэлектростанций в зависимости от прогнозов притока и запасов воды в водохранилищах этих ГЭС.

Дополнение отдачи компенсируемых гидроэлектростанций до оптимального значения энергосистемы производится за счет энергоемкости водохранилищ-компенсаторов. При этом приток в водохранилища-компенсаторы, проводящие глубокое многолетнее регулирование, играет второстепенную роль,, так как сток в многолетнем разрезе достаточно выравнен.



Рис. 2. Диспетчерский график работы Кумского водохранилища при совместном с Имадрогским и Нотозерским водохранилищами регулировании суммарной отдачи ГЭС С.-3. Энергообъединения

Предлагаемый метод расчета и построения диспетчерских графиков работы водохранилищ ГЭС-компенсаторов с использованием максимальных дефицитов прост и обеспечивает получение с необходимой точностью оптимальной гарантированной отдачи энергосистемы.

Таблица 2

			N	
Энергия диспетчер- ского объема (максим. дефицит), МВт	Диспетчерск. наполие- ние водохранилища, М	Избыток энергии сверх диспетчерского объема при наполненном водо- хранилище (Э избы- ток), МВт	Приращение отдачи за счет избыточной емко- сти при наполненном вод-ще $\frac{\Im}{\Delta t}$ избыток MB_{T}	О [*] лача при НПУ N=N _{rap} +ΔN MBr (при гарантированной отдаче N _{rap} = 1290 Мвт)
2650 2949 2954 2960 2960 2960 2950 2952 2885 2795 2689 2557	109,0 109,4 109,5 109,5 109,5 109,5 109,5 109,5 109,4 109,2 109,0 108,8	310 11 6 0 0 0 0 0 8 75 165 271 403	155 6 3 0 0 0 4 38 82 136 202	1440 1300 1290 1290 1290 1290 1290 1290 1290 1330 1370 1430 1490
2001	100,0		202	1100
	- depring диспетчер- ского объема (максим. 2620 2949 2620 2925 2620 2925 2620 2925 2620 2925 2620 2925 2625 2625 2625 2625 2525 2625 2525 2525 2525 2525 2525 2525 2525 2525 2525 2525 2557			

Диспетчерский график для Кумского водохранилиша (энергоэмкость 2960 Мвт, НПУ-209,5 м; расчетный уровень — 1985 г.)

Примечание: Длительность планируемого периода сработки избыточной емкости (Δt) — 2 мес.

ЛИТЕРАТУРА

- Арсеньев Г. С. Эффект межбассейнового компенсированного регулирования водохранилищ ГЭС Северо-Запада. Труды Гидропроекта, сб. 29, 1973, с. 74—79.
- Бахтиаров В. А., Арсеньев Г. С. Асинхронность речного стока и ее влияние на энергоотдачу ГЭС при их объединении в единую энергосистему Северо-Запада. Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. 96, 1974, с. 71—77.
- 3. Бахтиаров В. А. Водное хозяйство и водохозяйственные расчеты. Гидрометеоиздат, Л., 1961. 430 с.

 Бахтиаров В. А. Эксплуатационные параметры водохранилищ СССР. Труды координационных совещаний по гидротехнике, вып. 53, 1969, с. 17—33.

5. Крицкий С. Н. и Менкелъ́ М. Ф. Водохозяйственные расчеты. Гидрометеоизтад, М., 1952, 392 с,

- 6. Крицкий С. Н., Менкель М. Ф., Раткович Д. Я. Закономерности многолетних колебаний речного стока как основа теории его регулирования и использования. Генеральные доклады IV Всесоюзного гидрологического съезда. Гидрометеоиздат, Л., 1973, с. 219—236.
- 7. Резниковский А. Ш. Об управлении режимами работы водохозяйственных систем. «Гидротехническое строительство», № 1, 1970, с. 10—13.
- 8. Рубинштейн М. И., Седлер В. А. Оценка эффективности и обоснование диспетчерских правил управления режимами работы водохранилищ. «Водные ресурсы», № 5, 1973/с. 156—164.
- 9. Седлер В. А. Методические построения правил управления водохранилищами каскада гидроузлов на основе оптимизационных расчетов. «Водные ресурсы», № 2, 1973, с. 69—81.
- 10. Цветков Е. В. Методы расчета оптимального регулирования речного стока водохранилищами гидроэлектростанций на ЦВМ. «Знергия», 1967. 135 с.

В. П.: БЕРДЕННИКОВ, Л. А. ДОСЫЧЕВА (ЛГМИ)

МОДЕЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ МЕХАНИЗМА РАЗРУШЕНИЯ ЛЕДЯНОГО ПОКРОВА ВЕРТИКАЛЬНОЙ НАГРУЗКОЙ

В настоящее время в северо-восточных районах станы получило широкий размах транспортное, энергетическое, лесопромышленное строительство. Ввиду продолжительности зимнего периода в данном районе, отсутствия дорог, сложных орографических условий местности большое значение получили ледяные переправы и дороги, а также использование ледяного покрова при выполнении гидротехнических и других работ. В последнее время при строительстве применяются особо тяжелые строймеханизмы: башенные краны, экскаваторы, буровые вышки и т. д. Этим объясняется значительный интерес к проблеме определения несущей способности ледяного покрова в целом, а в особенности — уточнение решения применительно к районам северо-востока некоторых вопросов, казавшихся ранее в какой-то мере уже решенными.

Вопрос о грузоподъемности ледяного покрова связан с опасностью гибели людей и дорогостоящей техники, в связи с чем еще с очень отдаленного времени он служил предметом теоретических исследований. Выводы теорий неоднократно подвергались проверке опытным путем, однако вопрос их применимости для условий натурных объектов в различных физико-географических зонах еще нельзя считать решенным. В ряде случаев наблюдается некоторое несоответствие результатов теоретических расчетов и натурных наблюдений по грузоподъемности ледяного покрова. Есть основания, о которых будет сказано ниже, полагать, что это несоответствие объясняется неправильной трактовкой вопроса о механизме разрушения ледяного покрова под нагрузкой.

Настоящая работа ставит своей целью выяснить, как происходит разрушение ледяного покрова под нагрузкой и как влияет степень разрушения на его несущую способность.

1. Постановка задачи

Аналитическое решение задачи об изгибе ледяного покрова было выполнено Герцем (1895 г.) и Динником (1913 г.) Далее

Шлейхер (1926 г.) получил выражение для вычисления напряжений в любой точке ледяного покрова в зависимости от нагрузки и его параметров. В частном случае, когда нагрузка распределена равномерно по площади круга или прямоугольника, наибольшие значения изгибающих моментов и напряжений приходятся на центр площади распределения и они равны

$$M_{\text{max}} = \frac{(1+\mu) q}{2 \lambda^2} C_2(\alpha); \qquad (1)$$

$$\sigma_{\max} = \frac{6}{h^2} M_{\max} = \frac{3 (1+\mu) q}{h^2 \lambda^2} C_2(\alpha).$$
 (2)

Здесь q — нагрузка, действующая на единицу площади распределения, кН/м²;

h — толщина льда, м;

$$\lambda -$$
упругая характеристика, равна $\sqrt[7]{D}$, м⁻¹,
где $D = \frac{E\hbar^3}{12(1-\mu^2)}$ — цилиндрическая жесткость;
 $E -$ модуль упругости;
 $\mu -$ коэффициент Пуассона;

 постоянная упругого основания, численно равная удельному весу подстилающей жидкости кН/м³.

В выражения (1) и (2) входит еще функция $C_2(\alpha)$, безразмерный аргумент которой имеет значение:

$$\alpha = \lambda r, \tag{3}$$

где r — радиус распределения нагрузки. Значения функции $C_2(\alpha)$ Шлейхером выражены через функции Бесселя и Ганкеля нулевого порядка. Эти выражения в указанных функциях и их производных достаточно сложны, в связи с чем обычно пользуются их табличными значениями или графиками, приводимыми, в частности, в работе [1].

Наряду с указанными решениями, независимо от них, та же задача решалась и другими авторами; следует назвать работы С. С. Голушкевича и М. Веймана [2]. В последней окончательное расчетное уравнение выражается через модернизированные функции Бесселя Вег и Веі, Кег и Кеі. Так, для напряжения в центре круга или прямоугольника распределения нагрузки, согласно работе [2], имеется выражение:

$$\sigma_{\max} = \frac{3 (1+\mu) P}{\pi \alpha h^2} \cdot \text{Kei}'(\alpha), \qquad (4)$$

где Кеі'(α) — производная модернизированной функции Бесселя от аргумента α , табулированная, в частности, в работе [3].

Точно так же, как и расчетная зависимость (2), выражение (4) получило широкое применение для расчетов несущей способности ледяного покрова (преимущественно в США и Канаде).

С. Н. Бернштейн, являющийся основоположником расчетов ледяных переправ в СССР, несколько упростил выражение (2) для максимальных напряжений ледяного покрова при центральной нагрузке, представив его в следующем виде [1]:

$$\sigma_{\max} = \frac{3 (1+\mu) P}{h^2} \cdot C(\alpha), \qquad (5)$$

где *Р* — значение нагрузки кН, а функция

$$C(\alpha) = \frac{C_2(\alpha)}{\pi \alpha^2} \, .$$

Перейдем далее к сопоставлению результатов расчета согласно теоретическим зависимостям с опытными данными. Как видно из структуры приведенных расчетных зависимостей, чтобы определить наибольшую нагрузку P или q, необходимо знать временное сопротивление льда на изгиб $R_{\rm изг}$ или предельное напряжение $\sigma_{\rm max}$, а также толщину льда h, его упругие характеристики E и μ , радиус распределения нагрузки r. Было отмечено, что как изгибающие моменты, так и напряжения — согласно представлениям теории возникают в ледяном покрове в зоне центра распределения нагрузки. Значение нагрузки, вызывающее появление в этой зоне первых трещин, обычно считалось предельным, соответствующим формулам (2), (4) и (5).

При такой схеме решения задачи необходимо учитывать временное сопротивление льда на растяжение, поскольку временное сопротивление льда на сжатие значительно выше, т. е. справедливо этметить:

$$\frac{R_+}{R_-} < \frac{1}{2} ,$$

(6)

де R₊ — временное сопротивление на растяжение;

R₋ — то же, на сжатие.

Кроме того, в наиболее прогнутой части ледяного покрова в центре распределения нагрузки) растянутая зона живого сечеия расположена снизу, где температура льда незначительно отлиается от температуры воды, т. е. 0°С. Исходя из этого, в соответ-

3ak. 97

- 97

ствии с имеющимися данными исследования, с достаточным основанием можно принять расчетное значение временного сопротивления льда на изгиб

$$R_{\mu \sigma} = 980 \text{ KH/M}^2.$$
 (7)

При ориентировочных расчетах не будет ошибкой принятие следующих значений упругих характеристик речного и озерного льда: модуль упругости $E = 8.8 \cdot 10^6$ кH/², коэффициент Пуассона $\mu = 0.36$.

Воспользовавшись данным значением свойств льда, можем производить расчеты грузоподъемности ледяного покрова согласно теоретическим зависимостям (2), (4) и др. Чтобы иметь возможность сопоставления с опытными данными, произведем такие расчеты применительно к ряду случаев, когда ледяной покров использовался для переправы особо тяжелых грузов. Наиболее интересными в этом отношении являются случаи переправы строймеханизмов при гидротехническом строительстве в северо-восточных районах страны, отмеченные в работе А. Н. Марчука [4].

В табл. 1 приводятся натурные данные о размерах различных видов нагрузок, радиусе площади опоры этих грузов на ледяной покров, толщине льда (графы 1—4). Весьма существенно, что в первом случае нагрузка оказалась «проломной». Расчетные данные в той же таблице (графы 7—10) получены с учетом указанных выше физико-механических характерситик льда, а также данных о толщине льда в каждом случае (h) и площади, характеризуемой радиусом распределения нагрузок (r). Результаты расчетов согласно Шлейхеру и Бернштейну приведены в графе 7 табл. 1, а согласно Вейману — в графе 10.

Сравнение результатов расчета по указанным теоретическим формулам (графы 7 и 10) показывает полное согласие. При этом расчетные значения нагрузки существенно отличаются в сторону занижения от фактических. Например, в первом случае это расхождение, или «ошибка», составляет 46—47%. Правда, фактическая нагрузка оказалась проломной. Однако в основном переправа была реализована. В других случаях «ошибки» расчетов составляют в среднем около 30%, причем переправы реально производились с известным запасом, а следовательно, фактически ошибка значительно выше.

Таким образом, необходимо искать объяснение отмеченного несоответствия расчетов по Герцу-Шлейхеру-Вейману фактическим данным. Если обратиться к исследованиям по теории изгиба ледяного покрова, выполнявшихся позднее С. С. Глушкевичем, тс оказывается, что данное несоответствие сохраняется. Это наводит на мысль о том, что причина его лежит за рамками применения аналитического аппарата. Следоватольно, для решения поставленной задачи необходимо обратиться к выяснению механизма разрушения ледяного покрова под нагрузкой. Наиболее целесообразнс исследовать этот вопрос методом моделирования. Данные о реальных нагрузках и результаты расчетов согласно теоретическим зависимостям

-	Данные натуры				Данные расчетов по Шлейхеру— формула (2) и Бернштейну— формула (5)				Расчеты по Вейману — формула (4)		
Номера опытов	Род нагрузки, название реки	Bec (P), кН	Толщина ледяного покрова (h), м	Радиус распре- 'деления нагрузки (r ₀), м	$\alpha = r_0 \lambda$	<i>C</i> ₂ (α)	РкН	Ошибка, %	Kei' (a)	P ĸH	Ошибка, %
1	2	3 .	4	5	6	7	8	9	10	11	12
İ.	Экскаватор СЭ-3 при- ток Ангары	1760*	1,20	3,75	0,190	0,040	930	47	0,215	960	46
2	Тягач с трейлером, р. Вилюй	1910	1,44	4,90	0,212	0,050	1470	23	0,230	1450	24
3	Автопоезд из двух автомашин МАЗ-252, Братское водохранилище	980	1,05	3,35	0,219	0,052	690	30	0,235	730	25
4	Башенный кран Г-226, р. Ангара	700	1,0	2,75	0,157	0,030	530	25	0,190	630	11
5	Экскаватор Э-1003 Братское водохранилище	392	0,51	3,90	0,370	0,107	245	38	0,300	245	38

* Проломная нагрузка.

2. О подобии деформации и разрушения плиты на упругом основании

Для получения картины разрушения модельной плиты, подобной картине разрушения ледяного покрова в натуре, а также для того, чтобы количественные результаты экспериментов можно было сравнивать с данными натурных наблюдений, необходимо выполнить условия механического подобия модели и натуры.

Применительно ко льду условия механического подобия рассматривались в работах [5, 6, 7]. В настоящей работе будем следовать в основном выводам работы [7].

Критерий подобия по внешней нагрузке может быть получен из рассмотрения дифференциального уравнения деформации упругой плиты на упругом основании при осесимметричной нагрузке. Относя все величины к модели, запишем уравнение в виде:

$$\frac{1}{\lambda_{\rm M}^4} \left(\frac{d^4 \omega_{\rm M}}{d\rho_{\rm M}^4} + \frac{2}{\rho_{\rm M}} \frac{d^3 \omega_{\rm M}}{d\rho_{\rm M}^3} - \frac{1}{\rho_{\rm M}^2} \frac{d^2 \omega_{\rm M}}{d\rho_{\rm M}^2} + \frac{1}{\rho_{\rm M}^3} \frac{d \omega_{\rm M}}{d\rho_{\rm M}} \right) = \omega_{\rm M}, \tag{8}$$

где $\omega_{\rm M}$ — прогиб плиты (модели);

*ρ*_м — расстояние от центра распределения нагрзуки.

Введем в рассмотрение следующие масштабные коэффициенты:

$$m_L = \frac{\omega_{\rm M}}{\omega_{\rm H}} = \frac{\rho_{\rm M}}{\rho_{\rm H}}; \qquad m_{\lambda} = \frac{\lambda_{\rm M}}{\lambda_{\rm R}}.$$
 (9)

Индекс «Н» обозначает, что величина относится к ледяному покрову (натуре).

Перепишем уравнение (8), введя масштабные коэффициенты (9), и получим после сокращения:

$$\frac{1}{m_{\lambda}^{4}m_{L}^{4}}\frac{1}{\lambda_{H}^{4}}\left(\frac{d^{4}\omega_{H}}{d\rho_{H}^{4}}+\frac{2 d^{3}\omega_{H}}{\rho_{H}d\rho_{H}^{3}}-\frac{1}{\rho_{H}^{2}}\frac{d^{2}\omega_{H}}{d\rho_{H}^{2}}+\frac{1}{\rho_{H}^{3}}\frac{d \omega_{H}}{d\rho_{H}}\right)=\omega_{H}.$$
 (10)

Для того чтобы деформации модельной плиты, описываемые уравнением (8), были совершенно подобны деформациям ледяного покрова, необходимо выполнить условие:

$$m_{\lambda}^{4} \cdot m_{L}^{4} = 1$$
 или $\frac{1}{m_{L}} = m_{\lambda}$. (11)

Выражение (11) представляет индикатор подобия плавающей плиты по деформациям. Критерий подобия по деформациям записывается в следующем виде:

$$L \cdot \lambda = \text{idem.}$$
 (12)

Из теории изгиба ледяного покрова [1, 2, и 3] известно, что от максимального значения в центре распределения нагрузки про-

гибы уменьшаются до нуля при некстором расстояний от центра ($\rho_{\rm H}^*$), а затем переходят в отрицательную область. Практическое значение имеет карта прогибов в пределах радиуса $\rho_{\rm H}^*$, который находится в известном соотношении с упругой характеристикой ледяного покрова:

$$\rho_{\rm H}^* = \frac{3,95}{\lambda_{\rm H}} \,. \tag{13}$$

Следовательно, при проектировании модели таким образом, чтобы размер модельной плиты соответствовал размеру карты прогибов ледяного покрова, должно быть выполнено условие:

$$\rho_{_{M}}^{*} = \frac{3,95}{\lambda_{_{M}}}$$
или $\rho_{_{M}}^{*} \ge \frac{4}{\lambda_{_{M}}}$, (14)

где ρ_{M}^{*} — половина поперечника модельной плиты, т. е. расстояние от ее центра до края.

Дополнительно к указанным выше положениям в теории изгиба ледяного покрова рассматривается зависимость карты прогибов ледяного покрова от параметра распределения нагрузки, т. е. безразмерной величины следующего вида:

$$\alpha_{\rm H} = \lambda_{\rm H} r_{\rm H} , \qquad (15)$$

^где *r*_н — радиус распределения нагрузки в натуре. Относя все величины к модели, будем иметь:

$$\alpha_{\rm M} = \lambda_{\rm M} r_{\rm M} \,. \tag{16}$$

Введем масштабные коэффициенты:

$$m_{\alpha} = \frac{\alpha_{\rm M}}{\alpha_{\rm H}} \quad {\rm H} \quad m_r = \frac{r_{\rm M}}{r_{\rm H}} . \tag{17}$$

Производя выкладки, аналогичные указанным выше, получаем ледующее условие:

$$\boldsymbol{m}_{n} = \boldsymbol{m}_{\lambda} \cdot \boldsymbol{m}_{r} \,. \tag{18}$$

Выражение (18) является индикатором подобия по распредеению нагрузки.

Далее воспользуемся выражением (5) для напряжений ледяэго покрова в центре распределения нагрузки, относя все велиины к модели:

$$\frac{\sigma_{\rm M} h_{\rm M}^2}{3 P_{\rm M} (1+\mu)_{\rm M}} = C_{\rm M}(\alpha).$$
(19)

Введем в рассмотрение следующие масштабные коэффициенты:

$$m_{\sigma} = \frac{\sigma_{M}}{\sigma_{H}}; \quad m_{h} = \frac{h_{M}}{h_{H}}; \quad m_{p} = \frac{P_{M}}{P_{H}}; \quad m_{\mu} = \frac{(1+\mu)_{M}}{(1+\mu)_{H}}.$$
 (20)

Структура выражения для последнего масштабного коэффициента несколько своеобразна, что принято во избежание затруднений при последующих выкладках. Необходимо подчеркнуть, что рассмотренное выше подобие по распределению нагрузки является в дальнейшем также обязательным, следовательно, наряду с масштабными коэффициентами (20) вводятся и масштабные коэффициенты (17).

Выражение (19) при использовании указанных масштабных коэффициентов получает следующий вид:

$$\frac{m_{\sigma}m_{h}^{2}}{m_{\mu}m_{p}}\frac{\sigma_{H}h_{H}^{2}}{3(1+\mu)_{H}P_{H}}=C_{H}(\alpha).$$
(21)

Таким образом, подобие модели и ледяного покрова по напряжениям, учитывая условие (18), получаем из следующего равенства:

$$\frac{m_{\sigma}m_{h}^{2}}{m_{\mu}m_{\mu}} = 1.$$
⁽²²⁾

Критерий подобия по напряжениям имеет вид:

$$\frac{\sigma h^2}{(1+\mu)P} = \text{idem.}$$
(23)

3. Экспериментальная часть

Осуществление требований подобия возможно путем использо вания взамен льда специальных модельных материалов. Опыт при менения таких материалов для модельных исследований ужи имеется [7, 8].

При выборе линейного масштаба моделирования будем исхо дить из учета геометрических размеров модели, удобных для лабс раторных исследований. В натуре карта прогибов ледяного покров может составлять в поперечнике 200 м ($h_{\rm H}$ =1,5 м). Выбирая мас штаб m_L порядка 0,01 — 0,005, получаем размеры модели, вполн приемлемые для условий лаборатории. Теория подобия (уравни ние 11) требует, чтобы в том же масштабе было увеличено значи ние упругой характеристики λ .

Используя опыт работы [8], модельный материал приготавля вали из смеси керамзита и пробковой крошки. Пробковая крошк с одной стороны, создавала необходимый запас плавучест 102

а с другой — позволяла варыйровать механические свойства материала. Смесь подвергались предварительной классификации по крупности, а керамзит, кроме того, по удельному весу. Для приготовления моделей использовались зерна размером 3-5 мм (из соображения $d \ll 0.2 h_{\rm M}$). В качестве вяжущего материала применялся раствор целлулоида в ацетоне концентрацией 50 г/л. Количество вяжущего материала составляло 100 г на 0.001 т³ смеси. Для приготовления модели все три компонента (керамзит, пробка и клей) тщательно перемешивались. Смоченные клеем зерна укладывались в форму-изложницу, размеры которой соответствовали требуемым размерам модельной плиты. После все это (форма-изложница с модельным материалом) обильно обливалось водой или погружалось в бассейн под поверхность воды. При этом раствор целлулоида в ацетоне распадается: ацетон поглощался водой. а целлулоид в твердом состоянии выпадал на поверхность зерен, которые при этом склеивались.

Для определения механических свойств модельных материалов, различных по составу (соотношению керамзита и пробки), были проведены испытания образцов по разным схемам: на растяжение, сжатие, кручение, изгиб. В результате их определялись модуль упругости ($E_{\rm M}$), временное сопротивление ($R_{\rm M}$) и коэффициент Пуассона (μ). При сравнении достоинств различных схем испытания предпочтение следует отдать схеме чистого изгиба.

Наибольшее внимание было уделено испытаниям модельных материалов двух типов: первый в составе 90% керамзита и 10% пробковой крошки (90×10), второй — 60% керамзита и 40% пробковой крошки (60×40).

При испытаний образцов, приготовленных из материалов этих типов, по схеме чистого изгиба получены следующие значения временного сопротивления и модуля упругости:

I. $90 \times 10 \ (R_{\text{H}3\text{T}})_{\text{M}} = 85 \ \text{KH/M}^2; \ E_{\text{M}} = 22\,000 \ \text{KH/M}^2.$

II. $60 \times 40 \ (R_{M3F})_{M} = 37 \ \text{KH/M}^{2}; E_{M} = 4100 \ \text{KH/M}^{2}.$

Результаты определения модуля сдвига по схеме кручения и модуля упругости по схемам растяжения — сжатия и изгиба использовались при вычислениях коэффициента Пуассона. Значительных вариаций значения этого коэффициента для различных типов модельного материала не было обнаружено.

В первом приближении можно принять для обоих типов модельного материала $\mu_{\rm M}$ = 0,35. Что касается данных опытов по определению модуля Юнга ($E_{\rm M}$), несмотря на значительное число этих опытов, результат их все же следует считать приблизительным, посколько различные схемы испытаний давали не совсем идентичные значения $E_{\rm M}$.

Определив необходимые механические свойства модельных магериалов, можно приступить к моделированию разрушения ледяного покрова при центральной нагрузке. Модель ледяного покрова представляла собой плиту, изготовленную из указанного материала, размером 1×1 м в плане и толщиной 2 см. Подстилающей средой служила вода. Следуя расчетной схеме (изгиба упругой плиты на упругом основании), необходимо было сделать модельную плиту водонепроницаемой. С этой целью она снизу была обернута тонкой резиновой пленкой ($\delta < 0,2$ мм). Коэффициент упругого основания γ составлял 9,8 кН/м³. Нагрузка прикладывалась в центре модели при неизменном для данного опыта радиусе распределения и определенной продолжительности действия (10 с). В центре модели и других ее точках измерялись прогибы с помощью пневматинеского устройства (рис. 1).



Рис. 1. Схема измерения прогибов модельной плиты:

1 — модельная плита: 2 — датчик; 3 — микроманометр; 4 — спускной кран

Датчик представлял металлическую коробку диаметром 10 см, обтянутую резиновой оболочкой толщиной $\delta = 0.2$ мм и присоединенную резиновой трубкой к микроманометру. В начале опыта в датчик нагнетался воздух таким образом, чтобы по шкале микроманометра отсчитать некоторое давление, принимаемое за начальное. Когда нижняя плоскость модельной плиты погружалась в результате прогиба, по шкале микроманометра снимались отсчеты, соответствующие значениям прогибов.

Прежде чем приводить данные количественных изменений, остановимся на описании качественной стороны явления разрушения модельной плиты.

Нагрузка на модельную плиту увеличивалась потепенно (через 100 г). Каждая нагрузка выдерживалась на плите 10 с, производился отсчет по микроманометру, затем нерез определенный интервал времени (чтобы не было значительной остаточной деформации) прикладывалась следующая нагрузка, соответственно которой увеличивались прогибы, особенно в центре ее распределения. На рис. 2, а схематически показаны деформации и напряжения в нижнем слое (масштаб — относительный).

Когда нагрузка достигала некоторого значения, в модельной плите возникали трещины, чаще всего две, скрещивающиеся в центре (см. рис. 2, δ). Однако несущая способность модельной плиты при этом не исчерпывалась, а напротив, можно было и далее 104

еще увеличивать нагрузку. Деформации в этой стадии и напряжения верхнего слоя модельной плиты схематически показаны на рис. 2, в. Предельная нагрузка, как видно было из опытов и схемы, обуславливалась временным сопротивлением на растяжение в верхнем слое модельного материала. По достижении этого значения напряжения образующаяся кольцевая трещина приводила



Рис. 2. Последовательность явлений при разрушении модели ледяного покрова:

 а – начальная стадия деформации и эпюра напряжений в нижнем слое ледяного покрова;
 б – начало разрущения (в плане); в = конечная стадия деформации и эпюра напряжений в верхнем слое ледяного покрова

к окончательному разрушению модели (при критической нагрузке $P_{\rm Kp}$).

Совершенно аналогичная последовательность явлений при разрушении модельной плиты наблюдалась в тех случаях, когда нагрузка прикладывалась у края (при так называемой модели полубесконечной плавающей плиты).

Пример зависимости прогиба в центре модели от нагрузки показан на рис. З, а. Точки на графике весьма близко ложились к наклонной прямой до некоторых значений нагрузки, после чего прогибы заметно увеличиваются. Если использовать линейную часть зависимости $\omega = f(P)$, можно уточнить значение упругой характеристики (λ_м) модельной плиты на основании известной формулы Герца:

$$\lambda_{\rm M} = \sqrt[4]{\frac{8\omega_{\rm M}}{P_{\rm M}}}.$$
 (25)

Результаты измерения прогибов в точках на различном расстоянии от центра распределения нагрузки показаны на рис. 3, б. По



Рис. 3. Зависимости для деформации модели ледяного покрова:

a — прогибы в центре как функция от нагрузки; δ — прогибы как функция расстояния при центральной нагрузке; e — прогибы как функция расстояния при краевой нагрузке

оси абсцисс графика здесь откладывались значения безразмерной координаты

$$X_{\rm M} = \rho_{\rm M} \lambda_{\rm M}$$
.

На том же графике пунктиром показана зависимость прогибов от координаты согласно известной теоретической зависимости Герца—Шлейхера. Опытные точки располагаются по разным сто-106

ронам теоретической кривой. Здесь можно говорить лишь о грубо приближенном согласии данных опытов и теории. Аналогично эпюре прогибов при центральной нагрузке (рис. 3, б) на рис. 3, в показан также пример эпюры прогибов при краевой нагрузке (модель полубесконечной плавающей плиты). Из сравнения обеих эпюр видно, что в случае полубесконечной плиты прогибы затухают на более коротком расстоянии по сравнению с бесконечной плитой. Результат испытания модельных плит центральной нагрузкой приводится в табл. 2. При первых опытах значение коэффициента упругого основания $\gamma' = 7,4$ к H/m^3 отличалось от удельного веса подстилающей воды вследствие водопронимаемости модельной плиты (пористости) и определялся экспериментальным путем. При последних опытах, как указывалось выше, для того чтобы модельная плита была водонепроницаема, с нижней и боковых сторон накладывалась тонкая резиновая оболочка. Для этих случаев наблюдалось тождество у =9,8 кH/м³. Кроме того, в каждом эксперименте модель охарактеризована по составу, толщине (h_м), упругой характеристике (λ_м). Условия же испытания охарактеризованы радиусом площадки распределения нагрузки (гм), а также безразмерным параметром (α_м=r_мλ_м). Помимо критической (проломной) нагрузки (графа 8) в таблице приводятся данные о прогибах ω_м (графа 9). Отметим, что зафиксированные прогибы относятся, строго, говоря, не к нагрузке (Ркр)м, а к предшествующей ступени нагрузки, т. е. (*P*_{кр})_м - 0,98 Н.

Таблица 2

Номер модели	Состав (отношение керамзита к проб- ке), %	Коэффициент упрогого основания (₁ м), кН/м ⁸	Толщина модельной плиты (<i>h</i> _м), м	Упругая характери- стика (\ _M), M ⁻¹	Радиус распределения нагрузки (r), м	$\alpha = r_{\rm M} \cdot \lambda_{\rm M}$	Разрушающая нагрузка (1 ⁷ кр) _м ·10 ³ , кН	Максимальный прогиб (о _м), м
$\overline{1}$	2	3	4	5	6	7	8	9
1	60×40	7,4	0,02	13,7	0,035	0,480	8,5	0,015
2	90×10	7,4	0,02	10,1	0,035	0,353		·
3	90×10	9,8	0,02	4,9	0,077	0,380	49,0	0,031
4	60×40	9,8	0,02	7,5	0,025	0,188	18,3	0,023

Результаты моделирования разрушения ледяного покрова при центральной нагрузке
Результаты испытания модельных плит краевой нагрузкой приводятся в табл. 3. Аналогично описанному выше, предшествующим экспериментам соответствует коэффициент упругого основания $\gamma'_{\rm M} = 7,4$ кH/м³, а заключительным — $\gamma_{\rm M} = 9,8$ кH/м³. Нагрузки в данной серии опытов прикладывались посредством жесткой (металлической) полосы, расположенной вдоль кромок. Размеры половины длины этой полосы $b_{\rm M}$ указываются в табл. 3 (графа 6), а в 7-й графе подсчитаны значения $\beta_{\rm M} = b_{\rm M} \lambda_{\rm M}$.

Таблица З

		1 M A	1. A.					
Номер модели	Состав (отношение керамзита к проб- ке), %	Коэффициент упрогого основания (үм), кН/м ³	Толщина модельной плиты (h_{x}), м	Упругая характери- стика (^λ _N), м ⁻¹	Половина длины загруженной полосы (b _M), м	$eta_{\mathrm{M}}=b_{\mathrm{M}}\lambda_{\mathrm{M}}$	Разрушающая нагрузка (Р _{кр)м} •103, кН	Максимальный прогиб (∞ _м), м
1	2	3	4 '	5	6	7	8	9
5	60×40	7,4	0,02	13,7 '	0,06	0,82	2,9	0,041
6	60×40	7,4	0,02	13,7	0,11	1,5	3,9	0,039
7	60×40	9,8	0,02	7,5	0,05	0,38	7,8	0,040
8	60×40	9,8	0,02	7,5	0,05	0,38	8,3	0,025
			1 *	f .		1	1	

Результаты моделирования разрушения ледяного покрова при нагрузке на край

Представляет интерес пересчет значений разрушающих (проломных) нагрузок, полученных в результате испытаний моделей, на натуру. Для этого воспользуемся натурными данными, заимстованными из литературы [4], которые уже были нами рассмотрены (см. табл. 1). Поскольку для подобия модели с натурой необходимо выполнять условие (18), сводящееся к равенству $\alpha_{\rm M} = \alpha_{\rm H}$, для каждого примера табл. 1 подбирался из данных табл. 2 подходящий случай моделирования: для. второго по порядку примера значения $\alpha_{\rm H}$ и $\alpha_{\rm M}$ совпадают полностью, если использовать данные, относящиеся к модели № 4; для примеров 1, 3 и 4 значения $\alpha_{\rm H}$ мало отличаются от $\alpha_{\rm M}$ той же модели № 4; для примеров 5 значение $\alpha_{\rm H}$ близко к $\alpha_{\rm M}$ для модели № 3.

В табл. 4 номерация примеров дана, в том же порядке, как и в табл. 1. В графах 2—6 занесены используемые данные моделирования. В графах 7—8 приведены значения масштабных коэффициентов, вычисленные из сопоставления данных по модели и

натуре. Учитывая, что коэффициент Пуассона для модельного материала очень близок к его значению для льда, т. е. $m_{\mu} == 1, m_{\sigma}$ и *m_h* — известны, согласно индикатору подобия (23) вычислялся $(P_{\rm Kp})_{\rm M}$ масштабный коэффициент m_p (графа 9), а частное окончательный результат пересчета данных модели на натуру (графа 10). Эти данные сравниваем с фактическими натурными нагрузками, приведенными в табл. 1. Частное от деления одного значения на другое следует рассматривать как коэффициент запаса (графа 11). Результаты моделирования и расчетов показывают, что в первом примере коэффициент запаса отсутствовал, вследствие чего нагрузка фактически оказалась проломной. В пятом примере расчет дает несколько заниженный результат. Остальные примеры расчетов показывают, что переправы работали с определенным запасом прочности.

Таблица 4

	Использованные данные моделирования					Рез	ультат "м					
ITa				I/M ²		Масштабные коэффициенты				$^{ m HT}_{ m q}/P_{ m H}$	Примензиие	
Номер опы	, М., М	λ _M , M ⁻¹	α _M	(R _{изг})м, кН	$P_{\rm M}$, kH	m _h	m _o	mp	$P_{\rm pacu}, {\rm kH}$	Коэффицие запаса Р _{рас}		
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
1	0,02	7,5	0,188	:37	0,019	0,0167	0,038 (1,06 .10-5	1750	1,00	Проломная нагрузка	
2	0,02	7,5	0,188	37	0,019	0,0136	0,038	0,703·10 ⁻⁵	2640	1,38	Непроломная нагрузка	
3	0,02	7,5	0,188	37	0,019	0,0190	0,038	1,37 ·10 ⁻⁵	1360	1,39	То же	
4	0,02	7,5	0,188	37	0,019	0,0200	0,038	$1,52 \cdot 10^{-5}$	1220	1,75	То же	
5	0,02	4,9	0,380	85	0,019	0,0392	0,087	1,34 .10-4	365	0,93	То же	

Результаты пересчета данных моделирования на натуру

выводы

1. Решения Герца и других авторов задачи об изгибе ледяного покрова под вертикальной нагрузкой относятся к теоретическому условию — образованию начальных радиальных трещин в центре площади распределения нагрузки, но при этом максимальная грузоподъемность ледяного покрова по существу не определялась. 2. Эксперименты по моделированию, при которых применялась центральная или же краевая нагрузка, позволили заключить, что наибольшая нагрузка, выдерживаемая ледяным покровом, соответствует условиям возникновения кольцевых трещин на определенном расстоянии от груза, где ледяной покров имеет выпуклый вверх участок эпюры прогибов.

3. Перерасчет данных по испытаниям моделей на условия натуры показывает, что применительно к водным объектам, расположенным в районах с суровым климатом расчетное значение несущей способности ледяного покрова может быть увеличено по сравнению со значениями, получаемыми на основании классической теории Герца и по другим аналитическим схемам.

ЛИТЕРАТУРА

- 1. Бернштейн С. Н. Ледяная железнодорожная переправа. Сб: Ледяные переправы, вып. 84, НКПС, Транспечать, М., 1929, с. 32—65.
- 2. Wyman M. Deffections of an infinite plate. Canadian Gournal of Research, vol. A-28, 1950, pp. 101-112.
- 3. Ватсон Г. Н. Теория функций Бесселя, т. 11. «Иностр. лит.», М.-Л., 1949. 220 с.
- 4. Марчук С. Н. Перекрытие рек с ледяного покрова. «Энергия», 1973, 155 с.
- 5. Ногид Л. М. Моделирование движения судна через битые льды. «Судостроение», Л., 1968, с. 51—55.
- 6. Лавров В. В. Деформация и прочность льда. Гидрометеоиздат, Л., 1969. 210 с.
- 7. Проскуряков Б. В. и Берденников В. П. Метод модельного исследования разрушения ледяного покрова. Труды ГГИ, 1972, вып. 192, с. 7—23.
- 8. Берденников В. П. Модельные исследования механизма заторообразования для обоснования схемы ледозадержания на р. Днестре и определения ледовых нагрузок. Труды ГГИ, 1974, вып. 219, с. 31—55.

С. Д. ВИННИКОВ (ЛГМИ)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПОВЕРХНОСТИ ЛЬДА КОНЬКОБЕЖНОЙ ДОРОЖКИ МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОТЕПЛОВЫХ АНАЛОГИЙ

Электромоделирование температурных полей искусственной конькобежной дорожки с целью выявления температурной неравномерности на поверхности льда выполнялось для отдельных, наиболее сложных и трудно поддающихся расчету узлов.

Подстилающая плита беговой дорожки представляет собой многослойное тело с коэффициентом теплопроводности материала каждого слоя λ_i (рисунок). В плите заложены трубы, по которым проходит хладагент, следовательно, они являются источниками холода. От диаметра и взаимного расположения труб зависит равномерность распределения температуры на поверхности льда. В связи с этим температурные поля моделировались при различных вариантах расположения труб.

Рассматриваемая задача относится к случаю, когда необходимо определить стационарное температурное поле в слоистой среде. Поэтому для ее решения применим уравнение Лапласа, описывающее такое поле температур:

$$\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} = 0,$$

где *t* — температура;

х, *у*, *z*₁ — координаты, направленные соответственно вдоль дорожки, поперек и вниз.

Учитывая конструктивные особенности размещения трубопроводов, по которым проходит хладагент, может принять, что поперек дорожки (по оси *y*) поток тепла равен нулю. Тогда уравнение (1) упростится и перепишется в следующем виде:

$$\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} = 0.$$

(2)

(1)





Известно, что аналогом температурного поля, описываемого уравнением (2), является электрическое поле, также описываемое уравнением Лапласа:

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} = 0, \qquad (3)$$

где ф — потенциал поля.

Учитывая трудности аналитического решения уравнения (2), температурное поле в сечениях плиты беговой дорожки определяли на электрической модели с использованием уравнения (3). Масштаб модели был принят 1:1.

Электромоделирование температурного поля в сечении плиты беговой дорожки осуществлено на специальном стенде на сплошной электрической модели с шагом 20×20 мм между контактами. Электрическая модель изготовлена из полосок электропроводной бумаги, ширина которых соответствует слоям тела в сечении беговой дорожки. Число этих слоев (шесть) и их мощность показаны на рисунке. При этом аналогом коэффициента теплопроводности материала слоев плиты λ_i принята удельная электропроводность

бумаги $\sigma_i = \frac{1}{R_i} (R_i - \text{сопротивление бумаги}), а аналогом темпе-$

ратуры t_i — электрический потенциал φ_i .

Контакт между полосками электропроводной бумаги осуществлен способом прижатия модели. Он состоит в том, что при создании вакуума между стенками стенда (из которых одна — резиновая) эластичная стенка вдавливается атмосферным давлением и прижимает полоски модели, положенные с некоторым перекрытием, к противоположной неподвижной стенке, образуя сплошную модель.

Моделирование температурного поля в сечениях выполнялось при следующих граничных условиях, заданных для натуры:

на нижней границе слоистой плиты температура 0° C;

на контурах трубопроводов, находящихся в слое железобетона, температура равна —16 и —14°С;

температура воздуха $\theta = 23^{\circ}$ С;

коэффициент теплообмена между атмосферной и поверхностью льда $\alpha = 9 - \frac{\kappa \kappa a \pi}{2}$.

м²·ч·град

При решении задачи независимо от граничных условий должны быть удовлетворены следующие положения:

а) на раздельных плоскостях слоев тела нет температурного скачка, а также источников и стоков теплоты;

б) тепловые потоки по обе стороны раздельных плоскостей слоев тела должны быть взаимно равны, согласно закону сохранения энергии;

в) в каждом слое тела должно быть удовлетворено дифференциальное уравнение теплопроводности.

8 Зак. 97

Чтобы решить поставленную задачу при граничных условиях IIIрода необходимо определить высоту слоя воздуха, на границе которого температура $\theta = 23^{\circ}$ С. Высота этого слоя может быть найдена из условия, приведенного выше (п. б.), т. е. из равенства удельных тепловых потоков по обе стороны раздельной поверхности лед — воздух:

$$q_{\text{пов. льда}} = q_{\text{пов. возд.}}$$
 (4)

Или, заменив в равенстве (4) удельные тепловые потоки соответствующими им выражениями, получим

$$-\lambda_{\pi}\frac{t_{\pi_1}-t_{\pi_2}}{\Delta z_{\pi}}=\alpha (\theta-t_{\pi_1}), \qquad (5)$$

где t_{x_1} — температура на верхней поверхности льда;

 t_{π_2} — температура на нижней поверхности льда;

 $\Delta \boldsymbol{z}_{\pi}$ — толщина слоя льда;

 λ_{π} — коэффициент теплопроводности льда. Перепишем уравнение (5) в следующем виде:

$$-\frac{t_{\pi_1}-t_{\pi_2}}{\Delta z_{\pi}}=\frac{\theta-t_{\pi_1}}{\frac{\lambda_{\pi}}{\alpha}},\qquad(6)$$

в котором $\Delta z = \frac{\lambda_{\pi}}{\alpha} = 21,8$ см и есть искомая высота слоя, на границе которой задана температура воздуха $\theta = 23^{\circ}$ С. Из полученного соотношения $\Delta z = \frac{\lambda_{\pi}}{\alpha}$ следует, что найденная высота слоя должна

состоять из материала льда с коэффициентом теплопроводности λ_{π} . От найденного значения Δz можно перейти и к высоте слоя воздуха ($\Delta z_{\rm B}$), учитывая соответственно коэффициенты теплопроводности льда (λ_{π}) и воздуха ($\lambda_{\rm B}$). Однако этого делать не следует, так как в первом случае при моделировании слоев льда и воздуха мы используем сплошной лист токопроводящей бумаги, а во втором — пришлось бы использовать две полоски бумаги, которые необходимо склеивать или же плотно прижимать одну к другой.

Задание на модели перечисленных выше граничных условий выполнялось с помощью металлических шин, на которые подавался потенциал, соответствующий заданной температуре. Шины накладывались на нижней и верхней границах модели, а такжє в местах расположения стока теплоты — труб, по которым проходит хладагент.

После задания на модели граничных условий I рода с помощьк ПДН-10 на указанном выше стенде были определены значения потенциалов φ_i в точках поля модели, расположенных через 20 мм

Пересчет полученных в этих точках значений потенциала в температуру t_i производился по формуле [1]:

 $t_i = t_{\min} + (t_{\max} - t_{\min}) \widetilde{\varphi}_i$

где $t_{\min} = -16^{\circ} \text{ C};$ $t_{\max} = \theta = 23^{\circ} \text{C}:$

8*

 $\tilde{\omega}_{i}$ — значение потенциала в долях от единицы.

Полученные значения температуры по формуле (7) позволили построить изотермы в плоскости сечения и установить значения температуры на поверхности льда беговой дорожки, которые показаны на рисунке (один из исследованнных вариантов). Здесь же приведены отклонения значений температуры на поверхности льда от —4°C.

Анализ графиков хода температуры показывает, что на поверхности льда беговой дорожки при заданных выше граничных условиях она колеблется от —3,25 до — 4,10°С, а отклонения ее значений (Δt) от —4°С находятся в пределах от —0,75 до +0,10°С. При этом наибольшие отклонения от —4°С наблюдаются на левой и правой границах очерченного для исследования поля. Эти отклонения вполне объясняются влиянием краевого эффекта поля и поэтому в расчет не должны приниматься.

Использованная литература

 Тарапон А. Г. Моделирование нестационарных полей на интеграторах ЭИНП. АН УССР, Киев, 1970, с. 156.

(7)

В. М. АЛЬТМАН (ЛО Теплоэлектропроект)

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ НИЗКОПОТЕНЦИАЛЬНОГО СБРОСНОГО ТЕПЛА ТЭС И АЭС

На современных электростанциях, оснащенных блоками 200, 300, 500 ВМт, около 50—55% тепла сбрасывается с охлаждающей конденсаторы турбин водой и уносится в окружающую среду, создавая так называемое ее «тепловое загрязнение».

Вместе с этим современное развитие тепличного овощеводства, связанное с необходимостью круглогодичного снабжения населения овощами, требует создания крупных тепличных комплексов, потребляющих огромное количество высокопотенциального тепла (теплоноситель — вода с температурой 95—130°С) от специальных котельных, сжигающих топливо.

Так, для обогрева ~ 20 тыс. га теплиц на уровне 1990 г. потребуется не менее 18 млн. тонн условного топлива в год. Это обстоятельство в большой мере сдерживает развитие тепличного овощеводства, особенно в районах, бедных топливными ресурсами.

Наиболее благоприятными температурами воздуха для выращивания огурцов и томатов являются 15—30°С. Для поддержания таких температур потребность в тепле для теплицы площадью 1 га (при температуре воздуха —30°С) составляет около 5—7 Глак/ч.

В то же время сбросное тепло только одного блока мощностью 300 МВт (~310 Гкал/ч.) может обогреть 50—60 га теплиц.

Основным препятствием на пути полезного использования сбросного тепла ТЭС и АЭС является его относительно низкий температурный потенциал. Вода в конденсаторах турбин нагревается в среднем на 8—10°С летом и 10—12° зимой. Температура воды после конденсаторов турбин в оборотных системах охлаждения с градирнями имеет значения: зимой 20—25, осенью — весной 25—30 и летом 40—45°С.

Одним из перспективных путей использования сбросного теплаинститут «Теплоэлектропроект» считает обогрев теплиц сбросным теплом после конденсаторов турбин. Как показали проработки, самые благоприятные условия для использования сбросного 116 тепла — на конденсационных электростанциях, имеющих более равномерный режим работы в течение года по сравнению, например, с ТЭЦ.

Большое значение придается проблеме использования сбросного тепла в народном хозяйстве. В связи с этим изучаются возможные пути использования сбросного тепла и разрабатываются проекты опытно-промышленных теплиц с обогревом сбросным теплом электростанций.

В настоящее время в институте «Теплоэлектропроект» в содружестве с Тимирязевской сельскохозяйственной Академией, институтом «Энергетики» (ВНР) и Гипрониисельпромом разработаны два типа экспериментальных теплиц, обогрев которых будет осуществляться сбросным теплом Каширской ГРЭС. Строительство теплиц начато в 1976 г.

Экспериментальные теплицы предназначены для выращивания овощей на грунте и разработаны с целью проверки в производственных условиях технологических и конструктивных решений теплиц, использующих для обогрева сбросное низкопотенциальное тепло ТЭС с оборотной системой техводоснабжения с испарительными градирнями, а также с комбинированными конденсационными установками (с сухомокрыми градирнями).

Рассмотрим оба типа теплиц.

Теплица с водоналивной кровлей

(гидротеплица-охладитель)

Схема и конструкция гидротеплицы-охладителя площадью 0,6 га показаны на рис. 1 и 2.

Теплица устанавливается в блоке с турбиной мощностью 300 МВт. Суммарный отвод низкопотенциального тепла от конденсаторов турбин К-300-240 составляет 310 Гкал/ч (расход циркуляционной воды ~35 000 м³/ч, температурный перепад $\Delta t = 8.8^{\circ}$ C).

Часть этого тепла (~18 Гкал/ч) по водоводу подается на стеклянную кровлю теплицы.

С помощью специальных водоводов и сопел вода распределяется равномерно по кровле слоем 30—40 мм. Этот слой не только обогревает теплицу и обеспечивает внутри ее необходимый тепловой режим, но и является фильтром солнечной радиации: пропускает важную для растений коротковолновую часть солнечного спектра и поглощает значительную долю инфракрасного излучения, что резко снижает опасность перегрева теплицы в периоды интенсивной солнечной радиации.

Расчеты показали, что для поддержания внутри теплицы оптимальных тепловлажностных условий в течение 3—4 холодных месящев, когда температура подаваемой на кровлю воды не будет превышать 20—25°С, необходим дополнительный обогрев внутритепличного пространства.



Рис. 1. Схема использования тепла электростанций для обогрева теплиц: 1 – конденсатор турбины К-30(-240; 2 – градирная площадью орошения 4200 м²; 3 – ороситель; 4 – водо борный бассейн; 5 – теплица; 6 – трубопровод для подачи воды на кровлю зимой; 7 – трубопровод с брызгальными устройствами (для летнего режима работы)



Рис. 2. Схема опытно-промышленной гидротеплицы-охладителя с водонаполненной кровлей (Каширская ГРЭС):

 t_m — температура поступающей воды; t_{0} — температура воды на сливе; $t_{\rm B}$ — температура воздуха в теплице; $Q_{\rm H}$ — потери тепла в атмосферу; $Q_{\rm B}$ — переход тепла в теплицу

В этом случае расход дополнительного высокопотенциального тепла при наличии на кробле слоя воды с температурами в среднем 16—18°С составит всего 0,6—0,8 Гкал/ч на га, вместо 5—7 Гкал/ч для обычных «сухих» теплиц.

Как известно, в обычных теплицах тепло в основном теряется (около 90% всех потерь) через кровлю.

Потери тепла через кровлю Q_{кр} определяются по уравнению

$$Q_{\rm KP} = K_{\rm KP} \cdot F_{\rm KP} (t_{\rm H} - t_{\rm B}), \qquad (1)$$

где К_{кр} — коэффициент теплопередачи через кровлю, равный в среднем 5,5 ккал/м² · ч · °С;

 $F_{\rm KD}$ — площадь кровли, м²;

 $t_{\rm H}$ — температура наружного воздуха, °C;

 $t_{\rm B}$ — температура внутри теплицы, °С.

Как видно из формулы (1), наличие на кровле теплицы слоя воды с температурой ~18—20°С (зимой) позволяет резко уменьшить температурный напор $t_{\rm H} - t_{\rm B}$) и тем самым сократить потери тепла через кровлю в зимний период в 15—20 раз.

Теплоизолирующий эффект слоя воды на кровле весьма значителен. На рис. З приведен график, иллюстрирующий потери тепла для теплиц с водонаполненной и сухой кровлей в разрезе геда.

Расчеты показали, что при средней температуре наружного воздуха наиболее холодных суток, равной — 32°С, потери тепла составляют.

— для теплицы с водонаполненной кровлей площадью 1 га: 0,25 Ккал/ч с учетом солнечной радиации: 0,30 Гкал/ч без учета солнечной радиации:

--- для теплицы с сухой кровлей: 2,92 Гкал/ч с учетом солнечной радиации: 2,86 Гкал/ч без учета солнечной радиации.

В годовом разрезе, с учетом дополнительного обогрева в течение 3—4 зимних месяцев, расход высокопотенциального тепла сокращается в среднем в 4—5 раз. При стоимости 1 Гкал тепла 4,8 руб. годовая экономия на 1 га теплицы составит 47 000 руб.

Теплица является одновременно и охладителем циркуляционной воды, работающим в двух режимах:

— летний: нагретая вода с конденсаторов турбины K-300-240 подается по стоякам в центральную зону кровли теплицы, где с помощью пластмассовых сопел разбрызгивается и далее стекает по кровле. Охлаждение воды происходит как в факеле разбрызгивания, так и в слое воды стекающей по кровле.

— зимний: нагретая вода подается по водоводу и с помощью стояков — на кровлю теплицы, где равномерно (без разбрызгивания) распределяется по кровле и охлаждается.

Расчетный расход подаваемой на кровлю циркуляционной воды составляет ~ 2000 *м*³/ч.

Система распределения воды по кровле разработана таким образом, что позволяет обеспечивать охлаждение воды на 7—9°С, что численно равно температурному перепаду в конденсаторе турбины в летнее и зимнее время. Таким образом, гидротеплица-охладитель не ухудшает работу основного оборудования электростанции. Рассматриваемая теплица, использующая для обогрева сбросное тепло и являющаяся одновременно охладителем, имеет высокие технико-экономические показатели.





а – с водонаполненной кровлей; б – с сухой кровлей

Однако эти теплицы имеют и ряд недостатков, и прежде всего необходимость/ создания герметичной кровли; большие трудности возникают в связи с обеспечением прозрачности кровли, которая загрязняется пылью и водорослями. Подлежат решению и экспериментальной проверке вопросы вентиляции, очистки кровли, режимы работы теплицы, ее технологические параметры и др. 120 Технико-экономические расчеты показывают, что применение гидротеплиц- охладителей, после решения ряда вопросов, позволит не только значительно уменьшить подачу дорогостоящего высокопотенциального тепла на обогрев теплиц, но и сократить размеры и площади основных охладителей градирен и тем самым повысить экономические показатели ТЭС и АЭС в целом.

Теплицы с воздушным обогревом

Трудности, связанные с обеспечением новых электростанций водой и системами охлаждения на естественных водоемах и водотоках, в последние годы привели к необходимости в некоторых районах страны применять такие искусственные охладители, которые позволяют в максимальной мере ограничить использование водных и земельных ресурсов.

Это хорошо известные воздушно-конденсационные установки (ВКУ) Геллера — Форго (ВНР), работающие на принципе конвективного теплообмена, а также комбинированные конденсационные установки (с сухо-мокрыми градирнями), работающие зимой как сухие градирни, летом — как испарительные.

В настоящее время в нашей стране на Разданской ГРЭС работают четыре блока по 200 МВт с использованием сухих градирен, а на Ивановской ТЭЦ-3 в 1977 г. заканчивается строительство сухо-мокрой градирни для турбины мощностью 60 МВт.

В институте «Теплоэлектропроект» совместно с институтом «Энергетики» (ВНР) разработан проект теплицы, для обогрева которой используется сбросное тепло вышеуказанных систем охлаждения.

На рис. 4 показана принципиальная схема воздушно-конденсационной установки в сочетании с теплицей, отапливаемой сбросным теплом с помощью воздушного обогрева.

Охлаждение пара в такой системе происходит в смешивающем конденсаторе, откуда конденсат-теплоноситель подается в теплообменники и после охлаждения возвращается в конденсатор.

Обогрев теплицы осуществляется с помощью мелкоребристых теплообменников (поставки ВНР), которые размещаются в пристройках к обычным типовым теплицам — тепловых пунктах. В трубках теплообменников течет теплоноситель — горячая вода с температурой 35—45°С, а через оребренную поверхность подается вентиляторами воздух (наружный, либо из теплицы, либо смешанный), который нагревается в теплообменниках и подает в теплицу.

Теплообменники, расположенные в теплице, выполняют двойную функцию. С одной стороны, обеспечивают обогрев теплицы, а с другой — являются охладителями циркуляционной воды, поступающей с конденсаторов турбин, т. е. являются составной частью конденсационной системы охлаждения электростанции. Учитывая это, теплообменники выполняются так, чтобы воздух мог попадать из них зимой в теплицу, а летом непосредственно в атмосферу.



Рис. 4. Схема комбинированного воздушно-конденсационного охлаждения электростанции и обогрева теплицы:

1 — градирня; 2 — паровая турбина; 3 — конденсатор смещивающего типа; 4 — теплообмснник ребристо-трубчатый; 5 — насос; 6 — задвижка; 7 — жалюзи; 8 — теплица; 9 — вентилятор

Движение воздуха регулируется с помощью специальных жалюзи и окон. Воздух, охлаждающий теплообменники может попадать в них двумя путями: зимой вентиляторы отсасывают воздух из внутреннего пространства теплицы, а летом — из открытой атмосферы.

Конструкция теплового пункта позволяет также отсасывать воздух частично и из теплицы и из атмосферы; пройдя через тепло-122 обменники, часть его (в случае необходимости) попадает через жалюзи в теплицу, другая часть выбрасывается через окна в атмосферу.

Предусмотрена летняя вентиляция теплицы: воздух всасывается из атмосферы, проходит через теплицу, а затем поступает в теплообменники.

Для регулирования влажности воздуха, а также для использования эффекта испарительного охлаждения может быть предусмотрено орошение теплообменников водой.

Количество теплообменников, их тепловая нагрузка и производительность вентиляторов определены из условия обеспечения следующих основных агротехнических требований, необходимых для нормального развития растений: перепад температур воздуха внутри теплицы — не более 4—5°С, максимальная скорость воздуха не более 1,2 м/с, минимальная температура воздуха — не менее 18°С. С учетом этих требований тепловая нагрузка на один тепловой пункт (10-метровая охладительная дельта) принят 0,5 Гкал/ч при расходе воды на дельту 50 т/ч.

Расчеты показали, что при температуре поступающего в теплообменники конденсата 35°С и температуре наружного воздуха — 30°С в теплице может поддерживаться температура воздуха 17—18°С, а при более высоких температурах воздуха обеспечивается оптимальный тепловлажностный режим.

Экспериментальная проверка в производственных условиях позволит найти наилучшие конструктивные решения и отработать наиболее благоприятные режимы работы теплицы-охладителя.

Расчеты показывают, что на базе сбросного тепла только одной турбины мощностью 200 МВт можно создать тепличный комбинат площадью 40 га и одновременно значительно улучшить экономические показатели электростанции.

Теплица с воздушным обогревом лишена основных недостатков гидротеплицы. Главное преимущество ее в том, что система обогрева конструктивно не связана с теплицей и поэтому позволяет применнять без каких-либо переделок типовые конструкции современных теплиц. Другим достинством является возможность создания лучшей вентиляции и регулирования в теплицах более благоприятного микроклимата, чем в гидротеплицах, где в зимнее время необходима подача высокопотенциального тепла.

К недостаткам следует отнести необходимость применения искусственной тяги воздуха (вентиляторов) и наличие в теплицах постоянного воздушного потока, скорость которого может составлять в отдельные периоды 1,2—1,4 м/с.

В результате промышленого эксперимента, который осуществляется на Каширской ГРЭС, удастся найти конструктивные решения по равномерному распределению воздушных потоков внутри теплицы и снижению расхода электроэнергии на привод вентиляторов. Сбросное тепло тепловых и атомных электростанций может быть использовано также и в других отраслях народного хозяйства, например в животноводстве и птицеводстве, в рыбном хозяйстве, для выращивания хлореллы и т. д. Однако эти направления по использованию сбросного тепла пока не получили развития и в настоящей статье не рассматриваются.

ВЫВОДЫ

1. Использование сбросного тепла тепловых и атомных электростанций имеет большое народнохозяйственное значение и должно получить широкое развитие.

2. Использование сбросного тепла систем охлаждения ТЭС и АЭС с градирнями для обогрева теплиц позволяет сократить затраты на подачу высокопотенциального тепла, по сравнению с обычными классическими теплицами, в 10—15 раз.

3. Системы технического водоснабжения в сочетании с теплицами-охладителями, использующими для обогрева сбросное тепло, позволяют кроме экономии высокопотенциального тепла значительно повысить экономиечские показатели ТЭС и АЭС.

4. Учитывая перспективность использования сбросного тепла в народном хозяйстве, необходимо развернуть комплексные научно-исследовательские работы с целью разработки эффективных способов его использования и связанных с ними проблем.

5. Строительство экспериментальных теплиц на Каширской ГРЭС позволит создать промышленную лабораторию по проблемам использования сбросного тепла в тепличном овощеводстве.

В. А. ГЛАДКОВ, Ю. И. АРЕФЬЕВ (ВНИИ ВОДГЕО)

ВЛИЯНИЕ ВЫСОТЫ РАСПОЛОЖЕНИЯ ПРОМЫШЛЕННОЙ ПЛОЩАДКИ НАД УРОВНЕМ МОРЯ НА ОХЛАЖДАЮЩУЮ СПОСОБНОСГЬ ГРАДИРЕН

В связи с проектированием некоторых промышленных объектов с системами оборотного водоснабжения в высокогорных районах возник вопрос: как может сказаться подъем над уровнем моря на работе градирен. Увеличение высоты над уровнем моря означает уменьшение расчетного барометрического давления (см. пунктирную линию P_6 на рис. 1), при этом изменяются два фактора: уменьшается масса одного кубического метра (плотность) воздуха и увеличивается его влагоемкость.



Рис. 1. Зависимость барометрического давления ($P_{\rm B}$) и поправочного коэффициента (f_{ψ}) к плотности воздуха от высоты над уровнем моря (H)

Психрометрические диаграммы, проводимые в литературе по расчетам градирен, составлены обычно для атмосферного давления 745—750 мм рт. ст. Когда атмосферное давление отличается от этого, диаграммы не обеспечивают точных данных. Для незначительных отклонений давления от указанного ошибка будет небольшой, но когда наблюдается заметное снижение атмосферного давления, как, например, на высоте 500 м и более над уровнем моря, тогда в расчеты градирен необходимо вводить поправки.





Теплосодержание атмосферного воздуха при данной температуре по сухому термометру V_1 и абсолютной влажности X_1 не зависит от барометрического давления. Однако с увеличением высоты, а следовательно, снижением барометрического давления влагоемкость воздуха практически не удерживается на том же уровне — она возрастает, т. е. увеличивается отношение пар/воздух. За счет большого обогащения воздуха водяными парами возрастает и его теплосодержание. Следовательно, с увеличением высоты над уровнем моря теплосодержание атмосферного воздуха также возрастет. На рис. 2 приведена поправка к значениям теплосодержания насыщенного воздуха δ_i (в зависимости от температуры и барометрического давления), на которую нужно увеличивать его при атмосферном давления 760 мм рт. ст.

⁹ При увеличении теплосодержания насыщенного воздуха средняя разность теплосодержаний воздуха в ядре потока и у поверхности воды, являющаяся «движущей силой» процесса тепломассообмена, должна также увеличиться, что позволяет снизить размеры (или количество) градирен и свидетельствует об улучшении охладительного эффекта для данных расчетных условий. Однако в противоположность этому с увеличением высоты и соответственным снижением барометрического давления подача воздуха в килограммах будет меньше вследствие снижения его плотности.

Вентилятор является «объемной» машиной, подающей постоянный объем воздуха независимо от его плотности. На рис. 1 приведены кривые поправочных коэффициентов f_{γ} к плотности воздуха, определенной при 15°С и барометрическом давлении $P_6 = 760$ мм рт. ст. на отметке уровня моря. В случае расположения градирен на значительной высоте над уровнем моря, превышающей, например, 500 м, и при расчетной температуре воздуха, отличающейся от 15°С, необходимо плотность воздуха при t=15°С и барометрическом давлении $P_6 = 760$ мм рт. ст. умножить на соответствующий коэффициент f_{γ} , полученный из этого графика, а также учесть поправку значениям теплосодержания насыщенного воздуха по графику, приведенному на рис. 2.

Следует отметить, что с увеличением температуры насыщенного воздуха, т. е. температуры воды в градирне, возрастает и поправка к теплосодержанию (см. рис. 2) при одном и том же барометрическом давлении. Теплосодержание за счет этой поправки возрастает. Но если при этом происходит увеличение барометрического давления, масса воздуха (сухого) в единице объема (плотность) убывает, а следовательно, убывает и его теплосодержание и в какой-то мере компенсирует его возрастание за счет увеличения температуры. Однако с увеличением температуры воздуха уменьшается дополнительно его плотность (см. рис. 1). В результате влияние на работу градирни подъема над уровнем моря с одновременным увеличением температуры воздуха становится еще более сложным.

На рис. 3 приведены зависимости удельной гидравлической нагрузки на вентиляторную градирню от высоты подъема над уровнем моря при температуре горячей воды $t_1 = 35^{\circ}$ С и температуре охлажденной воды $t_2 = 25^{\circ}$ С (1-я кривая) и, соответственно, $t_1 = 40^{\circ}$ С и $t_2 = 28^{\circ}$ С (2-я кривая). В обоих случаях нулевому значению шкалы абсцисс соответствует давление $P_6 = 750$ мм рт. ст., принимаемое обычно как среднее при расчетах градирен согласно условиям средней полосы Советского Союза. Давление воздуха на других высотах принято по графику, приведенному на рис. 1.

Для всех случаев расчета на рис. З принято: температура наружного воздуха по сухому термометру $V=25,6^{\circ}$ С, относительная влажность 58%, скорость воздуха воросителе $\omega=2$ м/с; высота оросителя h=3,7 м, параметры, характеризующие работу оросителя A=0,375 и m=0,530.



Рис. 3. Примеры зависимсти удельной гидравлической нагрузки на вентиляторную градирню от высоты над уровнем моря (H)

Из кривых (см. рис. 3) следует, что поправка к плотности орошения при подъеме градирни над уровнем моря может достигать 10% и, если не учесть ее, то градирня будет в некоторых случаях заметно недоохлаждать воду.

Н. Б. БАРЫШНИКОВ (ЛГМИ)

ТРАНСФОРМАЦИЯ ПОЛЯ СКОРОСТЕЙ РУСЛОВОГО ПОТОКА ПОД ВЛИЯНИЕМ ПОЙМЕННОГО

Во всех экспериментальных работах, посвященных взаимодействию руслового и пойменного потоков [1—5 и др.], в той или иной степени, освещен вопрос деформации полей скоростей. Действительно, в работах автора [1, 2] и других исследователей [8 и др.] приведены типизации взаимодействия руслового и пойменного потоков и указаны основные деформации скоростного поля в его русловой части по данным экспериментов, полученным на идеализированных моделях.

Рассмотрим основные выводы из этих экспериментальных работ. Наиболее полно анализ выполнен при первом типе взаимодействия, характеризуемом параллельностью динамических осей потоков русла и поймы. Особенно детальные эксперименты были проведены в Ленинградском гидрометеорологическом институте. Они выполнялись как при изоляции стеклянной перегородкой руслового потока от пойменного, так и при их взаимодействии. На рис. 1 приведены поля скоростей, измеренные на модели поймы и русла при равномерном режиме движения и глубине в русле 9 см в условиях изоляции (рис. la) и при параллельности динамических осей взаимодействующих потоков (рис. 1 б). Сравнение полей изотах, приведенных на рис. 1а и 16, позволяет сделать вывод о том, что при взаимодействии потоков отмечается уменьшение максимума скоростей в русле примерно на 15% и его смещение к противоположному пойме берегу. Вместе с тем, в прирусловой части поймы наблюдается увеличение скоростей, достигающее двукратной величины. Однако это увеличение не захватывает всю ширину поймы, а ограничивается участком, несколько меньшим ширины русла.

При втором типе взаимодействия, характеризующимся растеканием масс жидкости руслового потока по пойме, большое значение имеет величина угла, под которым массы руслового потока поступают на пойму.



Рис. 1. Поля скоростей при различных типах взаимодействия потоков в русле с поймами (по данным экспериментов при $H_p = 9$ см):

а – изолированные русло и поймы; б – первый тип взаимодействия потоков; в, г – третий тип взаимодействия потоков; д, е – второй тип взаимодействия потоков

В качестве примера на рис. 1 д и 1 е приведены поля скоростей при одно и двусторонней поймах, соответственно при углах 1-2° и 7°. Как видно на рисунках, при малых углах растекания потока отмечается некоторое уменьшение местных и средних на вертикалях скоростей в основном русле, увеличение скоростей пойменного потока в прирусловом отсеке и смещение максимума скоростей в русле в сторону противоположную пойме. Таким образом, при малых углах растекания руслового потока характер деформации поля скоростей близок к первому типу взаимодействия. Иная картина наблюдается при бо́льших (5-7°) углах растекания руслового потока по пойме. Как видно на рис. 1е, максимальные скорости в русле примерно на 10% превышают аналогичные, но в условиях изоляции потоков. Максимум скоростей смещается в сторону поймы с наименьшей шероховатостью. Скорости в прирусловом отсеке поймы возрастают более чем в 2 раза. Это увеличение скоростей распространяется на большую, чем при первом типе взаимодействия часть поймы. Особенно велико увеличение скоростей на пойме с малой шероховатостью (рис. 1 е).

Наибольшие деформации полей скоростей наблюдаются при третьем типе взаимодействия, когда массы жидкости поймы, движущиеся с меньшими, чем русловые, скоростями, вторгаются в русло и тормозят поток в нем, что приводит к резкому уменьшению скоростей руслового потока. Величина уменьшения скоростей руслового потока пропорциональна углу схождения динамических осей руслового и пойменного потоков.

На рис. 1 в и 1 г приведены данные измерений полей скоростей в русле при одно и двусторонней поймах при третьем типе взаимодействия руслового и пойменного потоков. При этом углы схождения осей потоков составляют 7—10°. Как видно на рисунках, отмечается уменьшение скоростей в русле в 2—2,5 раза. Скорости на пойме практически не изменяются.

Четвертый тип взаимодействия руслового и пойменного потоков, характеризующийся пересечением их динамических осей, ивляется наиболее сложным и обобщающим случаем взаимодейтвия. Рассмотрим его предельные случаи. При угле пересечения инамических осей (α), равном нулю, переходим к первому типу. Несколько сложнее картина взаимодействия потоков при больших начениях α .

Так, В. Н. Гончаров [3], анализируя экспериментальные даные, полученные на сложной излучине, пришел к выводу, что при алых наполнениях на пойме, когда глубина поймы $(H_{\rm m})$ не преышает 0,2 глубины в русле $(H_{\rm p})$, русловой поток является ведуим, а влияние пойменного — мало. Резко отличный процесс аблюдается при $H_{\rm m} > 0,2 H_{\rm p}$, когда ведущим становится пойменый поток. В этом случае под влиянием последнего значительно зменяется структура руслового потока.

9*

Дальнейшее изучение этой проблемы проведено Г. В. Ивановым [5], автором [2], Ю. Н. Соколовым [10] и другими исследователями на моделях, где русловой и пойменный потоки пересекались под углами 45, 60 и 90°. В этих случаях боковая стенка прямоугольного русла выполняет роль водослива и в русле образуется водоворотная зона. Ее размеры зависят от угла пересечения динамических осей потоков, скоростей течения и других факторов. Как показали исследования Г. В. Иванова [2, 5] и автора уже при углах $\alpha = 90^{\circ}$ водоворотная зона заполняет все сечение и сток воды в границах бровок коренного русла практически прекращается. Этот факт подтвержден натурными данными Д. Е. Скородумова [9].

К сожалению, анализ деформаций полей скоростей руслового потока под влиянием пойменного на основе натурных данных практически отсутствует. Это обусловлено рядом причин: сложностью и низкой точностью измерений скоростей и расходов воды в паводочный период на реках с поймами, быстрым изменением уровней, расходов и скоростей течения, наличием ледовых образований в русле и особенно на пойме и др. Именно этими причинами вызвано сокращение числа скоростных вертикалей на пойме как рекомендуемое Наставлением [6], так и особенно при проведении конкретных паводочных работ, когда их производители необоснованно сокращают число скоростных вертикалей в русле и на пойме. Нами был проведен анализ данных измерений на 24 гидростворах и установлено, что требования Наставления по количеству скоростных вертикалей при измерениях на пойме выполнены только на четырех реках. На половине исследованных рек (12) было сокращено число скоростных вертикалей в русле. В качестве примера в табл. 1 приведены исходные данные по некоторым рекам Верхне Волжского УГМС. Как видно из таблицы, на большинстве рен среднее расстояние между скоростными вертикалями на пойме превышало 100 м, а на Ветлуге у п. Дубники оно составило 666 м Однако почти на всех исследованных объектах число скоростных вертикалей в русле было равно или больше 5. Поэтому по дан ным 24 рек, расположенных в различных физико-географически: зонах Союза, был выполнен анализ деформаций скоростных полеі руслового потока под воздействием пойменного. Исходным ма териалом для анализа являлись книжки для измерения расходо воды, планы участков и профили поперечных сечений по гидрс створам до незатопляемых отметок. По этим планам устанавли вался тип взаимодействия потоков русла и поймы. При этом при нималось, что положению геометрических осей русла и пойм должно соответствовать направление динамических осей потокол Таким образом, из 24 обследованных объектов 11 отнесены ко вто рому, 7 — к третьему и 6 — к четвертому типам взаимодействи руслового и пойменного потоков.

Таблица 1

<u> </u>									· 1	
		CM	Ширина, м		Число вертикалей		Среднее расстояние между верти- калями		B _π	b _n
Река, пункт	Год	Уровень Н,	B _p русла	B_{Π} поймы	русла	поймы	b _р русла	b _п поймы	B _p	bρ
Ветлуга, Быстри	1968	805	56	696	11	4	5	174	12,4	34,8
Ветлуга, Дубники ·	1957	7 38	363	1949	5	- 3	72,6	650	5,4	· 9,0
Пьяна, Камкино	1953	666	89,7	472	7	- 4	12,8	118	5,62	9,2
Алатырь, Тургенево	1967	1015	98,6	13 8 8	12	11 -	8,2	126	14,1	15,4
Ижм а, Б. Поляны	1960	310	33	19 9 9	6	5 4	5,5	3,8 24,8	3,0	4,5

Сведения о паводочных характеристиках некоторых рек

Следует отметить, что первый тип взаимодействия, выделяелый большинством исследователей [1, 8 и др.] и характеризуюнийся параллельностью динамических осей руслового и пойменного ютоков, в природных условиях не встречается. Это объясняется ложностью морфологии натурных русел и особенно пойм, непреывным чередованием их сужений и расширений по длине реки. **Наиболее** типичным и часто встречающимся является четвертый ип взаимодействия, при котором динамические оси руслового и ойменного потоков пересекаются. Особенно четко этот тип взаиодействия прослеживается при свободно и ограниченно меандриующих типах руслового процесса, на долю которых, по данным [. В. Попова [7], приходится 99% всех обследованных им учагков рек. Однако, как справедливо отметил Д. Е. Скородумов [9], адрометрические створы располагаются на нетипичных в отношеии руслового процесса участках. Поэтому процент исследованых объектов, отнесенных к четвертому типу взаимодействия услового и пойменного потоков, значительно меньше цифр, приеденных И. В. Поповым, и составляет 25%.

Для анализа деформаций скоростного поля по данным наблюний были построены профиля поперечного сечения по гидроствоім, на которые нанесены изотахи при 2—3 расчетных уровнях ды. Эти уровни выбирались в зависимости от характера изменеия отметок дна русла и поймы. Как правило, один из уровней советствовал межени, т. е. выбирался несколько ниже уровней выда воды на пойму. Второй — равным или несколько выше отметбровки прируслового вала, а третий — максимальный из наблюденных. При сложной морфометрии (две поймы, составное сечение и пр.) намечались дополнительные расчетные уровни.

Наиболее четко основные характеристики второго типа взаимодействия руслового и пойменного потоков отражены на реках Луге у д. Воронино и Пьяне у д. Камкино. Участок измерений на реке Луге в районе д. Воронино расположен в 200 м выше дамбы, пересекающей пойму и имеющей отверстия для пропуска паводочных вод. При высоких уровнях дамба создает подпор. На реке Луге в качестве расчетных для построения поля скоростей `приняты следующие уровни над нулем графика: 346 см, при котором русловой поток отделен от пойменного прирусловым валом; 372 см, несколько выше отметки бровки прируслового вала, и максимальный — 400 см.

При послёдних двух уровнях потоки русла и поймы, сливаясь, образуют единый транзитный поток. Как видно на рис. 2, наблюдается постепенный рост скоростей с ростом уровней воды, но в противоположность экспериментальным данным максимум скоростей в русле не смещается в сторону поймы.

Участок измерений на реке Пьяне расположен в 250 м ниже весьма крутого поворота реки на 75° и характеризуется расширением левобережной поймы, имеющей малую шероховатость. Этот участок реки Пьяны также можно отнести к четвертому типу взаимодействия руслового и пойменного потоков. Такая морфология участка приводит к тому, что при высоких уровнях массы жидкости из русла попадают на пойму, увеличивая скорости течения на ней, тем самым еще больше уменьшая коэффициент шероховатости поймы (n_п) до 0,022.

По данным паводочных измерений 1953 г. при уровнях 666 и 529 см были построены поля изотах и эпюры распределения средних на вертикалях скоростей по ширине русла и поймы Уровень 529 см несколько превышал отметку бровки прирусло вого вала, а 666 см, максимальный из наблюденных, соответство вал затоплению поймы шириною 470 м. Отмечается значительный рост скоростей при увеличении уровня воды. Максимальные 1 средние на вертикалях скорости увеличились почти в два раз соответственно от 0,73 до 1,21 и от 0,61 до 1,08 м/с. Однако смещение максимума скоростей в русле к берегу противоположном пойме так же не наблюдается.

Следует отметить, что для всех 11 исследованных рек характег ным является увеличение местных и средних на вертикалях ско ростей, хотя интенсивность их изменения зависит от конкретнь условий и различна для рассматриваемых рек. Это в целом соо ветствует выводам, полученным на основании экспериментов. В же время уменьшения скоростей при затоплении поймы (вторс тип взаимодействия) на натурных объектах не обнаружено. Др гим отличием натурных от экспериментальных данных являет отсутствие смещения максимума скоростей в русле к противоп ложному пойме берегу.



Рис. 2. Профиль поперечного сечения с изотахами и кривыми распределения средних на вертикалях, скоростей, по ширине гидроствора на р. Луге у д. Воронино за 1966 г. (второй тип взаимодействия потоков). Изотахи при уровнях:

1 - 400 см; 2 - 372 см; 3 - 346 см

Рассмотрим деформацию поля скоростей при третьем типе взаимодействия на примере реки Ветлуги у с. Быстри (рис. 3). В районе гидроствора отмечается резкое сужение поймы, что приводит к поступлению пойменных вод под углом близким к 50°, а несколько ниже пойма расширяется, достигая 700 м при высоких уровнях, при ширине русла 64 м. Для построения изотах использоданные измерений 1968 г. при уровнях 634 и 805 см над ваны нулем графика. Первый уровень соответствует отметке бровки прируслового вала; второй — максимальный, при котором производились измерения скоростей и наблюдался единый поток в русле и на пойме. Следует отметить, что при уровне 634 см стока воды по пойме не было, из-за полного заполнения ее снегом и льдом. Поэтому влияние пойменного потока на русловой отсутствовало. Динамическая ось руслового потока располагалась у правого пойменного берега. Наибольшее значение местной скорости достигало 1.20 м/с, а максимальное из средних на вертикали — 1,12 м/с, при средней скорости потока в русле 0,76 м/с. При росте уровня на 171 см., т. е. при уровне 805 см, наблюдается резкое уменьшение скоростей в русле. Так, максимальные скорости уменьшаются до 0,60 м/с, а наибольшие из средних на вертикали — до 0,46 м/с, при средней скорости руслового потока 0,33 м/с. Таким образом, скоростные характеристики, а следовательно, и расход воды руслового потока уменьшаются более чем в 2 раза. Одновременно отмечается резкое смещение максимума)скоростей к левому противоположному пойме берегу. В то же время существенно увеличиваются скорости потока на пойме: максимальные до 0,40 м/с, а средние на вертикалях до 0,36 м/с.

Скорости потока выравниваются по ширине. Однако над прирусловым валом значения скоростей малы (0,05 м/с), т. е. наблюдаются две динамических оси потока — одна в русле, другая — на пойме, разделенные зоной малых скоростей.

Аналогичная картина имеет место и на ряде других рек: Конда у с. Чантырья, Бобр у с. Куты и др. Однако на ряде рек этой группы, где углы схождения динамических осей потоков русла и поймы малы, наблюдается существенно отличная картина изменения скоростей руслового потока под влиянием пойменного. В качестве примера могут быть приведены реки Масляная у д. Семшино и Янка у с. Куштали. На этих реках под влиянием пойменного потока резко замедляются, даже стабилизируются, скорости в русле хотя уровень воды увеличивается. Эшора распределения скоро стей по ширине потока выравнивается (Янка с. Куштали), мак симум скоростей выражен нерезко. Особенно это характерно для рек с двусторонней поймой.

В целом основные принципиальные черты трансформации ско ростного поля руслового потока под влиянием пойменного, уста новленные экспериментальным путем при этом типе взаимодей ствия [1], в натуре прослеживаются достаточно четко. Однак 136



Рис. 3. Профиль поперечного сечения с изотахами и кривыми распределения средних на вертикалях скоростей по ширине гидроствора на р. Ветлуге у д. Быстри за 1968 г. (третий тип взаимодействия потоков). Изотахи при уровнях:

1 — 805 см; 2 — 634 см

морфологические особенности отдельных водотоков оказывают существенное влияние, значительно изменяя скоростное поле русловых потоков.

Рассмотрим деформацию поля скоростей руслового потока при четвертом типе взаимодействия потоков. Это наиболее общий и сложный тип взаимодействия. Обычно поля скоростей при этом типе близки к третьему типу взаимодействия руслового и пойменного потоков, но возможны случаи, когла наблюлается леформация поля скоростей руслового потока под влиянием пойменного аналогично второму типу. С такой ситуацией мы встретились, анализируя данные специальных наблюдений, выполненных экспелицией ГГИ на реках Аган и Ватинский Еган. К сожалению, детальные данные по этим объектам у нас отсутствуют. Можно так же отнести к этому типу рек и ранее указанную р. Пьяну. Характер деформации скоростного поля при данном типе взаимодействия зависит как от характера изменения поймы по длине реки, так и от расположения гидроствора относительно излучины реки. В качестве примера приведем деформацию скоростного поля руслового потока под влиянием пойменного на реках Оредеж у п. Моровино и Луга у п. Толмачево. В обоих случаях гидростворы расположены на относительно прямолинейных участках в вершине излучины. Причем в 100-200 м выше гидроствора русла рек поворачивают под углами близкими к прямому и располагаются почти параллельно гидроствору. Пойма резко сужается вниз по течению. Это приводит к тому, что при высоких уровнях волы глубины на пойме достигают 5-7 м, а пойменный поток пересекает русловой под углами 10-40° и становится ведущим. Такой тип взаимодействия приводит к существенным трансформациям скоростного поля руслового потока. Для анализа использовали данные наблюдений 1966 г. на реке Оредеж у п. Моровино при уровне 386 см, соответствующем отметке бровки прируслового вала, и 684 см. максимальном, для которого производились измерения скоростей в этом году. При увеличении уровней на 298 см отмечается резкое уменьшение как максимальных от 0.98 до 0.34 м/с. так и наибольших из средних на вертикалях скоростей от 0.74 до 0.27 м/с. Максимум скоростей в русле немного смещается к противоположному пойме берегу, а на пойме возникает второй максимум со скоростью (0,37 м/с) превышающей русловую. Эпюра скоростей выравнивается по всей ширине русла и поймы. Однако в районе прируслового вала скорости потока остаются малыми.

На реке Луге у п. Толмачево использованы данные наблюдений 1977 г. при четырех уровнях: 270 см, соответствующем отметке бровки первого прируслового вала; 389 см — несколько выше бровки основного прируслового вала, но ниже значительного расширения русла с противоположной пойме стороны; 450см — выше указанного расширения и 532 см — максимальном уровне, для которого измерялись скорости течения. При уровне 389 см определяющим был русловой поток, а для уровней 450 и 532 см — пойменный. Такое большое количество расчетных уровней обусловлено сложным профилем поперечного сечения русла и поймы по гидроствору (рис. 4), наличием значительных расширений русла, находящихся на разных отметках и позволяющих рассматривать русло как сложносоставное. На рис. 4 показаны как изотахи, так и кривые распределения средних скоростей на вертикалях по ширине потока при всех расчетных уровнях воды. Как видно на рисунке, наблюдается существенное уменьшение средних на вертикалях скоростей в русле с ростом уровней и одновременный рост скоростей на пойме (табл. 2).

Таблица 2

		Скорости потока, м/с								
D	Русл	10	Пойма							
Расчетный уровень	максимальные	наибольшие из средних на вертикалк	максимальные	наибольши е из средних на вертикали						
270	0,72	0,65								
389	0,58	0,51	0,32	0,24						
450	0,44	0,37	0,36	0,28						
532	0,45	0,34	0,42	0,34						

Сведения о максимальных и наибольших из средних на вертикалях скоростях на р. Луге у с. Толмачево в 1977 г.

Это приводит к выравниванию эпюры распределения скоростей по ширине русла и поймы, хотя резкие переломы поперечного профиля отражаются и на распределении скоростей.

При данном типе взаимодействия, как показывает проведенный анализ, поля скоростей сложно деформируются, характер этой деформации близок к деформации при третьем типе. Однако в ряде случаев отмечаются деформации полей скоростей и по второму типу, что в целом определяется характером изменения ширины поймы по длине реки, расположением гидроствора на различных участках излучины и другими характеристиками.

Особым случаем является пятый тип взаимодействия потоков, протекающих в руслах с двумя разновысотными поймами, а также с одно и двусторонней одинаковой высоты поймой, у которой с ростом уровней ее расширение по длине сменяется сужением или, наоборот, сужение — расширением. В качестве примера могут быть приведены реки Дальнего Востока: Крыловка у с. Крыловка, Нестеровка у разъезда Таловый и река Друть у с. Городище, протекающая в пределах Белоруссии.



Рисч 4. Профиль поперечного сечения с изотахами и кривыми распределения средних на вертикалях скоростей по ширне гидроствора на р. Луге у п. Толмачево за 1977 г. (четвертый тип взаимодействия потоков). Изотахи при уровнях:

1 — 532 см; 2 — 400 см; 3 — 389 см; 4 — 270 см

К сожалению, детальные данные о скоростях на этих реках у автора отсутствуют и о деформациях поля скоростей можно судить лишь по трансформации эпюр распределения средних на вертикалях скоростей по ширине руслового потока и по изменению средних скоростей для русловой и пойменной частей потока с уровнем воды.

Наиболее типичным примером является река Нестеровка, у разъезда Таловый, где имеется двусторонняя сложного строения пойма.

Для анализа рассмотрим изменение распределения средних на вертикалях скоростей по ширине русловой части потока при уровнях: 400, 420, 460, 477, 512 и 549 см, для которых производились измерения расходов воды. Уровень 400 см предшествует уровням выхода воды на пойму. Наибольшая из средних на вертикали скорость потока расположена у левого берега (рис. 5).

При H=420 см, соответствующем затоплению левобережной поймы ниже створа измерений, эпюра распределения средних на вертикалях скоростей близка к аналогичной для H=400 см, но наибольшая скорость смещена к противоположному затопляемой пойме берегу.

Для H=460 см вода затопляет значительное левобережное расширение русла (0,7 $B_{\rm p}$) и достигает бровки прируслового вала правосторонней поймы. При этом уровне средние на вертикалях скорости резко возрастают. Наибольшая из них изменяется от 1,07 до 1,40 м/с (рис. 5) и несколько смещена к правому берегу.

При *H*=474 см происходит затопление правосторонней поймы на ширину, равную 3,5 ширинам русла. С левой стороны, к ранее затопленному расширению русла, подключается довольно широкая пойма (около семи ширин русла) с двумя протоками. Это приводит к выравниванию эпюры скоростей по ширине руслового потока и уменьшению их значений. Наибольшая из скоростей уменьшается от 1,40 до 0,83 м/с.

Для следующего уровня (512 см) происходит лишь небольшое расширение лево- и правосторонней пойм. Это приводит к небольшому увеличению скоростей, наибольшая из которых возрастает от 0,83 до 1,13 м/с.

Несмотря на то, что шероховатость левой поймы значительно больше (лес), чем правой (луг), происходит смещение динамической оси потока в сторону правой — обусловленное особенностями морфологии русла и поймы на участке измерений. При этом уровне основным, ведущим становится пойменный поток.

Наивысший уровень (549 см) характеризуется дальнейшим затоплением левой поймы. К ранее затопленной подключается значительный ее отсек шириною немного меньшей 30 ширин русла, что вновь приводит к уменьшению скоростей руслового потока.



Рис. 5. Профиль поперечного сечения для русловой части гидроствора с эпюрами распределения средних на вертикалях скоростей по ширине гидроствора р. Нестеровки у рзд. Таловый за 1968 г. (пятый тип взаимодействия потоков). Средние на вертикалях скорости при уровнях.

1 - 400 cm; 2 - 420 cm; 3 - 460 cm; 4 - 477 cm; 5 - 512 cm; 6 - 549 cm

Наибольшая из средних на вертикали скорость уменьшается от 1,13 м/с до 0,99 м/с. Продолжается дальнейшее смещение динамической оси потока в сторону левобережной поймы, обусловленное морфологией поймы и русла на участке измерений. Второй максимум эпюры скоростей находится почти над бровкой прируслового вала левой поймы (рис. 5).

Таким образом, наблюдается увеличение скоростей руслового потока с ростом уровней от 420 до 460 см, затем их уменьшение при росте уровня до 477 см, сменяемое дальнейшим ростом скоростей до уровня 512 см и резким их уменьшением до уровня 549 см.

Следовательно, при увеличении уровня воды происходит существенное изменение характера распределения морфометрических характеристик поймы и русла по длине реки, вызывающее трое-

кратную смену знака производной $\frac{dV}{dH}$, что является свидетель-

ством определяющего влияния морфологии русла и поймы на гидравлику потока при пропуске паводков.

Таким образом, анализ деформаций полей скорстей руслового потока под влиянием пойменного, проведенный по данным наблюдений на 26 гидростворах, раоположенных на 23 реках, позволяет сделать следующие выводы.

1. Морфологическое строение русла и поймы на участке измерений и его изменение по длине реки определяют тип взаимодействия руслового и пойменного потоков.

2. Из четырех типов взаимодействия руслового и пойменного потоков, установленных по данным экспериментов на идеализированных моделях, в природных условиях встречаются только три. Первый тип, характеризующийся параллельностью осей руслового и пойменного потоков, на натурных реках не наблюдается, что объясняется изменением ширин и других морфометрических характеристик русла и поймы по длине реки.

3. Характер изменения скоростей руслового потока при втором — четвертом типах взаимодействия близок к установленному экспериментальным путем. Однако морфологическое строение русел и пойм вносит в него существенные изменения. Наиболее сложные деформации поля скоростей происходят при четвертом гипе взаимодействия потоков.

4. При пятом типе взаимодействия потоков, неисследованном з лабораторных условиях, характер трансформации поля скоросей целиком и полностью определяется изменением морфометрииских характеристик поймы и русла как по длине реки, так и при изменении уровня воды. В последнем случае обычно происходит мена направлений динамических осей руслового и пойменного ютоков с изменением уровня воды, приводящая к значительно олее сложной, чем при всех предыдущих типах взаимодействия отоков, трансформации полей скоростей.
5. Нецелесообразно располагать гидростворы ниже излучин, в местах сужения пойм и на участках с разновысотными поймами, ибо это приводит к резким деформациям полей скоростей русловой части потока.

ЛИТЕРАТУРА

- Барышников Н. Б. Влияние поперечных перемещений масс жидкости на пропускную способность русел с поймами. — «Тр. ЛГМИ», 1972, вып. 46, с. 3—11.
- Барышников Н. Б., Иванов Г. В. Влияние эффекта взаимодействия руслового и пойменного потоков при пересечении их осей на русловые процессы. — в кн.: Водный транспорт леса, вып. 2. Красноярск, 1974, с. 119—126.
- 3. Гончаров В. Н. Динамика русловых потоков. Л., Гидрометеоиздат, 1962. 375 с.
- 4. Железняков Г. В. Теория гидрометрии. Л., Гидрометеоиздат, 1976, 434 с.
- 5 Иванов Г. В., Федорова Г. М. Построение планов течений для пойменных русел при взаимодействии руслового и пойменного потоков. — «Межвузовский сб.», изд. ЛПИ, 1977, вып. 63, с. 30—37 (ЛГМИ).
- 6. Наставление гидрометеорологическим станциям и постам, вып. 6, ч. 1. Л., Гидрометеоиздат, 1957. 400 с.
- 7. Попов V. В., Кочаненкова Н. П. О морфологических особенностях речных пойм. «Тр. ГГИ», 1972, вып. 190, с. 19—36.
- Саликов В. Г. Некоторые результаты исследований взаимодействия руслового и пойменного потоков. — «Тр. IV всесоюзного гидрологического съезда», т. 11. Л., Гидрометеоиздат, 1976, с. 75—84.
- Скородумов Д. Е. Вопросы гидравлики пойменных русел в связи с задачами построения и экстраполяции кривых расходов воды. — Тр. / ГГИ», 1965, вып. 128, с. 3—96.
- Соколов Ю. Н. Лабораторное исследование пропускной способности русла при пересечении под прямым углом пойменного и руслового потоков. — в кн.: Вопросы водохозяйственного строительства. Минск 1969, с. 214—224.
- 11. Delleur I. W., Toebes G. H., Udeozo B. C. Uniform Flow in Idealized. Channel-Food Plain Geometries. Proceed. of XII. Congress of the IAHR 1967, Fort Collins, Colorado, USA, vol. № 1, p. 218-225.

Ю. М. АЛЕХИН (ЛГМИ)

О СВЯЗИ ВНУТРИРЯДНОЙ СКОРРЕЛИРОВАННОСТИ В ГИДРОМЕТЕОРОЛОГИЧЕСКИХ ВРЕМЕННЫХ РЯДАХ СО СПЕКТРАЛЬНОЙ СТРУКТУРОЙ ЭТИХ РЯДОВ

(НА ПРИМЕРЕ РЯДОВ ГОДОВОГО РЕЧНОГО СТОКА)

Одним из интересных и перспективных вопросов современной гидрометеорологии является вопрос о внутренних динамических закономерностях во временных рядах гидрометеорологических элементов. Положительное его решение, как представляется автору, откроет новые горизонту развития, и не только в области сверхдолгосрочных прогнозов природных явлений, но и в методологии их расчетов. Этому вопросу и посвящена данная статья.

В отличие от довольно распространенного в гидрометеорологии мнения что во временных рядах крупномасштабных явлений (в частности, годовых значений стока, осадков, температуры воздуха и пр.) нет иных динамических закономерностей, кроме марковских, автором в ряде работ (наиболее общие [1—4]) показана ошибочность такого представления. В действительности в указанных рядах существуют закономерности более высокого ранга, названные автором динамико-статистическими (обоснование названия см. в работе [4]), являющиеся следствием многоступенчатой схемы формирования явлений, изложенной в [3]. В качестве количественной меры этих закономерностей автором используется величина максимума \overline{R}_{max} общей корреляционной функции $\overline{R}(n)$ временного ряда. Несколько слов об этой функции.

Общей (или быть может, лучше сказать — интегральной) функцией \overline{R} (n), $n=1, 2, \ldots$, временно́го ряда Q (t), $t=1, 2, \ldots, m$, автор называет последовательность значений общих коэффициенгов корреляции \overline{R}_n зависимости (1) при различном числе членов з правой её части $n=1, 2, \ldots, t$

$$Q_i = f[Q_{i-1}, Q_{i-2}, \dots, Q_{i-n}],$$

(1)

де i — номер члена от начала ряда в диапазоне $(n+1) \leqslant i \leqslant m$. Ілина m ряда Q(t) берется при этом такой, чтобы при предельном = 30, число членов в диапазоне $(n+1) \leqslant i \leqslant m$ было не меньше 20

0 3ak. 97

для обеспечения достаточной точности вычисления R(n) при всех n; из этих соображений m_{1} должно быть не менее 50 (оптимально 50—60). Что касается предела вычислений n=30, то он выбран автором по той причине, что для подавляющего числа естественных рядов n_{0III} (см. ниже) не превышает этого значения.

К настоящему времени автором вычислены функции R(n) примерно 100 гидрометеорологических рядов (в основном, годового стока рек), и все они, как правило, характеризуются следующим. С увеличением числа членов n до некоторого индивидуального для каждого ряда значения $n_{\rm our}$ (n оптимальное), равного в среднем 20, происходит постепенное возрастание общего коэффициента корреляции (1) \overline{R}_n до некоторого, также индивидуального, максимума $\overline{R}_{\rm max}$, равного в среднем 0,75.

При дальнейшем увеличении $n > n_{\text{опт}}$, R(n) уменьшается, и иногда значительно, т. е. существует как бы предел «насыщения» (1) йнформацией о предшествующем ходе Q(t), превышение которого не только не улучшает, а даже ухудшает интегральную скоррелированность ряда.

Из факта, что в среднем для 100 рядов естественных макроявлений $R_{\rm max} \simeq 0.75$, можно заключить о существовании в этих рядах определенных динамических закономерностей, учитывая, что в среднем для заведомо случайных искусственных рядов, как показано в работах [2, 4], $R_{\text{max}} = 0,50$. Однако имеются здесь и некоторые неясности, послужившие побудительной причиной для данной статьи. Если, как отмечено выше, динамические закономерности естественных макропроцессов имеют статистическую природу, то они должны проявляться примерно одинаково во всех однотипных рядах; судя же по величинам \overline{R}_{max} , этого не наблюдается. Так, для указанных 100 рядов Rmax колеблется от 0,50 до 0,95. Примерно для 65% рядов $\overline{R}_{\max} \gg 0,70$, а 15% < 0,60. С представлением о единой природе динамических закономерностей такая пестроте R_{\max} не согласуется. Более того она дает повод говорить о существовании некоторой функции распределения величин $R_{
m max}$ разных рядов и, следовательно, о случайности самих этих величин

В общем, толковать приведенные факты можно по-разному, но прежде следует выяснить, является ли отсутствие динамических закономерностей в естественных макропроцессах единственной возможной причиной этих фактов. По мнению автора, не является Возможна другая причина, а именно, что динамические закономер ности различных рядов имеют различное приближение к линей ности, ввиду чего величины \overline{R}_{max} отражают не только сам фак наличия определенных закономерностей, но и меру приближение их к линейному виду. Исследование этой предпосылки и являетс конкретной целью данной работы.

Идея и ход исследования

В дополнение к только что изложенной предпосылке автор выдвигает еще одну, а именно, что степень аппроксимации динамико-статистических закономерностей аппаратом линейной корреляции зависит от спектральной структуры естественных рядов, благодаря чему между величиной \overline{R}_{max} и спектральной структурой должна существовать зависимость:

$$\overline{R}_{\max} = f(\psi), \qquad (2$$

где ψ— числовая характеристика спектральной структуры ряда (см. ниже).

По замыслу автора, доказательство существования зависимости (2) будет доказательством обеих приведенных выше предпосылок и, следовательно, реальности внутрирядных динамикостатистических закономерностей. Критерием доказательства является возможность построения для многих однотипных рядов (в данном случае, многих рядов годового стока на разных реках) единой зависимости (2) определенного математического вида; если ряды естественных макроявлений — это всего лишь простые цепи Маркова, то построение единой для разных рядов и матемагически закономерной зависимости (2) в принципе невозможно.

Исходными для доказательства зависимости (2) взяты 22 ряда одового стока на произвольно выбранных реках и створах североапада, запада и центра ЕТС, перечисленных в табл. 1. Продолжиельность рядов — с 1910 по 1970 гг., за исключением трех ствоюв: Волга — Горький — 1910 — 1966 гг., Днепр — Кременчуг и)ка — Орел — 1910 — 1960 гг.

Перечень рек и створов не менялся от начала до конца исслеования, равно как и общее их число. По площади бассейна и одности (см. табл. 1) выбранные створы довольно пестры, что сключает какое-либо однозначное влияние этих факторов на зложенный ниже результата исследования.

О вычислении \overline{R}_{max} . В последней графе табл. 1 приведены знаения \overline{R}_{max} , вычисленные для указанных рядов на ЭВМ-222 по хеме, приведенной в работе [5]. Не повторяя здесь этой схемы, раничимся одним существенным замечанием: общие коэффиенты корреляции \overline{R}_n зависимости (1) находились как мера схомости рассчитанных по линейному варианту этой зависивосги личин $[Q_n]_i$ с фактическими значениями ряда $[Q_{\Phi}]_i$:

$$[Q_n]_i = f[Q_{\phi}]_i, \overline{R}_n, \qquad (3)$$

ия каждого n = 1, 2, ..., 30. Искомые \overline{R}_{max} находились затем как ибольшее из вычисленных \overline{R}_n . Следует подчеркнуть в связи этим, что прямой путь вычисления \overline{R}_n по известному равенству эрии множественной линейкой корреляции через определители стемы (1) приводит к результатам, значительно отличающимся вычислений по зависимости (3), особенно при n > 10.

0*

Таблица 1

Рассматриваемые створы и значения \overline{R}_{\max} рядов годового стока

J			and a second second		
№ п/п	Река	Створ	Площадь бассейна, км ²	Норма годового стока м ³ /с	$\overline{R}_{ m max}$
⁵ . 1	Неман	Смалиненкай	81 200	543	0,64
2	Вента	Кульдига	6 320	63	0,77
3	Вента	Абава	10 800	84	0,66
4	Даугава	Витебск	27 300	217	0,78
5	Даугава	Даугавпилс	64 600	466	0,75
6	Днепр	Смоленск	14 100	95	0,74
• 7	Днепр	Орша	18 000	122	0,78
Ĵ 8	Днепр	Киев	328 000	1390	0,68
9	Днепр	Кременчуг	383 000	1490	0,77
10	Десна	Брянск	13 700	77	0,80
11	Десна	Чернигов	81 400	326	0,66
12	Сож	Славгород	17 700	108	0,77
13	, Сож	Гомель	38 900	204	0,75
14	Березина	Бобруйск	20 200	130	0,75
15 🕔	Нева	Новосаратовка	281 000	2460	0,86
16	Волга	Ельцы	9 1 30	71	0,74
17	Волга	Старица	21 100	149	0,65
18	Волга	Горький	479 000	2730	0,62
19	Ока	Орел	4 890	., <mark>19</mark> `	0,74
20	Ока	Калуга	54 900	285	0,50
21	Ока	Муром	1 8 8 00 0	878	0,57
2 2	Унжа	Макарьев	18 500	159	0,73
					and the second second

ⁱ148

Как следует из данных табл. 1, \overline{R}_{max} для 22 рядов колеблется эт 0,86 (р. Нева — Новосаратовка) до 0,50 (р. Ока — Муром). Для 60% рядов $\overline{R}_{max} \ge 0,70$ и 9% <0,60.

Вычисление ψ . Величина ψ как числовая характеристика спектральной структуры временного ряда вводится автором в данюй работе впервые, равно как и конкретный способ ее вычисления. Исходным материалом для вычисления ψ послужили функции спектральной плотности $S(\lambda)$, вычисленные по известному равенству

 $S(\lambda) = \frac{2}{\pi} \int_{0}^{\infty} R(\tau) \cos \lambda \tau d\tau,$

(4)

 $\tau = 1, 2, \dots, 30;$ $\lambda = 0.03, 0.06, \dots, 2, 10,$

пособом трапецеидальных характеристик на ЭВМ «Раздан-2» по типовой программе). В графическом виде результаты выислений для всех 22 рядов приведены на рис. 1.

Согласно изложенному, величины ф должны численно выраать некоторые однотипные для всех рядов особенности функий S (λ), наиболее удовлетворяющие равенству (2). Для отыскаия этих особенностей автором было проведено сравнительное следование $S(\lambda)$ всех рядов; не касаясь деталей, приведем ишь основные выводы исследования. Во-первых, из двух основых характеристик S (λ)—энергетической (высо́ты пиков) істотной (расположение пиков по шкале λ) — в значительно эльшей мере зависимости (2) удовлетворяет последняя, т. е. чаотная; высоты пиков S (λ) и соотношения высоты лишь в очень лой мере связаны со значениями \overline{R}_{\max} , что в известной мере гически объяснимо: отклонения внутрирядных закономерностей линейности видимо в большой мере должны отражаться частотном, чем в энергетическом спектре. Во-вторых, равенву (2) удовлетворяют не в отдельности взятые частоты пиков (λ), а их соотношения. Показательной в этом отношении оказась функция S (λ) для р. Нева — Новосаратовка, (см. рис. 1). а имеет простой вид трех основных изолированных пиков абсциссами вершин $\lambda_1 = 0,19, \lambda_2 = 0,58$ и $\lambda_3 = 0,98$, равномерно спределенными по частоте: $\lambda_3 - \lambda_2 = 0,40$ и $\lambda_2 - \lambda_1 = 0,39$. Позднее наводит на мысль, что повышенная величина R_{max} для Нева — Новосаратовка (R_{max}=0,86, см. табл. 1), возможно, эясняется именно этой равномерностью частотного спектра и r аналогичная связь должна быть и для других створов.



Рис. 1. Спектральные плотности



рядов годового стока

ł

О том, какой оказалась эта связь для остальных створов, будет сказано ниже. Здесь лишь отметим, что, исходя из опыта р. Нева — Новосаратовка, автор предлагает вычислить искомый параметр ф по формуле

$$\psi = \frac{\lambda_3 - \lambda_2}{\lambda_2 - \lambda_1} , \qquad (5)$$

где λ_1 , λ_2 и λ_3 — частоты вершин трех пиков функции $S(\lambda)$; в дальнейшим эти вершины именуются опорными точками функций $S(\lambda)$.

В соответствии со способом вычисления параметр у предлагается назвать коэффициентом частотной однородности, или коэффициентом частотной структуры временного ряда.

О выборе опорных точек. Из рис. 1 следует, что все $S(\lambda)$ в основном состоят из двух структурных образований: изолироединичных пиков (т. е. отделенных от смежных пиков ванных отрезками $S(\lambda) = 0$) и изолированных групп пиков, в пределах которых по оси частоты $S(\lambda) > 0$. В свою очередь, последние автор подразделяет на два вида: 1) однозначные группы пиков, когда высоты пиков в группе однозначно либо уменьшаются друг за другом (пример — р. Даугава — Даугавпилс, группа пиков в диапазоне что $\lambda = 0,10 \div 0,85$), либо, что встречается редко, возрастают (р. Березина — Бобруйск, $\lambda = 0, 14 \div 0, 62$); 2) неоднозначные группы пиков, при числе пиков больше двух, когда высоты пиков сперва уменьшаются, а затем (обычно последний пик в группе) возрастают (пример — р. Даугава — Витебск, $\lambda = 0,10 \div 0,85$): при этом будем называть неоднозначную группу полной, если число пиков в ней равно четырем, и неполной, если число пиков равно трем. Исходя из этих определений, автор предлагает следующие правила выбора опорных точек, единые для всех рядов.

1. Все три опорные точки выбираются только в вершинах пиков, при этом: а) единичные изолированные пики с максимумом $S(\lambda) < 0,5$ не учитываются и б) пик, вершина которого выбирается как опорная точка, должен быть изолированным хотя бы с одной стороны (следовательно, средние пики в группе всегда исключаются).

2. Первая опорная точка (счет от центра координат) всегда берется в вершине первого целого пика $S(\lambda)$, безразлично является ли он единичным или входит в группу, и если в группу то независимо от его высоты (указанное выше ограничение по вы соте относится только к единичным пикам).

3. Вторая опорная точка выбирается:

а) если первый пик, в вершине которого взята первая опог ная точка, является единичным, то вторая опорная точка беретс в вершине следующего пика, безразлично, единичного (во с усл вием $S(\lambda) \ge 0,50$) или группового;

б) если первый пик, в вершине которого взята первая опорная точка, входит в однозначную группу (знак безразличен) или в неоднозначную неполную группу, то вторая опорная точка выбирается в вершине следующего зе этой группой пика, безразлично, является ли он единичным (с упомянутым ограничением) или групповым;

в) если первый пик, в вершине которого взята первая опорная точка, входит в неоднозначную полную группу, то вторая спорная точка выбирается в вершине последнего, четвертого пика этой группы (пример — р. Днепр — Смоленск, первая и вторая опорная точка в диапазоне λ=0,11÷0,86).

4. Третья опорная точка выбирается в вершине пика, следующего за пиком со второй точкой, безразлично, является ли он единичным ($S(\lambda) \ge 0.50$) или входит в группу.

По этим правилам, на наш взгляд, достаточно конкретным и однозначным, были выбраны показанные на рис. 1 опорные точки для всех 22 рядов. Абсциссы этих точек λ_1 , λ_2 , и λ_3 с точностью примерно $\pm 0,02$ (так как вычисления $S(\lambda)$ производились через 0,03 по частоте, см. выше) и результаты вычислений коэффициента ψ по равенству (5) приведены в табл. 2.

Зависимость (2) и выводы

Итог данной работы — зависимость (2) показана на рис. 2. Точки на поле графика нанесены по данным последних граф табл. 1 и 2; цифры у точек — номера рядов по нумерации в этих таблицах. Сплошная линия, названная автором « ψ -функцией» годового стока, проведена как средняя в поле точек. Отклонения точек $\Delta\psi$ от этой средней в подаваляющем большинстве минимальны—не свыше $\pm 0,02$; максимальное отклонение $\Delta\psi = \pm 0,04 \div 0,05$ имеют лишь две точки № 16 и 18 (Волга — Горький и Волга — Ельцы).

В целом ф-функция годового стока имеет вид правильной косинусоиды со вставкой двух асимптот, симметричных относительно центральной ординаты ф == 1,0. Период ф-функции на всем ее протяжении, включая и асимптомы, θ_ψ == 0,72 == const, что особенно наглядно подтверждается хорошей апроксимацией «дальних» точек № 10, 20, 21 и 22.

Интересно, что период $\theta_{\psi} = 0.72$ кратен 2π в градусном выражении, из чего по меньшей мере можно извлечь предпосылку о предельном максимуме ψ -функции $\psi = 3.60$ (0.72×5), рассматривая численно большие значения ψ как дополнения к данной величине. Это отражено на рис. 2, где показано совмещение на оси абсцисс величин $\psi = 0$ и $\psi = 3.60$, а также отмечена точка стыковки правой и левой ветвей ψ -функции (точка *a*).

Таблица 2

Абсциссы опорных точек на функциях S (λ) и вычисление коэффициента ψ

№ п/п	Река	Створ	Частоты опорных точек					
			λ ₁	λ2	λ ₃	λ ₃ λ ₂	λ2λ1	Ψ
i	·				-			
1	Неман	Смалиненкай	0,22	0,75	1,20	0,45	0,53	0,85
2	Вента	Кульдига	0,17	0,65	1,16	0,51	0,48	1,06
3	Вента	Абава	0,16	0,63	1,16	0,53	0,47	1,13
4	Даугава	Витебск	0,17	0,73	1,25	0,52	0,56	0,93
5	Даугава́	Даугавпилс	0,17	1,26	1,72	0,46	1,09	0,42
6	Днепр	Смоленск	0,17	0,78	1,03	0,25	0,61	0,41
7	Днепр	Орша	0,18	0,78	1,03	0 ,2 5	0,60	0,41
8	Днепр	Киев	0,20	0,46	0,75	0,29	0,26	1,11
9	Днепр	Кременчуг	0,18	0,46	0,76	0,30	0,28	1,07
10	Десна	Брянск	0,16	0,40	1,00	0,60	0,24	2,50
11	Десна	Чернигов	0,18	0,76	1,26	0,50	.0,58	0,86
12	Сож	Славгород	0,17	0,78	1,03	0,25	0,61	0,41
13	Сож	Гомель	0,17	0,77	1,02	0,25	0,60	0,42
14	Березина	Бобруйск	0,26	0,82	1,04	0,2 2	.0,56	0,39
15	Нева	Новосаратовка	0,19	0,58	0,98	0,40	0,39	1,02
16	Волга	Ельцы	0,22	0,74	0,97	0,23	0,52	0,44
17	Волга 🧹	Старица	0,18	0,74	1,00	0,26	0,56	0,46
18	Волга	Горький	0,19	0,98	1,32	0,34	0,79	0,43
19	Ока	Орел	0,24	0,47	0,90	0,43	0, 2 3	1,87
2 0	Ока	Калуга	0,16	0,38	1,00	0,62	0,22	2,82
21	Ока	Муром	0,18	0,46	1,28	0,82	0,28	2,93
22	Унжа	Макарьев	0,17	0,40	1,10	0,70	0,23	3,04 💡
			н на 1					¥

Амплитуда ф-функции A_{ψ} постоянна лишь в периодической части функции, где она равна 0,325 (0,50÷0,825); на центральной ординате ψ =1,0, A_{ψ} возрастает до 0,50 (0,50÷1,0); однако из-за отсутствия экспериментальных точек с \overline{R}_{max} >0,86 это нуждается в проверке (поэтому асимптоты в диапазоне \overline{R}_{max} =0,90÷1,00 проведены на рис. 2 пунктиром).



Рис. 2. ф-функция рядов годового стока

Хорошая аппроксимация ф-функций экспериментальными точками и ее математическая однородность уверенно свидетельствуют, по мнению автора, о реальности внутренних динамикостатистических закономерностей во всех рассмотренных рядах годового стока. При отсутствии этих закономерностей, а также при необоснованности и случайности корреляционных функций годо-

вого стока и производных от них значений \overline{R}_{max} и $S(\lambda)$, построение единой для всех рассмотренных рядов, правильно периодической ψ -функции с большой амплитудой A_{ψ} было бы в принципе невозможным. Таким образом:

1. Основным результатом данной работы является доказательство реальности и всеобщности динамико-статистических закономерностей в рассмотренных рядах годового стока, а так как закономерности эти имеют статистическую природу, — то и косвенным доказательством реальности их во всех вообще естественных макропроцессах.

Кроме того, полученный результат свидетельствует об обоснованности предложенного автором коэффициента частотной однородности ψ и способа его вычисления.

2. Получено объяснение приведенных выше данных о большой амплитуде колебания \overline{R}_{max} для разных рядов стока и величин $\overline{R}_{max} < 0,60$ для некоторых из них. Это объясняется различным для разных рядов значением коэффициента ф, находящимися в периодической связи с \overline{R}_{max} . Поэтому, и большая амплитуда колебания \overline{R}_{max} и случаи $\overline{R}_{max} < 0,60$ есть следствие не разной меры случайности корреляционных функций разных рядов, а различной частотной структуры их спектров.

3. Последнее, в свою очередь открывает принципиальную возможность усоверенствования динамико-статистического метода прогнозирования, т. е. повышения его эффективности путем предварительной трансформации прогнозируемых рядов с целью приведения их естественных коэффициентов ψ к ближайшему максимуму ψ -функции или к центральной ее ординате $\psi = 1,0$. В прошлом автором предпринималось несколько попыток предварительной трансформации отдельных временных рядов для повышения эффективности их прогнозирования, но из-за отсутствия теоретической базы большинство их было безуспешными. Результат данной работы впервые открывает возможность целенаправленного решения этой проблемы.

4. Доказательство реальности динамико-статистических закономерностей в рядах годового стока одновременно есть и доказательство ошибочности моделирования этих рядов в виде простых цепей Маркова. А так как из этой модели исходят по сути дела все современные методы расчета речного стока, то, следовательно, результат данной работы свидетельствует о необходимости пересмотра этих методов и их соверщенствования.

Автор выражает признательность студентке-дипломантке ЛГМИ 1975 г. М. Т. Корнеевой и инженерам В. Г. Гвоздевой и Н. И. Шаминой за помощь в работе.

156

ЛИТЕРАТУРА

- 1. Алехин Ю. М. Статистические прогнозы в геофизике. Из-во ЛГУ, 1963. 86 с.
- Алехин Ю. М. Динамико-статистический метод прогнозирования. Материалы IV Гидрологического съезда, т. VII. Гидрометеоиздат, Л., 1976, с. 6—13.
- Алехин Ю. М. Проблема причинности в гидрометеорологических прогнозах большой заблаогвременности. Труды ЛГМИ, вып. 35, 1969, с. 39—45.
- 4. Алехин Ю. М. О некоторых проблемных вопросах динамико-статистического метода прогнозирования. Труды ЛГМИ, вып. 56, 1975, с. 3—21.
- 5. Гвоздева В. Г. Комплексная программа прогнозирования на ЭВМ динамико-статистическим методом Ю. М. Алехина. Труды ЛГМИ, вып. 47, 1972, с. 115—123.

ЧАН-ТХАНЬ-СУАН (ЛГМИ)

ПРОСТРАНСТВЕННОЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЕ НОРМЫ СТОКА НА ТЕРРИТОРИИ ВЬЕТНАМА

До настоящего времени в литературе нет сведений по норме стока (y) для территории Вьетнама, особенно это относится к южным районам страны. В то же время данные по стоку представляют большой интерес для многих отраслей возражденного хозяйства Социалистической республики Вьетнам (СРВ). Поэтому в данной статье предпринята первая попытка по построению карты нормы стока для всей территории Вьетнама.

Освещенность рассматриваемой территории данными непосредственных наблюдений за стоком очень неравномерная. Это же относится к материалам наблюдений за стокообразующими факторами. Поэтому при построении карты нормы стока (\overline{q} л/с·км²) для отдельных районов использовались различные методы определения величины.

В целом приводимая ниже карта q построена по данным величин среднего годового стока 125 водосборных бассейнов с площадями (F), заключенными в пределах $100 < F < 10\,000$ км². Причем для 27 водосборов значения q определялись по фактическим материалам наблюдений, для 98 водосборов — по связи стока с атмосферными осадками, выпадающими на их поверхность. При построении карты стока для юга СРВ использовались также нормы стока 15 водосборов, расположенных в приграничных районах Кампучии и Лаоса, из которых по семи водосбросам имелись материалы непосредственных наблюдений.

Для сухих районов, где годовая сумма осадков (x) меньше 1500 мм, значения \overline{q} для некоторых водосборов определялись на основе уравнения водного баланса: по разности средних значений осадков и испарения (E). В этих местах фактические годовые величины x на водосборах меньше, чем если бы брать значения xпо данным, использованным для построения y=f(x). Особенно это относится к южной части центрального района страны. В равнинных районах определение водоразделов речных бассейнов представляет большую сложность. Поэтому величины \overline{q} оценивались на основе связи местного стока с осадками. Для горной местности учитывалась изменчивость y с высотой местности над уровнем моря. Выше указанные обстоятельства обусловили различный масштаб карты нормы стока. Для территории всей СРВ он принят равным 1:2000 000, применительно к северной части страны (севернее 17° с. ш.) — масштаб 1:1000 000.

Полученные данные по норме стока свидетельствуют о большой пространственной изменчивости q. Для всей СРВ значения qнаблюдаются в пределах $10 < \overline{q} < 80$ л/с км², что соответствует среднему годовому слою стока 100 < y < 2500 мм. Такие значительные изменения q и тесная их связь с рядом других зональных факторов стока позволили на всей территории Вьетнама выделить девять районов, различающихся нормой стока (см. рисунок).

Из приводимой карты следует, что на преобладающей части страны норма стока составляет около 20—45 л/с \cdot км². Наибольших величин \overline{q} (более 80л/с \cdot км²) достигает в некоторых местах центрального района, где годовые осадки больше 3500 мм и уклон водосборов значителен. Норма стока величиной 50—70 л/с \cdot км² характерна для склонов хребтов, препятствующих движению влагоносных юго-западных и юго-восточных воздушных масс; здесь годовые осадки составляют более 2500 мм.

Наименьшие величины \overline{q} (<10 л/с · км²) отмечаются в сухих районах центральной части страны и в дельте р. Меконг, где годовые осадки менее 1000 мм. В низкогорном Северо-восточном и в среднегорном Северо-западном подрайонах Северного Вьетнама норма стока составляет около 10—20 л/с · км², местами меньше 10 л/с · км². Здесь относительно меньшая величина \overline{q} обусловлена не только малыми осадками (1500 мм и менее), но и известной закарстованностью. Такие же величины нормы стока наблюдаются в южной части центрального района.

На преобладающей части дельты р. Меконг норма стока небольшая (меньше 20 л/с·км²). Это обусловлено тем, что годовое значение испарения достигает около 900—1000 мм и более, а годовые осадки менее 1500 мм. В равнине Северного района (Бак Бо) значения \overline{q} изменяются в пределах от 25 до 30 л/с·км², местами достигают 35 л/с·км². На юго-западном склоне хребта Чыонг-шона норма стока составляет около 30—45 л/с·км².

В горной местности рельеф существенно влияет на норму стока. Это можно судить по следующим косвенным данным. На наветренных к влагоносным ветрам склонах Северного района СРВ в зонах высот более 1500 м норма стока больше 60 л/с \cdot км², в зонах высоты от 100 м до 1500 м — 55—60 л/с \cdot км², в зонах высоты от 100 до 500 м — 30—55 л/с \cdot км². Вертикальный градиент qсоставляет примерно 3 л/с \cdot км² на каждые 100 м высоты. На подветренных склонах хребта, защищенных от юго-западных и юговосточных ветров горами, в зонах высоты менее 1000 м норма стока меньше 30—40 л/с \cdot км², а в некоторых закарствованнных плесах плато норма стока меньше 20 л/с \cdot км².





СОДЕРЖАНИЕ

	Стр.
Проскуряков Б. В. Измерение коэффициента турбулентности в открытых потоках	3
Мандрыкин Г. П. Два метода оценки турбулентной диффузии тепла в воздушной струе, выходящей из градирни	10
Дмитриев С. И., Кащеева Н. Г. Методика расчета интенсивности молеку- лярной диффузии паров жидкости из цилиндрического капилляра при ее испарении	17
Константинов А. Р., Серикова В. В. Математическая аппроксимация кри- вых графических регрессий связи потерь стока и урожайности с определяющими факторами	26
Жуков О. И., Спицын И. П. Гидравлика магистральных каналов водорас- пределительной системы градирен	31
Спицын И. П. Некоторые вопросы гидравлики водораспределительных систем башенных градирен	38
Гончаров В. В. Исследования водоулавливающих устройств градирен	5 4
<i>Толтавцев В. И., Соколова В. А.</i> Об уточнении зависимостей для расчета гидравлических сопротивлений в русловых потоках повышенной шероховатости	62
<i>bedopoв Н. Н.</i> К вопросу об учете бокового сжатия водосливных отверстий	74
ахтиаров В. А., Арсеньев Г. С. Диспетчерское управление водными ресур- сами водохранилищ гидроэлектростанций Северо-Западного эконо- мического района	82
ерденников В. П., Досычева Л. А. Модельные исследования механизма разрушения ледяного покрова вертикальной нагрузкой	95
инников С. Д. Определение температуры поверхности льда конькобеж- ной дорожки методом электротепловых аналогий	111
<i>мьтман В. М.</i> Использование низкопотенциального сбросного тепла ТЭС и АЭС	116
гадков В. А., Арефьев Ю. И. Влияние высоты расположения промышлен- ной площадки над уровнем моря на охлаждающую способность градирен	125
рышников Н. Б. Трансформация поля скоростей руслового потока под влиянием пойменного	129
иехин Ю. М. О связи внутрирядной скоррелированности в гидрометеорологических временных рядах со спектральной структурой этих рядов (на примере рядов годового речного стока)	145
<i>н-Тхань-Суан.</i> Пространственное распределение нормы стока на тер- ритории Вьетнама	158

Межведомственный сборник, вып. 67

гидрология суши

Гидрофизика и гидравлика

Редактор И. Г. Максимова Корректор Л. В. Ломакина

М-09561. Сдано в набор 31/I 1978 г. Подписано к печати 14/VII 1978 Формат бумаги 60×90¹/₁₆. Бумага типографская № 1. Тираж 500 э Объем 10 п. л. Уч.-изд. л. 10. Зак. 97. Цена 1 р. 50 Темплан 1978 г., поз. 518.

Издание ЛПИ им. М. И. Калинина, 195251, Ленинград, Политехническая ул.,

-Типография 6 ВОК ВМФ

УДК 532.517.4

Измерение коэффициента турбулентности в открытых потоках. Проскуряков Б. В. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 3—9. (ЛГМИ).

Теоретически обоснована простая методика определения коэффициента турбулентности в полевых условиях. Приведено сравнение предложенной методики с методикой И. К. Никитина и представлена схема прибора для ее реализации.

Табл. 1. Ил. 5. Библ. 4.

УДК 532.529.3: 536.2: 621.175

Два метода оценки турбулентной диффузии тепла в воздушной струе, выходящей из градирни. Мандрыкин Г. П. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 10—16. (ЛГМИ).

Предложены экспериментальный и теоретический методы оценки роли турблуентной диффузии в переносе тепла от струи воздуха, выходящей из градирни, в окружающее пространство. Представлены результаты эксперимента на модели и расчета для конкретной градирни.

Ил. З. Библ. 7.

УДК 631.432+536.423.1

Методика расчета интенсивности молекулярной диффузии паров жидкости из цилиндрического капилляра при ее испарении. Дмитриев С. И., Кащеева Н. Г. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 17—25. (ЛГМИ).

В работе получила дальнейшее развитие теория капиллярного испарения, основанная на решении пространственной задачи диффузии паров жидкости в капилляре. Дано решение задачи для капилляра полуограниченной длины. Согласно этой теории, интенсивность капиллярного испарения, при прочих равных условиях, зависит от радиуса капилляра и соотношения его поперечного а продольного размеров. Показано, что разработанная теория хорошо соглаучется с данными лабораторных экспериментов.

Ил. З. Библ. 7.

/ДК 556.133:631.165

Математическая аппроксимация кривых графических регрессий связи потерь тока и урожайности с определяющими факторами. Константинов А. Р., серикова В. В. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 36—30. ЛГМИ).

Предложен способ математической аппроксимации кривых графических егрессий, полученных остаточным методом статистического анализа связи этерь стока на водосборе и урожайности с определяющими факторами. Граики характеризуют трехкомпонентную связь и представляют собой семейво соосных эллипсов, по-разному ориентированных на плоскости.

Ил. З. Библ. З.



УДК 532.54:628.1

Гидравлика магистральных жаналов водораспределительной системы градирен. Жуков О. И., Спицын И. П. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 31—37. (ЛГМИ).

Изложены результаты теоретического и экспериментального исследования основных гидравлических характеристик магистральных каналов водораспределительной системы башенных градирен большой производительности. Полученные зависимости и данные опытов позволяют рассчитать основные размеры канала для распределения заданного расхода воды с требуемой равномерностью по оросителю, определить коэффициенты сопротивления на входе в рабочие трубопроводы и получить представление о поле скоростей в потоке с переменным расходом по длине.

Ил. З. Библ. 5.

УДК 532.542.001.5

Некоторые вопросы гидравлики водораспределительных систем башенных градирен. Спицын И. П. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 38—53. (ЛГМИ).

Изложены результаты экспериментального исследования гидравлических токазателей разбрызгивающего устройства, состоящего из коноидального насадса и конического отражателя. Результаты исследования представлены в виде налитических и безразмерных графических зависимостей, позволяющих, при заданной плотности и коэффициенте неравномерности орошения рассчитать разлеры сетки расположения устройств и напор в водораспределительной системе.

Ил. 5. Библ 8.

′ДК 532.54.001.5

Исследования водоулавливающих устройств градирен. Гончаров В. В. 1ежведомственный сб. изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 54—61. (ЛГМИ).

Изложены результаты лабораторных исследований водоулавливающих стройств градирен.

Приведены данные по испытанию конструкций устройств, выполненных из зрева, асбестоцемента, металлической сетки, пластмассы.

Выбор вариантов конструкций сделан на основании сопоставительных хаиктеристик.

Содержится материал по перспективным работам в направлении совершенвования водоулавливающих устройств.

Табл. 2. Ил. 1.

 $\mathbf{2}$



УДК 532.501.312

Об уточнении зависимостей для расчета гидравлических сопротивлений в русловых потоках повышенной шероховатости. Полтавцев В. И., Соколова В. А. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 62—73. (ЛГМИ).

Рассмотрены результаты экспериментального исследования, дополняющего малоизученную область закономерностей гидравлических сопротивлений для русловых потоков с повышенной шероховатостью. Выполнен анализ опытных данных в безразмерных критериальных координатах, в результате чего получены уточненные расчетные зависимости степенного вида для средней скорости потока, коэффициента Шези и коэффициента сопротивления.

Табл. 2. Ил. 2. Библ. 20.

УДК, 532.59:627.835

К вопросу об учете бокового сжатия водосливных отверстий. Федоо в Н. Н. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 74—81. (ЛГМИ).

На основе обобщения зарубежного опыта показана необоснованность прииенения формулы Френсиса для определения коэффициента бокового сжатия одосливных отверстий. В зарубежных источниках рекомендуется определять оследний, приняв за аналог истечение через незатопленный тонкостенный водолив с боковым сжатием. Как показало выполненное автором сравнение, опрееленные таким путем коэффициенты бокового сжатия хорошо согласуются вычисленными по формуле А. Р. Березинского.

Табл. 1. Ил. 2. Библ. 11.

ДК 556.18

Диспетчерское управление водными ресурсами водохранилищ гидроэлектроанций Северо-Западного экономического района. Бахтиаров В. А., рсеньев Г. С. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 82—94. ГГМИ).

Приведены результаты исследований, позволивших разработать метод раста и построения диспетчерских правил управления водными ресурсами водоанилищ, осуществляющих компенсирующее регулирование с учетом эффекта инхронности стока на реках района.

Исследования проводились с применением ЭВМ, а эффект регулирования оверялся путем реализации его на материалах гидрологических наблюдений характерный период.

3

Табл. 2. Ил. 2. Библ. 10.



УДК 551.321.8: 539.4

Модельные исследования механизма разрушения ледяного покрова вертикальной нагрузкой. Берденников В. П., Досычева Л. А. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 95—110. (ЛГМИ).

Рассмотрены результаты модельных исследований поведения ледяного покрова при центральной и краевой нагрузке.

Пересчет данных моделей на натуру, в соответствии с натурными данными, почерпнутыми из литературы, приводит к заключению о том, что аналитические решения задачи Герца и других авторов не дают ответа на вопрос о максимальной несущей способности ледяного покрова.

Табл. 4. Ил. 3. Библ. 8.

УДК 536.2:681.332

Определение температуры поверхности льда конькобежной дорожки методом электротепловых аналогий. Винников С. Д. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 111—115. (ЛГМИ).

Изложены результаты электромоделирования температурного поля в сечении слоистой плиты искусственной конькобежной дорожки.

Исследования выполнялись с целью выявления температурной неравномерности на поверхности льда этой дорожки.

Ил. 1. Библ. 1.

УДК 631.344.8

Использование низкопотенциального сбросного тепла ТЭС и АЭС. Альтман В. М. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 116—124. (ЛГМИ).

Изложены возможные пути использования сбросного низкопотенциального гепла электростанций (с оборотными системами технического водоснабжения с башенными градирнями) для обогрева теплиц.

Приведены некоторые технологические и технико-экономические показатели теплиц-охладителей с обогревом сбросным теплом.

Рассмотрены преимущества и недостатки предлагаемых схем использования бросного тепла и даны выводы о перспективах использования сбросного тепла илектростанций в народном хозяйстве.

Ил. 4.



УДК 536.2:621.175

Влияние высоты расположения промышленной площадки над уровнем моря на охлаждающую способность градирен. Гладков В. А., Арефьев Ю. И. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 125—128. (ЛГМИ).

Изложен метод учета поправок к плотности орошения при расчете градирен, располагаемых на значительной высоте над уровнем моря.

Ил. З.

УДК 556.536

Трансформация поля скоростей руслового потока под влиянием пойменного. Барышников Н. Б. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. /66, с. 129—144. (ЛГМИ).

По данным натурных наблюдений выполнен анализ трансформации полей скоростеъ руслового потока под влиянием пойменного. Выделен дополнительный, пятый тип взаимодействия руслового и пойменного потоков, характеризующийся изменением направления динамических осей потоков при изменении уровня воды.

Табл. 2. Ил. 5. Библ. 11.

УДК 556.06

О связи внутрирядной скоррелированности в гидрометеорологических временных рядах со спектральной структурой этих рядов (на примере рядов годоюго речного стока). А лехин Ю. М. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, зып. 67, с. 145—157. (ЛГМИ).

Изложена открытая автором функциональная периодическая связь интеральной скоррелированности рядов годового стока рек с частотной спектральой структурой этих рядов. Впервые предложены численная характеристика астотной структуры спектральных плотностей временных рядов — коэффициент и ф-функция годового стока, описывающая указанную выше функциональую периодическую связь. В итоге обосновывается вывод о реальности внутрених динамико-статистических закономерностей в рядах годового стока и ошиочности описания этих рядов простыми цепями Маркова.

Табл. 2. Ил. 2. Библ. 4.

-5



УДК 556.165(597)

Пространственное распределение нормы стока на территории Вьетнама. Чан-Тхань-Суан. Межведомственный сб., изд. ЛПИ, 1978, вып. 67, с. 158—160. (ЛГМИ).

На основе обработки и анализа исходных материалов наблюдений за речным стоком, атмосферными осадками и по косвенным данным впервые получены величины стока для всей территории СРВ. Эта материалы и данные позволили представить пространственное распределение нормы стока — важнейшей гидрологической характеристики природных условий Въетнама.

6

Ил. 1.

